

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



Université Ibn Khaldoun de Tiaret
Faculté des Sciences Appliquées
Département de Génie Mécanique



Laboratoire de Recherche des Technologies Industrielles

THÈSE

Pour l'obtention du diplôme de
Doctorat 3^{ème} cycle LMD

Domaine : Sciences et Technologie

Filière : Génie Mécanique

Spécialité : Énergétique

Thème

**Modélisation et simulation des échanges
thermiques dans la zone de coupe :
Application à l'usinage dur.**

Présentée par :
Monsieur AICH Zoubir

Soutenue publiquement le 27/06/2024, devant le Jury composé de :

MM.

MEKROUSSI Said	Professeur (Université de Tiaret)	Président
HADDOUCHE Kamel	Professeur (Université de Tiaret)	Encadrant
MERGHACHE Sidi Mohammed	Professeur (Université de Tissemsilt)	Examineur
HAMDI Amine	MCA (Université de Tissemsilt)	Examineur
AISSAT Sahraoui	Professeur (Université de Tiaret)	Examineur
ABED Belkacem	MCA (Université de Tiaret)	Examineur

Année universitaire : 2023 – 2024

Dédicace

À

Mes chers parents pour m'avoir soutenu à chaque étape.

Mes frères pour leur joie et leur soutien inconditionnel.

Mes amis pour leur amitié fidèle.

Remerciements

Je tiens tout d'abord à exprimer ma profonde gratitude envers Monsieur HADDOUCHE Kamel, Professeur à l'Université de Tiaret et Directeur de ma thèse, pour sa précieuse orientation, sa disponibilité, ses conseils éclairés et son soutien tout au long du parcours de ma formation doctorale. Je tiens à souligner son implication éminente et ses précieux conseils qui ont considérablement contribué à l'aboutissement de cette thèse. De plus, en tant que Directeur du laboratoire de recherche des Technologies Industrielles, il m'a disposé l'équipement informatique requis pour les simulations numériques.

Je remercie vivement Monsieur MEKROUSSI Said, Professeur à l'Université de Tiaret, pour avoir accepté de présider le Jury de soutenance. Je tiens également à adresser mes remerciements aux membres du Jury Messieurs MERGHACHE Sidi Mohammed et HAMDI Amine, respectivement Professeur et MCA à l'Université de Tissemsilt, pour avoir pris la peine d'expertise de mon travail. Aussi, mes remerciements vont à mes enseignants Messieurs AISSAT Sahraoui et ABED Belkacem, respectivement Professeur et MCA à l'Université de Tiaret, d'avoir accepté de faire partie du Jury pour examiner mon travail.

Aussi, je suis reconnaissant envers tous mes enseignants du département de Génie Mécanique et envers Messieurs DJELLOULI Khaled, GHEZAL Abdelhamid et HACHEMI Islam, Doctorants au laboratoire des Technologies Industrielles, pour leur soutien précieux, leurs conseils avisés et l'assistance inestimable.

Je tiens à exprimer ma sincère gratitude à ma famille et à mes amis pour leur soutien indéfectible et leur motivation ; leur contribution a été un pilier fondamental pour la réussite.

Enfin, je ne saurais terminer cette énumération de remerciements sans y associer toute personne qui a participé de près ou de loin à l'achèvement de ce modeste travail.

Table des matières

Table des matières	i
Liste des figures	iv
Liste des tableaux	vi
Nomenclature	vii

Introduction générale	1
-----------------------	---

Chapitre I : Aspects mécaniques et thermiques liés au procédé de coupe

I.1. Introduction	3
I.2. Procédé de coupe	3
I.2.1. Conditions de coupe	4
I.2.1.1. Matériau usiné	4
I.2.1.2. Outil de coupe	5
I.2.1.3. Paramètres de coupe en tournage	6
I.2.2. Coupe orthogonale	8
I.2.3. Zones de cisaillement	8
I.2.2.1. Zone de cisaillement primaire	9
I.2.2.2. Zone de cisaillement secondaire	9
I.2.2.3. Zone de cisaillement tertiaire	10
I.3. Aspects thermiques liés au procédé de coupe	10
I.3.1. Déformation plastique	10
I.3.2. Frottement	10
I.3.3. Calcul des termes sources	11
I.4. Techniques de mesure de la température de coupe	12
I.4.1. Pyromètres	12
I.4.2. Photographie infrarouge	13
I.4.3. Peintures thermiques	14
I.4.4. Poudres fines	15
I.4.5. Technique des revêtements PVD	17
I.4.6. Techniques métallographiques	18
I.4.7. Thermocouples	19
I.4.7.1. Thermocouple intégré	20
I.4.7.2. Thermocouple outil-pièce	20
I.4.7.3. Thermocouple transversal	21
I.4.7.4. Thermocouple à fil unique	22
I.4.7.5. Thermocouple à couche mince	23
I.5. Conclusion	24

Chapitre II : Synthèse bibliographique sur l'approche numérique par EF en usinage

II.1. Introduction	25
II.2. Synthèse sur l'application de la méthode des éléments finis en usinage	25

II.2.1.	Bases de la modélisation par éléments finis en usinage.....	26
II.2.1.1.	Modélisation géométrique	26
II.2.1.2.	Modélisations mécanique et thermique	27
II.2.1.3.	Modélisation du matériau usiné.....	29
II.2.1.4.	Modélisation du frottement.....	31
II.2.1.5.	Modélisation de la séparation du copeau	32
II.2.2.	Formulations de l’approche par éléments finis en usinage	33
II.2.2.1.	Formulation Lagrangienne.....	33
II.2.2.2.	Formulation Eulérienne	34
II.2.2.3.	Formulation arbitraire Lagrangienne-Eulérienne	35
II.2.2.4.	Formulation couplée Eulérienne-Lagrangienne.....	36
II.2.3.	Solveurs explicites et implicites.....	38
II.3.	Caractéristiques du procédé de coupe	42
II.3.1.	Formation du copeau.....	42
II.3.1.1.	Copeau continu	42
II.3.1.2.	Copeau discontinu.....	42
II.3.1.3.	Longueur de contact outil-copeau.....	45
II.3.2.	Efforts de coupe	45
II.3.3.	Température de coupe	46
II.3.4.	Matériaux de revêtements et usure des outils de coupe	49
II.3.5.	Intégrité de surface	50
II.4.	Conclusion.....	52

Chapitre III : Modélisations analytique et numérique de la coupe de l’acier AISI 1045

III.1.	Introduction	54
III.2.	Modélisation analytique de la coupe orthogonale	54
III.2.1.	Modélisation mécanique	54
III.2.2.	Modélisation thermique.....	55
III.2.3.	Modélisation thermomécanique	56
III.2.3.1.	Analyse du cisaillement primaire	58
III.2.3.2.	Analyse du cisaillement secondaire.....	59
III.2.3.3.	Détermination des inconnues du modèle d’Oxley.....	61
III.3.	Corrections apportées au modèle thermomécanique d’Oxley.....	61
III.4.	Modélisation numérique de la coupe orthogonale.....	64
III.5.	Données pour la simulation des modèles	66
III.5.1.	Matériau usiné et conditions de coupe	66
III.5.2.	Propriétés rhéologiques du matériau usiné.....	67
III.5.3.	Propriétés mécaniques et thermophysiques du matériau usiné	68
III.6.	Résultats de simulation et discussions.....	68
III.6.1.	Simulation du modèle d’Oxley sans et avec corrections.....	68
III.6.2.	Simulation des modèles numériques	73
III.6.3.	Confrontation des résultats de simulation	74
III.6.4.	Contours de température et flux thermiques	79
III.7.	Conclusion.....	83

Chapitre IV : Modélisation et simulation de la coupe orthogonale de l'acier AISI 52100

IV.1. Introduction	85
IV.2. Identification des paramètres rhéologiques de l'acier dur AISI 52100.....	85
IV.2.1. Courbes de traction rationnelles	87
IV.2.2. Procédure d'identification des paramètres rhéologiques de l'acier AISI 52100.....	89
IV.3. Modélisation analytique de la coupe orthogonale de l'acier AISI 52100	92
IV.4. Modèle numérique de la coupe orthogonale de l'acier AISI 52100.....	93
IV.5. Données de simulation des modèles.....	94
IV.5.1. Propriétés physiques du matériau usiné et de l'outil de coupe	94
IV.5.2. Modèle de frottement	95
IV.5.3. Conditions de coupe	95
IV.6. Résultats de simulation et discussions.....	96
IV.6.1. Confrontation des résultats pour l'effort de coupe.....	96
IV.6.2. Confrontation des résultats pour la température	97
IV.6.3. Evaluation des performances des modèles prédictifs.....	99
IV.6.4. Contours de flux thermiques	101
IV.7. Conclusion.....	102
Conclusion générale et perspectives	104
Références bibliographiques	
Annexes	
Résumé	

Liste des figures

Chapitre I : Aspects mécaniques et thermiques liés au procédé de coupe

Figure I.1 : Procédé de coupe : (A) opération de tournage, (B) outil de coupe [1], [2].....	5
Figure I.2 : Outils à arête unique [3].	5
Figure I.3 : Outils à arêtes multiples [3].....	6
Figure I.4 : Relation dureté-température pour les matériaux de coupe (Bagur, 2020).	6
Figure I.5 : Configuration de coupe orthogonale (Makhfi, 2018).....	8
Figure I.6 : Zones de cisaillement pour le procédé de coupe.	9
Figure I.7 : Sources de chaleur générées lors la coupe.	11
Figure I.8 : Techniques de mesure de la température.	12
Figure I.9 : Configuration pour la mesure de la température par photographie IR.....	13
Figure I.10 : Technique de peinture thermique (Murthy et al., 2014).	15
Figure I.11 : Distributions de température pour des outils : (A) en carbure, (B) en cermet, (C) en céramique (Kato et al., 1976).....	16
Figure I.12 : Principe du thermocouple.....	19
Figure I.13 : Thermocouple intégré (Chen et al., 2017).....	20
Figure I.14 : Principe d'un thermocouple outil-pièce (Moura et al., 2015).	21
Figure I.15 : Principe d'un thermocouple transversal (Arndt & Brown, 1967).	22
Figure I.16 : Thermocouple à fil unique (Dewes et al., 1999).	23
Figure I.17 : Thermocouple à couches minces (Li et al., 2019).....	23

Chapitre II : Synthèse bibliographique sur l'approche numérique par EF en usinage

Figure II.1 : Géométrie de l'outil pour le modèle numérique (Xie et al., 2005).	26
Figure II.2 : Modes de transfert thermique lors de l'interaction outil-matière (Sadeghifar et al., 2018).....	29
Figure II.3 : Méthodes utilisées pour la modélisation de séparation du copeau.	33
Figure II.4 : Mouvement de maillage pour la formulation Lagrangienne.	34
Figure II.5 : Mouvement de maillage pour la formulation Eulérienne.	35
Figure II.6 : Mouvement de maillage pour la formulation ALE.....	36
Figure II.7 : Modèle développé pour la formulation CEL (Xu et al., 2021).....	36
Figure II.8 : Fraction Volumique Eulérienne (Xu et al., 2021).	37
Figure II.9 : Caractéristiques des solveurs explicite et implicite (Sadeghifar et al., 2018). ...	39
Figure II.10 : Approche de prédiction des contraintes résiduelles (Nasr et al., 2008).....	40
Figure II.11 : Couche sacrifiée pour la séparation du copeau (Subbiah & Melkote, 2008). ..	43
Figure II.12 : Formation des copeaux continu et discontinu (Calamaz et al., 2008).	44
Figure II.13 : Champs de température pour différentes contraintes (Arrazola & Özel, 2010).	47
Figure II.14 : Distribution de la température dans la zone de coupe (Calamaz et al., 2008)..	48
Figure II.15 : Modèles de maillage pour un outil revêtu TiC/Al ₂ O ₃ /TiN (Yen et al., 2004) :	49
Figure II.16 : Phases de prédiction de l'usure d'outil à l'aide de Deform (Yen et al., 2002)...	50

Figure II.17 : Méthode d'extraction des contraintes résiduelles :	51
--	----

Chapitre III : Modélisations analytique et numérique de la coupe de l'acier AISI 1045

Figure III.1 : Représentation graphique du modèle d'Oxley.	56
Figure III.2 : Profil des vitesses.	57
Figure III.3 : Diagramme des vitesses.	58
Figure III.4 : Répartitions typiques des contraintes à l'interface outil-copeau.	62
Figure III.5 : Modèle ALE développé (A).	65
Figure III.6 : Modèle ALE développé (B).	65
Figure III.7 : Evolutions de la contrainte normale à l'interface outil-copeau (Karpaz et Özel, 2006).	71
Figure III.8 : Valeurs du coefficient de frottement à l'interface outil-copeau.	73
Figure III.9 : Composantes tangentielles (F_c) de l'effort de coupe mesurée et prédite.	74
Figure III.10 : Composantes d'avance (F_f) de l'effort de coupe mesurée et prédite.	74
Figure III.11 : Températures (T_{int}) mesurée et prédite.	75
Figure III.12 : Epaisseurs du copeau (t_c) mesurée et prédite.	75
Figure III.13 : Contours de la température dans la zone de coupe (Modèles A et B).	81
Figure III.14 : Répartition du flux de chaleur résultant (Modèles A et B).	83

Chapitre IV : Modélisation et simulation de la coupe orthogonale de l'acier AISI 52100

Figure IV.1 : Géométrie et dimensions de l'éprouvette (Guo & Liu, 2002b).	86
Figure IV.2 : Comportement de l'éprouvette en simulation numérique.	86
Figure IV.3 : Courbes de traction conventionnelles pour l'acier AISI 52100.	87
Figure IV.4 : Comportement de l'éprouvette en traction.	88
Figure IV.5 : Courbes de traction conventionnelle et rationnelle (AISI 52100 – 62 HRC)...	88
Figure IV.6 : Relation entre $\ln(\sigma-A)$ et $\ln \epsilon$	90
Figure IV.7 : Courbes de traction pour : (A) 200 °C, (B) 400 °C.	92
Figure IV.8 : Modèle numérique développé.	93
Figure IV.9 : Choix du maillage pour le modèle ALE développé.	94
Figure IV.10 : Confrontation des résultats pour la composante (F_c).	96
Figure IV.11 : Confrontation des résultats pour la composante (F_f).	96
Figure IV.12 : Histogramme de la température (T_{int}).	97
Figure IV.13 : Contours de la température dans la zone de coupe : (A) Modèle numérique développé dans la référence (Ramesh & Melkote, 2008), (B) Modèle ALE développé (Aich et al., 2023a).	98
Figure IV.14 : Contours de température dans la zone de coupe (Modèle ALE).	99
Figure IV.15 : Répartition du flux de chaleur résultant (Modèle ALE).	102

Liste des tableaux

Chapitre I : Aspects mécaniques et thermiques liés au procédé de coupe

Tableau I.1 : Température de fusion des poudres (Kato et al., 1976).....	16
Tableau I.2 : Matériaux à film PVD et points de fusion (Kato & Fujii, 1996).....	17

Chapitre II : Synthèse bibliographique sur l'approche numérique par EF en usinage

Tableau II.1 : Coefficients de conductance thermique utilisés dans la littérature.	28
Tableau II.2 : Coefficients de convection thermique utilisés dans la littérature.....	29
Tableau II.3 : Modèles rhéologiques du matériau usiné.....	30
Tableau II.4 : Modèles de frottement.	31
Tableau II.5 : Avantages et inconvénients des différentes formulations.	38
Tableau II.6 : Prociels d'éléments finis utilisés dans les simulations de la coupe.....	41

Chapitre III : Modélisations analytique et numérique de la coupe de l'acier AISI 1045

Tableau III.1 : Composition chimique de l'AISI 1045 utilisé (Ivester et al., 2000).	66
Tableau III.2 : Conditions de coupe (Ivester et al., 2000).	67
Tableau III.3 : Paramètres de J-C pour l'acier AISI 1045.	68
Tableau III.4 : Propriétés de l'acier AISI 1045 (Adibi-Sedeh et al., 2005).	68
Tableau III.5 : Résultats de simulation du modèle d'Oxley (sans corrections).....	69
Tableau III.6 : Résultats de simulation du modèle d'Oxley corrigé.....	70
Tableau III.7 : MAPE pour la composante de l'effort de coupe (F_c).	76
Tableau III.8 : MAPE pour la composante de l'effort de coupe (F_f).....	77
Tableau III.9 : MAPE pour la température à l'interface outil-copeau (T_{int}).....	77
Tableau III.10 : MAPE pour l'épaisseur du copeau (t_c).	78
Tableau III.11 : Valeurs des différentes MAPE.	78

Chapitre IV : Modélisation et simulation de la coupe orthogonale de l'acier AISI 52100

Tableau IV.1 : Paramètres de la loi de J-C pour l'acier AISI 52100 (62 HRC).....	85
Tableau IV.2 : Valeurs de la limite élastique pour différentes températures (Guo & Liu, 2002b).....	89
Tableau IV.3 : Valeurs de la contrainte et de la déformation pour différentes températures (Guo & Liu, 2002b).	91
Tableau IV.4 : Paramètres rhéologiques identifiés pour l'acier AISI 52100.....	91
Tableau IV.5 : Propriétés physiques du matériau usiné (Ramesh & Melkote, 2008).....	94
Tableau IV.6 : Propriétés physiques de l'outil de coupe (Ramesh & Melkote, 2008).	95
Tableau IV.7 : Conditions de coupe utilisées (Ramesh & Melkote, 2008).	95
Tableau IV.8 : Confrontation des résultats pour la composante (F_c).....	99
Tableau IV.9 : Confrontation des résultats pour la composante (F_f).	100
Tableau IV.10 : Confrontation des résultats pour la température (T_{int}).	100

Nomenclature

Symbole	Désignation	Unité
A, B	Paramètres de la loi rhéologique de Johnson-Cook	(MPa)
a	Exposant de la distribution de la contrainte normale à l'interface outil-copeau	
a_p	Profondeur de passe	(mm)
C_o	Constante de la vitesse de déformation d'Oxley	
C_p	Chaleur spécifique	(J/kg·°C)
D	Diamètre de la pièce	(mm)
D_1, \dots, D_5	Coefficients du modèle d'endommagement de J-C	
E	Module d'Young	(GPa)
Ef	Effusivité thermique	(W/m ² ·K·s ^{-1/2})
Ef_p, Ef_t	Effusivité thermique : pièce, outil de coupe	(W/m ² ·K·s ^{-1/2})
F, F_s	Effort tangentiel au plan de cisaillement : secondaire, primaire	(N)
F_c	Composante tangentielle de l'effort de coupe	(N)
F_f	Composante d'avance de l'effort de coupe	(N)
F_N, N	Effort normal au plan de cisaillement : primaire, secondaire	(N)
f	Avance	(mm/tr)
f_x, f_y	Forces volumiques selon les axes x et y	(N/kg)
$H_c, H_N, H_{ci (0\div 2)}$	Coefficients de correction	
h	Longueur de contact outil-copeau	(mm)
h_{cond}	Coefficient d'échange thermique par conduction à l'interface outil-copeau	(W/m ² ·K)
h_{conv}	Coefficient d'échange thermique par convection entre la pièce et l'environnement	(W/m ² ·K)
h_p	Longueur de contact outil-copeau pour la zone de déformation	(mm)
h_s	Epaisseur ou hauteur de la bande de cisaillement primaire	(mm)
K	Conductivité thermique	(W/m·°C)
k	Contrainte d'écoulement de cisaillement	(MPa)
k_{AB}, k_{cop}	Contrainte d'écoulement de cisaillement : primaire, secondaire	(MPa)
L	Longueur de l'éprouvette	(mm)
L_0	Longueur initiale de l'éprouvette	(mm)
L_{min}	Dimension minimale de l'élément de maillage	(mm)
l_{AB}	Longueur de la bande de cisaillement primaire	(mm)
M_{AB}	Moment par rapport à la pointe de l'outil le long du plan (AB)	(N·m)
M_{AC}	Moment par rapport à la pointe de l'outil le long du plan (AC)	(N·m)

M_{AC_DT}	Moment par rapport à la pointe de l'outil pour la distribution triangulaire de la contrainte normale à l'interface outil-copeau	(N·m)
\bar{m}	Coefficient de frottement de Tresca	
N_b	Fréquence de rotation de la broche	(tr/min)
n, C, m	Paramètres rhéologiques de la loi de Johnson-Cook	
n_{eq}	Indice d'écroutissage équivalent	
n_o	Coefficient d'écroutissage dans la loi de Norton-Hoff	
P	Effort de traction	(N)
P_{c1}, P_{c2}	Puissance mécanique dans la zone de cisaillement : primaire, secondaire	(W)
P_e	Nombre de Peclet	
$p(\ell)$	Pression hydrostatique le long de l'abscisse curviligne (ℓ) du plan (AB)	(MPa)
\dot{Q}_1, \dot{Q}_2	Terme source de chaleur dans la zone de cisaillement : primaire, secondaire	(W/m ³)
\dot{Q}_F	Terme source dû au frottement à l'interface outil-copeau	(W/m ³)
\dot{Q}_f	Terme source pondéré dû au frottement à l'interface outil-copeau	(W/m ³)
\dot{q}_{cond}	Flux surfacique par conduction à l'interface outil-copeau	(W/m ²)
\dot{q}_{cond}	Flux surfacique par convection entre la pièce et l'environnement	(W/m ²)
R	Effort de coupe résultant	(N)
S	Section transversale de l'éprouvette	(mm ²)
S_0	Section transversale initiale de l'éprouvette	(mm ²)
T	Température	(°C)
T_0	Température de référence (ou ambiante)	(°C)
T_1	Température de la jonction chaude	(°C)
T_{AB}, T_{int}	Température moyenne dans la zone de cisaillement : primaire, secondaire	(°C)
T_a	Température d'environnement de la pièce	(°C)
T_{fusion}	Température de fusion	(°C)
T_p	Température de la pièce	(°C)
T_t	Température de l'outil de coupe	(°C)
t	Temps	(s)
t_c	Épaisseur du copeau	(mm)
U_x, U_y	Composantes du vecteur de déplacement selon x et y	(m)
VB	Usure en dépouille de l'outil de coupe	(mm)
V_c	Vitesse de coupe	(m/min)
V_{co}	Vitesse du copeau	(m/s)
V_f	Vitesse d'avance	(mm/min)
V_g	Vitesse de glissement entre le copeau et l'outil	(m/s)
V_s	Vitesse dans la bande de cisaillement primaire	(m/s)

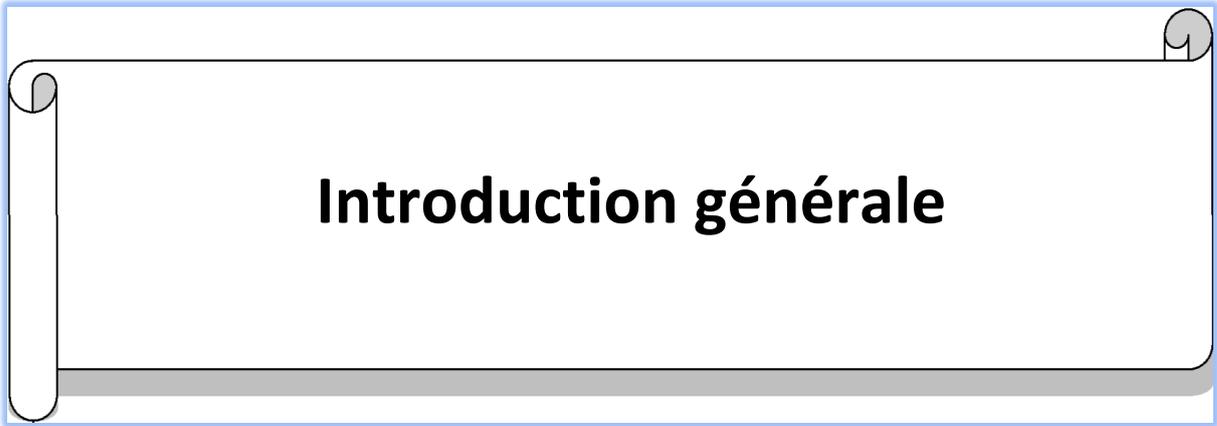
V_x, V_y	Composantes du vecteur de vitesse selon x et y	(m/s)
v	Volume	(m ³)
V_1, V_2	Volume de la bande de cisaillement : primaire, secondaire	(m ³)
W	Energie de déformation	(J)
α	Angle de coupe	(°)
α_d	Coefficient de dilatation thermique	(1/°C)
β_p	Fraction de la chaleur due au frottement et dissipée dans la pièce	
$\bar{\beta}$	Fraction de chaleur passée dans la pièce	
γ	Déformation de cisaillement	
γ_{AB}	Déformation tangentielle - cisaillement primaire	
$\dot{\gamma}$	Vitesse de déformation tangentielle	s ⁻¹
$\dot{\gamma}_{AB}$	Vitesse de déformation tangentielle - cisaillement primaire	s ⁻¹
ΔT_{AB}	Echauffement dans la zone de cisaillement primaire	(°C)
ΔT_M	Echauffement maximal dans le copeau	(°C)
Δt	Incrément de temps	(s)
Δt_{M-cr}	Incrément de temps stable critique pour l'analyse mécanique	(s)
Δt_{T-cr}	Incrément de temps stable critique pour l'analyse thermique	(s)
δt_c	Epaisseur de la zone de cisaillement secondaire	(mm)
ε	Déformation	
ε_0	Déformation de référence	
$\varepsilon_{AB}, \varepsilon_{int}$	Déformation dans la zone de cisaillement : primaire, secondaire	
ε_{conv}	Déformation conventionnelle dans l'éprouvette	
ε_{vraie}	Déformation vraie ou rationnelle dans l'éprouvette	
ε_f	Déformation équivalente à la rupture	
ε_p	Déformation dans la pièce	
$\bar{\varepsilon}$	Tenseur de déformations	
$\dot{\varepsilon}$	Vitesse de déformation	s ⁻¹
$\dot{\varepsilon}_0$	Vitesse de déformation de référence	s ⁻¹
$\dot{\varepsilon}_{AB}, \dot{\varepsilon}_{int}$	Vitesse de déformation dans la zone de cisaillement : primaire, secondaire	s ⁻¹
$\dot{\varepsilon}_p, \dot{\varepsilon}_t$	Vitesse de déformation : pièce, outil de coupe	s ⁻¹
η	Coefficient d'ajustement thermique – cisaillement primaire	
η_F, η_P	Coefficients de Taylor-Quiney pour la pondération des termes sources	
λ	Angle de frottement à l'interface outil-copeau	(°)
μ	Coefficient de frottement	
ν	Coefficient de Poisson	
ρ	Masse volumique	(kg/m ³)

σ	Contrainte	(MPa)
σ_1	Paramètre de la loi rhéologique de Norton-Hoff	(MPa)
$\sigma_{AB}, \sigma_{int}$	Contrainte dans la zone de cisaillement : primaire, secondaire	(MPa)
σ_{eq}	Contrainte équivalente de Von-Misès	(MPa)
σ_m	Contrainte moyenne	(MPa)
σ_N	Contrainte normale à l'interface outil-copeau	(MPa)
σ_{Nmax}	Contrainte normale maximale à l'interface outil-copeau	(MPa)
σ_N'	Contrainte normale limite dans la zone primaire au niveau de la pointe de l'outil	(MPa)
$\bar{\bar{\sigma}}$	Tenseur de contraintes	(MPa)
τ	Contrainte de cisaillement	(MPa)
τ_{crit}	Contrainte de cisaillement critique à l'interface outil-copeau	(MPa)
τ_{int}	Contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau	(MPa)
ϕ	Angle de cisaillement primaire	(°)
ψ	Coefficient d'ajustement thermique pour le cisaillement secondaire	
ω	Vitesse angulaire de la broche	(rad/s)

Abréviations

AISI	American Iron and Steel Institute (norme)
ALE	Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne
ARE	Absolute Relative Error
CBN	Cubic Boron Nitride
CC	Cubique Centré (réseau cristallin)
CCD	Charge Coupled Device (caméra)
CEL	Couplée Eulérienne-Lagrangienne
CFC	Cubique à Faces Centrées (réseau cristallin)
EF	Eléments Finis
FVE	Fraction Volumique Eulérienne
HLF	Flux de chaleur surfacique
HRC	Dureté Rockwell de l'échelle C
IR	Infra Rouge
J-C	Johnson-Cook
MAPE	Mean Absolute Percentage Error
MEF	Méthode des Eléments Finis
MOc	Modèle d'Oxley corrigé
NT11	Température aux nœuds

PCBN	Polycrystalline Cubic Boron Nitride
PL	Pure Lagrangienne
PVD	Physical Vapor Deposition
SHPB	Split Hopkinson Pressure Bar
TEMP	Température moyenne
UGV	Usinage à Grande Vitesse
UV	Ultra Violet
ZCP	Zone de cisaillement primaire
ZCS	Zone de cisaillement secondaire
ZCT	Zone de cisaillement tertiaire



Introduction générale

Introduction générale

L'usinage joue un rôle crucial dans le domaine de la fabrication mécanique. Bien qu'il soit utilisé depuis des siècles, il resterait largement employé dans l'industrie. Il consiste à mettre en œuvre des matériaux par enlèvement de matière à l'aide de techniques variées pour obtenir des pièces ayant des formes, des dimensions et des tolérances désirées. Parmi les procédés d'usinage, le processus coupe constitue un souci industriel face à des formes complexes du produit fabriqué et à l'apparition de nouveaux matériaux usinés ou de coupe. La satisfaction de ce besoin ne sera atteinte qu'à l'aide d'un choix optimisé des conditions de coupe. Toutefois, les opérateurs déterminent ces conditions à partir d'abaques et de tableaux obtenus par l'expérimentation, ce qui conduit dans des cas à des résultats plus ou moins insuffisants. Afin d'améliorer ces résultats, la modélisation et la simulation restent incontournables.

Dans la présente étude, nous nous intéressons à la modélisation et à la simulation d'une coupe orthogonale lors d'un processus de tournage dur. À cet effet, nous allons utiliser des approches analytique et numérique pour pouvoir élaborer des modèles de prédiction fiables. Pour l'approche analytique, nous faisons appel au modèle thermomécanique d'Oxley auquel des corrections seront apportées, et ce, suite à l'adoption d'une loi rhéologique de type Johnson-Cook pour le matériau usiné et la prise en compte d'une distribution plus réaliste pour les contraintes à l'interface outil-copeau. Pour l'approche numérique, nous allons développer deux modèles basés sur une formulation Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne (ALE) ; ces modèles présentent des conditions aux limites et des contraintes de maillage différentes.

La présente thèse est organisée en quatre chapitres ; à savoir :

✓ Le premier chapitre est consacré à des généralités sur l'usinage et les aspects mécaniques et thermiques liés au procédé de coupe. Sont abordés les conditions de coupe qui font référence aux divers facteurs qui influencent les performances du tournage en particulier. Aussi, les zones de cisaillement qui contribuent, d'une part, à la formation du copeau, et, d'autre part, à l'intégrité de la surface usinée seront évoquées. De plus, nous allons présenter les aspects thermiques liés au procédé de coupe ainsi que le calcul des termes sources, et nous clôturons le chapitre par les différents techniques utilisées pour la mesure de la température de coupe.

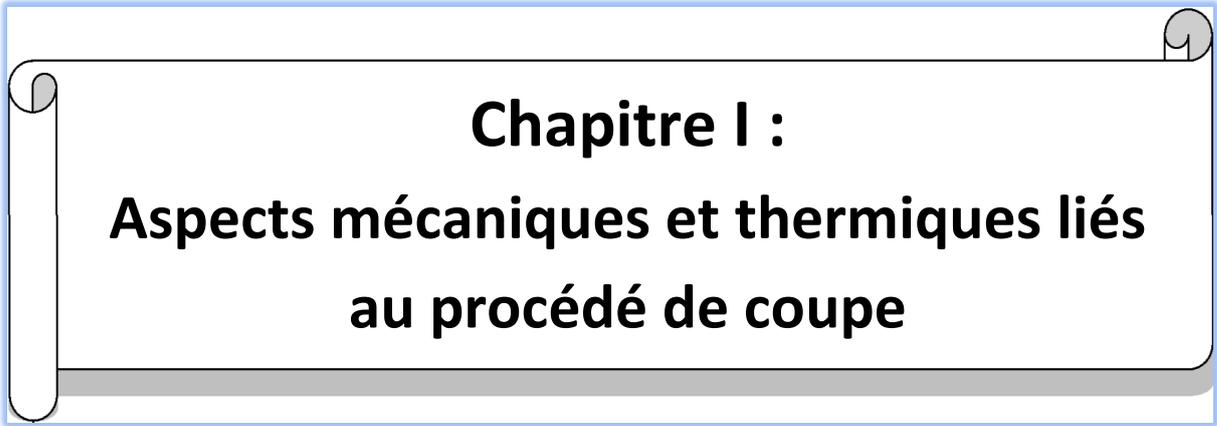
✓ Le second chapitre relate une synthèse bibliographique sur les travaux de recherche liés à l'approche numérique par éléments finis pour la résolution des problèmes liés au procédé d'usinage. À cet effet, nous allons évoquer les différentes modélisations et formulations relatives au processus de coupe. Aussi, les solveurs explicite et implicite impliqués dans la

simulation et la résolution des équations qui régissent le phénomène de la coupe seront présentés. Enfin, les caractéristiques liées au processus de coupe telles que la formation du copeau, les forces de coupe, la température, l'usure de l'outil de coupe et l'intégrité de la surface usinée seront abordées.

✓ Le troisième chapitre est réservé aux modélisations analytique et numérique de la coupe orthogonale ; il sera scindé en deux volets : le premier sera consacré à la modélisation analytique tandis que le second portera sur la modélisation numérique. Pour le premier volet, nous allons retenir le modèle d'Oxley dans le cadre de la modélisation thermomécanique de la coupe orthogonale auquel des corrections seront apportées. Dans le second volet, on se focalise sur la modélisation numérique ; à cet effet, la méthode des éléments finis est retenue du fait que nous utiliserons le logiciel Abaqus/Explicit pour la simulation. Aussi, deux modèles numériques avec des conditions aux limites et des contraintes de maillage différentes seront développés tout en utilisant l'approche ALE. Les développements effectués seront accompagnés par une présentation des résultats ainsi que leurs interprétations.

✓ Le quatrième chapitre concerne l'usinage dur en coupe orthogonale de l'acier AISI 52100 (62 HRC). Pour imiter le comportement rhéologique du matériau usiné, nous avons adopté la loi de Johnson-Cook. Cette dernière, après une identification de ses paramètres constitutifs, sera injectée en vue de la simulation dans le modèle d'Oxley corrigé et dans le modèle ALE développé. L'identification sera réalisée à la base de courbes de traction rationnelles à différentes températures et vitesses de déformation. Aussi, les résultats obtenus en simulation seront présentés et commentés.

Enfin, la thèse sera clôturée par une conclusion générale et des perspectives.



Chapitre I :
Aspects mécaniques et thermiques liés
au procédé de coupe

I.1. Introduction

Ce premier chapitre présente, d'une part, des généralités sur l'usinage, et, d'autre part, les aspects mécaniques et thermiques liés au procédé de coupe. Nous allons tout d'abord aborder les conditions de coupe qui font référence aux divers facteurs qui influencent les performances du procédé de coupe en particulier le tournage, notamment le matériau usiné et le type d'outil, la vitesse de coupe, l'avance, la profondeur de passe et la nature du milieu (lubrifié ou sec). Aussi, les zones de cisaillement seront évoquées ; ces dernières contribuent, d'une part, à la formation du copeau, et, d'autre part, à l'intégrité de la surface usinée. Enfin, nous allons présenter les aspects thermiques liés au procédé de coupe ainsi que le calcul des termes sources, et nous clôturons le chapitre par les différents moyens expérimentaux utilisés pour la mesure de la température de coupe.

I.2. Procédé de coupe

L'usinage est un procédé de mise en forme d'un matériau donné (pièce brute) en une pièce fonctionnelle tout en spécifiant la forme géométrique, les dimensions, les tolérances, la rugosité des surfaces et le seuil des contraintes résiduelles. Les procédés d'usinage traditionnels se distinguent de ceux connus comme non traditionnels ; ces derniers sont apparus après 1945 et qui se prêtent difficilement aux techniques d'usinage traditionnelles.

Les procédés d'usinage peuvent être classés, selon les phénomènes physiques, en trois sortes principales (Felder, 1997) ; à savoir :

- Procédés de coupe : L'arrachement de la matière est réalisé par l'action physique d'un outil coupant ; à cet effet, la force induite conduit macroscopiquement à la production de copeaux. On rencontre les procédés :

- à forte vitesse de coupe ou grand débit de copeaux (fraisage, tournage, perçage) ;
- à faible vitesse de coupe (sciage, mortaisage, brochage, ...).

- Procédés par abrasion : L'enlèvement de matière est dû à l'action physique d'un nombre important de grains abrasifs de petite taille et de grande dureté, c'est le cas de la rectification, du rodage et du polissage à la pâte abrasive.

- Procédés physico-chimiques : Ils sont considérés comme non traditionnels ; l'arrachement de la matière est effectué, hormis l'impact du jet d'eau, par des actions non-mécaniques (électroérosion, laser, oxycoupage, usinage électrochimique et chimique).

Parmi ces procédés, nous nous intéressons dans la présente thèse au procédé de coupe et

plus particulièrement au tournage.

Le choix du procédé de tournage a été guidé par les raisons suivantes (Haddouche, 1995) :

- le tournage semble maîtrisé vis-à-vis des phénomènes intervenant dans la coupe et le choix des conditions d'usinage.
- la pérennité de la modélisation de ce procédé.
- le souci des industriels d'améliorer la productivité et la qualité du produit fabriqué, et de garantir la longévité des outils de coupe.
- le procédé de tournage représente à lui seul 33% du domaine d'usinage par enlèvement de matière (Remadna, 2001).

I.2.1. Conditions de coupe

Les conditions de coupe font référence aux divers facteurs qui influent sur les performances du procédé de coupe, notamment le matériau usiné et le type d'outil, la vitesse de coupe, l'avance, la profondeur de passe et la nature du milieu (lubrifié ou sec). À noter que la vitesse de coupe, l'avance et la profondeur de passe sont généralement désignées par les paramètres de coupe.

I.2.1.1. Matériau usiné

Un grand nombre de matériaux peuvent être mis en forme par le processus de coupe ; à savoir (Mahfoudi, 2010) :

- Les métaux tels que l'acier, l'aluminium, le cuivre, etc. Ils peuvent être durs ou mous, et leur résistance à la rupture peut varier considérablement.
- Les plastiques tels que le polyéthylène, le polypropylène, le PVC, etc. Ils sont souvent utilisés en raison de leur faible coût et masse volumique. Aussi, ils possèdent également de bonnes propriétés de résistance aux chocs.
- Les matériaux composites à matrice métallique ou céramique et les polymères renforcés. Ils sont utilisés pour leur résistance élevée à la rupture et leur faible masse volumique.
- Les métaux précieux tels que l'or, l'argent et le platine. Ils sont utilisés pour leur valeur élevée et leur résistance à la corrosion.

Le choix du matériau à utiliser dépend de plusieurs facteurs tels que les propriétés mécaniques requises, la résistance à la corrosion, la durée de vie du produit fabriqué et le coût. Il est important de sélectionner le matériau adapté à chaque application afin de garantir la qualité et la durabilité du produit fabriqué.

I.2.1.2. Outil de coupe

Selon les opérations réalisées et les conditions d'usinage choisies, on retrouve une grande variété d'outils de coupe. Principalement, un outil coupant monobloc est constitué d'arêtes tranchantes, de faces de coupe, et de faces de dépouille.

- L'arête tranchante : est l'intersection entre la face de coupe et la face de dépouille.
- La face de coupe : est le côté de l'outil sur lequel les copeaux s'écoulent.
- La face de dépouille : est celle qui glisse sur la surface qui vient d'être usinée.

La figure qui suit illustre, d'une part l'interaction outil-matière pour une opération de tournage, et, d'autre part, les parties qui constituent un outil de coupe monobloc.

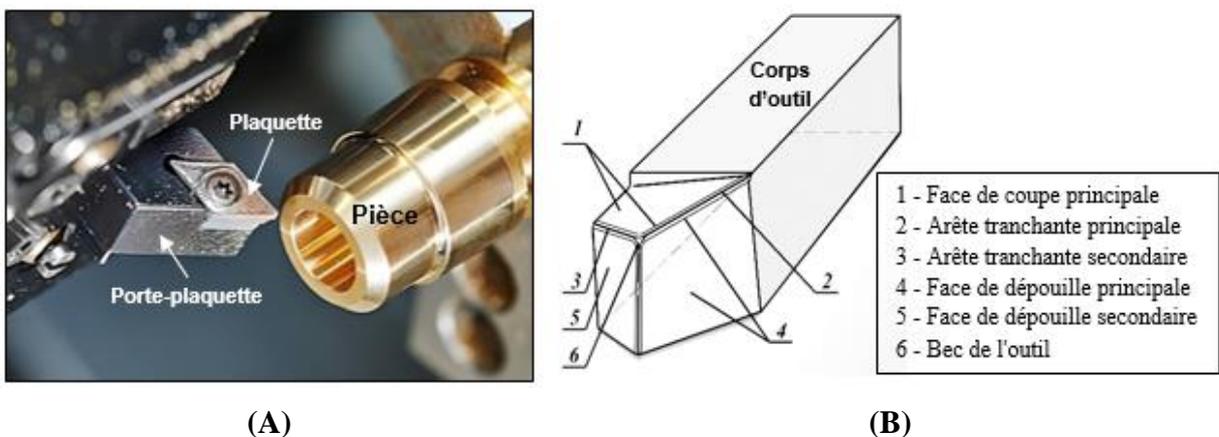


Figure I.1 : Procédé de coupe : (A) opération de tournage, (B) outil de coupe [1], [2].

On distingue deux classes d'outils de coupe ; à savoir :

- Outils à arête unique : Ce type d'outils a la particularité de travailler principalement avec une seule arête tranchante ; ils sont utilisés en tournage et leur pointe est généralement arrondie pour former un rayon de bec d'outil.

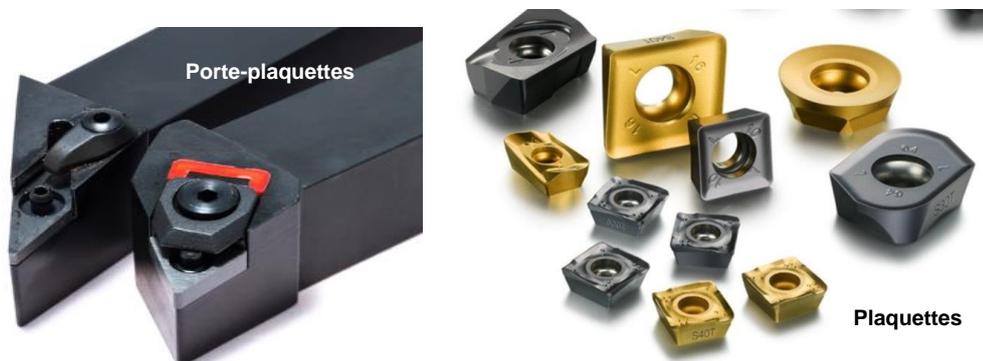


Figure I.2 : Outils à arête unique [3].

- Outils à arêtes multiples : Ces outils possèdent plusieurs arêtes tranchantes et sont de forme cylindrique. On peut les utiliser dans les opérations de perçage, d'alésage et de fraisage.



Figure I.3 : Outils à arêtes multiples [3].

De nos jours, les plaquettes et porte-plaquettes sont souvent utilisés en usinage. En tournage, ils sont normalisés par la norme ISO 1832:2017 « plaquettes amovibles pour outils coupants ». Les caractéristiques et dimensions importantes de la plaquette sont définies par un code. Les matériaux de coupe peuvent être classés par ordre de dureté croissante comme suit : les aciers rapides, les carbures métalliques, les céramiques, les cermets, les diamants et les CBN (Nitrure de bore cubique). Les matériaux de coupe apparus depuis 1900 se caractérisent par la conservation de dureté à des températures de plus en plus élevées, ceci permet une coupe avec une vitesse plus grande mais nécessitant, en contrepartie, une machine-outil plus puissante et plus rigide. À cet effet, la figure qui suit illustre la relation dureté-température pour des matériaux de coupe.

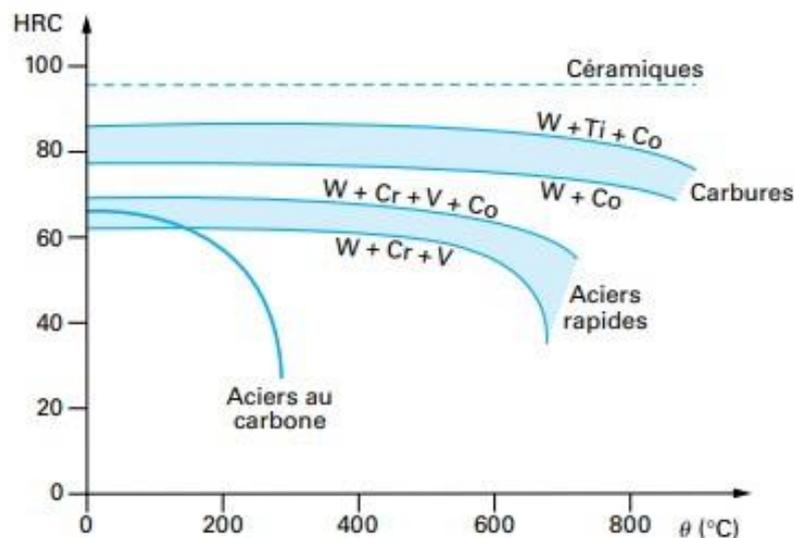


Figure I.4 : Relation dureté-température pour les matériaux de coupe (Bagur, 2020).

I.2.1.3. Paramètres de coupe en tournage

Les paramètres de coupe sont des grandeurs qui caractérisent, d'une part, les mouvements

de l'outil et de la pièce usinée (paramètres cinématiques), et, d'autre part, les valeurs des surépaisseurs d'usinage (paramètres géométriques). La détermination des paramètres de coupe a une grande importance dans la production industrielle. Pour cela, les paramètres adoptés doivent être optimaux pour garantir un prix de revient minimum de la pièce avec une productivité meilleure.

La définition de ces paramètres diffère selon le procédé de coupe adopté ; pour un processus de tournage, on peut se référer aux définitions qui suivent (Athmani, 2008) :

✓ **Vitesse de coupe nommée (V_c)** : est la vitesse de déplacement d'un point de la pièce en contact avec l'outil dans une unité de temps ; elle est mesurée en (m/min) et exprimée par :

$$V_c = \frac{\pi D N_b}{1000} = \frac{3D\omega}{100} \quad (I-1)$$

Où (ω) est la vitesse angulaire mesurée en (rad/s) et liée à la fréquence de rotation de la broche (N_b) comme suit :

$$\omega = \frac{2\pi N_b}{60} = \frac{\pi N_b}{30} \quad (I-2)$$

La fréquence de rotation de la broche (N_b) est mesurée en (tr/min).

En général, les matériaux durs nécessitent des vitesses de coupe relativement plus lentes tandis que les matériaux plus tendres peuvent être usinés à des vitesses plus élevées. La vitesse de coupe a une influence capitale sur les effets thermiques et la durée de vie des outils. Elle varie aussi avec le mode de travail (ébauche ou finition) et la nature du milieu (travail à sec ou lubrifié). Il est important de choisir la vitesse de coupe appropriée pour atteindre les performances désirées.

✓ **Avance notée (f)** : est le déplacement de l'outil à chaque tour de la pièce ; elle est mesurée en (mm/tr) et elle est reliée à la vitesse d'avance (V_f) par la relation suivante :

$$f = \frac{V_f}{N_b} \quad (I-3)$$

La vitesse d'avance (V_f) est la vitesse de déplacement de l'outil pendant l'usinage ; elle est, généralement, mesurée en (mm/min). Le choix convenable de l'avance permet d'obtenir la rugosité désirée de la surface usinée et de réduire l'usure de l'outil. Si l'avance est trop petite, la vitesse d'avance sera réduite et l'outil peut subir une usure exagérée. Si l'avance est trop élevée, l'outil sera endommagé en raison d'une surchauffe ou d'une usure excessive. Pour déterminer l'avance convenable pour une application donnée, il est nécessaire de consulter les recommandations du fabricant d'outils.

✓ **Profondeur de passe (a_p)** : est mesurée en (mm) ; elle correspond à la longueur de

l'arête de coupe engagée dans la matière à usiner.

En général, les matériaux plus durs nécessitent des profondeurs de passe petites, tandis que les matériaux plus doux peuvent supporter des coupes plus profondes. Le choix convenable de la profondeur de passe permet d'augmenter le débit de copeaux et de réduire l'usure de l'outil.

Le choix des conditions de coupe présente un impact significatif sur les performances du procédé de coupe ; à cet effet, elles doivent être sélectionnées avec soin pour atteindre les objectifs désirés.

I.2.2. Coupe orthogonale

Dans le cas d'un usinage orthogonal, l'arête principale de l'outil de coupe est perpendiculaire à la fois aux directions de coupe et d'avance. Autrement dit, l'outil est positionné perpendiculairement aux directions de (V_c) et (V_f). La figure qui suit illustre les exemples d'une coupe orthogonale.

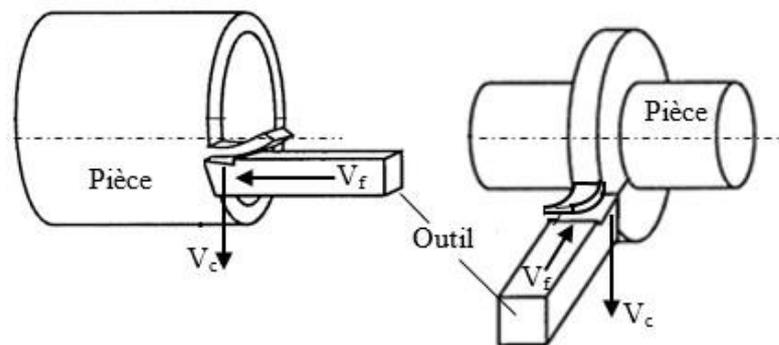


Figure I.5 : Configuration de coupe orthogonale (Makhfi, 2018).

Aussi, l'épaisseur du copeau reste faible devant sa largeur ; ceci permet de ramener le problème traité à un problème de déformations planes. En termes de paramètres de coupe, l'avance est prise très inférieure à la profondeur de passe.

Notons que cette configuration de coupe présente l'avantage de simplifier le problème à la fois du point de vue de l'expérimentation que de la modélisation.

I.2.3. Zones de cisaillement

Dans un procédé de coupe, on distingue généralement trois zones de déformation du matériau usiné ; à savoir : les zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire. Notons que les zones de cisaillement primaire et secondaire contribuent à la formation du copeau ; par contre, la zone de cisaillement tertiaire contribue à l'intégrité de la surface usinée. La figure qui suit illustre les zones de cisaillement.

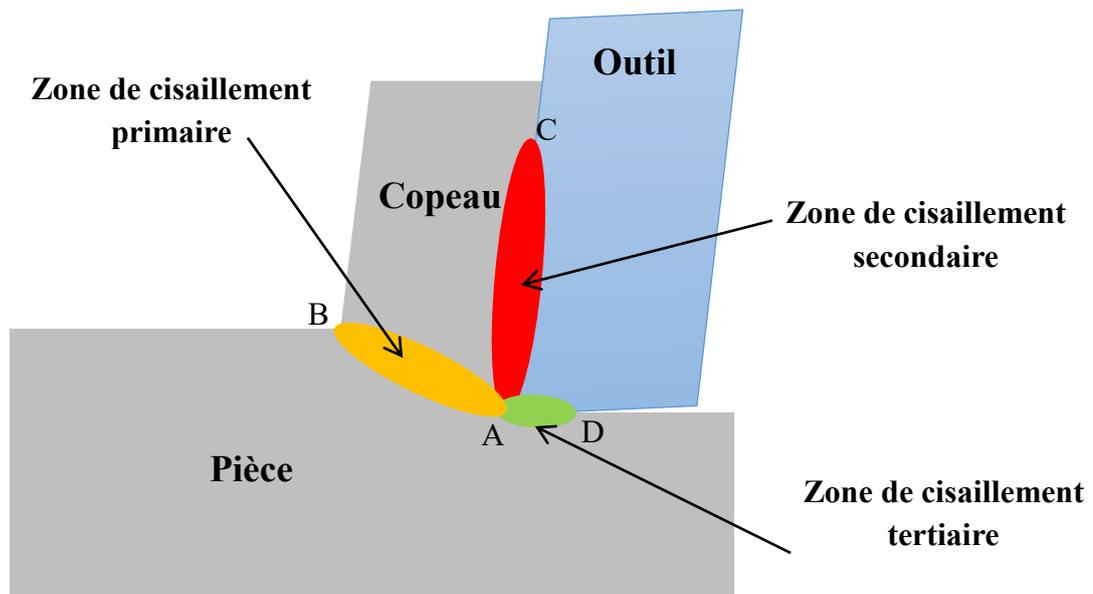


Figure I.6 : Zones de cisaillement pour le procédé de coupe.

I.2.2.1. Zone de cisaillement primaire

La Zone de Cisaillement Primaire (ZCP) est une région ou une bande dans laquelle la déformation plastique commence et se termine par un copeau entièrement écroui. Cette bande de cisaillement (AB) est le siège d'un cisaillement intense engendrant une forte élévation de la température due à la dissipation de chaleur par déformation plastique. Ceci va influencer directement le comportement du matériau usiné et la géométrie des copeaux. Le cisaillement dans la zone de cisaillement primaire présente des déformations qui peuvent atteindre 200% et des vitesses de déformation de l'ordre 10^3 à 10^5 s⁻¹ (Puigsegur, 2002).

I.2.2.2. Zone de cisaillement secondaire

La Zone de Cisaillement Secondaire (ZCS) est due à l'écoulement adjacent du copeau à l'interface outil-copeau. Le matériau usiné subit une déformation sévère avec des taux de déformation élevés ; il existe généralement deux sous-régions dans cette zone : une région de collage et une région de glissement.

Une bande équivalente de 10÷12% de l'épaisseur du copeau influence l'écoulement du copeau sur l'outil et caractérise donc le cisaillement secondaire. Les vitesses de déformation peuvent dépasser 10^4 s⁻¹ et les déformations deviennent importantes à cause des conditions de contact collant dans la ZCS (Puigsegur, 2002).

I.2.2.3. Zone de cisaillement tertiaire

La Zone de Cisaillement Tertiaire (ZCT) est relative au frottement entre l'outil et la

surface nouvellement usinée. Cette zone ne contribue pas au processus de formation du copeau mais elle affecte l'intégrité de la surface usinée. Elle est donc le siège d'un frottement qu'il est difficile de qualifier, à l'instar de celui qui intervient entre le copeau et l'outil. Toutefois, dans ses travaux (Changeux, 2001) constate que la température atteinte, dans cette zone, est moins importante que celle atteinte dans la zone de cisaillement secondaire.

Nous allons maintenant aborder les aspects thermiques liées au procédé de coupe.

I.3. Aspects thermiques liés au procédé de coupe

Lors la coupe des métaux, environ 95 % de l'énergie mécanique consommée est convertie en énergie thermique par deux sources principales ; à savoir :

- ✓ La déformation plastique.
- ✓ Et le frottement généré dans les deux zones de contact outil-copeau et outil-pièce.

I.3.1. Déformation plastique

La déformation plastique se produit lorsque les molécules des matériaux sont déplacées et réarrangées pendant le processus de coupe ; dans le cas de la coupe des métaux, la génération de chaleur est proportionnelle au travail plastique dû à l'interaction outil-matière dans les zones de cisaillement (primaire, secondaire et tertiaire) (Avevor, 2017). Les flux de chaleur générés dans ces dernières zones de cisaillement sont dissipés de manière inégale.

I.3.2. Frottement

Le frottement est un phénomène tribologique qui se produit lors de l'opération de coupe aux faces de coupe et de dépouillé. Il a une grande influence sur la température de coupe. Ainsi, il est important de surveiller la température de l'outil de coupe et de la pièce pour éviter leur endommagement.

À noter que les effets thermiques influencent la qualité du produit fabriqué (contraintes résiduelles thermiques), la longévité des outils de coupe (usure) et l'écoulement du copeau. Ainsi, l'estimation des effets thermiques s'avère nécessaire.

Lors de la coupe des métaux, la chaleur produite par déformation plastique et par frottement se dissipe comme suit (Jedrzejak, 2002) :

- ✓ La pièce reçoit environ 5% de la chaleur produite.
- ✓ L'outil de coupe reçoit environ 20%.
- ✓ Les copeaux évacuent environ 75% de la chaleur produite.

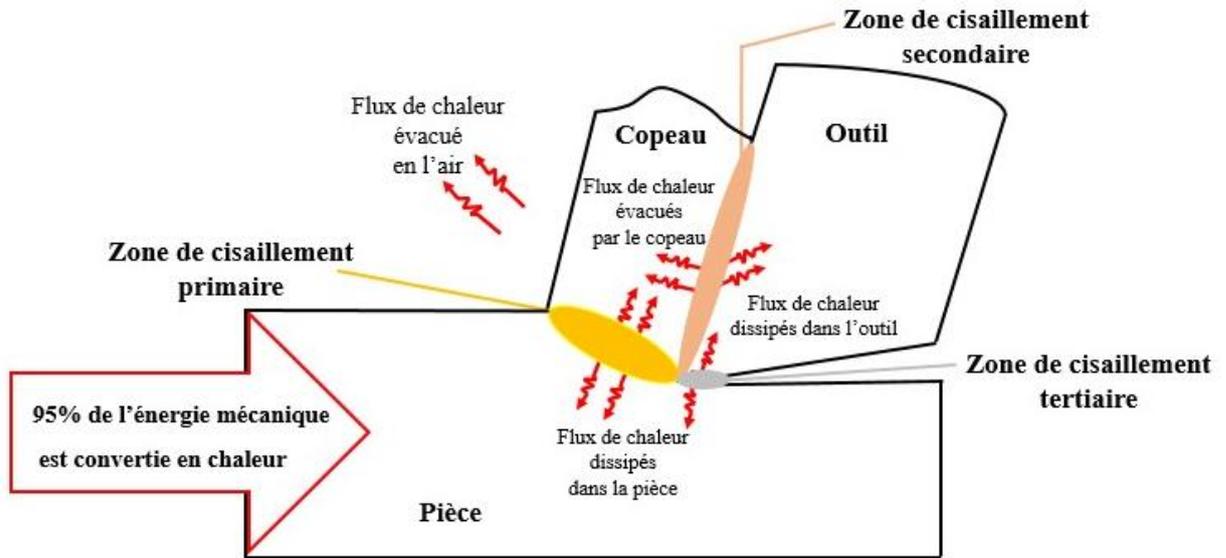


Figure I.7 : Sources de chaleur générées lors la coupe.

Il est important de noter que ces pourcentages sont généraux et peuvent varier en fonction des conditions spécifiques du procédé de coupe.

I.3.3. Calcul des termes sources

L'énergie de déformation par unité de volume peut être exprimée par (Puigsegur, 2002) :

$$\frac{\partial W}{\partial v} = \bar{\sigma} : \bar{\epsilon} \quad (I-4)$$

La puissance mécanique dans la ZCP est donnée par :

$$P_{c1} = (\sigma_{AB} \cdot \dot{\epsilon}_{AB}) \cdot v_1 \quad (I-5)$$

Le terme source volumique dans la ZCP peut être exprimé par :

$$\dot{Q}_1 = \sigma_{AB} \cdot \dot{\epsilon}_{AB} \quad (I-6)$$

De même, la puissance mécanique dans la ZCS est complétée par le terme relatif au frottement à l'interface outil-copeau comme suit :

$$P_{c2} = (\sigma_{int} \cdot \dot{\epsilon}_{int}) \cdot v_2 + \mu \cdot N \cdot V_g \quad (I-7)$$

Vu la complexité des phénomènes qui interviennent dans la ZCS, la vitesse de glissement (V_g) entre le copeau et l'outil est difficile à déterminer. Le contact entre ces deux éléments est alternativement collant et glissant mais on ne sait pas dans quelle proportion. La vitesse de glissement est évidemment fonction de la vitesse du copeau ; si elle est prise de l'ordre de 20% de cette dernière, le terme source relatif au frottement dans la ZCS peut être exprimé par :

$$\dot{Q}_f = \frac{\mu \cdot N \cdot (0.2 V_{co})}{h \times a_p} \quad (I-8)$$

Le terme source volumique dans la ZCS est donc la somme des termes sources dus au cisaillement et au frottement ; soit :

$$\dot{Q}_2 = \sigma_{\text{int}} \cdot \dot{\varepsilon}_{\text{int}} + \dot{Q}_f \quad (\text{I-9})$$

Le calcul des termes sources requiert la connaissance de la loi rhéologique du matériau usiné, des vitesses de déformation et des volumes des bandes dans les zones de cisaillement primaire et secondaire, du coefficient de frottement dans la zone de cisaillement secondaire ainsi que l'effort normal à l'interface outil-copeau.

Nous allons évoquer dans ce qui suit les techniques expérimentales de mesure de la température de coupe.

I.4. Techniques de mesure de la température de coupe

En usinage, la mesure de la température aux interfaces de contact est très complexe ; ceci a incité les chercheurs à développer un certain nombre de techniques pour la mesurer. Ces techniques peuvent être divisées principalement en deux catégories ; à savoir : les méthodes avec contact et celles sans contact. La figure qui suit illustre les différentes techniques utilisées pour la mesure de la température dans un procédé de coupe.

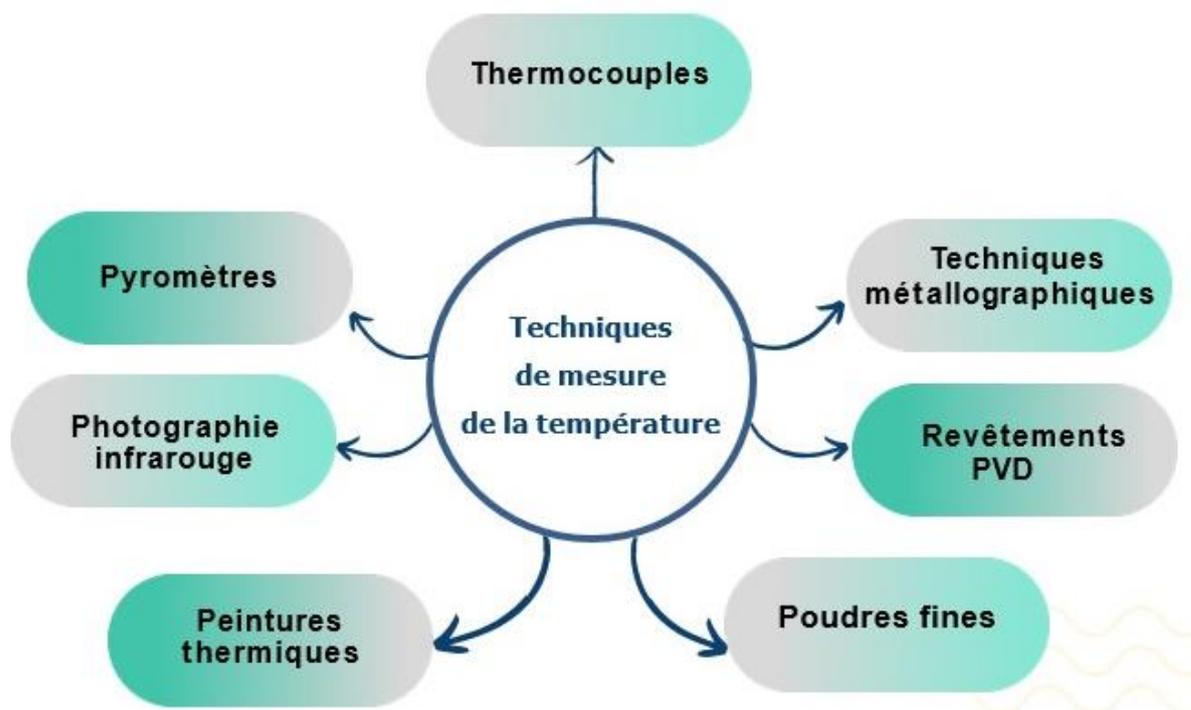


Figure I.8 : Techniques de mesure de la température.

I.4.1. Pyromètres

C'est une technique de mesure qui mesurent la température des surfaces solides à l'aide

de la lumière infrarouge à travers la quantité de rayons infrarouges émis par la surface d'un objet. La température de l'objet est alors déterminée à partir la relation entre la quantité de rayonnement infrarouge émis et la température de l'objet. Ils sont particulièrement utiles lorsque la température est difficile à mesurer directement, par exemple lorsqu'un objet est en mouvement ou que la température est très élevée. Pour déterminer la distribution de température sur les surfaces de l'outil et de la pièce, Schwerd (Schwerd, 1933) a développé un pyromètre à radiation totale à l'aide d'un condenseur optique. Il existe différents types de pyromètres infrarouges qui diffèrent en termes de plage de mesure de la température, la précision, la rapidité de réponse et le coût. Certains pyromètres sont conçus pour mesurer la température de manière continue, tandis que d'autres sont conçus pour prendre des mesures ponctuelles.

I.4.2. Photographie infrarouge

La photographie Infra-Rouge (IR) peut être particulièrement utile dans des situations où il est difficile de visualiser directement le processus en cours, par exemple, si la température est élevée ou si les matériaux utilisés sont opaques. Pour prendre des photographies infrarouges pendant l'usinage, il faut utiliser une caméra équipée d'un filtre infrarouge et une lentille spécialement conçue pour capturer les longueurs d'onde infrarouges. La figure qui suit illustre la configuration adoptée pour la mesure de la température par photographie IR.

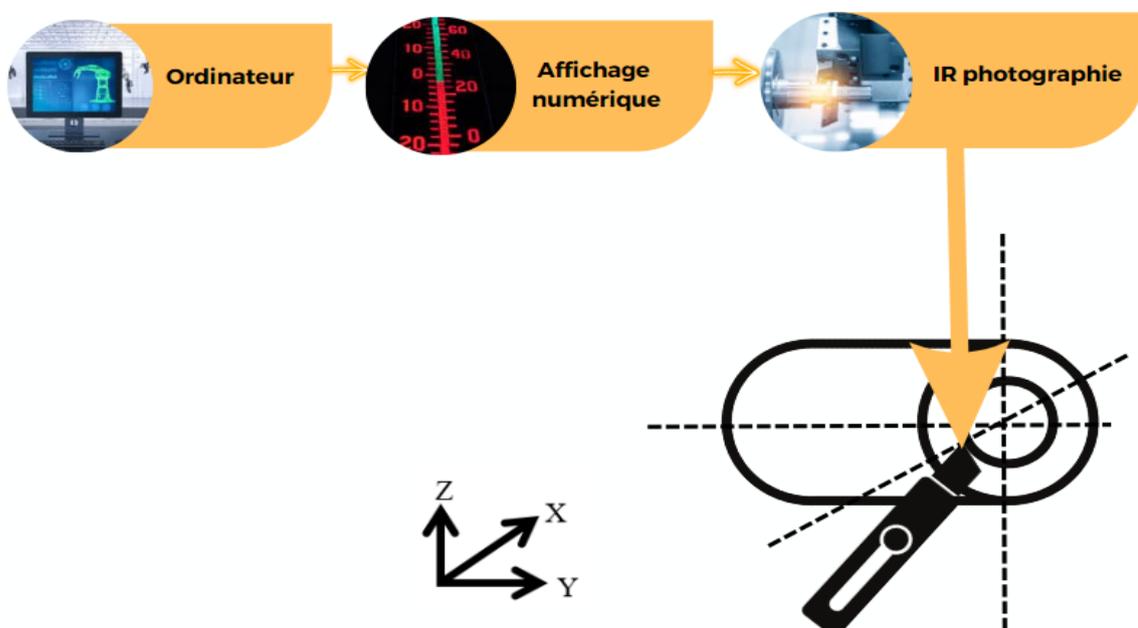


Figure I.9 : Configuration pour la mesure de la température par photographie IR.

Il est également conseillé de travailler en milieu sombre afin d'éviter la contamination de la lumière visible. Boothroyd (Boothroyd, 1961) a développé cette technique pour reporter la

distribution de la température dans la zone de coupe.

Lorsque la caméra est configurée et que l'environnement de prise de vue est optimisé, il est possible de prendre des photos durant le processus de coupe. Il est possible d'analyser les images obtenues pour obtenir des informations sur les matériaux utilisés, la température de coupe, etc.

Cette technique présente certains avantages comme :

- La répartition de la température peut être analysée dans une zone plus large en raison de la production d'une image visuelle.
- On peut prendre des mesures dans un milieu dangereux (visualiser des processus difficilement accessibles directement à cause de la température élevée, de la présence de fumées, etc.).
- Son utilisation pour identifier les problèmes éventuels dans le procédé de coupe telle que la surchauffe de l'outil permettant ainsi une action corrective rapide.
- Il peut être combiné à d'autres techniques d'analyse telle que la spectroscopie infrarouge afin de mieux comprendre les matériaux et le procédé de coupe.

Cette technique présente de nombreux inconvénients comme :

- Un enregistrement de données prend de 10 à 15 secondes.
- Cet équipement est coûteux à l'achat et lors de la maintenance.
- Les images obtenues peuvent être moins claires et précises que celles obtenues dans la photographie visible en raison de la nature des longueurs d'onde infrarouges et de la sensibilité limitée des capteurs.
- La capacité de détecter seulement la température superficielle.

I.4.3. Peintures thermiques

Les peintures thermiques peuvent être appliquées sur la surface de l'objet à mesurer et agissent comme un indicateur de température. Changer de couleur en fonction de la température est l'une des méthodes les plus simples et les moins coûteuses pour mesurer la température de surface d'un outil de coupe ou d'une pièce pendant le procédé de coupe. L'application de cette technique est généralement limitée à des conditions de chauffage contrôlées et les résultats obtenus doivent être vérifiés à l'aide d'autres méthodes de mesure de la température.

Cette méthode a été utilisée avec succès par certains chercheurs, en particulier, Rossetto et Koch (Rossetto & Koch, 1970) qui ont étudié la distribution de la température à divers points de la surface de l'outil tout en obtenant une relation entre la température de la surface de l'outil et les variables de coupe.

Aussi, une autre technique basée sur des capteurs moléculaires luminescents pour la mesure de la température a été développée par Murthy et al. (Murthy et al., 2014) ; son principe est illustré par le schéma de la figure qui suit.

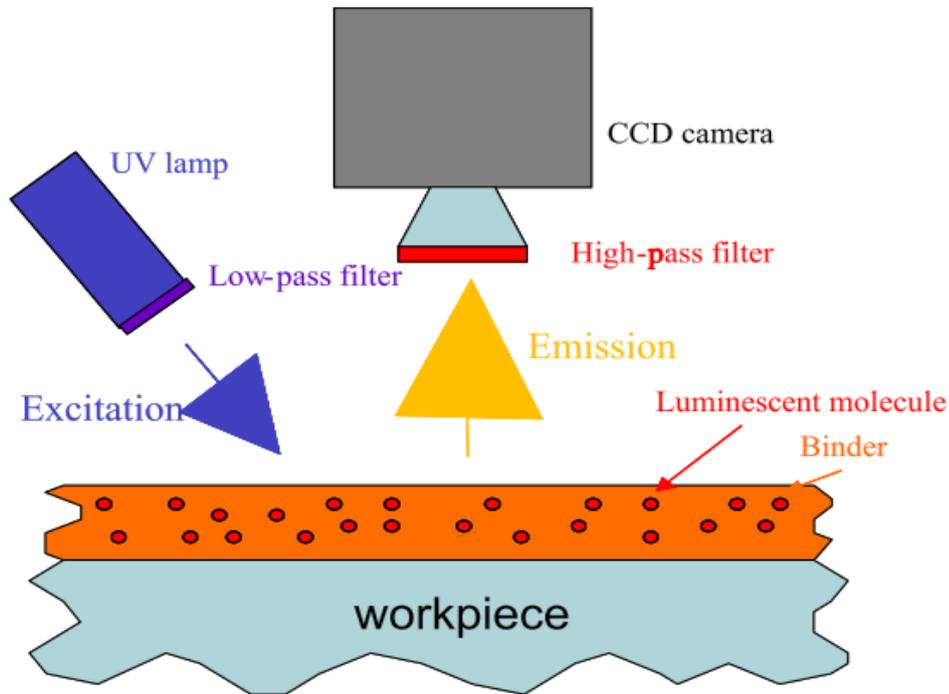


Figure I.10 : Technique de peinture thermique (Murthy et al., 2014).

I.4.4. Poudres fines

Cette technique consiste à utiliser une poudre fine à point de fusion constant comme indicateur de température sur la face de coupe des outils de coupe tout en observant la ligne de démarcation qui divise les zones de poudre fondue et non fondue dispersées sur la surface de l'outil. La méthode des poudres fines permet de surveiller et de contrôler la température et d'éviter la surchauffe et la déformation importante. Elle est particulièrement utile pour les applications où la température doit être mesurée rapidement et précisément telles que l'usinage à grande vitesse.

Kato et al. (Kato et al., 1976) ont développé cette méthode expérimentale en divisant l'outil en deux parties symétriques parallèlement au sens d'écoulement des copeaux et des poudres fines ont été dispersées sur un côté des surfaces divisées. Des essais de coupe orthogonale ont été effectués sur un tube d'acier AISI 1025 de 2 ou 4 mm d'épaisseur et différentes vitesses de coupe pour obtenir les isothermes de température. Ces expériences devaient être répétées plusieurs fois avec une poudre de point de fusion différent à chaque essai. À cet effet, les différentes poudres et leurs températures de fusion sont reportées dans le tableau qui suit :

Substance chimique	Température de fusion (°C)
NaCl	800
KCl	776
CdCl ₂	568
PbCl ₂	501
AgCl	455
Zn	419
KNO ₃	339
Pb	327.4
SnCl ₂	246.8
Sn	231.9

Tableau I.1 : Température de fusion des poudres (Kato et al., 1976).

Les contours de distribution de température le long de la face de coupe (direction x) et de la face de dépouille (direction z) pour les outils en carbure, en cermet et en céramique sont illustrés par la figure I.11. Ces contours obtenus pour les mêmes conditions de coupe ne présentent pas beaucoup de différence de température maximale sur la face de coupe au voisinage de l'arête pour les trois types d'outils. La température maximale atteinte est aux environs de 900 °C.

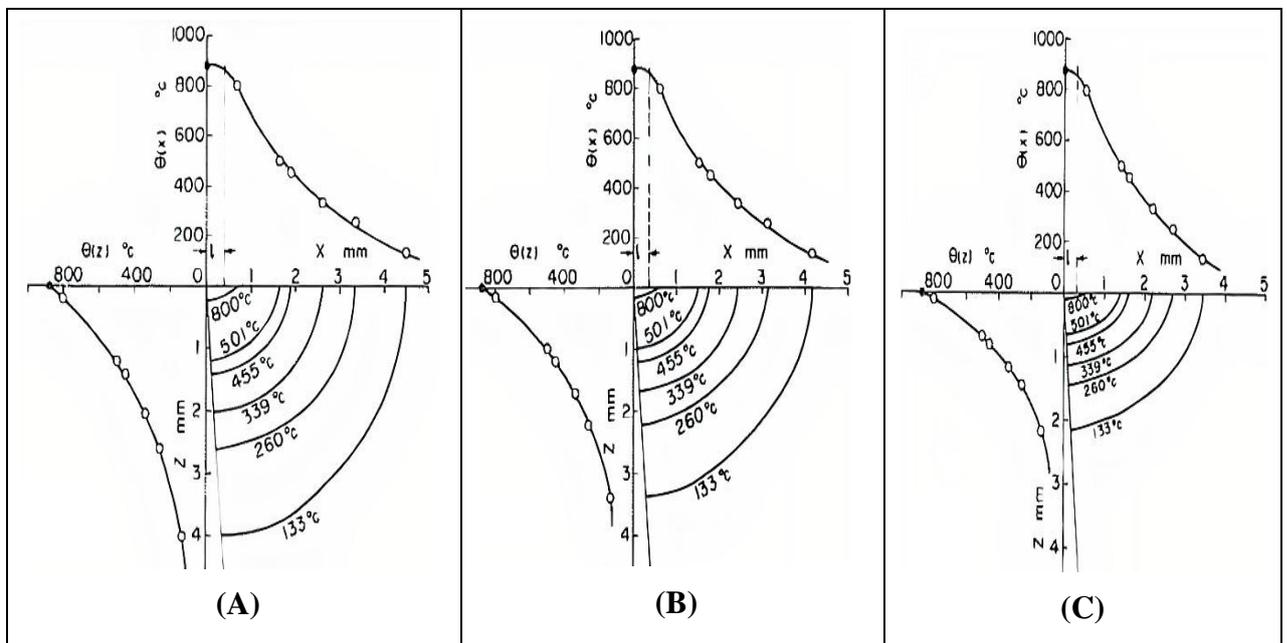


Figure I.11 : Distributions de température pour des outils : (A) en carbure, (B) en cermet, (C) en céramique (Kato et al., 1976).

Les principaux avantages de cette méthode de mesure de la température sont :

- Facile à répéter dû au changement visuel clair et aux points de fusion constants des poudres.
- La possibilité d'obtenir la distribution de température à travers les isothermes générées.

Les principaux inconvénients de cette méthode de mesure de la température sont :

- La réponse thermique est médiocre et les expériences doivent être répétées plusieurs fois avec différentes poudres.
- La poudre nécessite beaucoup de temps pour être complètement fondue.

I.4.5. Technique des revêtements PVD

La technique des revêtements PVD (Physical Vapor Deposition) est une méthode utilisée pour l'application d'un revêtement mince de dépôt physique en phase vapeur sur une surface de l'outil de coupe ou sur la pièce à usiner. On peut l'utiliser pour mesurer la température pendant l'usinage en utilisant un revêtement sensible à la température qui change de couleur à des températures précises. Cette technique présente l'avantage de pouvoir mesurer la température en temps réel, ce qui permet de contrôler la température au cours du processus d'usinage et de détecter rapidement tout problème éventuel.

Kato et Fujii (Kato & Fujii, 1996) ont amélioré la méthode développée à base de poudres fines par Kato et al. (Kato et al., 1976) en utilisant un revêtement par dépôt PVD au lieu d'appliquer des poudres fines sur l'outil comme capteur thermique. Cette méthode de mesure de la température consiste à déposer des films minces de différents matériaux avec des points de fusion connus. Les isothermes de température sont définies directement et clairement par la limite entre la zone de film fondu et la zone de film non fondu, ceci est dû à la réflexion optique différente de ces deux zones. Le tableau qui suit reporte les matériaux à film PVD utilisés.

Matériau à film PVD	Symbole chimique	Point de fusion (K)
Germanium	Ge	1211
Antimoine	Sb	904
Tellure	Te	723
Plomb	Pb	601
Bismuth	Bi	545
Indium	In	429

Tableau I.2 : Matériaux à film PVD et points de fusion (Kato & Fujii, 1996).

Voici quelques avantages et inconvénients de cette technique pour la mesure de la température

en usinage.

✓ Avantages :

- Elle permet le dépôt de films fins de haute qualité sur une grande variété de matériaux, notamment les métaux et alliages, les céramiques et les polymères.
- Les films PVD sont résistants aux hautes températures.
- Une mesure précise et fiable de la température.

✓ Inconvénients :

- La technique PVD est coûteuse et peut être complexe à implémenter.
- Les film PVD sont fragiles et peuvent être endommagées par des chocs ou de hautes pressions.

I.4.6. Techniques métallographiques

La technique métallographique de mesure de la température est basée sur l'observation des changements microstructuraux et/ou en mesurant la micro-dureté de la zone affectée thermiquement à l'intérieur de l'outil de coupe après une opération d'usinage. La méthode métallographique peut être utilisée avec un refroidissement qui est devenu une partie essentielle des pratiques d'usinage modernes. Wright et Trent (Wright et Trent, 1973) ont mis au point la méthode métallographique pour déterminer la répartition de la température sur la surface de coupe des outils de coupe en acier rapide. Ils ont montré que pour certains aciers rapides, des modifications structurales distinctes interviennent entre 600 et 900 °C permettant ainsi de mesurer la température avec une précision d'environ 25 °C.

Mills et Trent (Mills et Trent, 1980) ont utilisé cette méthode pour estimer les différences de répartition de température dans les outils en acier rapide pendant le tournage du fer, du titane et du nickel. Les résultats ont montré que lors de la coupe du fer, une zone relativement froide près du bord de coupe se trouvait dans la région la plus sollicitée tandis que la partie la plus chaude était loin du bord. Pendant la coupe du titane, les gradients de température étaient très raides. Cependant, les températures les plus élevées étaient bien plus près de l'arête de coupe et la région chauffée totale était plus petite. Dans le cas de la coupe du nickel, les gradients de température près de l'arête de coupe étaient beaucoup moins raides et l'arête de l'outil était au moins aussi chaude qu'ailleurs dans la zone affectée par la chaleur.

Les avantages de cette la technique sont :

- Cette technique permet d'obtenir des résultats relativement précis.
- Peut déterminer la distribution de température dans la plage de 150 à 1000 °C avec une précision de ± 25 °C.

- L'observation de changements physiques ou chimiques dans le matériau.

Les inconvénients de cette technique sont :

- Les changements microstructuraux ne dépendent pas seulement de la variation de température et du temps de chauffage mais aussi d'autres paramètres comme le temps de refroidissement.
- Prend énormément de temps.
- Nécessite des courbes d'étalonnage qui donnent la dureté du matériau de l'outil par rapport à des températures et des temps de chauffage connus.
- La coupe doit être effectuée à des vitesses élevées pour générer suffisamment de chaleur, ce qui entraîne une usure importante de l'outil.

I.4.7. Thermocouples

La mesure de la température avec un thermocouple est couramment utilisée en coupe. Le principe de mesure la température par thermocouple est basé sur l'effet Seebeck. La jonction de deux métaux conducteurs à une température donnée contribue à créer une force électromotrice entre eux (la tension Seebeck). La tension Seebeck est fonction de la différence de température entre les jonctions chaude et froide ainsi que des coefficients Seebeck des deux matériaux utilisés.

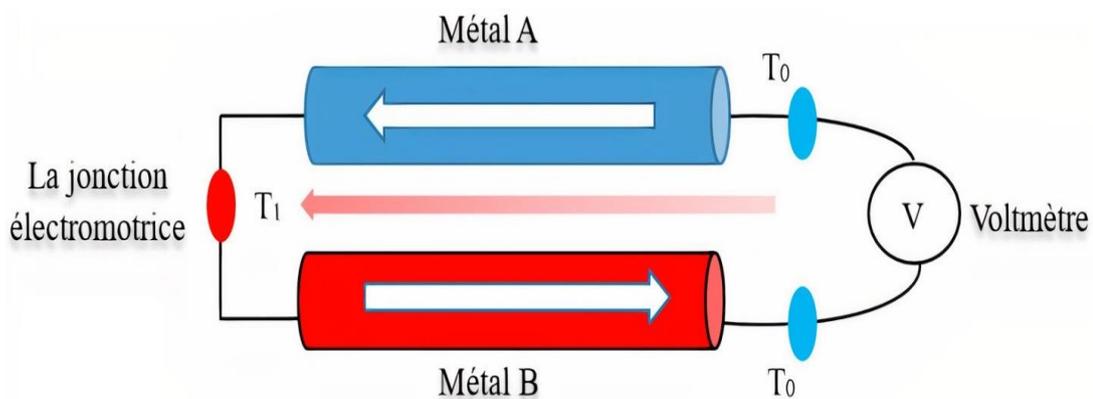


Figure I.12 : Principe du thermocouple.

Le classement des thermocouples est nécessaire à des fins différentes telles que la sélection de la plage de température de fonctionnement, la sensibilité et le temps de réponse. Damarla et Kundu (Damarla & Kundu, 2011) ont précisé que cette classification est basée sur la composition du matériau du thermocouple identifié par une lettre type comme (B, R et S) qui sont appelées les thermocouples en métal noble tandis que les autres comme (E, J, K, N et T) sont les thermocouples en métal de base.

Il existe cinq types de thermocouples qui peuvent être utilisés pour mesurer la température lors des procédés d'usinage ; à savoir :

- ✓ Le thermocouple intégré (inséré).
- ✓ Le thermocouple outil-pièce (dynamique).
- ✓ Le thermocouple transversal.
- ✓ Le thermocouple à fil unique.
- ✓ Et le thermocouple à couche mince.

I.4.7.1. Thermocouple intégré

Les thermocouples intégrés ont été parmi les premières méthodes utilisées pour évaluer la température dans divers processus de fabrication. Le thermocouple inséré est placé dans un trou percé dans l'outil de coupe ou dans la pièce pour mesurer la température, soit en un seul point ou en plusieurs points. Chen et al. (Chen et al., 2017) ont utilisé cette méthode pour mesurer la température maximale sur les surfaces usinées pendant le tournage dur des aciers trempés. Ils ont intégré un thermocouple de type K dans une cavité usinée rainurée juste derrière le tranchant et l'ont protégé à l'aide d'aluminium soudé. Kus et al. (Kus et al., 2015), pour mesurer la température à l'interface outil-copeau lors de l'usinage de l'acier AISI 4140, ont utilisé un thermocouple de type K intégré ; la figure qui suit illustre le montage investi.

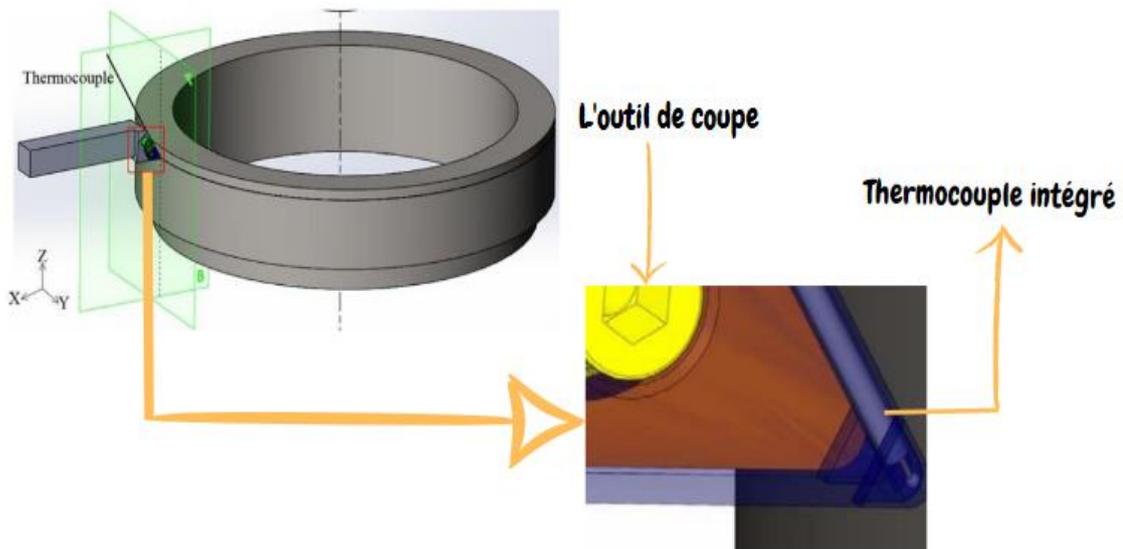


Figure I.13 : Thermocouple intégré (Chen et al., 2017).

I.4.7.2. Thermocouple outil-pièce

La technique du thermocouple outil-pièce ou bien thermocouple dynamique a été développée dans les années 1920 ; elle est basée sur le fait que l'outil et la pièce sont deux

matériaux différents. Le principe est que la zone de contact à l'interface outil-pièce devient la jonction chaude tandis que l'outil ou la pièce peut former la jonction froide, ce qui permet de générer une force électromotrice entre l'outil et la pièce en raison du gradient de température entre la zone de coupe et l'environnement. Moura et al. (Moura et al., 2015) ont mesuré la température de coupe lors de l'usinage de Ti-6Al-4V pour évaluer l'effet de l'ajout de lubrifiants solides. La figure qui suit montre le principe du thermocouple dynamique utilisé.

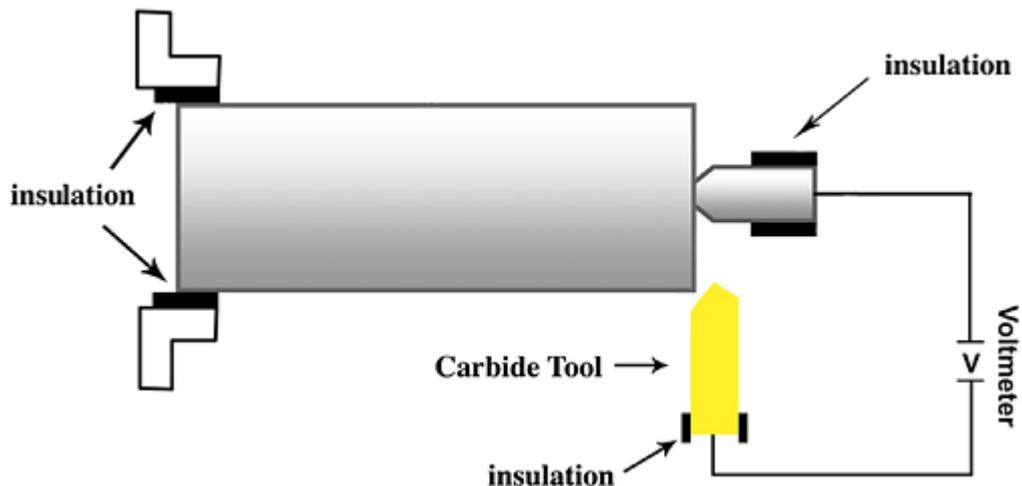


Figure I.14 : Principe d'un thermocouple outil-pièce (Moura et al., 2015).

Les résultats ont montré que l'ajout de lubrifiants solides réduisait la température de coupe en raison de sa meilleure performance de lubrification par rapport aux lubrifiants classiques utilisés. Zhang et al. (Zhang et al., 2018) ont utilisé un système de thermocouple outil-pièce pour mesurer la température de coupe pendant le tournage de Ti-6Al-4V avec et sans lubrifiant. Le système de mesure développé avait une plage de mesure de 0 à 700 °C et une précision minimale de 0.2 °C.

Cette technique de mesure de la température présente certaines limites qui doivent être prises en compte, par exemple, les deux parties (outil-pièce) doit toujours être en matériaux conducteurs d'électricité ; ceci signifie que les outils en céramique et les pièces en matériaux non métalliques ne peuvent pas être utilisés. D'autre part, les principaux avantages de cette méthode c'est qu'elle est facile à mettre en œuvre, elle peu coûteuse et fournit une indication des température moyennes de coupe à l'interface de contact avec un temps de réponse court.

I.4.7.3. Thermocouple transversal

Le principe du thermocouple transversal est qu'il se compose de deux fils de métal différents qui sont soudés ensemble à une extrémité et plongés dans un bain à mercure ; la différence de potentiel électrique générée par la jonction des deux métaux varie en fonction de

la température, ce qui permet de mesurer la température. Arndt et Brown (Arndt & Brown, 1967) ont développé, comme le montre la figure suivante, une méthode de thermocouple transversal pour obtenir la distribution tridimensionnelle de température d'un outil où une sonde mobile a été utilisée pour mesurer la température de coupe à différents points de l'outil en coupant l'acier AISI 1011 à une vitesse de coupe de 0.762 m/s.

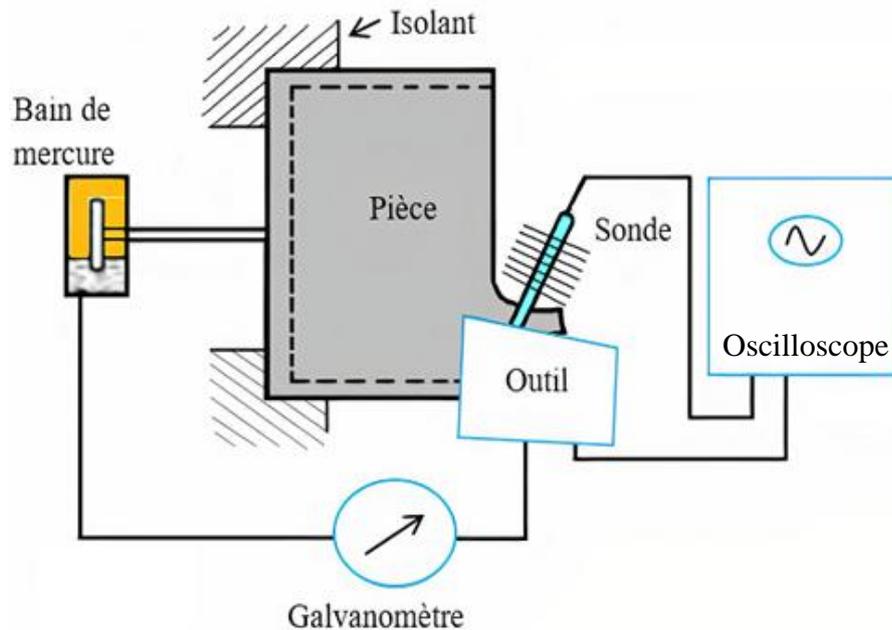


Figure I.15 : Principe d'un thermocouple transversal (Arndt & Brown, 1967).

Bien que conceptuellement cette méthode semble simple mais la configuration expérimentale de la technique du thermocouple transversal est complexe ; malgré cela, elle peut fournir les isothermes de la distribution de température ainsi que l'emplacement de la température maximale sur les faces de dépouille et de coupe de l'outil.

I.4.7.4. Thermocouple à fil unique

C'est une variante de la méthode du thermocouple intégré qui utilise un seul fil de matériau conducteur pour mesurer la température. Cette technique a été développée par Hirao (Hirao, 1989) pour mesurer la température dans la face de coupe de l'outil en insérant un fil isolé de petit diamètre dans un trou de la pièce (voir figure I.16). Lorsque le fil fin est coupé, un thermocouple se forme entre le fil et l'outil de coupe générant une force électromotrice. Dewes et al. (Dewes et al., 1999) ont utilisé cette méthode pour mesurer la température de coupe pendant le fraisage de l'acier AISI H13.

Le thermocouple à fil unique est généralement moins précis que les thermocouples à double fil malgré que c'est une technique facile à installer, peu coûteuse et peut être utilisée pour des

températures allant jusqu'à 1000 °C.

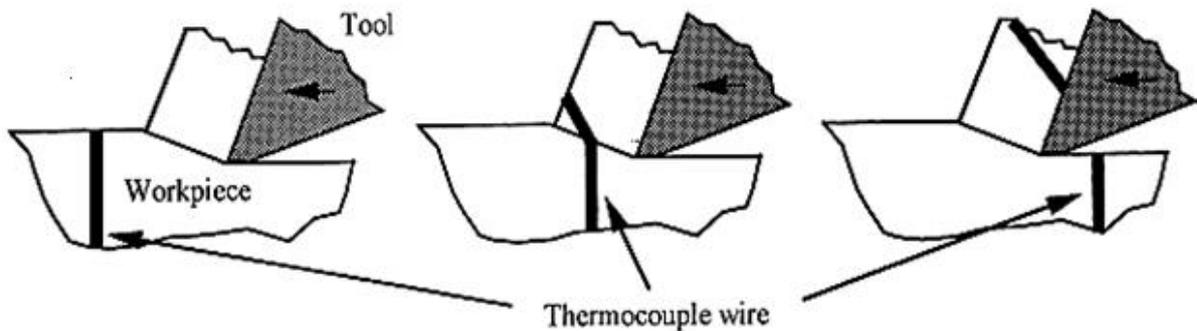


Figure I.16 : Thermocouple à fil unique (Dewes et al., 1999).

I.4.7.5. Thermocouple à couche mince

L'émergence des thermocouples à couche mince dans la mesure de la température de coupe a résolu certains inconvénients liés aux thermocouples outil-pièce et aux thermocouples intégrés. Cette technique consiste à déposer directement sur la surface des outils de coupe un film mince, ce qui entraîne moins d'effets négatifs, une précision de mesure élevée et une réponse rapide en raison de sa taille extrêmement petite. Les thermocouples à couche mince sont souvent utilisés pour mesurer des températures élevées et sont particulièrement utiles pour les applications qui nécessitent une résolution de température élevée. De plus, le thermocouple à couche mince peut être produit en différentes tailles et être positionné à différents endroits afin de mesurer des températures plus localisées.

Li et al. (Li et al., 2019) ont proposé un nouveau procédé de fabrication pour enterrer six thermocouples à couches minces de type K dans des micro-rainures de la face de coupe d'un outil en carbure.

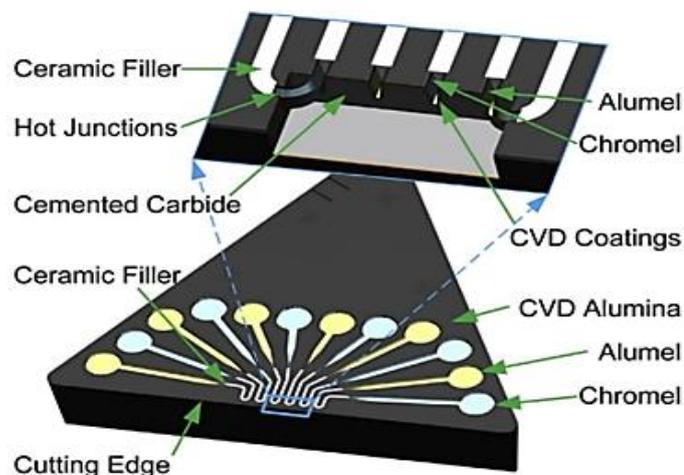


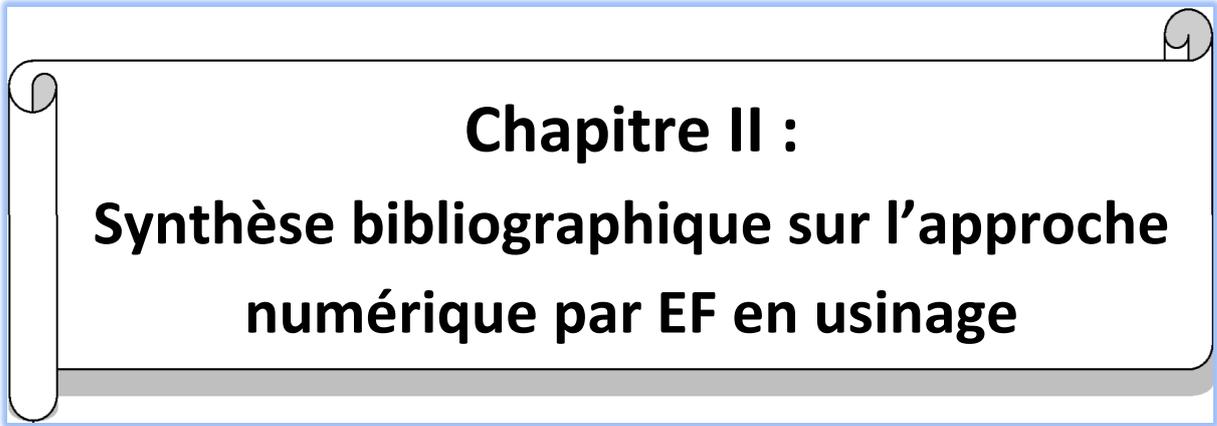
Figure I.17 : Thermocouple à couches minces (Li et al., 2019).

Les thermocouples, utilisés dans leur étude sont développés avec un coefficient Seebeck d'environ $20 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$, ont été placés près de l'arête de coupe réalisant une mesure directe de la température de coupe lors de l'usinage de l'alliage de titane.

I.5. Conclusion

Dans ce premier chapitre, nous avons abordé des généralités ainsi que les aspects mécaniques et thermiques liés au procédé de coupe. Ce dernier est une mise en forme qui se réalise par une action physique d'un outil coupant ; la force induite conduit macroscopiquement à la production de copeaux. Notons que notre investigation concerne le processus de tournage. Les conditions de coupe, qui font référence aux divers facteurs qui influencent les performances de ce processus, notamment le matériau usiné et le type d'outil, la vitesse de coupe, l'avance, la profondeur de passe et la nature du milieu (lubrifié ou sec), ont été évoquées. Le choix des conditions de coupe présente un impact significatif sur les performances du procédé de coupe ; ainsi, elles doivent être sélectionnées avec soin pour atteindre les objectifs désirés. Les zones de déformation qui résultent de l'interaction outil-matière contribuent, d'une part, à la formation du copeau, et, d'autre part, à l'intégrité de la surface usinée. Dans les zones d'amorçage de la formation du copeau et d'interface outil-copeau, les déformations et les vitesses de déformation sont importantes ; elles peuvent atteindre des valeurs respectives de 200% et de 10^5 s^{-1} .

De plus, nous avons relaté les aspects thermiques liés au procédé de coupe ainsi que le calcul des termes sources, et nous avons clôturé le chapitre par les différents moyens expérimentaux utilisés pour la mesure de la température de coupe. À cet effet, plusieurs techniques peuvent être utilisées pour la mesure de la température en fonction de la situation pratique mais aucune méthode ne semble être la plus adaptée à toutes les situations. Ainsi, il est important de choisir la technique appropriée en fonction des conditions de l'opération d'usinage et des exigences de précision de la mesure attendues.



Chapitre II :
**Synthèse bibliographique sur l'approche
numérique par EF en usinage**

II.1. Introduction

Nous présentons dans ce chapitre une synthèse bibliographique sur les travaux de recherche liés à l'approche numérique par éléments finis pour la résolution des problèmes concernant le procédé d'usinage. À cet effet, nous allons évoquer les différentes modélisations relatives au processus de coupe ; à savoir : la modélisation géométrique, mécanique et thermique, le modèle rhéologique du matériau usiné, le modèle tribologique, et la modélisation de séparation du copeau. Aussi, les formulations utilisées dans l'approche par éléments finis seront abordées ; à savoir : la formulation Lagrangienne, Eulérienne, Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne, et Couplée Eulérienne-Lagrangienne. Les solveurs explicite et implicite impliqués dans la simulation et la résolution des équations qui régissent le phénomène de la coupe seront présentés. Vers la fin du chapitre seront abordées les caractéristiques liées au processus de coupe telles que la formation du copeau, les forces de coupe, la température, l'usure de l'outil de coupe et l'intégrité de la surface usinée.

II.2. Synthèse sur l'application de la méthode des éléments finis en usinage

La Méthode des Eléments Finis (MEF) permet de résoudre des Equations aux Dérivées Partielles (EDP) en modélisant un domaine physique comme une collection finie d'éléments discrets dits Eléments Finis (EF). Cette méthode est largement utilisée dans les sciences de l'ingénieur comme la mécanique des structures et la mécanique des fluides. Elle permet de simuler des phénomènes tels que le transfert thermique, les vibrations, les chocs, l'écoulement de fluides, etc. Ceci conduit à optimiser les designs, à éviter les échecs potentiels et à réduire les coûts.

La modélisation par EF des processus d'usinage a reçu une attention croissante au cours des trois dernières décennies. La procédure de modélisation reste toujours une tâche difficile même avec de nouveaux logiciels et des ordinateurs avancés. En usinage, la plupart des travaux de recherche publiés ont été principalement effectués pour une configuration connue sous le nom de coupe orthogonale dans laquelle un état de déformations planes est considéré. Cette configuration conduit à la réduction du nombre d'EF et du temps de simulation. La modélisation par EF de la coupe orthogonale est toujours considérée comme un sujet de recherche ouvert car la plupart des phénomènes impliqués dans le processus d'usinage ne sont pas encore maîtrisables en matière de prédiction des caractéristiques d'usinage comme la morphologie des copeaux, les efforts de coupe, la température, l'usure de l'outil, l'intégrité de surface, etc.

Aujourd'hui, la MEF est largement utilisée pour simuler la coupe et elle est considérée comme

un outil indispensable pour la conception et le développement d'outils de coupe et de procédés d'usinage. Les avancées technologiques, en matière d'exécution parallèle et de puissance de calcul, ont également permis de réaliser des simulations plus précises et rapides même avec une complexité géométrique.

II.2.1. Bases de la modélisation par éléments finis en usinage

II.2.1.1. Modélisation géométrique

D'un point de vue géométrique et pour des raisons simplificatrices, une partie de la pièce est modélisée seulement sous forme de rectangle plan (pour des problèmes 2D) ayant une longueur relativement courte. La longueur de la pièce doit être suffisante pour atteindre l'état stationnaire au cours du processus de coupe. De même que pour la pièce, seulement une partie de l'outil de coupe est souvent modélisée comme le montre la figure qui suit.

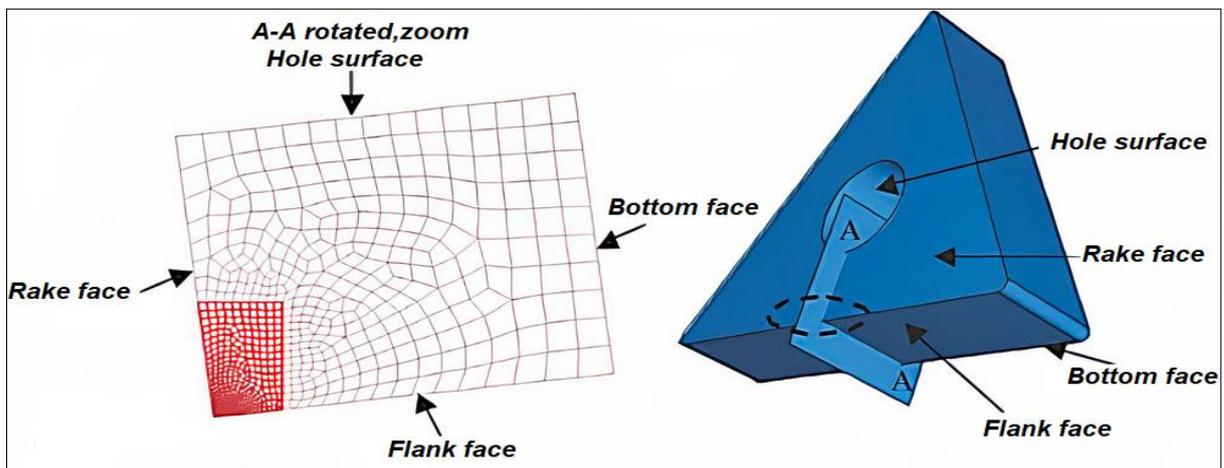


Figure II.1 : Géométrie de l'outil pour le modèle numérique (Xie et al., 2005).

L'outil de coupe est souvent considéré comme un corps rigide en raison de sa grande rigidité par rapport à la pièce ; ceci conduit à la diminution du temps de simulation en évitant le calcul des déplacements dans les nœuds de l'outil. Cependant, il existe des travaux pour lesquels l'outil est modélisé en tant qu'un corps élastique et déformable, ce qui permet d'obtenir les contraintes, les déformations et l'usure de l'outil. Al-Zkeri et al. (Al-Zkeri et al., 2009) ont comparé les résultats obtenus avec des outils rigide et élastique. La simulation a été lancée avec un outil rigide pour minimiser le temps de simulation, et après avoir atteint le régime stationnaire pour les forces de coupe et la température, l'outil a été commuté sur un corps élastique et les contraintes élastiques de l'outil ont été calculées. Les résultats ont montré de légers changements inférieurs à 2% dans les contraintes de la pièce et les efforts de l'outil de coupe. Ceci confirme la validité de la modélisation par EF avec l'hypothèse de considérer l'outil comme étant un corps

rigide. Aussi, l'état de déformations planes était généralement supposé dans les essais de la coupe orthogonale lorsque l'avance était beaucoup plus petite devant la profondeur de passe.

II.2.1.2. Modélisations mécanique et thermique

Selon (Marusich et al., 2008) et (Haddag et al., 2015), les équations de mouvement pour les problèmes de coupe 2D peuvent être écrites comme suit :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_{xx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{xy}}{\partial y} + \rho f_x &= \rho \frac{\partial^2 U_x}{\partial t^2} \\ \frac{\partial \sigma_{yx}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_{yy}}{\partial y} + \rho f_y &= \rho \frac{\partial^2 U_y}{\partial t^2} \end{aligned} \quad (\text{II-1})$$

Selon ces mêmes références, le transfert de chaleur pendant le processus de coupe est régi par l'équation qui suit :

$$\rho C_p \left(\frac{\partial T}{\partial t} + V_x \frac{\partial T}{\partial x} + V_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) = K \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right) + \dot{Q}_g \quad (\text{II-2})$$

Avec (\dot{Q}_g) est la somme de deux termes sources dus, d'une part, à la déformation plastique dans les zones de cisaillement primaire et secondaire, et, d'autre part, au frottement à l'interface outil-copeau. Cette génération de chaleur peut être exprimée par :

$$\dot{Q}_g = \eta_p \left(\frac{P_{c1}}{v_1} + \frac{P_{c2}}{v_2} \right) + \eta_f \dot{Q}_F \quad (\text{II-3})$$

L'effusivité thermique ($Ef = \sqrt{\rho C_p K}$) est une mesure de la capacité du matériau à échanger de l'énergie thermique avec son environnement. Elle est utilisée pour déterminer la fraction de la chaleur due au frottement qui se dissipe dans la pièce. Cette fraction peut être exprimée selon (Coelho et al., 2007) et (Ben Moussa et al., 2015) par :

$$\beta_p = \frac{Ef_p}{Ef_p + Ef_t} \quad (\text{II-4})$$

Évidemment, $(1 - \beta_p)$ est la partie de la chaleur due au frottement qui se dissipe dans l'outil.

La conductance thermique entre l'outil et la pièce à usiner est la conduction thermique à travers la face de contact outil-copeau pendant le processus de coupe. Selon (Coelho et al., 2007), la transmission de chaleur par conduction entre le copeau et l'outil peut être exprimé comme suit :

$$\dot{q}_{\text{cond}} = h_{\text{cond}} (T_p - T_t) \quad (\text{II-5})$$

La conductance thermique est appliquée pour atteindre un équilibre thermique entre l'outil et la

pièce pendant la coupe. En pratique, la conductance thermique est fonction de l'écart de la température de contact et de la pression de contact entre l'outil et le copeau. Dans la coupe des métaux, l'espace est souvent considéré proche de zéro et les valeurs de la pression et de la température sont très élevées en raison du contact parfait entre l'outil et le copeau. Cependant, la conductance thermique est appliquée comme une valeur constante dans les simulations de coupe de métal pour des raisons de simplicité ou de manque d'informations expérimentales. Aussi, la conductance thermique est connue sous divers noms dans la littérature tels que le coefficient de chaleur, le coefficient de transfert thermique ou le coefficient de conductance. Des valeurs élevées pour ce paramètre ont été utilisées (voir tableau II.1). Il présente une valeur importante du fait que la pression est élevée sur la face de coupe, ce qui permet un contact parfait entre l'outil et le copeau. Aussi, un choix de valeur importante permet d'atteindre rapidement un état d'équilibre thermique, et de raccourcir le temps du processus de coupe pour éviter de rencontrer une déformation excessive des éléments de maillage.

Référence	Coefficients de conductance thermique (kW/m ² ·K)
(Calamaz et al., 2008)	20
(Yen et al., 2004)	54
(Özel, 2006)	100
(Coelho et al., 2007)	500
(Filice et al., 2007)	
(Ben Moussa et al., 2012)	
(Umbrello et al., 2007)	1000
(Khalili & Safaei, 2009)	
(Nasr et al., 2008)	
(Daoud et al., 2015a)	10000
(Arrazola & Özel, 2010)	100000

Tableau II.1 : Coefficients de conductance thermique utilisés dans la littérature.

Le transfert de chaleur par convection, se produisant entre la surface de la pièce et l'environnement (milieu ambiant), peut être exprimé par :

$$\dot{q}_{\text{conv}} = h_{\text{conv}} (T_p - T_a) \quad (\text{II-6})$$

Dans le processus de coupe, le temps de simulation est trop court pour permettre au transfert de chaleur par convection de se produire, et, par conséquent, ce transfert de chaleur est souvent ignoré. Le tableau ci-dessous relate les divers coefficients de convection thermique utilisés dans

le processus de coupe.

Référence	Coefficients de convection thermique (W/m ² K)
(Mohammadpour et al., 2010)	4
(Nasr et al., 2008), (Nasr, 2015)	10
(Ramesh & Melkote, 2008)	150
(Ben Moussa et al., 2012)	10000

Tableau II.2 : Coefficients de convection thermique utilisés dans la littérature.

La figure qui suit résume les modes de transfert thermique lors de l'interaction outil-matière.

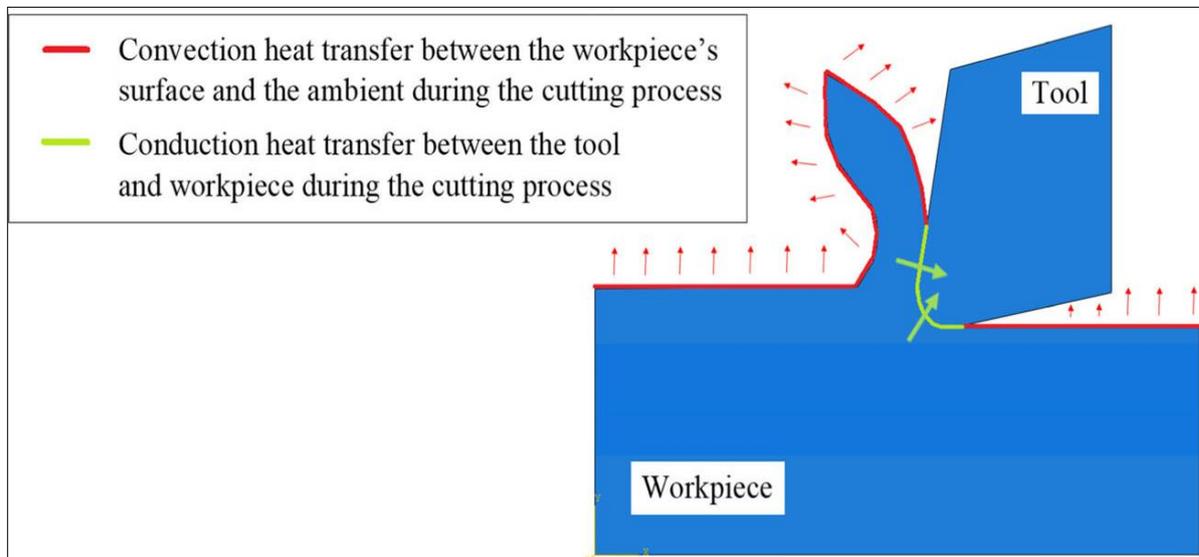


Figure II.2 : Modes de transfert thermique lors de l'interaction outil-matière (Sadeghifar et al., 2018).

II.2.1.3. Modélisation du matériau usiné

Les matériaux usinés sont soumis à des déformations, des vitesses de déformation et des températures élevées pendant le processus de coupe. À cet effet, des techniques telles que les tests de compression à grande vitesse et d'impact ont été utilisées dans l'identification des équations rhéologiques. La loi de comportement la plus utilisée pour la simulation du processus de coupe est celle de Johnson-Cook, du fait qu'elle se résume sous forme d'un produit de trois termes qui intègrent la déformation et l'érouissage, la vitesse de déformation, et la température. Le tableau qui suit reporte des modèles rhéologiques utilisés en usinage.

Référence	Modèle rhéologique	Paramètres
(Johnson & Cook, 1983)	$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{\text{fusion}} - T_0} \right)^m \right]$	A, B, C, n et m
(Oxley & Hastings, 1977)	$\sigma = \sigma_1 (T, \dot{\varepsilon}) \varepsilon^{n_0(T, \dot{\varepsilon})}$	σ_1 et n_0
(Zerilli & Armstrong, 1987)	<p>Pour une structure CC</p> $\sigma = C_0 + C_1 \exp \left[-C_3 T + C_4 T \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] + C_5 \varepsilon^n$ <p>Pour une structure CFC</p> $\sigma = C_0 + C_2 \varepsilon^n \exp \left[-C_3 T + C_4 T \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right]$	$C_0, C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, n$
(Maekawa et al., 1983)	$\sigma = \sigma_1 (T, \dot{\varepsilon}) \left(\int_{\text{path}} e^{\frac{\bar{K}}{T \dot{\varepsilon}^{\frac{m}{n}}} d\varepsilon} \right)^n$	\bar{K}, n, m
(Marusich & Ortiz, 1995)	$\left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) = \left(\frac{\sigma}{g(\varepsilon_p)} \right)^{m_1} \quad \text{si } \dot{\varepsilon}_p < \dot{\varepsilon}_t$ $\left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_p}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \left(1 + \frac{\dot{\varepsilon}_t}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^{\frac{m_2-1}{m_1}} = \left(\frac{\sigma}{g(\varepsilon_p)} \right)^{m_1} \quad \text{si } \dot{\varepsilon}_p > \dot{\varepsilon}_t$ $g(\varepsilon_p) = [1 - \alpha_d (T - T_0)] \sigma_0 \left(1 + \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} \right)^{\frac{1}{n}}$	$m_1, m_2, \alpha_T, \sigma_0, n$
(Cowper & Symonds, 1957)	$\sigma = \sigma_{\text{statique}} \left(1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{D} \right)^{\frac{1}{p}} \right)$	D, \bar{p}
Loi puissance, citée par (Sadeghifar et al., 2018)	$\sigma = \sigma_0 \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^n \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right)^m \left(\frac{T}{T_0} \right)^{\bar{p}}$	σ_0, n, m, \bar{p}

Tableau II.3 : Modèles rhéologiques du matériau usiné.

La coupe représente un couplage thermomécanique dans lequel les analyses mécaniques et thermiques doivent être résolues simultanément. Cependant, ils sont souvent résolus de manière échelonnée pour des raisons de commodité numérique. Au cours d'un incrément de temps, l'analyse des contraintes est d'abord résolue en tant que processus isotherme basé sur la distribution de température obtenue à partir de l'incrément précédent. Ensuite, l'analyse thermique est résolue en tant que processus d'iso-contrainte et les températures sont mises à

jour en fonction de la chaleur générée au cours de cet incrément. Le couplage thermomécanique est réalisé par les travaux de déformation plastique et de frottement (voir équation (II-3)) et par l'effet d'adoucissement thermique sur les valeurs de la contrainte d'écoulement dans le modèle de comportement du matériau usiné (Sadeghifar et al., 2018).

II.2.1.4. Modélisation du frottement

Le frottement est un phénomène tribologique très complexe qui dépend de la vitesse de glissement, de la pression et de la température des éléments en contact, ce qui complique la modélisation du frottement. À ce jour, le comportement du matériau à des vitesses de déformation et à des températures élevées en usinage n'est pas encore maîtrisé. Le plus souvent, les chercheurs ont utilisé des modèles de frottement conventionnels qui ne sont pas adaptés aux conditions d'usinage. Des essais ont été effectués pour mesurer le coefficient de frottement en usinage à l'aide de méthodes "split-tool" et photo-élastiques (Sartkulvanich et al., 2005), et en utilisant un test de frottement bille sur disque à l'aide d'un tribomètre à grande vitesse (Jiang et al., 2013).

Les modèles de frottement les plus couramment utilisés dans la coupe sont reportés dans le tableau qui suit :

Modèle	Formulation
Coulomb	$\tau = \mu \cdot \sigma_N$
Tresca	$\tau = \bar{m} \cdot k = \bar{m} \cdot \frac{\sigma}{\sqrt{3}}$
Zorev	$\tau = k \text{ si } \mu \cdot \sigma_N \geq k, 0 < x \leq h$
Coulomb pour la région de déformation secondaire	$\tau = k \text{ si } \mu \cdot \sigma_N < k, h_p < x \leq h$
Coulomb-Orowan	$\tau = \min(\mu \cdot \sigma_N, k)$
Merchant	$\mu = \frac{F_c \tan \alpha + F_f}{F_c - F_f \tan \alpha}$

Tableau II.4 : Modèles de frottement.

Notons que la contrainte de compression normale (σ_N) sur la face de coupe de l'outil est très importante, ce qui fait que la contrainte de frottement (τ) dans la ZCS dépasse la contrainte d'écoulement de cisaillement (k) -limite d'élasticité au cisaillement instantanée- de la pièce. Cela conduit le matériau à céder et à se déformer plastiquement plutôt que de glisser à la surface de contact. D'autre part, un mouvement relatif appelé glissement ou mouvement de glissement

entre la face de coupe de l'outil et le copeau se produit sur la base de la loi de Coulomb lorsque la contrainte de frottement est inférieure à la contrainte d'écoulement de cisaillement.

II.2.1.5. Modélisation de la séparation du copeau

La séparation des copeaux est également l'un des problèmes les plus difficiles dans la simulation par éléments finis des processus de coupe. Il existe deux méthodes ; à savoir : la méthode du critère de séparation du copeau et la méthode de déformation pure pour modéliser la séparation des copeaux lors de l'usinage (Wu et al., 2005).

A/ Méthode du critère de séparation du copeau

Cette méthode facilite le processus de formation du copeau en réduisant la distorsion de l'élément pendant la simulation et utilise des critères de séparation géométriques ou physiques. Dans le critère de séparation géométrique, le copeau est séparé lorsque la distance entre la pointe de l'outil et le nœud le plus proche devant la pointe de l'outil dépasse une limite spécifiée (Guo & Liu, 2002a) ; le critère géométrique n'a aucune signification physique car la taille de la distance mentionnée ci-dessus dépend de la taille de l'élément.

Aussi, dans le critère de séparation physique, un couple de nœuds coïncidents sont séparés "Node-Splitting Technique" ou un élément est supprimé "Element Deletion Technique" lorsque la valeur critique d'une variable physique sélectionnée telle que la contrainte ou la déformation plastique équivalente dans le nœud ou l'élément le plus proche de la pointe de l'outil est satisfaite. Dans ce cas, un modèle d'endommagement fiable et précis est nécessaire (Strenkowski & Carroll, 1985). Malgré que l'estimation par approche numérique des efforts de coupe ne soit pas généralement affectée par le critère de séparation du copeau, les contraintes résiduelles sont fortement influencées par ce critère.

B/ Méthode de déformation pure de séparation du copeau

La méthode de déformation pure traite le processus de coupe comme un processus de déformation pure, dans lequel, les nœuds de la pièce se déplacent sur les faces de coupe et le flanc de l'outil, les éléments se déforment autour de la pointe de l'outil lorsque l'outil avance (Guo & Liu, 2002a). Par conséquent, aucun critère de séparation des copeaux n'est requis. Cependant, la déformation dans le processus de coupe est importante et implique une distorsion importante des éléments. À cet effet, les techniques de remaillage adaptatif doivent être utilisées afin de faire progresser la simulation.

La figure qui suit présente les méthodes de modélisation de la séparation du copeau pendant le processus de coupe.

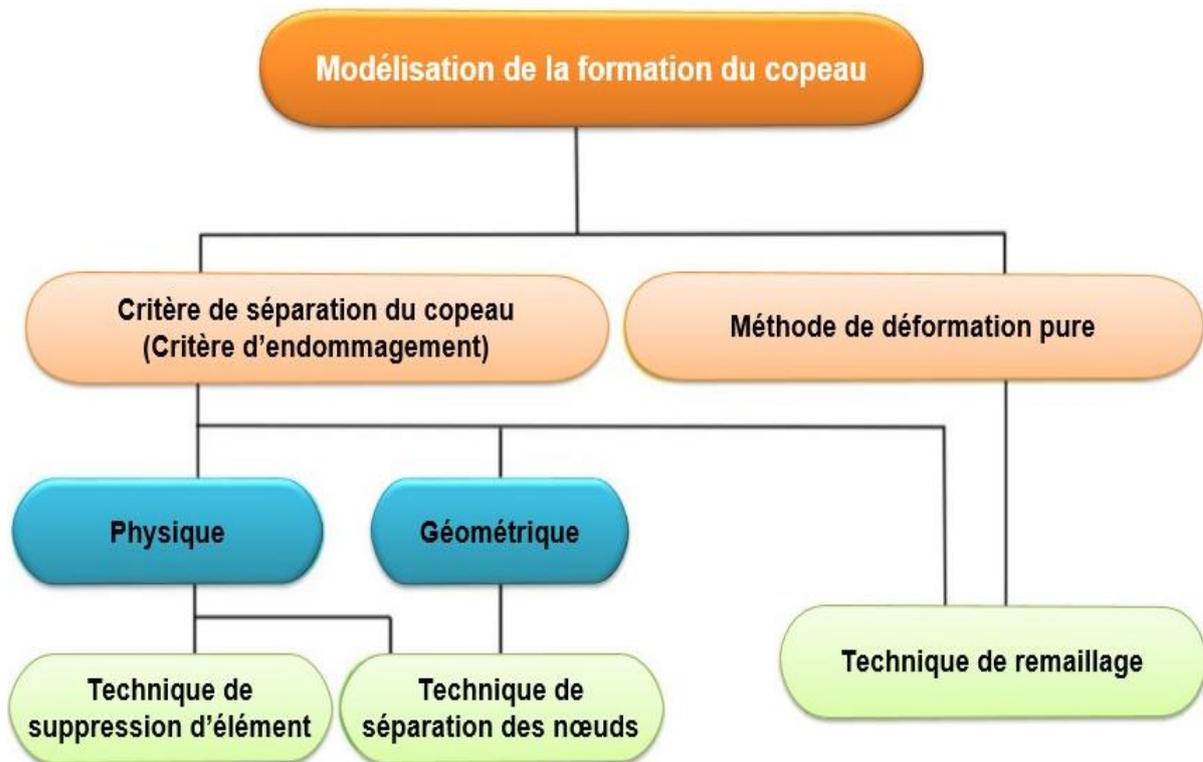


Figure II.3 : Méthodes utilisées pour la modélisation de séparation du copeau.

II.2.2. Formulations de l'approche par éléments finis en usinage

Différentes formulations ont été utilisées dans l'approche numérique par éléments finis ; à savoir : Pure Lagrangienne (PL), Eulérienne (E), Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne (ALE) et Couplée Eulérienne-Lagrangienne (CEL).

II.2.2.1. Formulation Lagrangienne

Les problèmes impliquant des mécanismes solides utilisent généralement la formulation Lagrangienne ; le maillage se développe et se déplace en fonction des déformations du matériau (Figure II.4). La qualité des éléments se détériore progressivement, ce qui finit par nécessiter un remaillage et donc un transport d'informations d'un maillage à l'autre (ce qui augmente le temps de calcul).

Mabrouki et al. (Mabrouki et al., 2008) ont montré que cette formulation nécessite de partitionner la pièce et de définir un critère de séparation de la matière (loi d'endommagement et le critère de rupture) pour contrôler la distorsion des éléments. Il convient de noter que ce critère affecte fortement les paramètres thermomécaniques de la surface usinée (température, déformation plastique, etc.). Cette formulation ne peut pas gérer les distorsions importantes des éléments lors des déformations plastiques sévères sans critère de séparation ou un remaillage

pour maintenir une qualité de maillage acceptable.

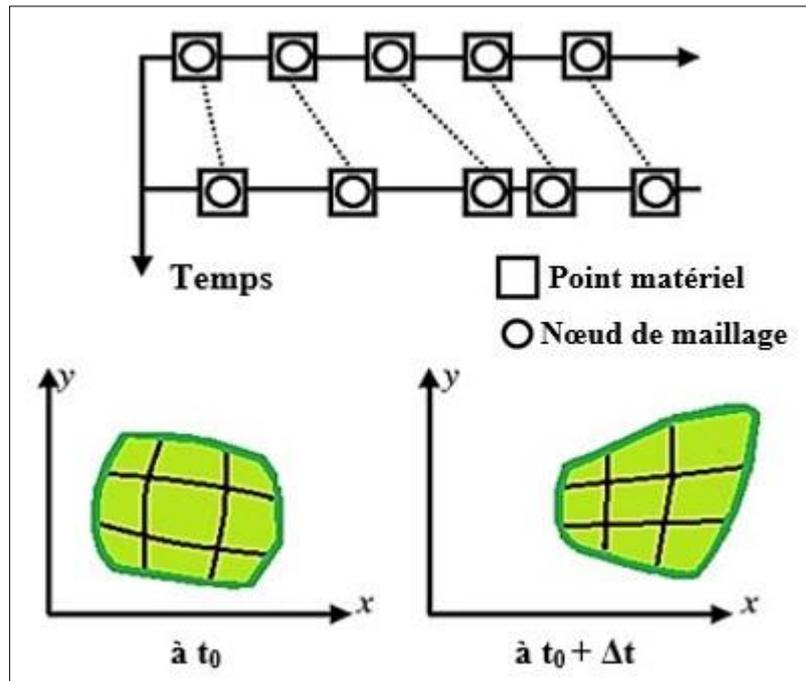


Figure II.4 : Mouvement de maillage pour la formulation Lagrangienne.

De plus, pour éviter dans la formulation Lagrangienne de grandes distorsions d'éléments lors de l'écoulement du copeau le long de la face de coupe plusieurs auteurs ont limité le coefficient de frottement à une petite valeur (généralement inférieure à 0.3). Cela peut entraîner une forte sous-évaluation de la composante d'effort de coupe.

Sur la base de travaux antérieurs, il convient de noter que l'approche Lagrangienne est incapable de prévoir avec précision les phénomènes d'adhésion à l'interface outil-copeau mais elle permet de prédire la forme réelle du copeau (copeau continu et discontinu) (Zhang & Choi, 2021).

II.2.2.2. Formulation Eulérienne

Le maillage EF est fixé dans l'espace lors de l'utilisation d'une formulation Eulérienne selon Gadala et al. (Gadala et al., 2002) ; le matériau s'écoule à travers un volume de contrôle pour empêcher la déformation de l'élément à la suite de la procédure comme l'illustre la figure II.5.

De plus, l'analyse nécessitait moins d'élément dans les modèles basés sur la formulation Eulérienne, ce qui réduit le temps de calcul. Cette formulation est généralement utilisée pour l'étude d'un écoulement stationnaire donc les critères de séparation ne sont pas nécessaires (Weon Kim et al., 1999).

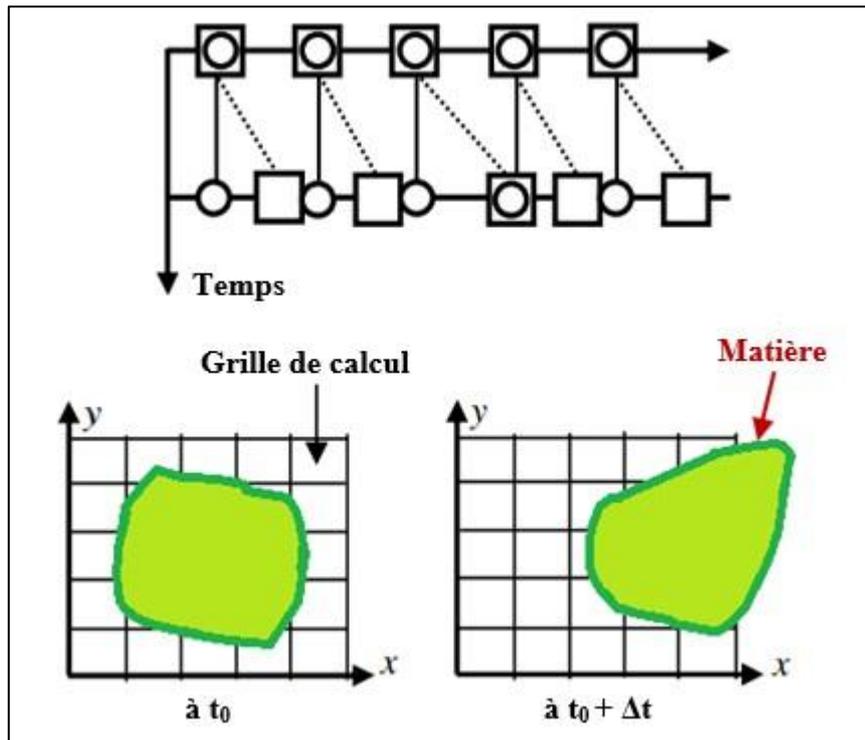


Figure II.5 : Mouvement de maillage pour la formulation Eulérienne.

L'inconvénient de la formulation Eulérienne est le besoin de déterminer les limites et la forme du copeau avant la simulation, la longueur et les conditions de contact outil-copeau doivent être maintenues constantes pendant l'analyse. Ceci fait que la formulation Eulérienne ne correspond pas au processus de déformation réelle pendant la coupe.

II.2.2.3. Formulation Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne

La formulation ALE a été élaborée pour contrer le problème de la distorsion excessive des éléments en prenant en compte les avantages des formulations Lagrangienne et Eulérienne. L'ALE permet au maillage de se déplacer indépendamment du matériau (Figure II.6). Aussi, elle conserve une bonne qualité du maillage même pour de grandes déformations comme, par exemple, dans la zone de collage à l'interface outil-copeau.

Muñoz-Sánchez et al. (Muñoz-Sánchez et al., 2011) ont montré que l'ALE est plus appropriée pour simuler le processus de formation thermomécanique des copeaux.

De plus, les modèles numériques basés sur l'approche ALE ont connu plus de succès ces dernières années. L'ALE ne nécessite pas de critère de séparation ; en outre, le copeau est formé à partir du flux de matériau thermomécanique autour du tranchant de l'outil. Aussi, cette approche permet au mouvement du maillage d'être indépendant du matériau et, par conséquent, un bénéfice considérable en temps et en précision de calculs. La figure qui suit illustre le

principe de l'approche ALE.

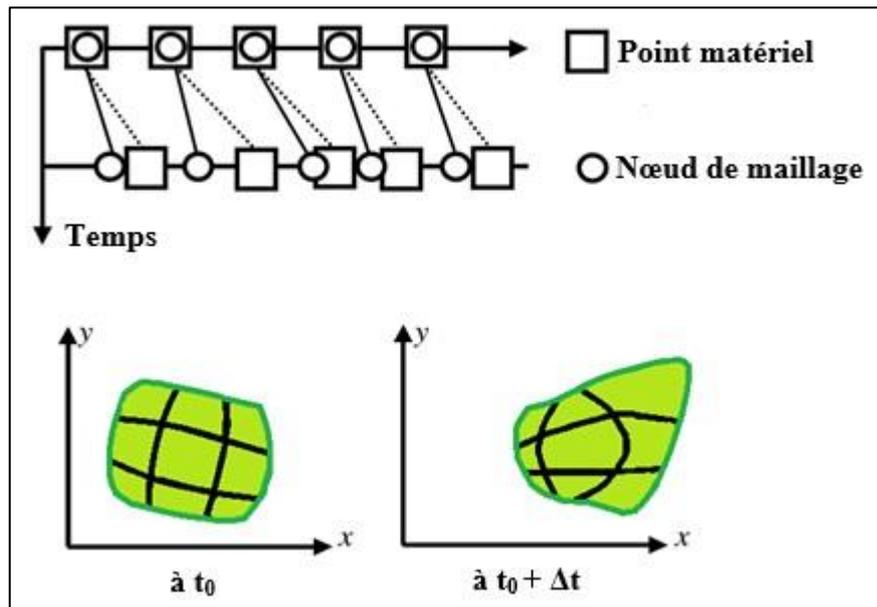


Figure II.6 : Mouvement de maillage pour la formulation ALE.

II.2.2.4. Formulation couplée Eulérienne-Lagrangienne

La formulation de modélisation Couplée Eulérienne-Lagrangienne (CEL) a été initialement développée pour la structure fluide ; elle a été également utilisée pour modéliser les processus à grande déformation où cette dernière peut être supposée comme un flux continu.

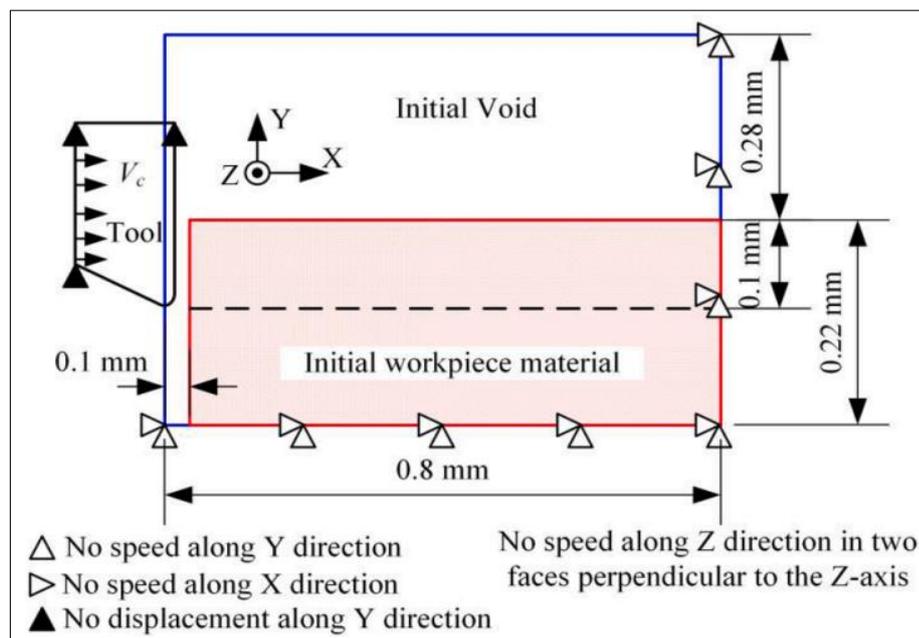


Figure II.7 : Modèle développé pour la formulation CEL (Xu et al., 2021).

L'approche CEL est une nouvelle option à la formulation Lagrangienne. Lorsque cette approche

est implémentée, le problème de dépendance du maillage doit être mis en évidence. Elle permet la présence de différents matériaux ou d'un espace dans un seul élément et les grilles de mailles des parties Lagrangiennes et Eulériennes peuvent se superposer.

Dans le modèle de formulation CEL (Figure II.7), la formulation Eulérienne est utilisée pour décrire les composants qui subissent une déformation importante (la pièce), et les composants qui subissent de petites déformations (l'outil) peuvent être formulés sous forme Lagrangienne selon Ducobu et al. (Ducobu et al., 2016). La forme d'origine de la pièce et la région où le copeau se développera sont toutes deux incluses dans la zone Eulérienne, cela indique que le vide initial au-dessus de la pièce est également un maillage, ce qui augmente le nombre d'éléments et le temps de simulation.

Le modèle de coupe orthogonale utilisant la formulation CEL diffère de celui basé sur la formulation ALE car le modèle CEL ne peut être utilisé que dans des simulations 3D. Cela indique que le temps de calcul est plus long lors de l'utilisation du modèle CEL (Xu et al., 2021). Pour réduire ce temps de calcul, le modèle CEL de la coupe orthogonale devrait utiliser une profondeur de passe très petite.

Xu et al. (Xu et al., 2021) ont montré que la Fraction Volumique Eulérienne (FVE) joue un rôle important dans les simulations CEL, elle sera donc suivie pour mesurer le rapport de matière à l'intérieur de l'élément. La figure qui suit montre l'état initial du modèle, où la couleur bleue des éléments signifie qu'ils sont remplis de matière (FVE = 1), tandis que les éléments de couleur rouge sont vides (FVE \approx 0).

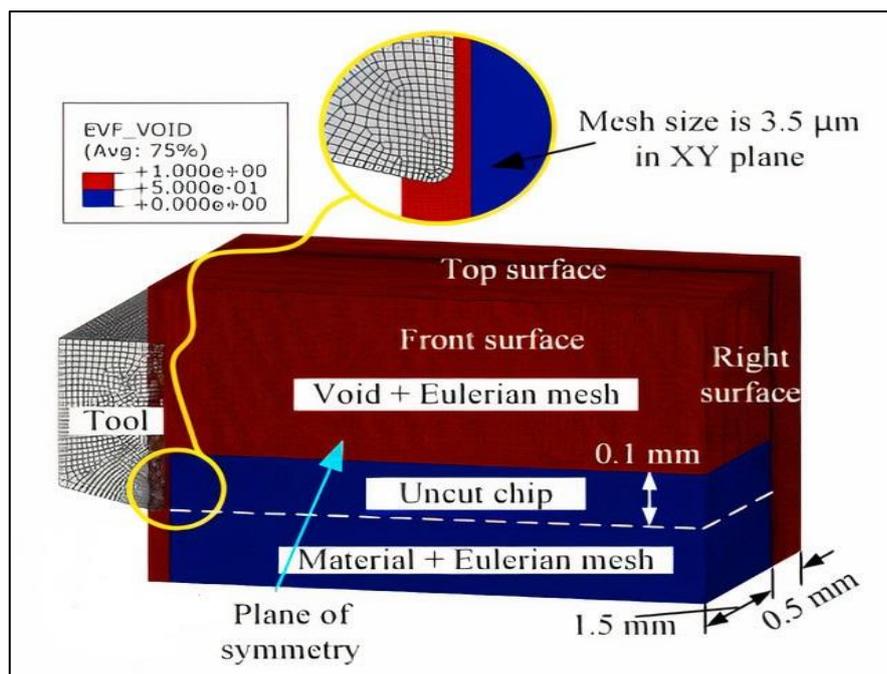


Figure II.8 : Fraction Volumique Eulérienne (Xu et al., 2021).

Le tableau qui suit relate les avantages et les inconvénients liés aux différentes formulations.

Formulation	Avantages	Inconvénients
Lagrangienne	<ul style="list-style-type: none"> • Simulation du copeau discontinu. 	<ul style="list-style-type: none"> • Maillage lié au matériau => La distorsion excessive. • Un critère de séparation doit être utilisé. • Dépendance des contraintes résiduelles calculées et des déformations plastiques sur le critère de séparation.
Eulérienne	<ul style="list-style-type: none"> • Le temps de calcul réduit. • Aucun critère de séparation à utiliser. 	<ul style="list-style-type: none"> • La forme initiale du copeau doit être introduite. • Ne pas tenir compte du comportement élastique du matériau. • Pas de prédiction de contrainte résiduelle.
ALE	<ul style="list-style-type: none"> • Distinction entre le maillage et l'évolution du matériau => Pas de distorsion de maillage. • Aucun critère de séparation à utiliser. 	<ul style="list-style-type: none"> • La forme initiale du copeau doit être introduite. • Pas de simulation du copeau discontinu.
CEL	<ul style="list-style-type: none"> • Aucun critère de séparation à utiliser. • Simulation du copeau continu et discontinu. 	<ul style="list-style-type: none"> • Utilisé que dans des simulations 3D. • Le temps de calcul est plus long.

Tableau II.5 : Avantages et inconvénients des différentes formulations.

II.2.3. Solveurs explicites et implicites

Les logiciels utilisant l'approche par EF (Abaqus, Deform, AdvantEdge, Ansys, etc.) utilisent généralement des solveurs implicites ou explicites pour résoudre des équations dynamiques couplées, des équations de température et de déplacement régissant le

comportement du matériau usiné. Les caractéristiques des solveurs explicite et implicite sont reportées comme suit :

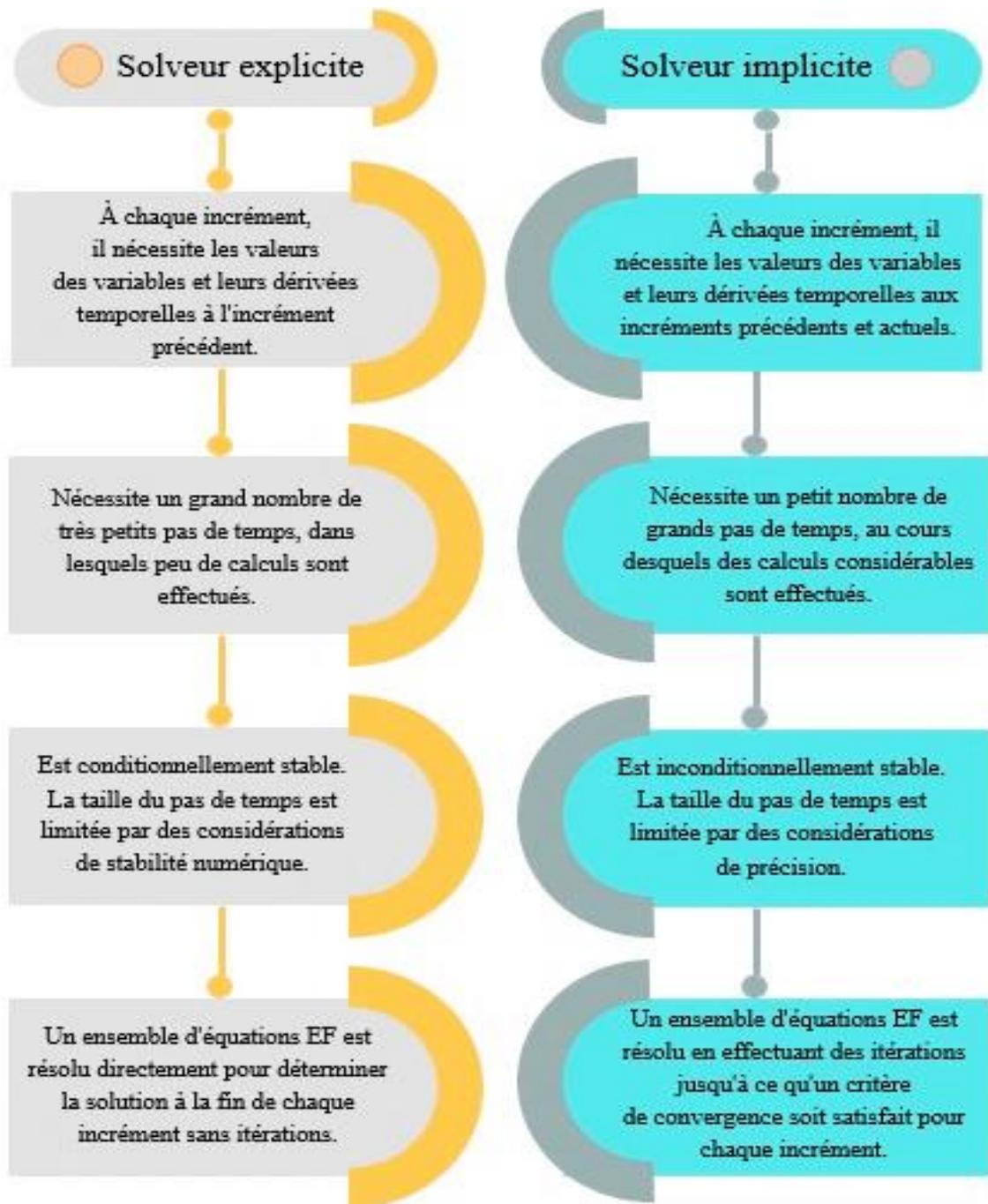


Figure II.9 : Caractéristiques des solveurs explicite et implicite (Sadeghifar et al., 2018).

La modélisation par éléments finis peut se dérouler en deux étapes principales ; à savoir :

- (i) L'étape de coupe.
- (ii) L'étape de relaxation des contraintes (contraintes résiduelles).

Ben Moussa et al. (Ben Moussa et al., 2012) et Nasr et al. (Nasr et al., 2008) ont présenté une approche basée sur une combinaison des procédures explicite et implicite afin de prédire les

contraintes résiduelles où le solveur explicite a été utilisé dans la première étape pour simuler le processus de coupe tandis que le solveur implicite était utilisé dans la deuxième étape pour extraire les contraintes résiduelles.

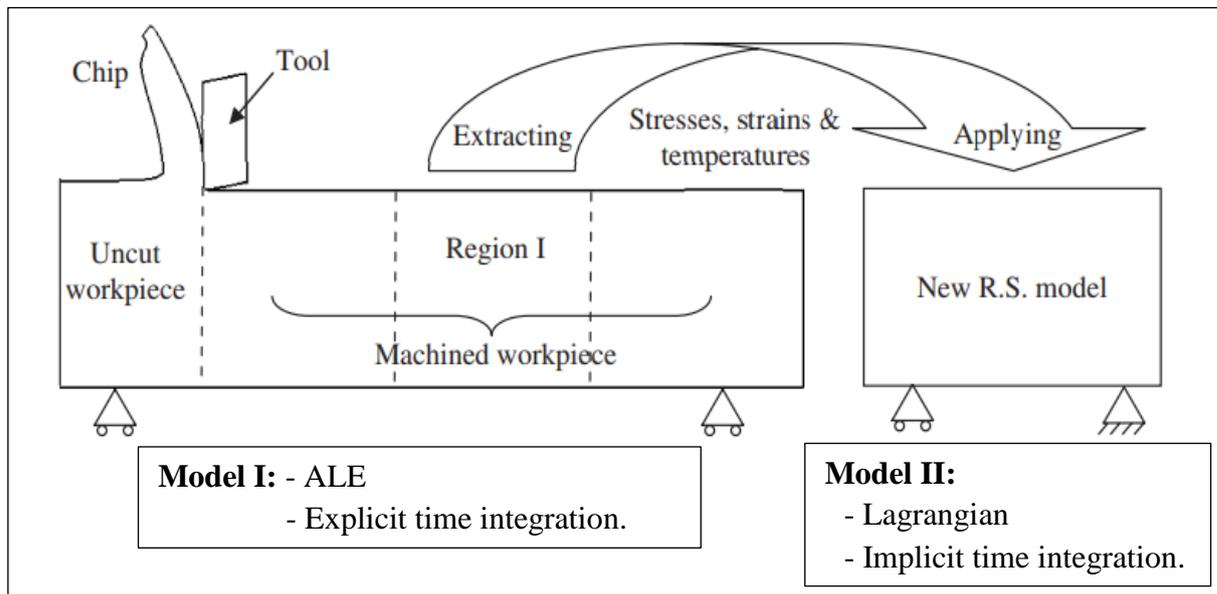


Figure II.10 : Approche de prédiction des contraintes résiduelles (Nasr et al., 2008).

Le schéma explicite dynamique est utilisé dans certains logiciels tels que Abaqus/Explicit pour effectuer l'intégration temporelle. À chaque incrément de temps (pas de temps), le schéma explicite nécessite les valeurs des variables et leurs dérivées temporelles à l'incrément précédent. Par conséquent, le problème de convergence n'existe pas. Un ensemble d'équations aux éléments finis est résolu directement pour déterminer la solution à la fin de chaque incrément sans itérations. Cependant, la solution est conditionnellement stable, ce qui signifie que l'incrément de temps utilisé doit être supérieur à une certaine valeur qui est le pas de temps stable critique (Nasr et al., 2008).

La méthode des différences centrales est l'une des techniques d'intégration numérique qui a été utilisée avec succès dans le schéma explicite pour résoudre des problèmes de la coupe. Dans cette méthode, le pas de temps (Δt) doit être inférieur ou égal au temps nécessaire pour que la contrainte et les ondes thermiques se propagent à travers le plus petit élément du système. Si (Δt) est trop grand, la méthode explicite échoue ; alors, que s'il est inutilement petit, le calcul devient trop long et par conséquent coûteux. Ainsi, le schéma d'intégration devrait être conditionnellement stable. L'incrément de temps stable critique est un paramètre très important dans les simulations de coupe qui affecte le temps d'exécution et la fin du programme. L'incrément de temps stable critique pour une analyse mécanique pure (Δt_{M-cr}) et une analyse

thermique pure (Δt_{T-cr}) s'exprime par (Nasr et al., 2008) :

$$\Delta t_{M-cr} = \sqrt{\frac{\rho(1+\nu)(1-2\nu)}{E(1-\nu)}} \quad (II-7)$$

$$\Delta t_{T-cr} \approx L_{min}^2 \frac{\rho C_p}{2K} \quad (II-8)$$

Dans une analyse thermomécanique couplée comme dans les procédés de coupe, le pas de temps global doit satisfaire l'inégalité suivante :

$$\Delta t \leq \min(\Delta t_{M-cr}, \Delta t_{T-cr}) \quad (II-9)$$

Dans la majorité des problèmes thermomécaniques, on a : $\Delta t_{M-cr} < \Delta t_{T-cr}$. L'analyse mécanique régit la limite de stabilité globale ; soit : $\Delta t \approx \Delta t_{M-cr}$. Cette valeur pour (Δt) n'est pas une estimation figée, en général, l'incrément de temps stable réel choisi par le logiciel est inférieur à cette estimation. En revanche, le schéma implicite dynamique est utilisé par certains logiciels FE, notamment Abaqus/Standard pour effectuer l'intégration temporelle. Dans l'intégration implicite, le schéma d'intégration de temps de différence inverse est souvent utilisé et le vecteur de déplacement à la fin du premier pas de temps est estimé à l'aide de différentes méthodes telle que la méthode de Newton-Raphson qui est souvent utilisée pour faire avancer la solution de manière itérative jusqu'à ce qu'elle converge vers la solution finale (Nasr et al., 2008).

Les caractéristiques des progiciels disponibles utilisés dans les simulations de coupe sont fournies dans le tableau suivant :

Logiciel	Solveur	Formulation FE	Type d'application
Abaqus/Explicit	Explicite	PL, ALE, CEL	Dynamique non linéaire, problèmes de déplacement et température.
Deform	Implicite	PL, ALE	Formage des métaux.
AdvantEdge	Explicite	PL	Problèmes d'usinage.
Forge	Implicite	PL	Formage des métaux.
SuperForm	Implicite	PL	Problèmes de fabrication.
Abaqus/Standard	Implicite	PL	Usage général.
Ansys	Explicite/Implicite	PL, ALE	Usage général.
LS-Dyna	Implicite	PL, ALE	Usage général.
Marc	Implicite	PL	Usage général.

Tableau II.6 : Progiciels d'éléments finis utilisés dans les simulations de la coupe.

II.3. Caractéristiques du procédé de coupe

II.3.1. Formation du copeau

Les interactions outil-pièce-environnement lors de l'usinage influencent les sollicitations mécaniques et thermiques au niveau des zones de déformation par cisaillement. Selon les conditions d'usinage et le matériau usiné, différents types de copeau peuvent être générés pendant le processus d'usinage. Les copeaux décelés selon leur apparence géométrique comme la taille et la forme ou en fonction des mécanismes de déformation et de fracture. Les copeaux peuvent être continus lorsque les métaux ductiles sont usinés ou segmentés (appelés également copeaux dentés) pour des matériaux difficiles à couper tels que les aciers trempés ; aussi, des copeaux discontinus peuvent également être formés. Ainsi, une attention particulière doit être portée lorsque la modélisation par éléments finis pour chacune de ces formes de copeau doit être effectuée.

II.3.1.1. Copeau continu

La simulation par EF de copeaux continus a été réalisée soit avec le critère de séparation de copeau comme les modèles d'endommagement de Johnson-Cook et Cockraft-Latham ou avec le processus de remaillage adaptatif basé sur la méthode de déformation pure. Bil et al. (Bil et al., 2004) ont modélisé la coupe orthogonale de l'acier AISI 1015 avec formation de copeau continu à l'aide de trois progiciels ; à savoir : Marc, Deform et AdvantEdge. La simulation a été effectuée sur la base de la méthode de déformation pure sous Marc et AdvantEdge, et du modèle d'endommagement sur Deform. La simulation réalisée sur Marc et AdvantEdge ont fourni à peu près la même forme de copeau et la même longueur de contact outil-copeau, tandis que Deform a donné un copeau plus courbé et une longueur de contact plus petite. Il y a peu d'analyses FE qui considèrent la formation du copeau continu sans utilisation du critère de séparation de copeau et du schéma de remaillage adaptatif (Özel & Zeren, 2005b), (Özel & Zeren, 2007). Dans ces travaux, la formation de copeau a été réalisée en créant une densité de maillage élevée dans la zone du copeau non coupé.

II.3.1.2. Copeau discontinu

La modélisation EF des copeaux en dents de scie a été principalement réalisée en implémentant des modèles d'endommagement/fracture, et en utilisant une couche sacrificielle définie en amont de la pointe de l'outil pour réaliser la séparation du copeau. À noter que le modèle d'endommagement de Johnson-Cook est largement utilisé dans le processus de coupe ;

sa formulation est donnée par l'expression qui suit (Johnson & Cook, 1985) :

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_{fusion} - T_0} \right)^m \right] \quad (II-10)$$

En ce qui concerne la couche sacrificiée, la taille de l'élément au niveau de cette dernière doit être supérieure au rayon d'acuité de l'outil. Lorsque la hauteur de la couche sacrificiée est inférieure au rayon d'acuité de l'outil, les nœuds sur la surface supérieure de l'élément commencent à descendre et à glisser sous l'outil au lieu de se défiler sur la face de coupe (Subbiah & Melkote, 2008) ; cette situation est illustrée par les schémas (A) et (B) de la figure qui suit.

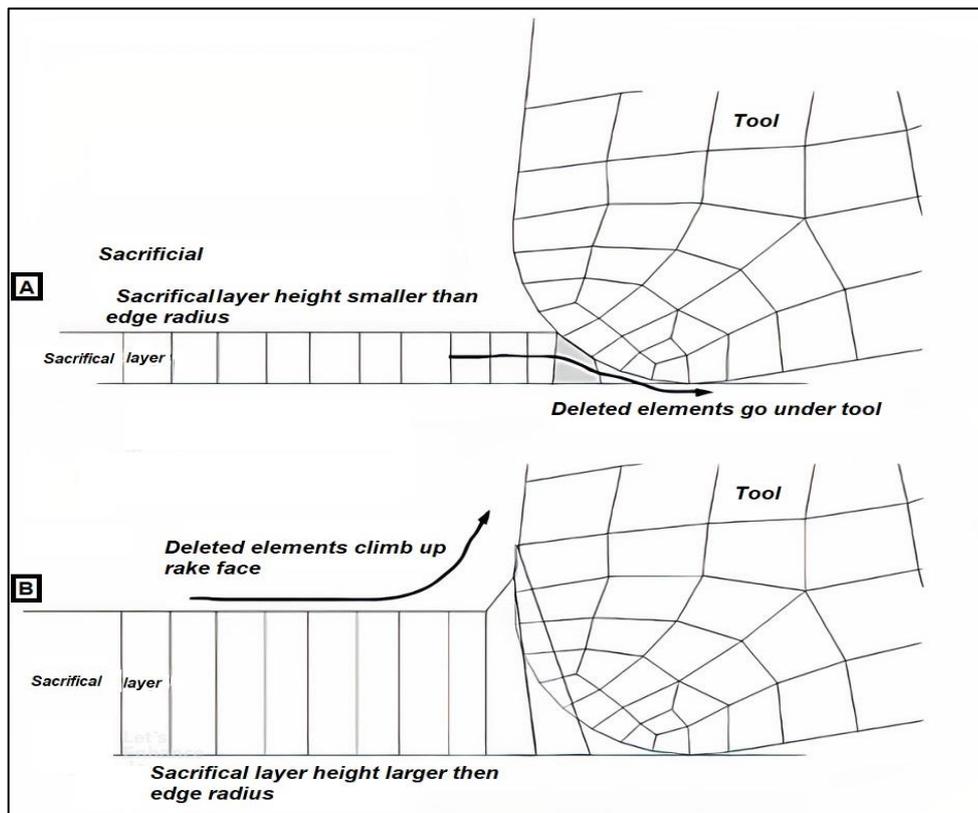


Figure II.11 : Couche sacrificiée pour la séparation du copeau (Subbiah & Melkote, 2008).

Il existe également des travaux sur la simulation EF des copeaux en dents de scie utilisant des modifications sur les modèles constitutifs de matériaux ou en combinant deux modèles constitutifs différents sans employer un modèle d'endommagement. Calamaz et al. (Calamaz et al., 2008) ont utilisé un modèle corrigé de Johnson-Cook, appelé le modèle de constitutif "TANH", pour simuler des copeaux discontinus dans la coupe orthogonale de l'alliage de titane Ti-6Al-4V à l'aide du logiciel Forge. Ils ont implémenté l'effet d'adoucissement de la déformation dans le modèle constitutif de Johnson-Cook en modifiant le terme de déformation

plastique et en ajoutant un terme de fonction tangente hyperbolique (TANH). Les résultats ont montré que les copeaux simulés à l'aide du modèle Johnson-Cook original étaient continus, tandis que le modèle TANH proposé était capable de prédire avec précision la localisation du cisaillement et la segmentation des copeaux à une vitesse de coupe relativement faible ; la figure qui suit illustre cette situation.

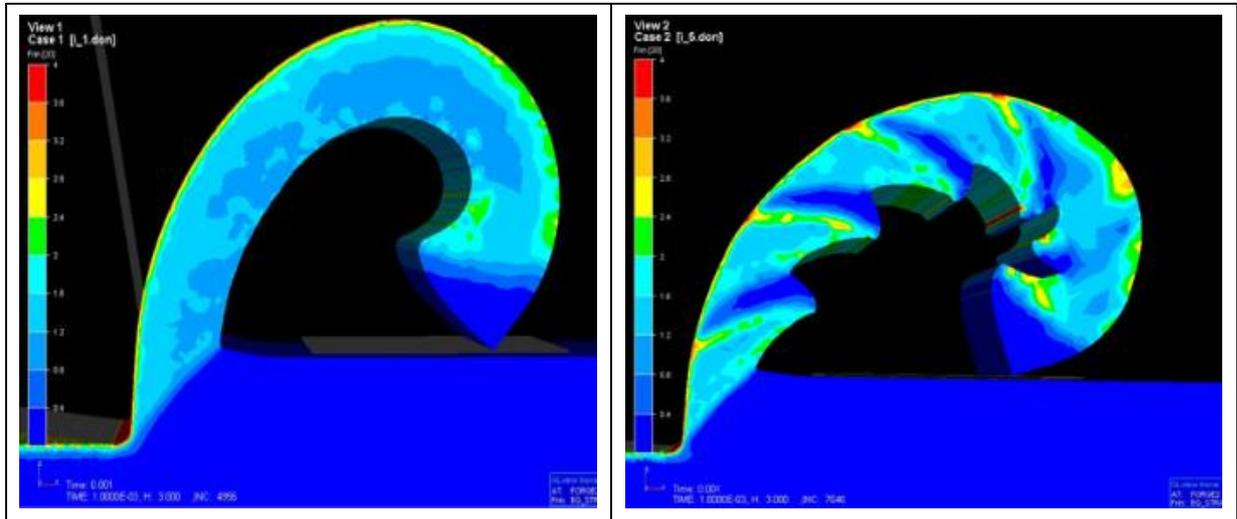


Figure II.12 : Formation des copeaux continu et discontinu (Calamaz et al., 2008).

Ducobu et al. (Ducobu et al., 2014) ont utilisé les deux formulations (ALE et Lagrangienne) : ALE avec le modèle de matériau TANH, et Lagrangienne avec le modèle de Johnson-Cook pour simuler la formation de copeau segmenté lors de la coupe orthogonale de l'alliage de titane Ti-6Al-4V. Le copeau segmenté obtenu en simulation était en bon accord avec les copeaux expérimentaux.

En simulant le tournage orthogonal de l'alliage de titane Ti-6Al-4V avec des outils en carbure à l'aide du logiciel Abaqus/Standard, Bäker (Bäker, 2006) a rapporté que la morphologie de copeau passait du type continu au type segmenté (dentelé) lorsque la vitesse de coupe augmentait. Jomaa et al. (Jomaa et al., 2014) ont réalisé des simulations et des tests expérimentaux de la coupe orthogonale de l'alliage d'aluminium AA7075-T6 avec des outils en carbure non revêtus pour des différentes vitesses de coupe ; la simulation a été effectuée sur la base du modèle constitutif du matériau de Marusich à l'aide du logiciel Deform, un accord raisonnable entre la géométrie du copeau simulée et expérimentale a été observé.

Aussi, parmi les paramètres de morphologie du copeau, l'épaisseur du copeau est un paramètre principalement utilisé pour la validation du modèle EF. Différents instruments ont été utilisés pour mesurer l'épaisseur du copeau, Guo et al. (Guo et al., 2005) et Filice et al. (Filice et al., 2007) ont mesuré cette épaisseur par microscope optique, Ranganath et al. (Ranganath et al.,

2009) par microscopie électronique à balayage, Daoud et al. (Daoud et al., 2015b) par micromètre numérique, et Nasr et al. (Nasr et al., 2015) par pied à coulisse numérique. À noter que l'erreur de mesure, qui dépend de la technique expérimentale utilisée, a un impact important sur la validation du modèle FE.

II.3.1.3. Longueur de contact outil-copeau

Cette longueur est un paramètre critique en raison du frottement et de la température élevée dans la zone de contact. Divers types d'équipements expérimentaux ont été utilisés pour mesurer cette longueur tels que la microscopie optique et la microscopie électronique à balayage. Aussi, la marque d'usure laissée par le copeau sur la face de coupe de l'outil, qui pouvait être détectée visuellement par un instrument, était un élément principal pour identifier la longueur de contact outil-copeau. Une grande longueur de contact implique une grande surface de contact entraînant ainsi une plus grande génération de chaleur dans la ZCS voire une température de coupe élevée (Sartkulvanich et al., 2005).

Cette longueur n'a pas été fréquemment utilisée dans la validation des modèles EF car de grandes erreurs ont généralement été signalées entre la simulation et l'expérimentation. Nasr et al. (Nasr et al., 2015) a constaté que la raison principale de cet écart est relative au modèle de frottement utilisé. La longueur de contact mesurée, qui est la longueur totale incluant les zones de glissement (frottement) et de collage (cisaillement), est généralement sous-estimée par la modélisation EF. Aussi, il convient de noter que l'épaisseur du copeau est souvent prédite avec plus de précision que la longueur de contact outil-copeau.

II.3.2. Efforts de coupe

Des efforts de coupe importants sont les conséquences de l'augmentation de la consommation d'énergie de la machine-outil et de l'usure de l'outil de coupe. Ces efforts font partie des variables du processus qui sont principalement utilisées pour la validation de la simulation EF du procédé de coupe du fait qu'ils sont relativement faciles à mesurer. Yen et al. (Yen et al., 2004), par une modélisation EF de la coupe orthogonale de l'acier AISI 1020 avec un outil en carbure de tungstène à l'aide du logiciel Deform, ont constaté que les composantes de l'effort de coupe croient avec l'augmentation du rayon d'acuité de l'outil, de la largeur et de l'angle du chanfrein de l'outil. Qian et Hossan (Qian & Hossan, 2007) ont effectué une simulation EF sous AdvantEdge pour quatre matériaux (AISI 52100, AISI H13, AISI D2, AISI 4340) coupés par des PCBN ; leurs résultats ont montré que les composantes de l'effort de coupe augmentent avec l'avance, le rayon d'acuité et un angle de coupe négatif. À l'aide de la

modélisation EF menée sous Abaqus/Explicit, Subbiah et Melkote (Subbiah & Melkote, 2008) ont constaté que les composantes de l'effort de coupe augmentent avec l'avance pour différents rayons d'acuité, et ce dans la micro-coupe de l'alliage d'aluminium Al2024-T3 avec un outil en diamant polycristallins. Dans une simulation EF sous Deform de la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045 à l'aide d'une plaquette en carbure de tungstène chanfreiné, Khalili et Safaei (Khalili & Safaei, 2009) ont constaté que la composante d'avance était significativement influencée par la largeur et l'angle du chanfrein, tandis que la composante de coupe était moins affectée. Les résultats ont également montré lorsque la largeur et l'angle de chanfrein étaient constants, l'effort de coupe varie avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Jiang et al. (Jiang et al., 2013) ont réalisé une simulation EF à l'aide du logiciel AdvantEdge de la coupe d'acier AISI D2 avec un outil en carbure revêtu de TiAlN ; ils ont reporté que les forces de coupe augmentent avec l'augmentation de l'avance. Menezes et al. (Menezes et al., 2014) ont utilisé le code LS-Dyna pour simuler la coupe orthogonale d'aluminium avec un outil en acier rapide ; les résultats ont montré que la force de coupe variait significativement avec l'angle de coupe et le coefficient de frottement par rapport à la vitesse de coupe.

En général, la composante de coupe est prédite avec plus de précision que la composante d'avance. Haglund et al. (Haglund et al., 2008) ont constaté que si la composante de coupe était en bon accord avec l'expérimentation alors la composante d'avance était sous-estimée, et si la composante d'avance concordait bien alors la force de coupe était surestimée. Jomaa et al. (Jomaa et al., 2016) ont constaté que ce phénomène était indépendant de la loi rhéologique du matériau du fait que les rapports de la composante d'avance prédite à l'aide du logiciel Deform à celle mesurée sont restés à peu près constants pour des modèles utilisant les équations constitutives de Marusich et Johnson-Cook.

II.3.3. Température de coupe

La température de coupe est l'une des grandeurs les plus importantes dans les processus de coupe car une température de coupe élevée conduit à des imprécisions dimensionnelles, à la transformation de phases et surtout la création de contraintes résiduelles de traction. Généralement, en coupe orthogonale, la température maximale se situe dans la ZCS. La localisation de la température maximale dépend essentiellement de la conductivité thermique du matériau usiné ainsi que des conditions de coupe.

Özel et Zeren (Özel & Zeren, 2005b), suite à une modélisation FE de l'UGV des matériaux (AISI 1045, AISI 4340 et de l'alliage de titane Ti-6Al-4V) par un outil en carbure de tungstène à arête de coupe ronde, ont observé que la température maximale se produisait à l'intérieur du

copeau pour l'alliage Ti-6Al-4V en raison de sa faible conductivité thermique. En revanche, les températures maximales ont eu lieu à l'interface outil-copeau lors de l'usinage des aciers AISI 1045 et AISI 4340. Arrazola et Özel (Arrazola & Özel, 2010) ont obtenu des champs de température dans la pièce et l'outil lors du tournage orthogonal de l'acier AISI 4340 avec un outil en carbure de tungstène sous Abaqus. D'une part, lorsque la contrainte de cisaillement à l'interface outil-copeau était illimitée, égale à 500 ou 700 MPa, un deuxième spot chaud apparaissait dans la partie inférieure de l'outil à côté de l'arête de coupe, et une température maximale d'environ 1544 K était vue (voir figure II.13). D'autre part, lorsqu'une limite de cisaillement de 200 MPa a été appliquée, la température maximale a diminué à 1222 K et le deuxième point chaud a disparu. Ils ont conclu que la contrainte de cisaillement limite dans le modèle de Zorev doit être utilisée avec précaution pour obtenir une température de coupe précise.

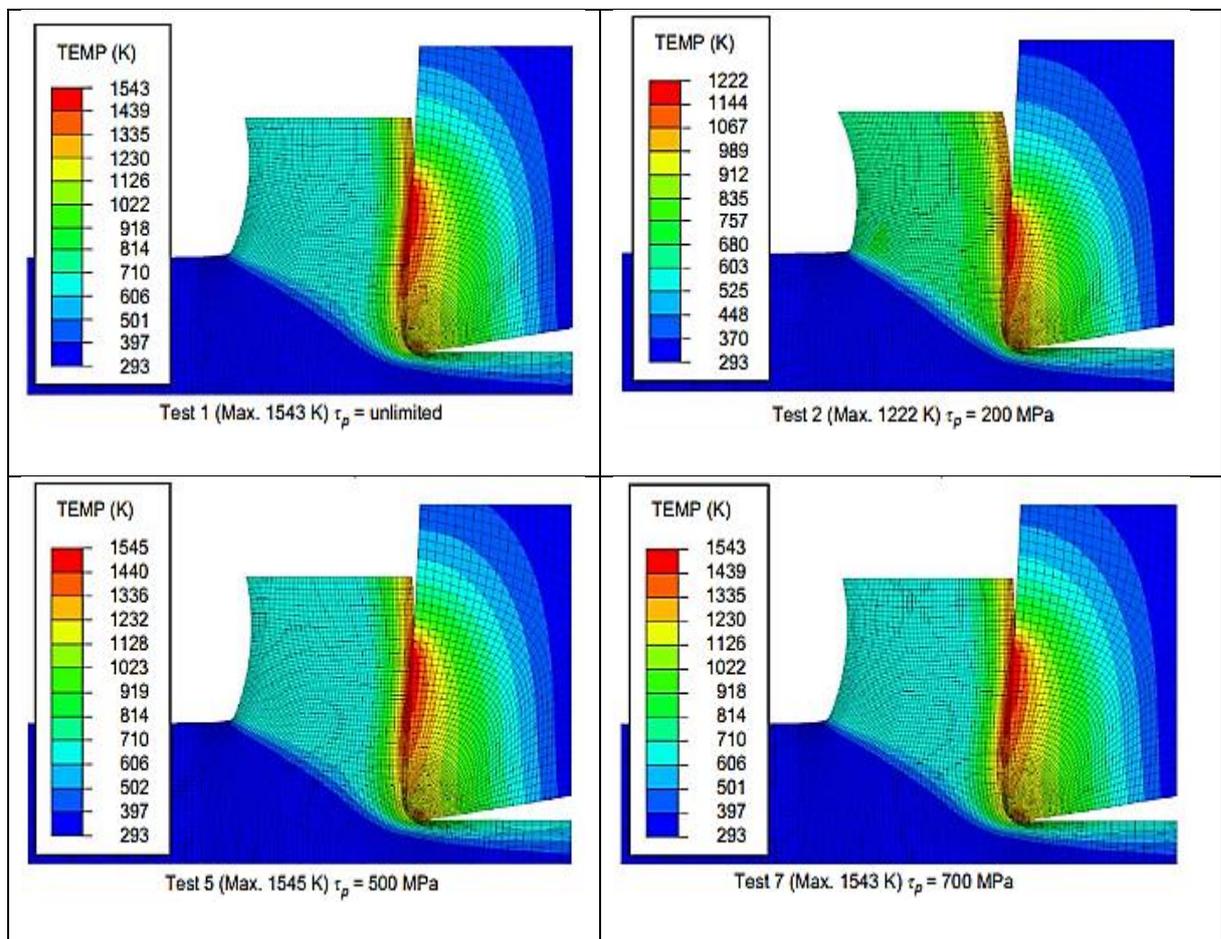


Figure II.13 : Champs de température pour différentes contraintes (Arrazola & Özel, 2010).

Quant à la relation paramètres de coupe-température, Özel et Zeren (Özel & Zeren, 2007) ont rapporté qu'une profondeur de passe et un rayon d'acuité plus importants entraînaient une température de coupe plus élevée lors de la coupe de l'acier AISI 4340 avec un outil en carbure.

Al-Zkeri et al. (Al-Zkeri et al., 2009) ont modélisé la coupe orthogonale de l'acier AISI 4142H avec un outil revêtu de TiAlN à l'aide du logiciel Deform. Ils ont constaté que les températures maximales prédites sur la face de coupe étaient similaires pour tous les rayons d'acuité considérés, tandis que la température à la pointe de l'outil augmente avec l'augmentation du rayon. Tang et al. (Tang et al., 2011) ont utilisé le code Abaqus/Explicit pour simuler l'usinage orthogonal de l'acier AISI D2 avec des plaquettes CBN ; ils ont constaté que l'impact de la profondeur de passe sur le profil de température était bien moindre que celui de la vitesse de coupe.

Aussi, il a été constaté que le processus de formation du copeau affectait également la répartition de la température à la surface de la pièce. À cet effet, Calamaz et al. (Calamaz et al., 2008) à travers des simulations FE sous Forge de la coupe orthogonale d'alliage Ti-6Al-4V avec une plaquette en carbure ont rapporté que lorsqu'un copeau continu se forme la distribution de la température dans la pièce près de la face de coupe de l'outil était homogène, tandis que lorsqu'un copeau segmenté se forme, la distribution de la température de coupe à l'interface outil-copeau montre une tendance cyclique. Ces situations sont illustrées par la figure qui suit.

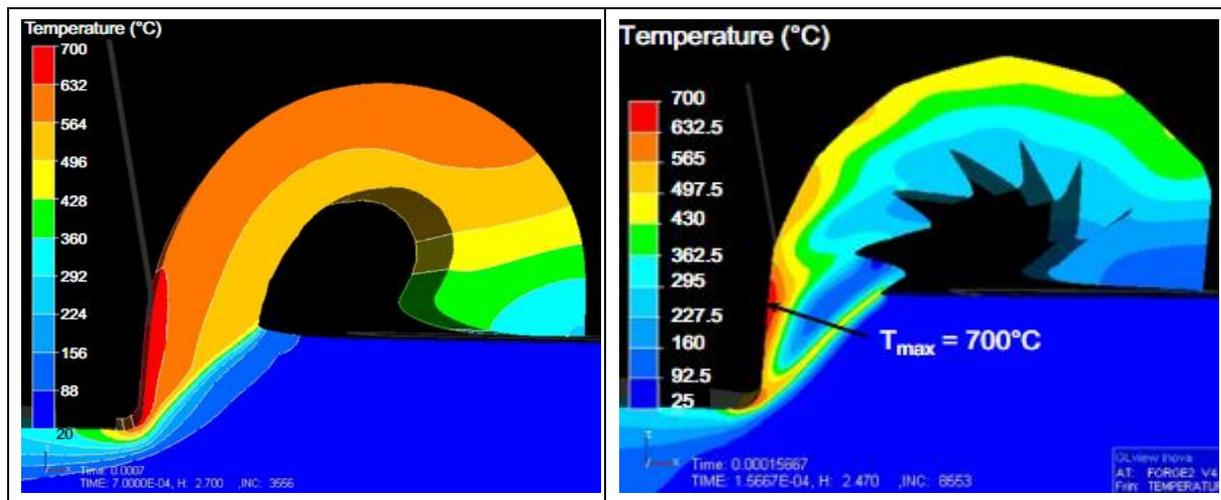


Figure II.14 : Distribution de la température dans la zone de coupe (Calamaz et al., 2008).

Bien que la validation de tout modèle FE à l'aide de données expérimentales soit une étape cruciale et inévitable, il est techniquement très difficile de mesurer la température lors de la coupe. À cet effet, le lecteur peut se référer à la section I.4 dédiée aux techniques de mesure de la température dans un procédé de coupe.

II.3.4. Matériaux de revêtements et usure des outils de coupe

Les matériaux de revêtement des outils de coupe ont des effets tribologiques et thermiques sur le procédé de coupe. Généralement, il existe deux principaux types de matériaux de

revêtement fréquemment utilisés : les plus courants sont les revêtements à base de titane tels que TiN, TiC, TiCN et TiAlN ; le deuxième type est celui des revêtements céramiques à base d'alumine (inclu Al_2O_3). Yen et al. (Yen et al., 2004) ont mené une simulation FE de la coupe orthogonale avec un outil en carbure revêtu de plusieurs couches ; ces dernières ont été implémentées via deux modèles : l'un est basé sur des couches de revêtement individuelles définies avec des propriétés thermiques intrinsèques de chaque couche, et l'autre est basé sur une couche de revêtement composite définie avec des propriétés thermiques équivalentes. Aussi, chaque couche de revêtement était maillée par un seul type d'éléments. Les schémas de la figure qui suit illustrent ces situations.

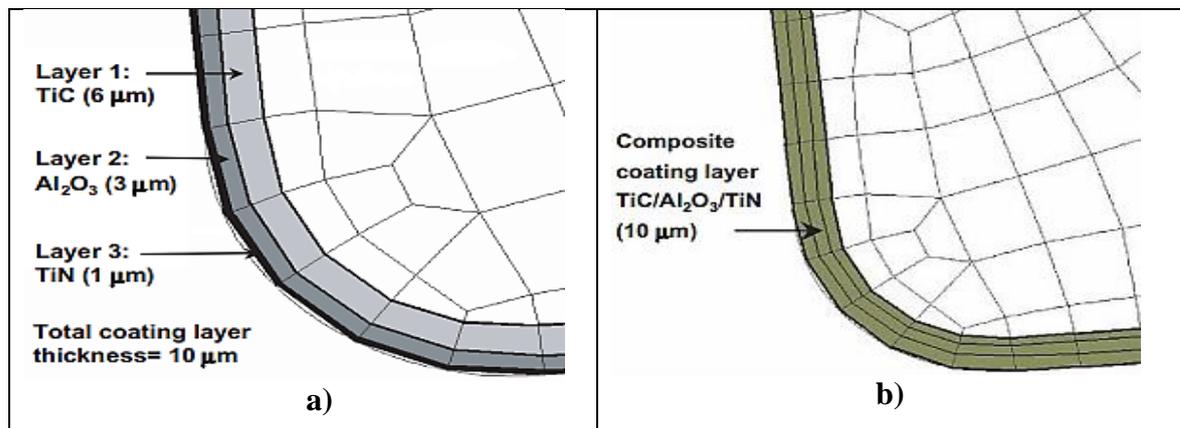


Figure II.15 : Modèles de maillage pour un outil revêtu TiC/Al₂O₃/TiN (Yen et al., 2004) :
a) Modèle de couches individuelles ; b) Modèle de couche composite.

Ils ont constaté que les deux modèles conduisaient à des prédictions cohérentes pour les forces de coupe et la géométrie du copeau. De plus, un outil revêtu a entraîné une baisse de la température en profondeur de l'outil lors de la coupe de l'acier AISI 1045 (Yen et al., 2004) et de l'acier AISI 4340 (Ucun & Aslantas, 2011) par rapport à l'outil non revêtu dans les mêmes conditions.

Par rapport aux recherches menées sur le revêtement d'outils, des études ont montré un intérêt pour la modélisation EF et la simulation de l'usure des outils de coupe. À cet effet, Yen et al. (Yen et al., 2002) ont implémenté un modèle d'usure d'un outil en carbure non revêtu dans la simulation EF lors de la coupe de l'acier AISI 1045. Ils ont utilisé un module de simulation spécial appelé "Konti-Cut" afin de pouvoir simuler le processus de coupe pendant un temps de coupe suffisamment long à l'aide du logiciel Deform. L'approche proposée est organisée en quatre phases comme l'illustre la figure qui suit.

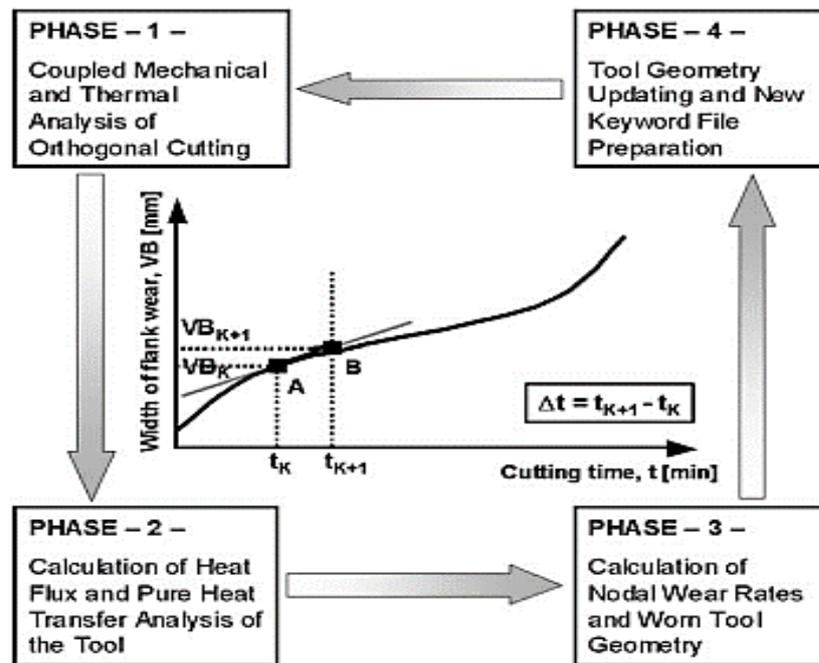


Figure II.16 : Phases de prédiction de l'usure d'outil à l'aide de Deform (Yen et al., 2002).

Les résultats ont montré que cette approche tend à réduire le taux de corrosion, par conséquent, certaines constantes d'usure (entrées du modèle) doivent être soigneusement calibrées. Plus tard, Xie et al. (Xie et al., 2005) ont développé un modèle EF d'usure d'outil pour la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045. La géométrie de l'outil a été mise à jour en fonction des déplacements nodaux qui ont été calculés principalement avec trois sous-programmes. Un écart significatif a été observé entre les résultats expérimentaux et prédits pour les usures en dépouille et en cratère. Ils ont attribué cet écart à la différence entre l'équation caractéristique de l'usure de l'outil et les données d'usure de l'outil disponibles dans la littérature, le modèle de frottement simplifié, la différence de composition chimique et de traitement thermique de la pièce utilisée dans l'expérience et la simulation, et le mauvais contrôle du maillage à l'interface copeau-outil.

II.3.5. Intégrité de surface

Dans les années 1960, Field et Kahles (Field & Kahles, 1964) ont introduit le concept d'intégrité de surface décrivant ainsi l'effet des paramètres du processus sur les caractéristiques de la surface usinée ; à savoir : les contraintes résiduelles, la rugosité et la microstructure.

Il est bien reconnu que les contraintes résiduelles affectent de manière significative la durée de vie et les performances des composants mécaniques. La prédiction par EF des contraintes résiduelles est une tâche critique. Les amplitudes des contraintes résiduelles prévues sont très sensibles et dépendantes des conditions aux limites et des charges appliquées. Ramesh et Melkote (Ramesh & Melkote, 2008) et Özel et Zeren (Özel & Zeren, 2007) ont fourni des

informations sur les interactions outil-matière, les conditions aux limites et les charges thermiques et mécaniques, la procédure de refroidissement et la manière d'extraire les contraintes lors de la modélisation. Ces travaux ont rapporté que les contraintes résiduelles ont été extraites du modèle EF après que l'outil a été libéré de la pièce, ceci garantit qu'aucune surface de l'outil n'est en contact avec la pièce lors de l'extraction des contraintes résiduelles. Nasr et al. (Nasr et al., 2007a&b) ont calculé les contraintes résiduelles en prenant la moyenne de dix éléments à chaque profondeur et ce à la moitié de la longueur de la pièce. Ils ont affirmé que cette procédure évite des résultats trompeurs qui pourraient être dus aux effets transitoires au début et à la fin du processus de coupe. Tang et al. (Tang et al., 2011) ont extrait les contraintes résiduelles des nœuds qui étaient situés le long d'une longueur verticale de coupe de 0.85 mm. Stenberg et Proudian (Stenberg & Proudian, 2013) ont obtenu des contraintes résiduelles à partir de 10 nœuds équidistants répartis sur toute la surface et la subsurface de la pièce nouvellement formées. Les schémas de la figure qui suit illustrent ces situations.

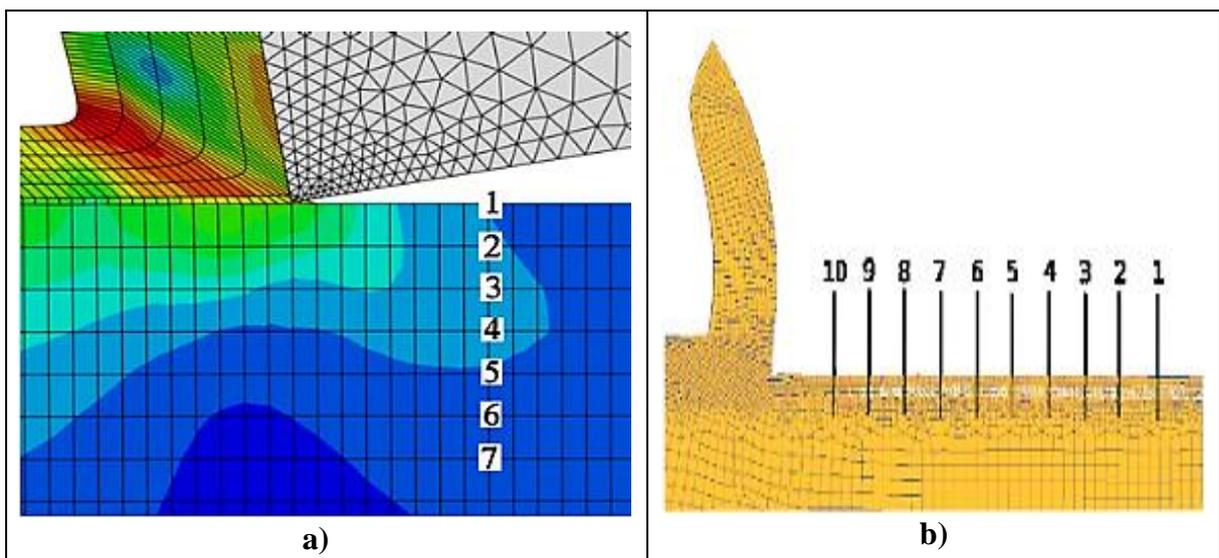


Figure II.17 : Méthode d'extraction des contraintes résiduelles :

- a) dans les nœuds, pour une longueur verticale de 0.85 mm (Tang et al., 2011) ;
- b) dans les nœuds répartis sur toute la surface formée (Stenberg & Proudian, 2013).

En pratique, les contraintes résiduelles sont d'une grande importance, l'objectif principal est de réduire les contraintes résiduelles de traction néfastes ou de générer celles de compression bénéfiques dans les composants usinés. Aussi, les contraintes résiduelles sont fortement influencées par les conditions de coupe, la géométrie de l'outil et les matériaux. Ben Moussa et al. (Ben Moussa et al., 2012) et Nasr et al. (Nasr et al., 2015) ont évoqué que les contraintes résiduelles étaient principalement des contraintes de traction sur la surface usinée. Cependant, il existe d'autres études qui ont avancé l'apparition de contraintes résiduelles de compression

sur la surface usinée pour des conditions spécifiques (Tang et al., 2011). De plus, il a été fréquemment observé que la contrainte de traction maximale se produise à la surface usinée tandis que la contrainte de compression maximale se produisait sous cette surface.

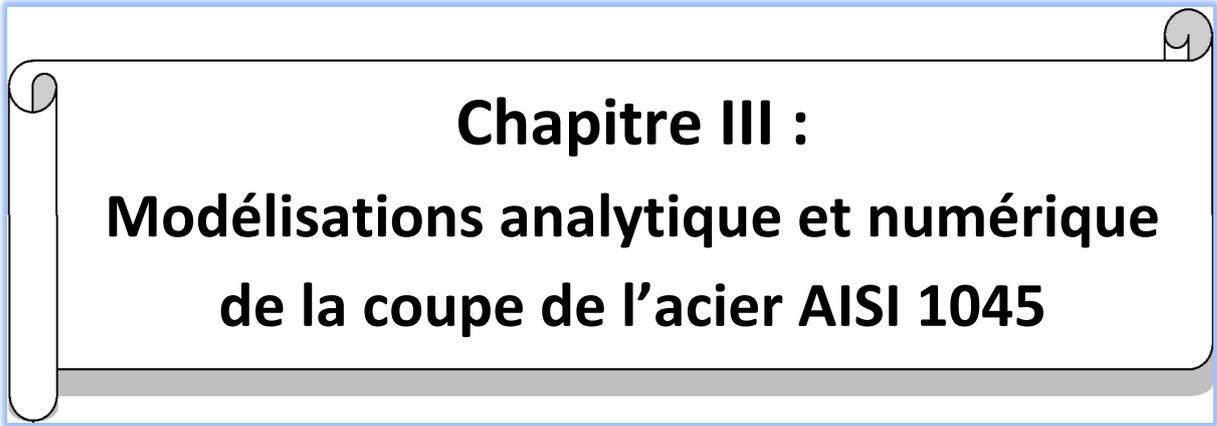
Nasr et al. (Nasr et al., 2007a) ont étudié l'impact d'un rayon d'arête de coupe sur les contraintes résiduelles induites par la coupe orthogonale de l'acier inoxydable austénitique AISI 316L à l'aide du logiciel Abaqus et de la formulation ALE. Ils ont constaté que des contraintes résiduelles de traction plus élevées étaient créées dans la couche proche de la surface usinée avec l'augmentation du rayon d'acuité, ceci a été attribué à l'augmentation de la température de la pièce. Les résultats ont également démontré que la faible conductivité thermique de l'acier inoxydable AISI 316L, par rapport aux aciers au carbone ou alliés, confinait le flux de chaleur généré par le frottement à l'interface outil-pièce dans la couche proche de la surface usinée, ce qui donne que l'épaisseur de la couche de traction n'a pas été affectée par la modification du rayon d'acuité. Mohammadpour et al. (Mohammadpour et al., 2010) ont analysé l'impact de la vitesse de coupe et de l'avance sur la répartition des contraintes résiduelles induites par la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045 avec un outil en carbure de tungstène à l'aide du logiciel SuperForm. Ils ont constaté que la valeur maximale des contraintes résiduelles de traction augmente généralement avec l'augmentation de la vitesse de coupe et de l'avance. Ben Moussa et al. (Ben Moussa et al., 2012) ont montré que l'amplitude de la contrainte résiduelle de traction dans la sous-surface usinée diminue lorsque la vitesse de coupe augmente et que la profondeur de passe diminuait. De plus, l'épaisseur de la couche affectée par l'usinage diminue progressivement avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Muñoz-Sánchez et al. (Muñoz-Sánchez et al., 2011) ont étudié l'effet de l'usure de l'outil sur les contraintes résiduelles lors de l'usinage de l'acier AISI 316L ; les résultats ont montré que la contrainte résiduelle augmente lorsque des outils usés étaient utilisés par rapport aux outils neufs.

II.4. Conclusion

Une synthèse bibliographique sur les travaux de recherche liés à l'approche numérique par éléments finis pour la résolution des problèmes relatifs au procédé d'usinage a été présentée. À cet effet, nous avons évoqué les différentes modélisations relatives au processus de coupe ; à savoir : la modélisation géométrique, mécanique et thermique, le modèle rhéologique du matériau usiné, le modèle tribologique, et la modélisation de séparation du copeau.

Aussi, les formulations utilisées dans l'approche par éléments finis ont été abordées ; à savoir : la formulation Lagrangienne, Eulérienne, Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne, et Couplée Eulérienne-Lagrangienne. Les solveurs explicite et implicite impliqués dans la simulation et la

résolution des équations qui régissent le phénomène de la coupe ont été présentés. Vers la fin du chapitre ont été évoquées les caractéristiques liées au procédé de coupe telles que la formation du copeau, les forces de coupe, la température, l'usure de l'outil de coupe et l'intégrité de la surface usinée.



Chapitre III :
Modélisations analytique et numérique
de la coupe de l'acier AISI 1045

III.1. Introduction

Le présent chapitre est réservé aux modélisations analytique et numérique de la coupe orthogonale ; il est organisé en deux volets : le premier est consacré à la modélisation analytique tandis que le second porte sur la modélisation numérique.

Pour le premier volet, nous allons évoquer brièvement les modélisations purement mécaniques et thermiques, et nous présentons le modèle d'Oxley dans le cadre de la modélisation thermomécanique de la coupe orthogonale. Aussi, les corrections apportées au modèle d'Oxley, en matière de distribution des contraintes dans la ZCS et de loi rhéologique du matériau usiné, seront abordées. Dans le second volet, on se focalise sur la modélisation numérique ; à cet effet, la Méthode des Éléments Finis (MEF) est retenue du fait que nous utiliserons le logiciel Abaqus/Explicit pour la simulation. Aussi, deux modèles numériques avec des conditions aux limites et des contraintes de maillage différentes seront développés pour simuler l'usinage orthogonal tout en utilisant la formulation ALE. Les développements effectués seront accompagnés par une présentation des résultats ainsi que leurs interprétations.

III.2. Modélisation analytique de la coupe orthogonale

Devant la nécessité d'améliorer les modèles analytiques de la coupe pour mieux assimiler les phénomènes physiques rencontrés, diverses formulations ont enrichi progressivement la modélisation de la coupe orthogonale tout en contribuant à accroître la précision de prédiction de l'effort de coupe, de la température, de l'usure d'outil, etc. Ces développements ont été rendus possibles par l'amélioration des calculateurs numériques et des techniques expérimentales.

III.2.1. Modélisation mécanique

Merchant (Merchant, 1945), en se basant sur une approche énergétique, a développé un modèle purement mécanique de la coupe orthogonale. Aussi, il a supposé que la formation du copeau est due au cisaillement qui se produit au niveau d'une région dite zone de cisaillement primaire. Aussi, le modèle s'appuie sur l'hypothèse que le matériau usiné a un comportement parfaitement plastique et que le contact outil-copeau est de nature glissante de type Coulomb. L'arête de coupe est supposée parfaite (sans arrondi). Avec ces hypothèses mentionnées, Merchant a pu déterminer les composantes de l'effort de coupe et l'angle de cisaillement primaire.

Lee et Shaffe (Lee & Shaffer, 1951) ont proposé, via une approche purement mécanique en considérant que le matériau usiné soit parfaitement plastique, un modèle utilisant la méthode

des lignes de glissement. À noter que cette dernière convient à la résolution des problèmes de plasticité ; elle est bien adaptée au cas des déformations planes. Kudo (Kudo, 1965) dans sa modélisation prend en compte la courbure du copeau. Après, Dewhurst (Dewhurst, 1978) dans son modèle considère des paramètres géométriques relatifs à l'outil. De plus, Fang (Fang, 2002) a proposé une modélisation en coupe orthogonale qui intègre les paramètres géométriques de l'outil et du copeau.

Malgré que ces progrès aient été réalisés, les approches énergétique et mécanique présentent des limites quant à la précision des informations qu'elles fournissent. En conséquence, pour parvenir à des résultats meilleurs, l'intégration des effets thermiques s'avère indispensable.

III.2.2. Modélisation thermique

Trigger et Chao (Trigger & Chao, 1951) ont élaboré une modélisation pour l'estimation des températures moyennes. Loewen et Shaw (Loewen & Shaw, 1954) ont analysé les effets thermiques des outils de coupe. Pour ces deux modèles, les auteurs ont remarqué que la fraction de la chaleur dissipée dans la pièce était importante pour estimer la température moyenne dans la ZCP. Aussi, Leone (Leone, 1954) a utilisé une source de chaleur à la ZCP pour l'usinage orthogonal des métaux afin d'estimer la température moyenne.

Tounsi et al. (Tounsi et al., 2002) ont apporté quelques corrections au modèle d'Oxley tout en adoptant une loi de Johnson-Cook. Dans leur travail, la ZCP est considérée comme une bande de cisaillement dont l'épaisseur vaut la moitié de l'avance. Adibi et al. (Adibi-Sedeh et al., 2005) ont employé différentes lois de comportement du matériau usiné tout en étendant l'analyse d'Oxley.

Komanduri et Hou (Komanduri & Hou, 2001) ont étudié les échanges thermiques dans la ZCP tout en s'inspirant des travaux de Hahn (Hahn, 1951) qui a utilisé le principe des sources de chaleur mobiles. À cet effet, la pièce et le copeau sont considérés comme un seul corps formant un milieu infini dans lequel se déplace obliquement la source de chaleur. Komanduri et Hou enrichissent leur modèle avec des conditions plus réalistes vis-à-vis de l'usinage. Huang & Liang (Huang & Liang, 2003) ont développé un modèle thermique de distribution des températures avec une prise en compte l'usure de l'outil de coupe sur la base de la prémisse d'une source de chaleur mobile.

Certains modèles thermiques présentés ci-dessus nécessitent des données d'entrée telles que la géométrie du copeau, les déformations, les composantes de l'effort de coupe, etc. Ces données sont mesurées ou elles sont prédites par une modélisation thermomécanique ; chose

qui sera abordée dans la section qui suit.

III.2.3. Modélisation thermomécanique

En dépit des progrès réalisés dans le cadre de la modélisation thermomécanique (Gilormini, 1982), (Dudzinski et Molinari, 1997), (Moufki et al., 2000), le modèle d'Oxley (Oxley, 1988) reste un modèle attractif. Ce dernier permet de prédire les températures moyennes, les déformations, les vitesses de déformation dans les zones de cisaillement primaire et secondaire, l'effort de coupe, et l'épaisseur du copeau. La figure qui suit illustre le modèle d'Oxley en coupe orthogonale.

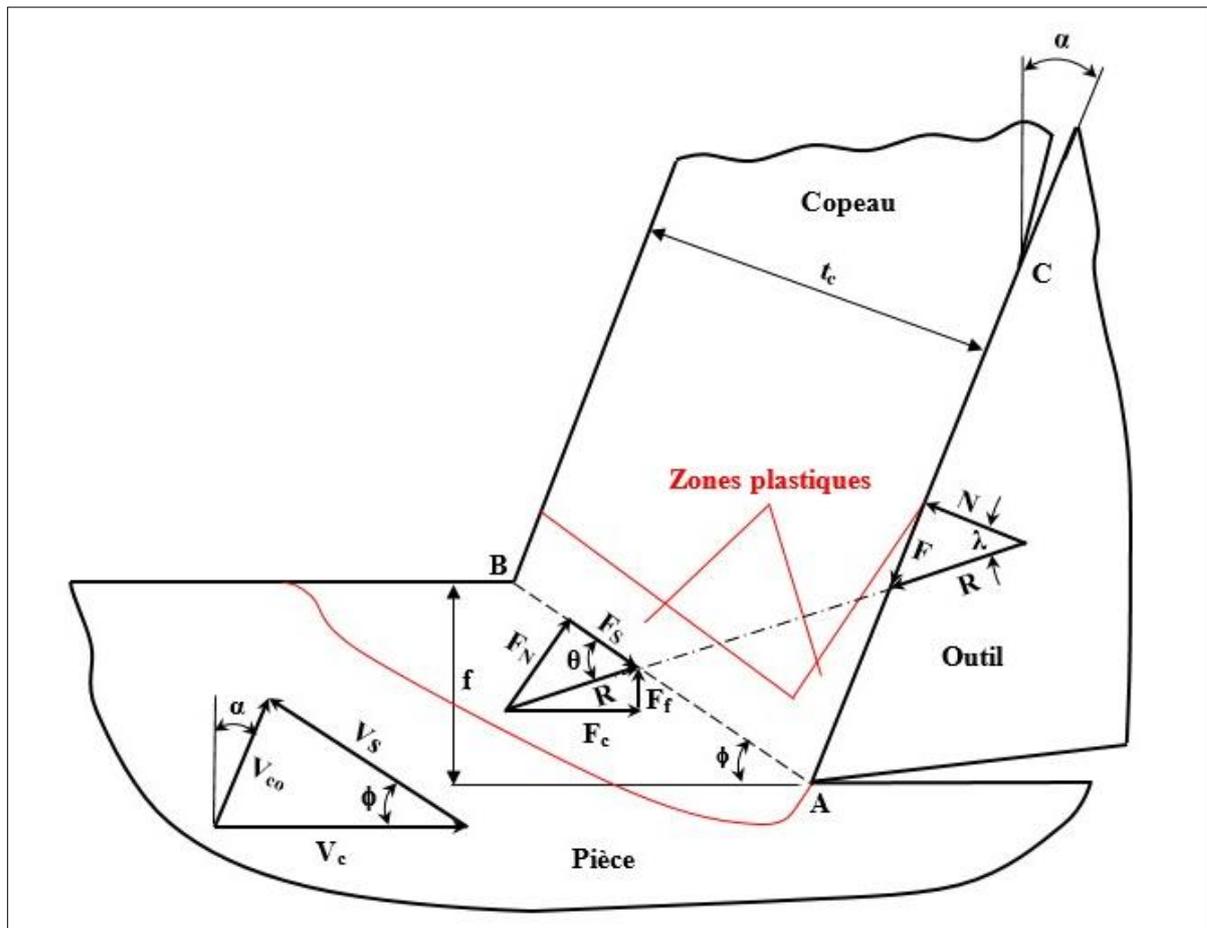


Figure III.1 : Représentation graphique du modèle d'Oxley.

Les données d'entrée du modèle sont les conditions de coupe (angle de coupe, vitesse de coupe, avance, et profondeur de passe) ainsi que la loi rhéologique et la température initiale du matériau usiné.

Comme le montre cette dernière figure, le plan de cisaillement primaire (AB) ainsi que l'interface outil-copeau (AC) sont les directions où les déformations et les vitesses de déformations maximales sont atteintes.

Le modèle d'Oxley est relatif à une coupe orthogonale où l'avance est choisie faible devant la profondeur de passe afin de considérer un problème de déformations planes. Aussi, l'outil a une arête unique parfaitement tranchante (sans arrondi) et perpendiculaire aux directions de la vitesse de coupe et de l'avance. Le processus de coupe se trouve dans un état stationnaire si le copeau produit est continu, et ce avec un choix bien déterminé des conditions de coupe.

De plus, il a été constaté suite aux observations micrographiques du copeau que :

- Le cisaillement réalisé dans la ZCP correspond à une bande ayant une certaine hauteur (h_s) (voir figure III.3).
- La ZCS est caractérisée par une épaisseur constante (δt_c) induite par le contact collant entre l'outil et le copeau (voir figure III.2). La vitesse du copeau (V_{co}) est prise nulle au contact collant ; puis, elle augmente linéairement jusqu'à l'extrémité de la ZCS pour devenir constante sur le reste de l'épaisseur du copeau. La figure qui suit illustre cette situation.

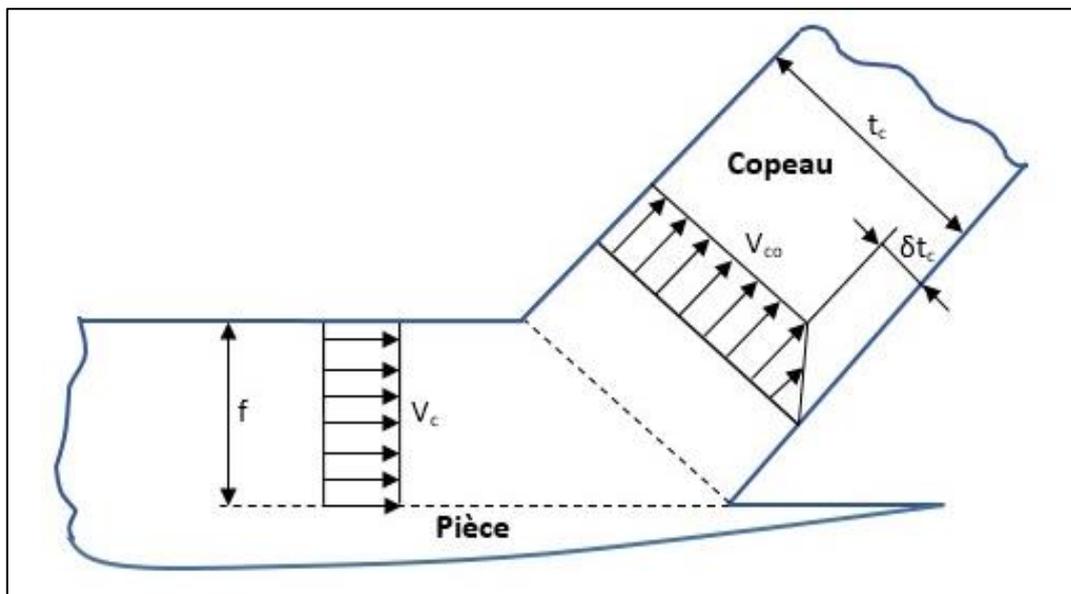


Figure III.2 : Profil des vitesses.

Le matériau usiné a un comportement rhéologique de type Norton-Hoff qui obéit à la relation qui suit :

$$\sigma = \sigma_1 (\dot{\epsilon}, T) \epsilon^{n_0(\dot{\epsilon}, T)} \quad (\text{III-1})$$

Les paramètres (σ_1) et (n_0) de cette loi sont déterminés à partir d'essais de compression menés à grandes vitesses de déformation et pour différentes températures.

Pour adapter les résultats aux conditions d'usinage de déformations planes, on utilise les relations bien connues basées sur le critère de l'énergie de déformation de cisaillement (Oxley, 1988), c'est-à-dire :

$$k = \frac{\sigma}{\sqrt{3}} \quad (III-2)$$

$$\varepsilon = \frac{\gamma}{\sqrt{3}} \quad (III-3)$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\gamma}}{\sqrt{3}} \quad (III-4)$$

III.2.3.1. Analyse du cisaillement primaire

La ZCP est équivalente à une bande d'épaisseur ou de hauteur (h_s) autour du plan (AB) ; la figure qui suit reporte le diagramme des vitesses appliquées.

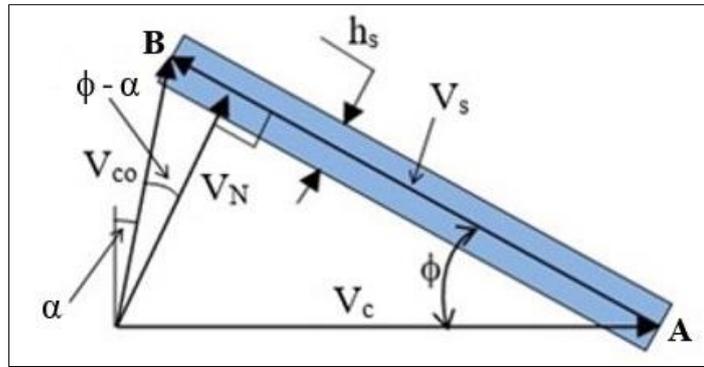


Figure III.3 : Diagramme des vitesses.

La vitesse de déformation moyenne dans la ZCP est :

$$\dot{\gamma}_{AB} = \frac{V_s}{h_s} \quad (III-5)$$

Avec (V_s) est la vitesse de cisaillement formulée à partir du digramme de vitesses par :

$$V_s = V_c \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (III-6)$$

En l'absence de (h_s), Oxley propose que la vitesse de cisaillement primaire soit exprimée par :

$$\dot{\gamma}_{AB} = C_o \frac{V_s}{l_{AB}} = C_o \frac{\left(V_c \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \right)}{(f / \sin \phi)} \quad (III-7)$$

En supposant que le mouvement de dislocation selon le plan (AB) est uniforme et qu'il vaut la moitié du glissement total ; alors, on peut écrire que :

$$\dot{\gamma}_{AB} = \frac{1}{2} \dot{\gamma}_{AB (totale)} = \frac{1}{2} \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha) \sin \phi} \quad (III-8)$$

En faisant appel aux équations (III-3) et (III-4) et en utilisant les relations (III-7) et (III-8), les

composantes normales de la déformation et de la vitesse de déformation dans la ZCP peuvent être exprimées comme suit :

$$\varepsilon_{AB} = \frac{\gamma_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{2\sqrt{3}} \frac{\cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha) \sin \phi} \quad (\text{III-9})$$

$$\dot{\varepsilon}_{AB} = \frac{\dot{\gamma}_{AB}}{\sqrt{3}} = \frac{C_o}{\sqrt{3}} \frac{V_c \cos \alpha}{(f / \sin \phi) \cos(\phi - \alpha)} \quad (\text{III-10})$$

La température moyenne dans la ZCP est principalement due à la déformation plastique ; sa formulation est donnée comme suit :

$$T_{AB} = T_0 + \eta \Delta T_{AB} = T_0 + \eta \frac{(1 - \bar{\beta})}{\rho C_p f a_p} \frac{F_s \cos \alpha}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (\text{III-11})$$

Où le coefficient ($\bar{\beta}$) est déterminée à l'aide d'une relation empirique proposée par (Boothroyd, 1963) :

$$\begin{cases} \bar{\beta} = 0.5 - 0.35 \times \log(P_e \cdot \tan \phi) & \text{si } 0.04 \leq P_e \cdot \tan \phi \leq 10 \\ \bar{\beta} = 0.5 - 0.15 \times \log(P_e \cdot \tan \phi) & \text{si } P_e \cdot \tan \phi > 10 \end{cases} \quad (\text{III-12})$$

Avec :
$$P_e = \frac{\rho C_p V_c f}{K} \quad (\text{III-13})$$

L'effort de cisaillement (F_s) peut être donné par :

$$F_s = k_{AB} \cdot (l_{AB} \times a_p) = \frac{\sigma_1(\dot{\varepsilon}_{AB}, T_{AB}) \varepsilon_{AB}^{n_o(\dot{\varepsilon}_{AB}, T_{AB})}}{\sqrt{3}} (l_{AB} \times a_p) \quad (\text{III-14})$$

L'effort de coupe résultant est donné selon l'équation qui suit :

$$R = \frac{F_s}{\cos \theta} \quad (\text{III-15})$$

L'angle (θ) est déterminé selon :

$$\tan \theta = 1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - C_o \times n_o \quad (\text{III-16})$$

III.2.3.2. Analyse du cisaillement secondaire

Au niveau de l'interface outil-copeau, le contact est initialement adhésif avant de devenir glissant. Cette adhérence entraîne une déformation plastique additionnelle au sein de la zone dite de cisaillement secondaire, et ce sur une faible épaisseur notée (δt_c). Aussi, Oxley suppose que l'écrouissage du matériau atteint un état de saturation ($n_o \approx 0$). Ainsi, la loi de comportement (voir équation (III-1)) à l'interface outil-copeau devient :

$$\sigma_{\text{int}} = \sigma_1(\dot{\epsilon}_{\text{int}}, T_{\text{int}}) \quad (\text{III-17})$$

La vitesse de déformation dans la ZCS est exprimée par :

$$\dot{\epsilon}_{\text{int}} = \frac{\dot{\gamma}_{\text{int}}}{\sqrt{3}} = \frac{1}{\sqrt{3}} \frac{V_{\text{co}}}{\delta t_c} \quad (\text{III-18})$$

Avec (V_{co}) est la vitesse du copeau formulée par :

$$V_{\text{co}} = V_c \frac{\sin \phi}{\cos(\phi - \alpha)} \quad (\text{III-19})$$

Et (t_c) est l'épaisseur du copeau donnée comme suit :

$$t_c = f \frac{\cos(\phi - \alpha)}{\sin \phi} \quad (\text{III-20})$$

La température moyenne (T_{int}) dans la ZCS est exprimée par :

$$T_{\text{int}} = T_0 + \Delta T_{\text{AB}} + \psi \Delta T_{\text{M}} \quad (\text{III-21})$$

Selon les travaux de Boothroyd (Boothroyd, 1963), l'échauffement maximal (ΔT_{M}) dans le copeau peut être déterminé selon :

$$\log \left(\frac{\Delta T_{\text{M}}}{\Delta T_{\text{C}}} \right) = 0.06 - 0.195 \delta \sqrt{\frac{P_e t_c}{h}} + 0.5 \log \left(\frac{P_e t_c}{h} \right) \quad (\text{III-22})$$

Avec :

$$\Delta T_{\text{C}} = \frac{F}{\rho C_p (t_c \times a_p)} = \frac{F \sin \phi}{\rho C_p f a_p \cos(\phi - \alpha)} \quad (\text{III-23})$$

La détermination de la longueur de contact (h) entre l'outil et le copeau est réalisée en établissant l'égalité des moments à la pointe de l'outil (M_{AB}) et (M_{AC}) des forces appliquées. La distribution de la contrainte normale est supposée uniforme ; par conséquent, on peut écrire les relations suivantes :

$$M_{\text{AB}} = \int_0^{l_{\text{AB}}} p(\ell) \cdot \ell \cdot a_p \, d\ell \quad (\text{III-24})$$

$$M_{\text{AC}} = N \cdot \frac{h}{2} = R \cos \lambda \cdot \frac{h}{2} = \frac{F_s}{\cos \theta} \cos \lambda \cdot \frac{h}{2} = \frac{k_{\text{AB}} \cdot (l_{\text{AB}} \times a_p)}{\cos \theta} \cos \lambda \cdot \frac{h}{2} \quad (\text{III-25})$$

Avec $p(\ell)$ est la pression hydrostatique dans la ZCP donnée par :

$$p(\ell) = k_{\text{AB}} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - 2C_o n_o \left(1 - \frac{\ell}{l_{\text{AB}}} \right) \right] \quad (\text{III-26})$$

Et (λ) est l'angle de frottement à l'interface outil-copeau donné selon l'expression qui suit :

$$\lambda = \theta - \phi + \alpha \quad (\text{III-27})$$

Des relations exprimées ci-dessus, on peut obtenir l'équation de la longueur de contact à l'interface outil-copeau comme suit :

$$h = \frac{f \cos \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - \frac{2}{3} C_o n_o \right] \quad (\text{III-28})$$

III.2.3.3. Détermination des inconnues du modèle d'Oxley

Le modèle thermomécanique d'Oxley se résume à la compilation de l'angle de cisaillement primaire (ϕ), de la constante de la vitesse de déformation (C_o) et de la fraction (δ).

- L'égalité entre la contrainte de cisaillement (τ_{int}) calculée à partir de l'effort de cisaillement secondaire et la contrainte d'écoulement (k_{cop}) liée au comportement du matériau usiné dans la ZCS permet d'obtenir l'angle (ϕ).

- Pour déterminer la constante (C_o), on égalise les contraintes (σ_N) et (σ_N'). La contrainte (σ_N) est exprimée par une équation empirique ; par contre, la contrainte (σ_N') est déterminée de l'effort normal à la face de coupe de l'outil.

- Une minimisation de la puissance totale de coupe permet d'aboutir à la valeur de la fraction (δ).

Nous allons maintenant aborder les corrections apportées au modèle thermomécanique d'Oxley, ce qui constitue le premier volet de notre investigation.

III.3. Corrections apportées au modèle thermomécanique d'Oxley

Les améliorations ou les corrections apportées au modèle thermomécanique d'Oxley sont relatives, d'une part, à la distribution des contraintes normale et tangentielle à l'interface outil-copeau (Athmani, 2008), (Makhfi, 2018), et, d'autre part, à l'utilisation d'une loi rhéologique de type Johnson-Cook (Johnson & Cook, 1983) pour le matériau usiné.

L'analyse de Zorev (Zorev, 1963) sur la distribution des contraintes au niveau de la face de coupe a révélé que la contrainte normale est maximale à la pointe de l'outil puis elle diminue progressivement jusqu'à zéro au point où le copeau n'est plus en contact avec l'outil.

La distribution de la contrainte de cisaillement est plus complexe. Dans la zone de contact adhérent, la distribution est uniforme ; par contre, dans la zone de glissement, la contrainte de cisaillement diminue progressivement jusqu'à zéro lorsque le copeau se libère du contact avec l'outil.

Des distributions typiques des contraintes normale et tangentielle sur la face de coupe sont représentées par la figure qui suit.

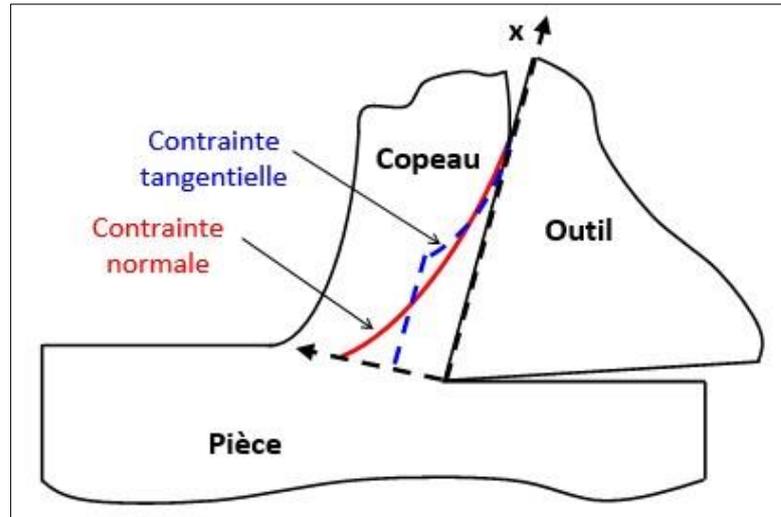


Figure III.4 : Répartitions typiques des contraintes à l'interface outil-copeau.

✓ L'évolution de la contrainte normale est modélisée avec une relation de type puissance exprimée par (Karpat et Özel, 2006) :

$$\sigma_{int} = \sigma_{Nmax} \left[1 - \left(\frac{x}{h} \right)^a \right] \quad (III-29)$$

Comme la distribution de (σ_{int}) n'est plus uniforme, l'équation (III-28) devrait être modifiée comme suit :

$$h = H_{c0} \frac{f \cos \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - \frac{2}{3} C_o n_o \right] \quad (III-30)$$

Avec (H_{c0}) est un coefficient correcteur lié à l'égalité des moments M_{AB} et M_{AC} ; sa valeur sera entamée dans la section relative à la simulation.

✓ La contrainte tangentielle est pondérée par un coefficient correcteur (H_c) ; soit :

$$\tau_{int} = H_c \frac{F}{h \times a_p} \quad (III-31)$$

Le coefficient correcteur (H_c) tient en compte de deux effets : le premier est relatif à la distribution non uniforme de (τ_{int}) ; le second est lié à l'écrouissage du matériau usiné.

Rappelons que pour le modèle d'Oxley, la contrainte d'écoulement dans la ZCS sous l'hypothèse d'un écrouissage saturé ($n_o \approx 0$) est donnée par :

$$k_{cop} = \frac{\sigma_1}{\sqrt{3}} \quad (III-32)$$

Nous allons adopter la loi rhéologique de Johnson-Cook (Johnson & Cook, 1983) pour le matériau usiné ; c'est une loi qui est largement utilisée en usinage et présentant la formulation

qui suit :

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_{\text{fusion}} - T_0} \right)^m \right) \quad (\text{III-33})$$

Avec l'hypothèse d'érouissage saturé ($n \approx 0$), cette dernière équation peut être exprimée par :

$$\sigma_{\text{cop}} = (A + B) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\text{int}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T_{\text{int}} - T_0}{T_{\text{fusion}} - T_0} \right)^m \right) \quad (\text{III-34})$$

Donc, nous allons introduire un coefficient correcteur (H_{c1}) pour tenir compte de l'hypothèse d'érouissage saturé ; soit :

$$k_{\text{cop}} = \frac{H_{c1}}{\sqrt{3}} (A + B\varepsilon_{\text{int}}^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\text{int}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T_{\text{int}} - T_0}{T_{\text{fusion}} - T_0} \right)^m \right) \quad (\text{III-35})$$

Notons que le coefficient correcteur (H_{c1}) compense l'effet du terme ($\varepsilon_{\text{int}}^n$).

Pour une répartition non-uniforme de la contrainte (τ_{int}), nous introduisons un deuxième coefficient correcteur (H_{c2}) comme suit :

$$\tau_{\text{int}} = H_{c2} \frac{F}{h \times a_p} \quad (\text{III-36})$$

Le coefficient correcteur (H_{c2}) prend en charge la forme de distribution de la contrainte de cisaillement qui ressemble presque à un trapèze sur la figure III.4.

L'angle (ϕ) est sélectionné de l'égalité des équations (III-35) et (III-36) ; soit :

$$\frac{H_{c1}}{\sqrt{3}} (A + B\varepsilon_{\text{int}}^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\text{int}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T_{\text{int}} - T_0}{T_{\text{fusion}} - T_0} \right)^m \right) = H_{c2} \frac{F}{h \times a_p} \quad (\text{III-37})$$

Donc, on en déduit le coefficient correcteur (H_c) comme suit :

$$H_c = \frac{H_{c2}}{H_{c1}} \quad (\text{III-38})$$

Enfin, l'angle (ϕ) sera obtenu de l'égalité qui suit :

$$\frac{1}{\sqrt{3}} (A + B\varepsilon_{\text{int}}^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}_{\text{int}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T_{\text{int}} - T_0}{T_{\text{fusion}} - T_0} \right)^m \right) = H_c \frac{F}{h \times a_p} \quad (\text{III-39})$$

Avec la déformation à l'interface outil-copeau est exprimée par (Lalwani et al., 2009) :

$$\varepsilon_{\text{int}} = 2\varepsilon_{\text{AB}} + \frac{1}{2} \left(\frac{h}{\sqrt{3} \delta t_c} \right) \quad (\text{III-40})$$

✓ Une autre correction sera effectuée sur le modèle d'Oxley concernant l'indice d'écoulement ; dans l'équation (III-30), l'indice d'écoulement (n_o) sera substitué par un indice équivalent (n_{eq}) (Lalwani et al., 2009) suite à l'adoption de la loi de Johnson-Cook :

$$n_{eq} = \frac{n_o \cdot B \cdot \varepsilon^{n_o}}{(A + B \varepsilon^{n_o})} \quad (III-41)$$

Enfin, l'équation (III-30) devient :

$$h = H_{c0} \frac{f \cos \theta}{\cos \lambda \sin \phi} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \phi \right) - \frac{2}{3} C_o n_{eq} \right] \quad (III-42)$$

Nous allons maintenant aborder le second volet lié à la modélisation numérique de l'usinage orthogonal.

III.4. Modélisation numérique de la coupe orthogonale

Dans ce second volet, on se focalise sur la modélisation numérique de la coupe orthogonale ; à cet effet, la Méthode des Éléments Finis (MEF) est retenue du fait que nous utiliserons le logiciel Abaqus/Explicit pour la simulation. Aussi, deux modèles numériques avec des conditions aux limites et des contraintes de maillage différentes seront développés pour simuler l'usinage orthogonal tout en utilisant la formulation Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne (ALE).

Cette formulation a émergé ces dernières années en tant que technique permettant de pallier un bon nombre d'inconvénients liés aux formulations Lagrangienne et Eulérienne traditionnelles. Elle combine entre les avantages de ces deux formulations, ce qui se traduit par des temps de calcul réduits et l'élimination de la distorsion des éléments dans les zones critiques. La formulation ALE est plus appropriée pour simuler le processus de formation des copeaux. Aussi, elle ne nécessite pas des critères de séparation des nœuds et d'endommagement comme la formulation purement Lagrangienne.

En matière d'investigation, nous avons développé deux modèles ALE (A) et (B) ; la différence entre ces modèles est liée aux conditions aux limites et aux contraintes de maillage comme le montre les figures III.5 et III.6.

Les conditions Eulériennes sont considérées à l'entrée du matériau pour les deux modèles. Les conditions d'écoulement sont Eulériennes pour le modèle (A) ; de plus, des conditions Lagrangiennes sont appliquées au modèle (B). Pour ce dernier, nous avons considéré une région Eulérienne où le maillage est complètement figé dans l'espace pour éviter sa distorsion. Aussi, une surface de glissement est prise à l'interface outil-pièce pour faciliter l'écoulement de la

matière. De plus, une forme initiale est octroyée au copeau afin de guider son écoulement.

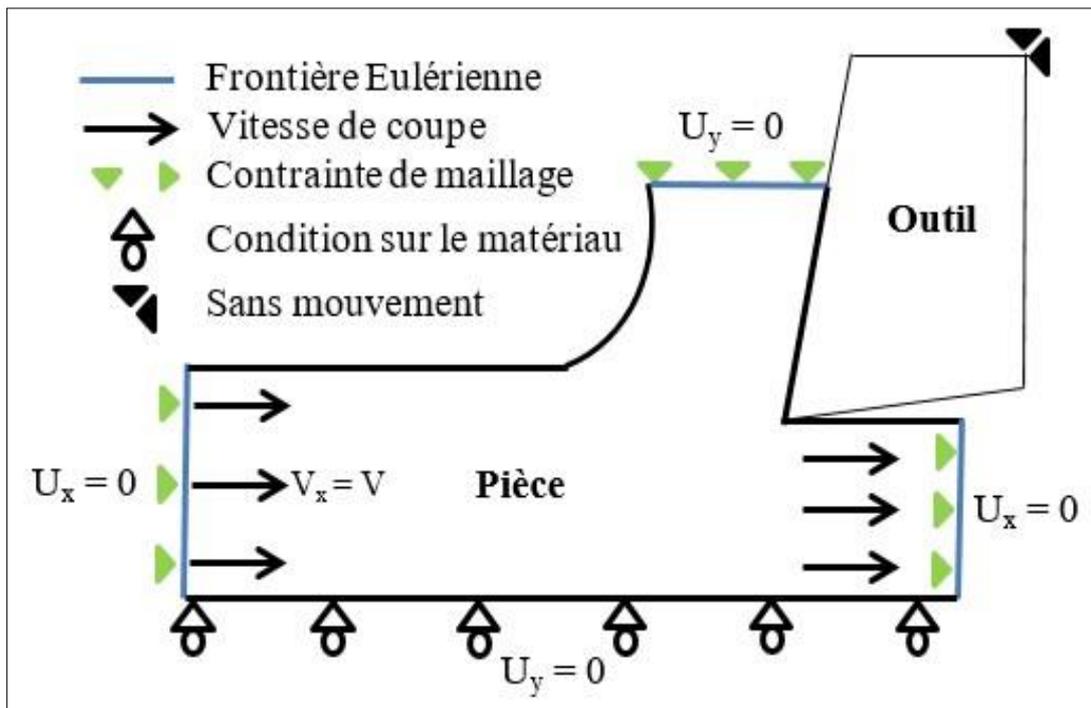


Figure III.5 : Modèle ALE développé (A).

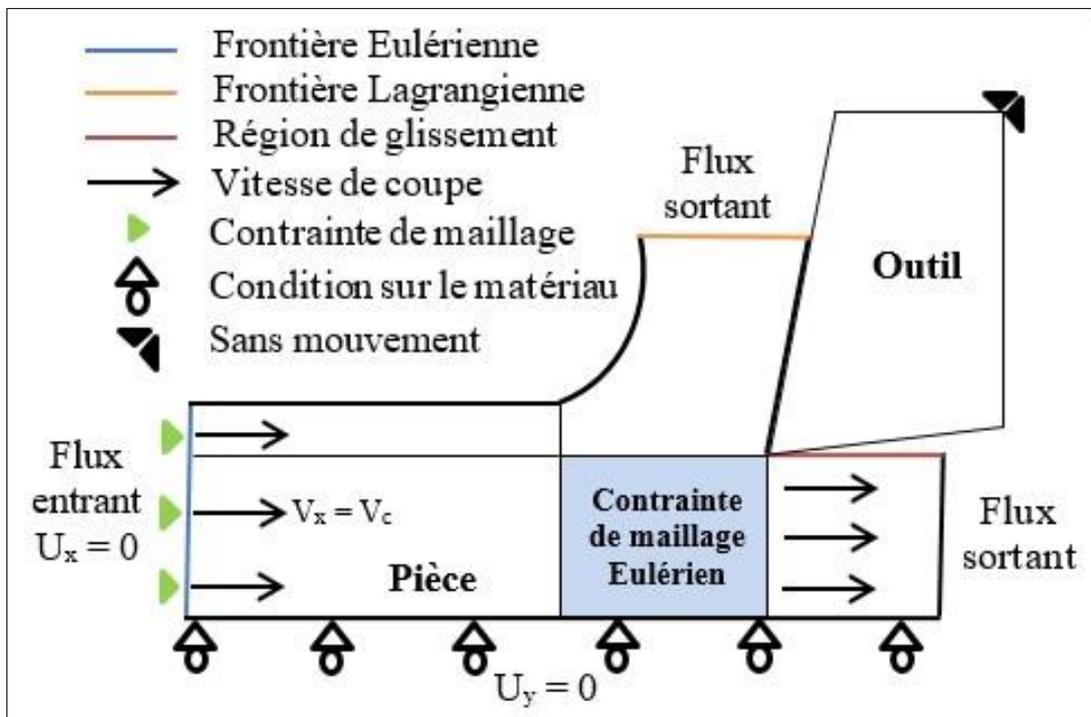


Figure III.6 : Modèle ALE développé (B).

Dans ce qui suit, nous allons aborder la simulation des modèles analytiques et numériques.

III.5. Données pour la simulation des modèles

Afin de valider, d'une part, les corrections apportées à la modélisation analytique d'Oxley, et, d'autre part, le développement des modèles numériques, nous avons utilisé les résultats expérimentaux relatifs au projet AMM (Assessment of Machining Models) portant sur l'usinage orthogonal de l'acier AISI 1045 (Ivester et al., 2000). Notons que le projet AMM a été investi pour évaluer la capacité des modèles contemporains à prévoir les résultats issus de l'usinage. À cet effet, tous les résultats ont été minutieusement comparés après avoir été produits dans quatre laboratoires distincts (NIST, Ford Motor Company, General Motors et Caterpillar) en vue de garantir leur précision.

III.5.1. Matériau usiné et conditions de coupe

Le matériau usiné est l'AISI 1045 ; c'est un acier à teneur moyenne en carbone ayant une résistance à la traction allant de 570 à 700 MPa. Il peut être traité thermiquement pour atteindre une large gamme de niveaux de dureté allant de 22 à 60 HRC. Il peut être soumis à des processus tels que le forgeage, le recuit, la normalisation, et le revenu. Il a une ductilité et une résistance modérées ainsi qu'une bonne usinabilité et soudabilité.

Aussi, il est généralement utilisé dans les applications, où une grande résistance à l'usure est requise, telles que les engrenages, les arbres, les essieux, les boulons, les goujons, les bielles, les vilebrequins, etc. L'AISI 1045 présente d'autres désignations telles que XC45 d'après la norme AFNOR, C45E selon la Norme Européenne NE, Ck45 d'après DIN, etc.

Pour le projet AMM, la composition chimique du matériau usiné (AISI 1045) est reportée dans le tableau qui suit :

Élément	C	Mn	P	S	Si
(%)	0.42÷0.5	0.5÷0.8	0.035	0.035	0.1÷0.4
Élément	Ni	Cr	Mo	Cu	N
(%)	0.2	0.15	0.05	0.2	0.003÷0.008

Tableau III.1 : Composition chimique de l'AISI 1045 utilisé (Ivester et al., 2000).

Les conditions de coupe retenues pour les essais expérimentaux relatives au projet AMM sont relatées dans le tableau qui suit :

Test n°	V _c (m/min)	f (mm/tr)	a _p (mm)	α (°)
1	200	0.15	1.6	-7
2	200	0.15		5
3	200	0.3		-7
4	200	0.3		5
5	300	0.15		-7
6	300	0.15		5
7	300	0.3		-7
8	300	0.3		5

Tableau III.2 : Conditions de coupe (Ivester et al., 2000).

En vue de l'usinage, le matériau usiné a été élaboré sous forme de barres et de tubes. Les barres d'essai avaient un diamètre de 152.4 mm, et les tubes ont un diamètre de 101.6 mm avec une épaisseur de 1.6 mm.

- Les composantes de l'effort de coupe ont été mesurées à l'aide d'un dynamomètre piézoélectrique à 3 axes (Kistler).
- Deux techniques ont été utilisées pour la mesure de la température ; à savoir : les thermocouples chez les laboratoires NIST et General Motors, et la microscopie infrarouge chez NIST.
- Aussi, pour les copeaux obtenus durant chaque essai, l'épaisseur a été mesurée.

Les incertitudes de mesure pour les composantes de l'effort de coupe, la température et l'épaisseur des copeaux sont respectivement de ± 40 N, ± 30 °C et ± 100 μ m.

III.5.2. Propriétés rhéologiques du matériau usiné

Les paramètres de la loi rhéologique de Johnson-Cook (J-C) sont obtenus à partir des tests SHPB (Split Hopkinson Pressure Bar) (Jaspers & Dautzenberg, 2002), des calculs inverses (Özel & Zeren, 2005), (Ning & Liang, 2018), et des tests de compression dynamique (Saez-de-Buruaga et al., 2017).

Les paramètres estimés par ces différentes méthodes pour l'acier AISI 1045 sont reportés dans le tableau III.3. Pour nos simulations, nous avons retenu le jeu des paramètres de J-C issu de la référence (Jaspers & Dautzenberg, 2002) du fait qu'il est largement référencé. Ce jeu est obtenu par des tests SHPB menés sous des déformations de 0.05 à 0.2, des vitesses de déformations allant jusqu'à 7500 s⁻¹, et des températures qui varient de 35 °C à 625 °C.

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	Référence
553.1	600.8	0.234	0.0134	1.0	(Jaspers & Dautzenberg, 2002)
451.6	819.5	0.1736	0.0000009	1.0955	(Özel & Zeren, 2005)
546.83	609.35	0.2127	0.01376	0.94053	(Özel & Karpat, 2007)
546	487	0.25	0.02-0.03	0.6-0.672	(Klocke et al., 2013)
552	604	0.231	0.0131	0.95	(Naik & Naik, 2015)
553	600	0.234	0.0134	1.0	(Ning & Liang, 2018)
546	452.2	0.3514	0.0308	0.6146	(Saez-de-Buruaga et al., 2017)

Tableau III.3 : Paramètres de J-C pour l'acier AISI 1045.

III.5.3. Propriétés mécaniques et thermophysiques du matériau usiné

Les propriétés mécaniques et thermophysiques de l'acier AISI 1045 sont les suivantes :

Propriétés	Valeur ou formulation
Module d'Young E (GPa)	210
Coefficient de Poisson ν	0.3
Masse volumique ρ (kg/m ³)	7862
Conductivité thermique K (W/m.°C)	$K = 48.3 - 0.023 T$
Chaleur spécifique C_p (J/kg.°C)	$C_p = 420 + 0.504 T$
Coefficient de dilatation thermique α_d (1/°C)	1.1 e-05
Température initiale T_0 (°C)	20
Température de fusion T_{fusion} (°C)	1460
Vitesse de déformation de référence $\dot{\epsilon}_0$ (1/s)	1

Tableau III.4 : Propriétés de l'acier AISI 1045 (Adibi-Sedeh et al., 2005).

Après avoir présenté les modélisations analytique et numérique ainsi que les données requises pour la simulation, nous allons relater dans ce qui suit les résultats obtenus en simulation accompagnés de leur interprétation et leur confrontation aux résultats expérimentaux issus du projet AMM.

III.6. Résultats de simulation et discussions

III.6.1. Simulation du modèle d'Oxley sans et avec corrections

Notons que les données d'entrée pour le modèle d'Oxley sont :

- Les paramètres de coupe (vitesse de coupe, avance, profondeur de passe) et l'angle de

coupe (voir tableau III.2).

- Les propriétés rhéologiques du matériau usiné (voir tableau III.3).

- Les propriétés thermophysiques (conductivité thermique, chaleur spécifique) et la température initiale du matériau usiné (voir tableau III.4).

- Les coefficients d'ajustement thermique primaire (η) et secondaire (ψ) : $\eta = \psi = 0.9$.

À partir de ces données d'entrée, nous allons prédire les déformations, les vitesses de déformation, les composantes de l'effort de coupe, les températures moyennes dans les ZCP et ZCS, et la géométrie du copeau (épaisseur et longueur de contact). L'organigramme relatif à la simulation est reporté dans l'annexe (A).

Les résultats de la simulation du modèle d'Oxley (sans et avec corrections) sont reportés dans les tableaux qui suivent.

Test n°	1	2	3	4	5	6	7	8
δ	0.027	0.038	0.014	0.019	0.023	0.020	0.014	0.011
C_o	5.741	4.108	5.489	3.675	5.579	3.838	5.360	3.444
ϕ (°)	19.167	27.933	21.975	31.085	20.943	29.881	23.579	32.861
ε_{AB}	0.972	0.666	0.875	0.620	0.907	0.636	0.832	0.599
$\dot{\varepsilon}_{AB}$ (1/s)	26746.82	26705.60	14950.73	13502.03	43120.34	40405.82	23783.86	20264.02
ε_{int}	14.129	9.182	24.493	16.431	15.696	15.472	23.488	27.635
$\dot{\varepsilon}_{int}$ (1/s)	64668.68	88282.02	84741.96	113667	137586.4	286631.5	145776.4	345198.8
F_c (N)	567.477	427.433	1000.436	765.283	527.834	402.441	941.374	725.501
F_f (N)	342.735	157.745	507.333	214.202	286.271	126.306	426.223	166.641
T_{AB} (°C)	354.471	276.748	340.579	271.043	346.755	274.392	336.688	270.759
T_{int} (°C)	981.720	903.368	1091.649	1031.322	1034.601	996.673	1133.066	1114.232
t_c (mm)	0.410	0.295	0.701	0.522	0.371	0.273	0.646	0.488
h (mm)	0.459	0.301	0.765	0.512	0.408	0.272	0.696	0.470
σ_N' (MPa)	822.956	854.237	861.439	907.565	855.524	895.699	886.211	941.737
σ_N (MPa)	822.955	854.237	861.439	907.565	855.524	895.699	886.211	941.738
τ_{int} (MPa)	368.650	403.005	311.669	341.798	336.538	369.627	277.033	304.826
k_{cop} (MPa)	367.683	401.922	310.168	339.695	335.408	367.582	275.146	301.813

Tableau III.5 : Résultats de simulation du modèle d'Oxley (sans corrections).

À noter que toutes les simulations relatives à la modélisation analytique ont été réalisées en utilisant le compilateur Fortran Power Station version 4.0 (Microsoft Developer Studio).

Test n°	1	2	3	4	5	6	7	8
δ	0.026	0.023	0.016	0.011	0.011	0.012	0.007	0.002
C_o	3.971	3.581	2.880	1.977	3.855	3.361	2.751	1.155
ϕ (°)	17.391	21.173	23.407	28.449	18.021	22.204	24.152	32.116
ε_{AB}	1.053	0.829	0.836	0.658	1.022	0.797	0.818	0.608
$\dot{\varepsilon}_{AB}$ (1/s)	16594.71	17212.46	8446.863	6558.874	25142.59	25490.02	12562.55	6614.191
ε_{int}	22.176	23.942	33.065	45.110	48.077	44.355	74.379	225.245
$\dot{\varepsilon}_{int}$ (1/s)	53663.89	77705.73	87248.33	162412.2	201189	252041.3	328285.8	1716407
F_c (N)	642.153	558.837	1024.616	889.989	625.263	539.884	1000.202	809.894
F_f (N)	511.011	368.188	621.642	414.751	484.443	339.913	584.753	305.577
T_{AB} (°C)	371.068	317.872	329.583	280.086	371.918	316.401	331.644	270.762
T_{int} (°C)	1083.793	1105.104	1164.755	1253.536	1252.337	1281.870	1345.541	1373.074
t_c (mm)	0.457	0.399	0.651	0.578	0.439	0.379	0.627	0.502
h (mm)	0.818	0.719	1.105	0.933	0.781	0.671	1.060	0.779
σ_N' (MPa)	1055.389	900.698	1220.778	1124.630	1073.948	934.635	1239.767	1235.310
σ_N (MPa)	1055.389	900.699	1220.779	1124.631	1073.948	934.635	1239.767	1235.310
τ_{int} (MPa)	311.238	298.339	263.072	195.506	199.100	168.793	120.373	114.243
k_{cop} (MPa)	310.053	297.433	261.296	193.912	197.651	167.669	118.140	111.677
H_c	0.950	0.826	0.945	0.595	0.615	0.470	0.445	0.380

Tableau III.6 : Résultats de simulation du modèle d'Oxley corrigé.

Des deux derniers tableaux, nous constatons que l'égalité ($\sigma_N' \approx \sigma_N$) est réalisée. Les grandeurs (σ_N') et (σ_N) sont exprimées par :

$$\sigma_N' = k_{AB} \left[1 + 2 \left(\frac{\pi}{4} - \alpha \right) - 2 C_o n_{eq} \right] \quad (III-43)$$

$$\sigma_N = \sigma_{Nmax} = H_N \frac{N}{h \times a_p} \quad (III-44)$$

Avec (H_N) est un coefficient correcteur. À noter que l'égalité entre ces deux dernières équations permet d'obtenir l'inconnue ou la constante de la vitesse de cisaillement primaire (C_o).

Pour l'acier AISI 1045, les auteurs de la référence (Karpát et Özel, 2006) ont trouvé pour la contrainte normale, sur la face de coupe de l'outil, les distributions reportées dans la figure III.7. D'après cette dernière figure, la distribution est presque triangulaire. D'après les résultats reportés dans la référence (Karpát et Özel, 2006), la valeur du paramètre ou de l'exposant (a) varie entre 0.75 et 1.4 (voir équation (III-29)).

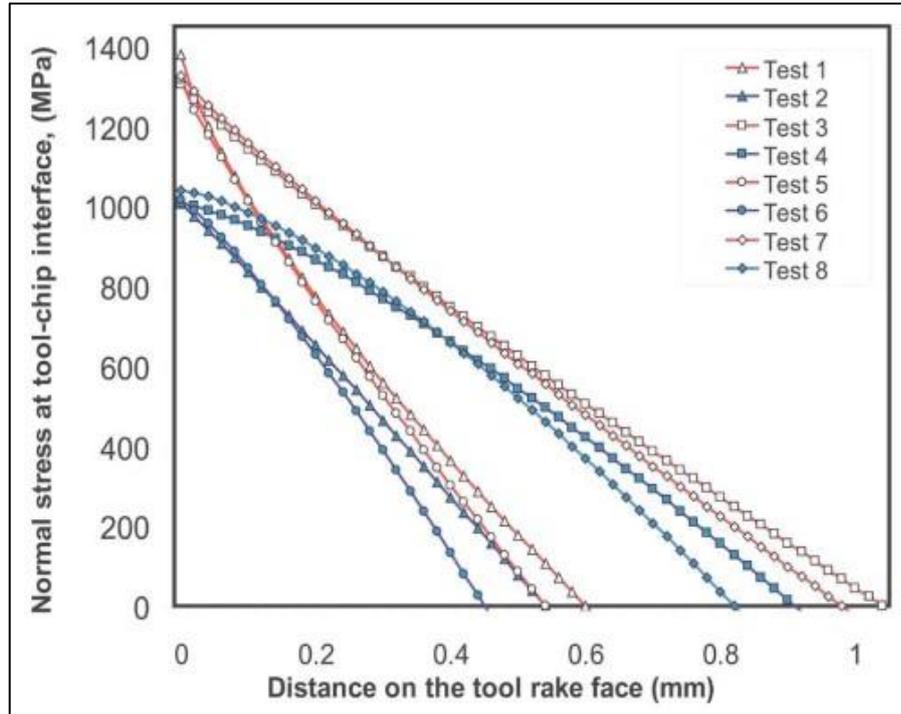


Figure III.7 : Evolutions de la contrainte normale à l'interface outil-copeau (Karpát et Özel, 2006).

✓ Pour une distribution triangulaire $a = 1$; dans ce cas, l'équation (III-29) devient :

$$\sigma_{\text{int}} = \sigma_{N_{\text{max}}} \left[1 - \left(\frac{x}{h} \right) \right] \quad \text{(III-45)}$$

L'effort normal sur la face de l'outil peut être exprimé par :

$$N = \int_0^h \sigma_{N_{\text{max}}} \left[1 - \left(\frac{x}{h} \right) \right] \cdot a_p \, dx = \frac{1}{2} \sigma_{N_{\text{max}}} (h \times a_p) \quad \text{(III-46)}$$

Ce qui implique que :

$$\sigma_{N_{\text{max}}} = 2 \frac{N}{(h \times a_p)} = H_N \frac{N}{(h \times a_p)} \quad \text{(III-47)}$$

Donc, le coefficient correcteur (H_N) est égal à 2 dans le cas où une distribution triangulaire est adoptée. Comme le point d'application de l'effort normal se trouve à une distance $x_G = (h/3)$ pour une distribution triangulaire, le moment (M_{AC_DT}) peut être exprimé par :

$$M_{AC_DT} = N \cdot x_G = N \cdot \frac{h}{3} \quad \text{(III-48)}$$

Donc comparativement à l'équation (III-25), on peut écrire :

$$M_{AC_DT} = N \cdot \frac{h}{3} = \frac{2}{3} \left(N \cdot \frac{h}{2} \right) = \frac{1}{H_{c0}} \left(N \cdot \frac{h}{2} \right) = \frac{1}{H_{c0}} M_{AC} \quad \text{(III-49)}$$

Rappelons que (H_{c0}) est le coefficient correcteur intégré dans l'équation (III-42) ; donc : $H_{c0} = 3/2$.

✓ Pour une distribution où $a \neq 1$:

Si on pose :

$$I = \frac{\sigma_{N_{\max}} a_p}{N} \cdot x_G \quad (III-50)$$

De l'équation (III-47), on peut écrire :

$$I = \frac{\sigma_{N_{\max}} a_p}{N} \cdot x_G = \left(\frac{H_N}{h} \right) \cdot x_G \quad (III-51)$$

Le paramètre (a) est lié à (I) par l'expression qui suit (Karpas et Özel, 2006) :

$$a = -1 + \frac{\sqrt{16I^2 - 8I}}{4I - 2} \quad (III-52)$$

Par conséquent, on trouve :

$$h = \frac{N}{\sigma_{N_{\max}} \times a_p} \left(\frac{a+1}{a} \right) \quad (III-53)$$

Des équations (III-51) et (III-53), on peut aboutir à :

$$H_N = \left(\frac{a+1}{a} \right) \quad (III-54)$$

Pour notre investigation, plusieurs simulations ont été menées pour dégager une valeur de (H_N) qui se prête le mieux en matière de prédictions ; à cet effet, nous avons trouvé : $H_N = 1.975$. Par conséquence, de l'équation (III-54), on détermine : $a = 1.0256$.

Par la suite, on calcule (I) de l'équation (III-52) pour pouvoir obtenir le coefficient correcteur (H_{c0}) de l'équation qui suit tout en faisant appel aux équations (III-49) et (III-51) ; soit :

$$N \cdot x_G = N \cdot I \times \left(\frac{h}{H_N} \right) = \left(\frac{2I}{H_N} \right) \cdot N \frac{h}{2} = \frac{1}{H_{c0}} \cdot N \frac{h}{2} \rightarrow H_{c0} = \left(\frac{H_N}{2I} \right) \quad (III-52)$$

Enfin, on retrouve : $H_{c0} = 1.5126$.

De plus, l'égalité $(\tau_{\text{int}} \approx k_{\text{cop}})$ devrait être réalisée ou à défaut la valeur absolue de la différence $(\tau_{\text{int}} - k_{\text{cop}})$ devrait être minimisée ; ceci permet la détermination de l'angle de cisaillement primaire (ϕ) . À cet effet, le coefficient correcteur (H_c) (voir équation (III-31)) sera choisi pour chaque essai afin de garantir les meilleures prédictions.

III.6.2. Simulation des modèles numériques

Les modèles ALE développés ont été simulés avec les mêmes données d'entrée utilisées pour la modélisation analytique. La simulation a été réalisée sous le logiciel Abaqus ; à cet effet, le lecteur peut se référer à l'annexe (B) pour avoir une idée brève concernant les modules d'Abaqus. La géométrie de la pièce utilisée en simulation présente une longueur de 3 mm et une hauteur de 0.7 mm. Aussi, l'outil de coupe est considéré comme étant un corps rigide ; ceci permet, d'une part, de simplifier le traitement et l'analyse du comportement de l'outil, et, d'autre part, de s'aligner avec l'hypothèse d'outil rigide adoptée pour la modélisation analytique. Pour le maillage de la pièce, nous avons opté pour des éléments quadrilatéraux (CPE4RT). Dans le but d'accélérer le processus de simulation, un maillage plus fin a été appliqué uniquement aux zones qui nécessitent plus de précision tandis qu'un maillage grossier a été utilisé pour les autres parties du domaine (voir Annexe (B)).

De plus, nous avons adopté un modèle de Coulomb pour le frottement entre l'outil et le copeau. Le coefficient de frottement (μ) peut être exprimé par l'équation suivante :

$$\mu = \frac{F_c \tan \alpha + F_f}{F_c - F_f \tan \alpha} \quad (\text{III-53})$$

Les valeurs du coefficient de frottement sont calculées à partir des données expérimentales relatives au projet AMM, et reportées dans la figure qui suit. À noter que le coefficient de frottement a été calculé à partir des valeurs moyennes des composantes de l'effort de coupe.

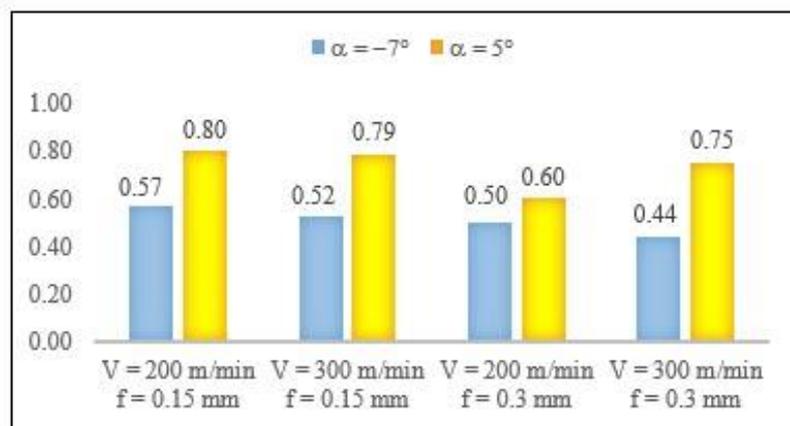


Figure III.8 : Valeurs du coefficient de frottement à l'interface outil-copeau.

Nous allons maintenant procéder à la confrontation des résultats de simulation aux résultats expérimentaux ainsi que leurs discussions. Dans cette section, nous allons présenter les résultats de simulation obtenus par les modélisations analytique et numérique ainsi que leur confrontation aux résultats expérimentaux issus du projet AMM.

III.6.3. Confrontation des résultats de simulation

Les résultats de simulation sont relatifs à la prédiction des composantes de l'effort de coupe, de la température à l'interface outil-copeau et de l'épaisseur du copeau. Pour les résultats expérimentaux, les limites inférieure et supérieure seront considérées. Les figures qui suivent montrent respectivement les évolutions des composantes (F_c) et (F_f) de l'effort de coupe, de la température à l'interface outil-copeau (T_{int}) et de l'épaisseur du copeau (t_c).

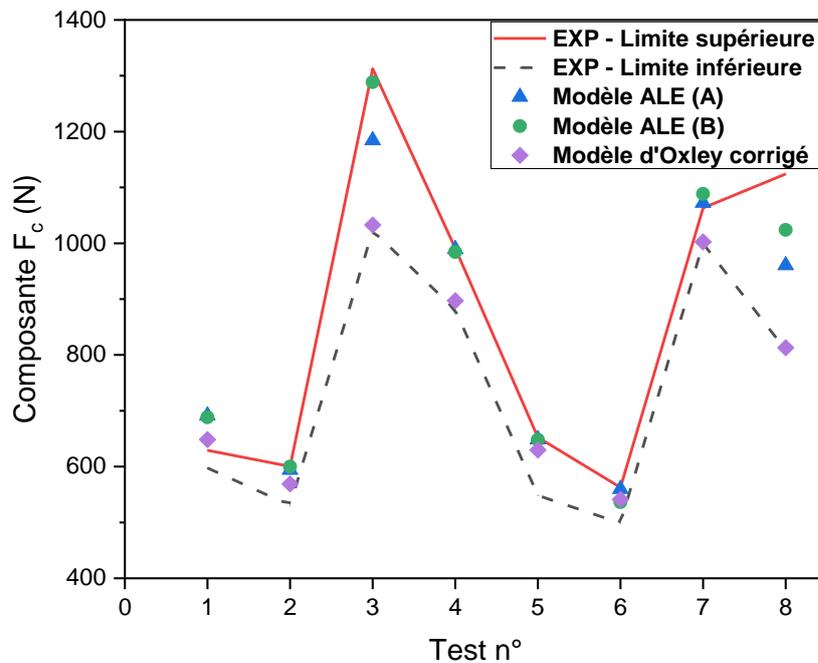


Figure III.9 : Composantes tangentielles (F_c) de l'effort de coupe mesurée et prédite.

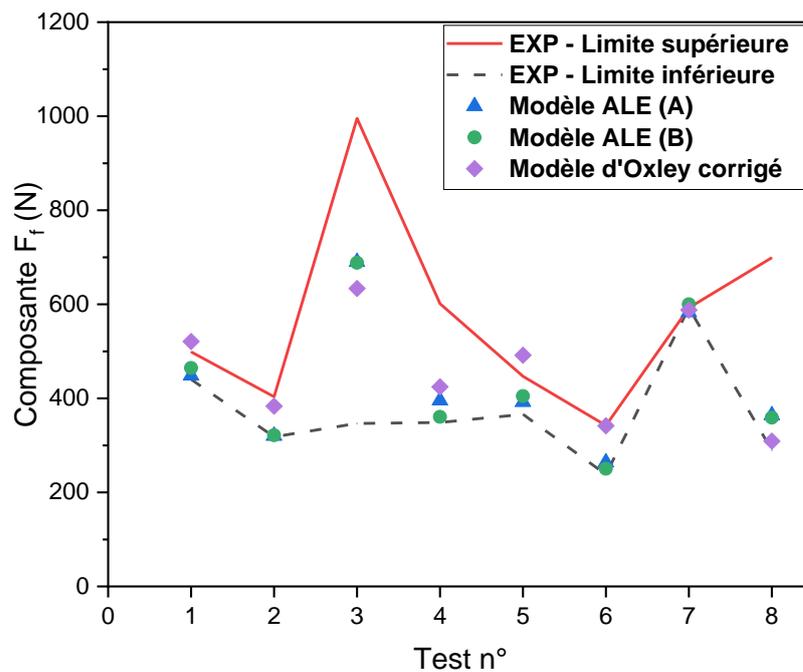


Figure III.10 : Composantes d'avance (F_f) de l'effort de coupe mesurée et prédite.

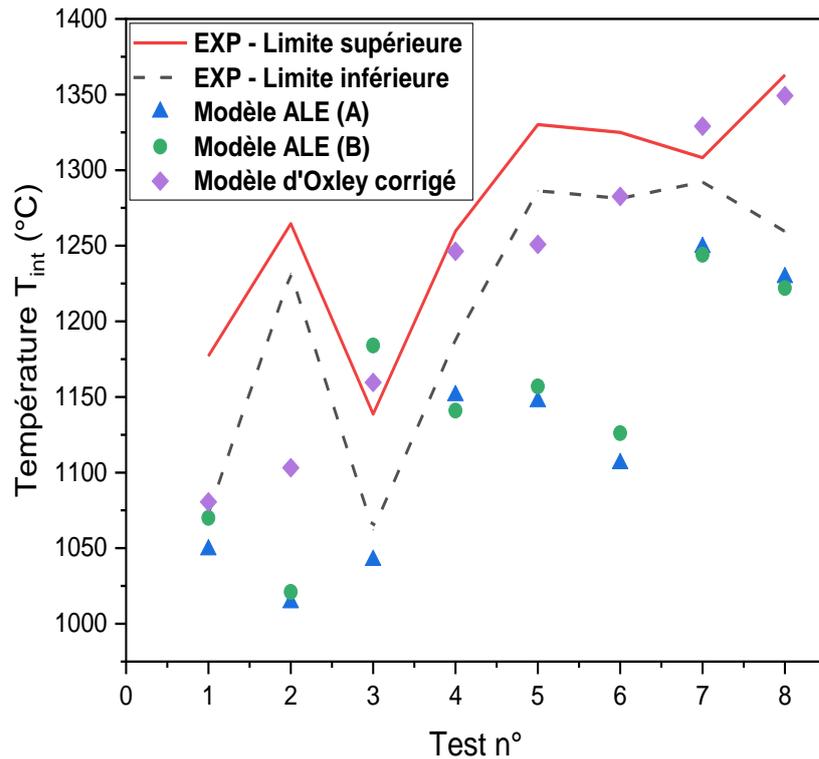


Figure III.11 : Températures (T_{int}) mesurée et prédite.

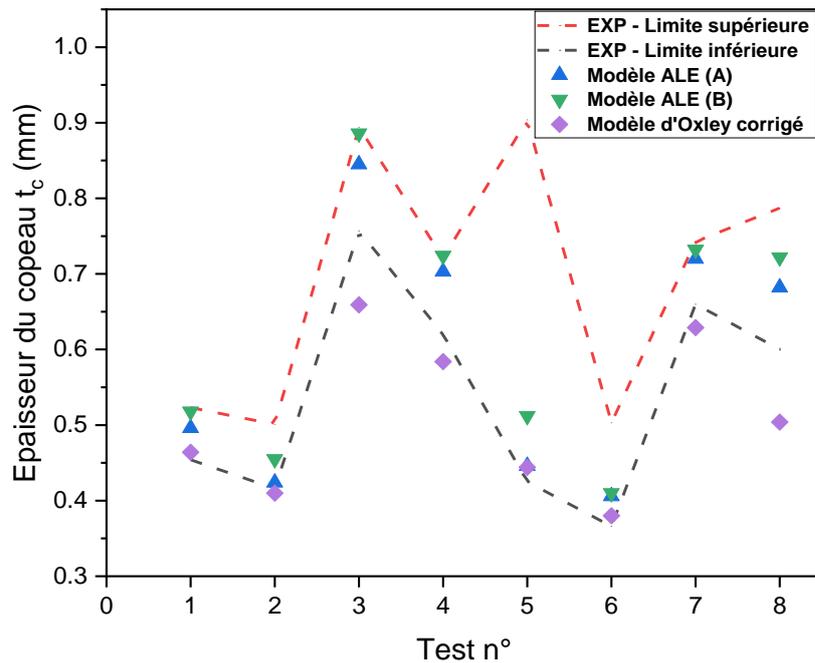


Figure III.12 : Epaisseurs du copeau (t_c) mesurée et prédite.

À travers les figures III.9 et III.10, nous remarquons que globalement les prédictions des composantes de l'effort de coupe se retrouvent entre les limites expérimentales inférieure et supérieure. Une légère surestimation par les modèles pour la composante (F_c) est remarquée pour le test n° 1.

Pour la température à l'interface outil-copeau (Figure III.11), la prédiction par le modèle d'Oxley corrigé est la meilleure. Pour les modèles numériques, la température (T_{int}) est sous-estimée.

D'après la figure III.12, nous remarquons que globalement les prédictions de l'épaisseur du copeau se retrouvent entre les limites expérimentales inférieure et supérieure. Pour le test n° 8, le modèle d'Oxley corrigé sous-estime l'épaisseur du copeau.

Pour évaluer les performances des modèles prédictifs (modèles ALE, et modèle d'Oxley corrigé), la MAPE (Mean Absolute Percentage Error) est utilisée entre les valeurs prédites et expérimentales ; elle représente la moyenne des ARE (Absolute Relative Error) et peut être exprimée par :

$$MAPE(\%) = 100 \times \frac{1}{N} \sum ARE = 100 \times \frac{1}{N} \sum \frac{|V_{ex} - V_{pr}|}{V_{ex}} \quad (III-54)$$

Les tableaux III.7 à III.10 reportent les ARE et les MAPE pour les modèles prédictifs, et ce pour les composantes de l'effort de coupe (F_c) et (F_f), la température à l'interface outil-copeau (T_{int}) et l'épaisseur du copeau (t_c).

Composante de l'effort de coupe F_c (N)							
Test n°	Expérimentation AMM	Modèle ALE (A)	ARE (A)	Modèle ALE (B)	ARE (B)	Modèle d'Oxley corrigé	ARE (MOc)
1	598-629	691.36	0.127	688.4	0.122	642.153	0.047
2	531-600	594.14	0.051	600.14	0.061	558.837	0.012
3	1023-1312	1184.32	0.014	1288.5	0.104	1024.616	0.122
4	881-991	989.31	0.057	984.32	0.052	889.989	0.049
5	548-652	648.64	0.081	648.2	0.080	625.263	0.042
6	499-563	560.1	0.055	536.48	0.010	539.884	0.017
7	1000-1063	1072.3	0.040	1088.35	0.055	1000.202	0.030
8	809-1124	960.58	0.006	1024.08	0.060	809.894	0.162
MAPE (%)			5.4		6.8		6.0

Tableau III.7 : MAPE pour la composante de l'effort de coupe (F_c).

Composante de l'effort de coupe F_f (N)							
Test n°	Expérimentation AMM	Modèle ALE (A)	ARE (A)	Modèle ALE (B)	ARE (B)	Modèle d'Oxley corrigé	ARE (MOc)
1	440-499	448.4	0.045	464.6	0.010	511.011	0.088
2	318-403	320.19	0.112	321.46	0.108	368.188	0.021
3	347-995	689.92	0.028	688.16	0.026	621.642	0.074
4	349-601	395.46	0.167	360.58	0.241	414.751	0.127
5	366-447	392.18	0.035	404.8	0.004	484.443	0.192
6	238-342	264.1	0.089	250.24	0.137	339.913	0.172
7	593-593	583.17	0.017	600.14	0.012	584.753	0.014
8	290-699	364.13	0.264	358.9	0.274	305.577	0.382
MAPE (%)			9.5		10.2		13.4

Tableau III.8 : MAPE pour la composante de l'effort de coupe (F_f).

Température à l'interface outil-copeau T_{int} (° C)							
Test n°	Expérimentation AMM	Modèle ALE (A)	ARE (A)	Modèle ALE (B)	ARE (B)	Modèle d'Oxley corrigé	ARE (MOc)
1	1073-1177	1049	0.068	1070	0.049	1083.793	0.037
2	1232-1265	1014	0.188	1021	0.182	1105.104	0.115
3	1062-1138	1042	0.053	1184	0.076	1164.755	0.059
4	1188-1260	1151	0.060	1141	0.068	1253.536	0.024
5	1286-1330	1147	0.123	1157	0.115	1252.337	0.043
6	1281-1324	1106	0.151	1126	0.136	1281.87	0.016
7	1292-1308	1249	0.039	1244	0.043	1345.541	0.035
8	1259-1363	1229	0.063	1222	0.068	1373.074	0.047
MAPE (%)			9.3		9.2		4.7

Tableau III.9 : MAPE pour la température à l'interface outil-copeau (T_{int}).

Epaisseur du copeau t_c (mm)							
Test n°	Expérimentation AMM	Modèle ALE (A)	Modèle ARE (A)	Modèle ALE (B)	Modèle ARE (B)	Modèle d'Oxley corrigé	Modèle ARE (MOc)
1	0.454-0.523	0.496	0.015	0.518	0.060	0.457	0.064
2	0.416-0.501	0.424	0.075	0.455	0.008	0.399	0.130
3	0.757-0.894	0.845	0.024	0.886	0.073	0.651	0.211
4	0.620-0.721	0.703	0.048	0.724	0.080	0.578	0.138
5	0.425-0.904	0.446	0.329	0.512	0.229	0.439	0.339
6	0.366-0.503	0.406	0.066	0.411	0.054	0.379	0.128
7	0.660-0.743	0.721	0.028	0.732	0.043	0.627	0.106
8	0.6-0.787	0.682	0.017	0.722	0.041	0.502	0.276
MAPE (%)			7.5		7.4		17.4

Tableau III.10 : MAPE pour l'épaisseur du copeau (t_c).

Le tableau qui suit résume les différentes MAPE calculées pour les modèles prédictifs ainsi que le modèle d'Oxley sans corrections.

	Modèle ALE (A)	Modèle ALE (B)	Modèle d'Oxley corrigé	Modèle d'Oxley
MAPE (%) pour F_c	5.4	6.8	6.0	16.8
MAPE (%) pour F_f	9.5	10.2	13.4	42.9
MAPE (%) pour T_{int}	9.3	9.2	4.7	16.1
MAPE (%) pour t_c	7.5	7.4	17.4	26.0

Tableau III.11 : Valeurs des différentes MAPE.

D'après ce dernier tableau, nous pouvons dégager les conclusions qui suivent :

a) Les MAPE relatives à la composante de l'effort de coupe (F_c) sont petites et réduites de moitié voire de trois fois par rapport à la MAPE obtenue par le modèle d'Oxley non corrigé.

b) De même, les MAPE relatives à (F_f) sont petites et réduites au tiers voire au quart par rapport à la MAPE obtenue par le modèle d'Oxley non corrigé.

c) Quant à la prédiction (T_{int}), la MAPE la plus faible est obtenue pour le modèle d'Oxley corrigé. Elle représente le tiers de la MAPE du modèle d'Oxley non corrigé.

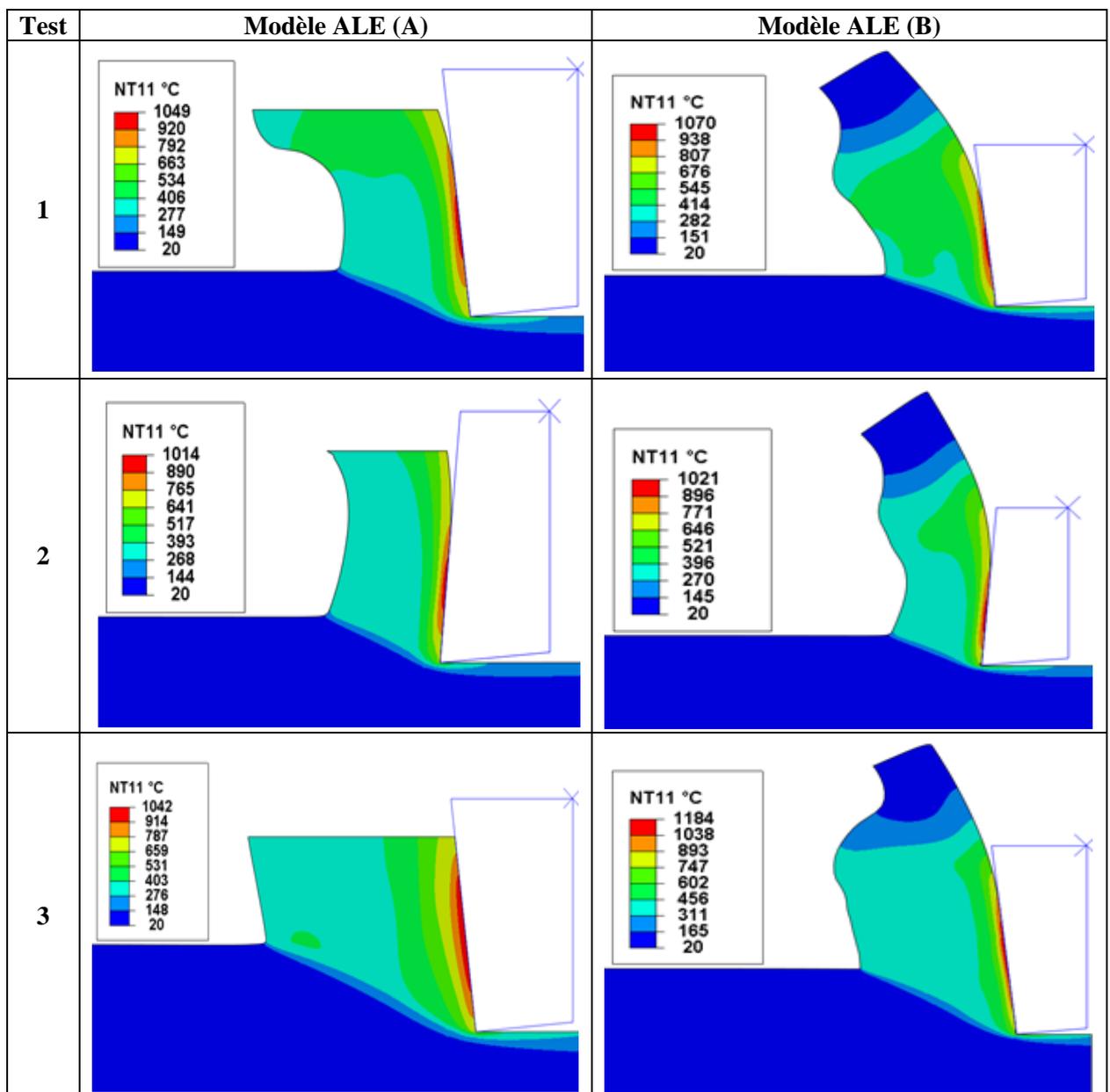
d) Pour la prédiction de l'épaisseur du copeau, les modèles numériques offrent la meilleure prédiction.

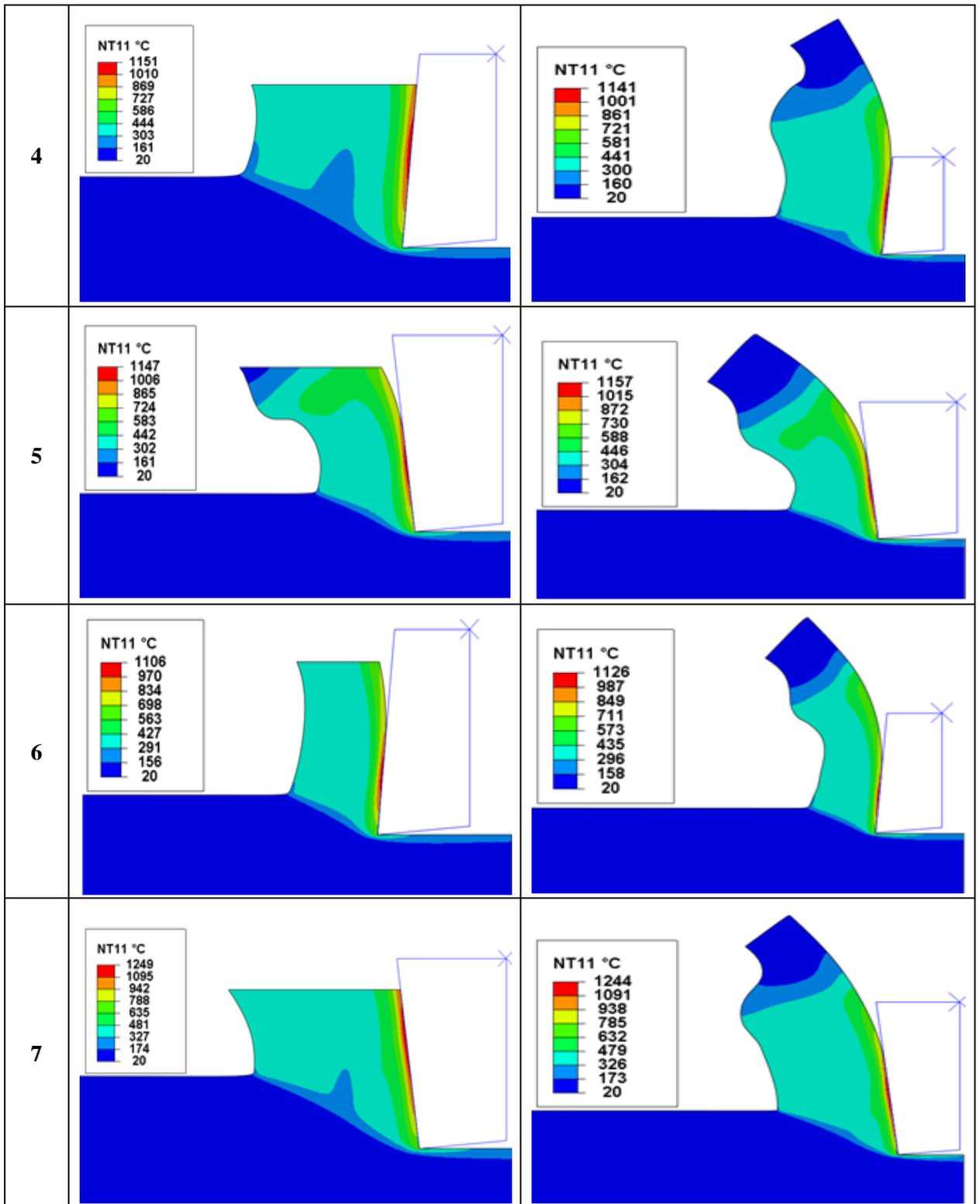
e) Pour l'approche numérique, le modèle ALE (A) offre globalement la meilleure prédiction. Pour l'approche analytique, le modèle d'Oxley corrigé est prometteur relativement à la version non corrigée.

Nous allons maintenant présenter les contours de la température dans la zone de coupe ainsi que les flux thermiques.

III.6.4. Contours de température et flux thermiques

La figure qui suit montre les contours de la température à l'interface outil-copeau obtenus par les modèles numériques développés.





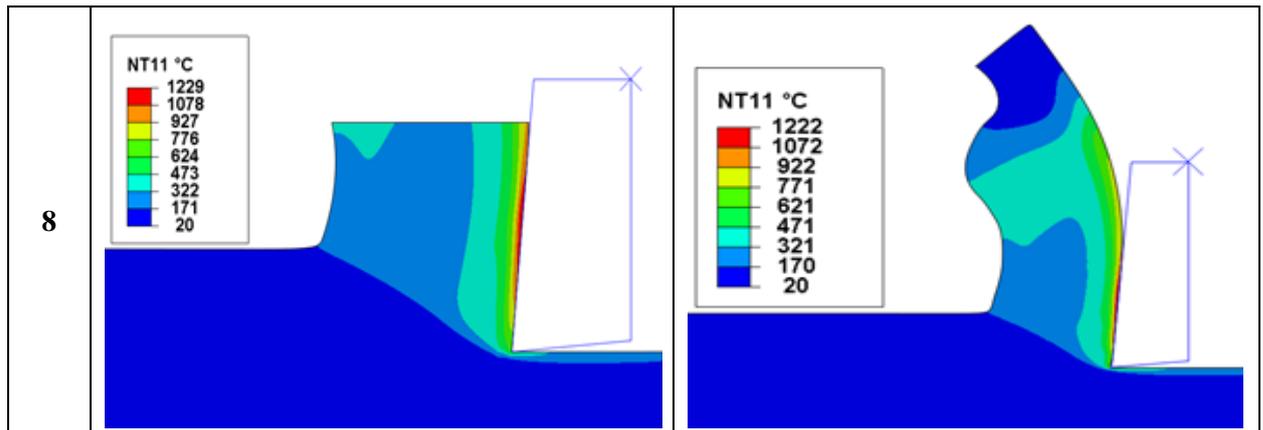
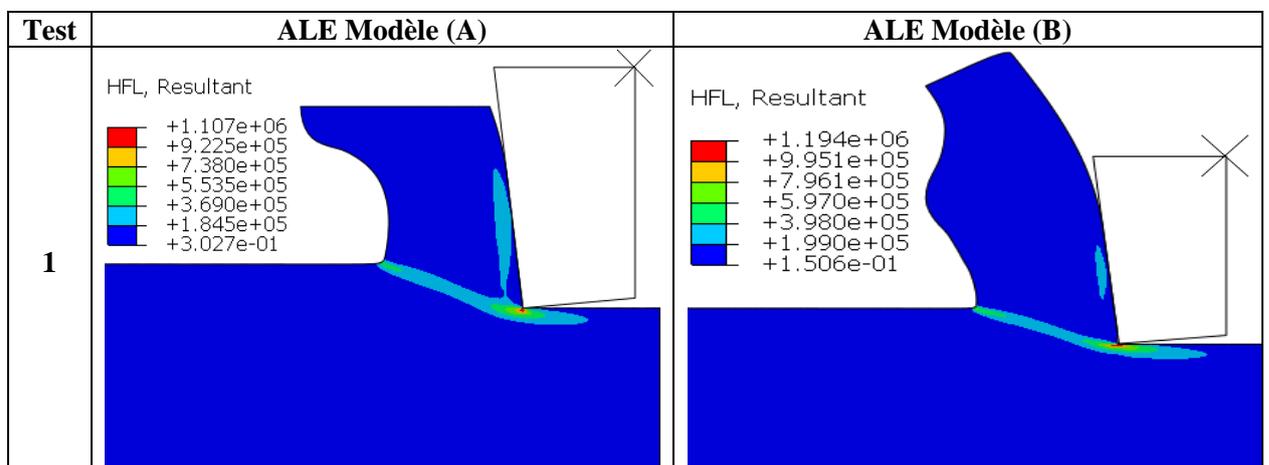


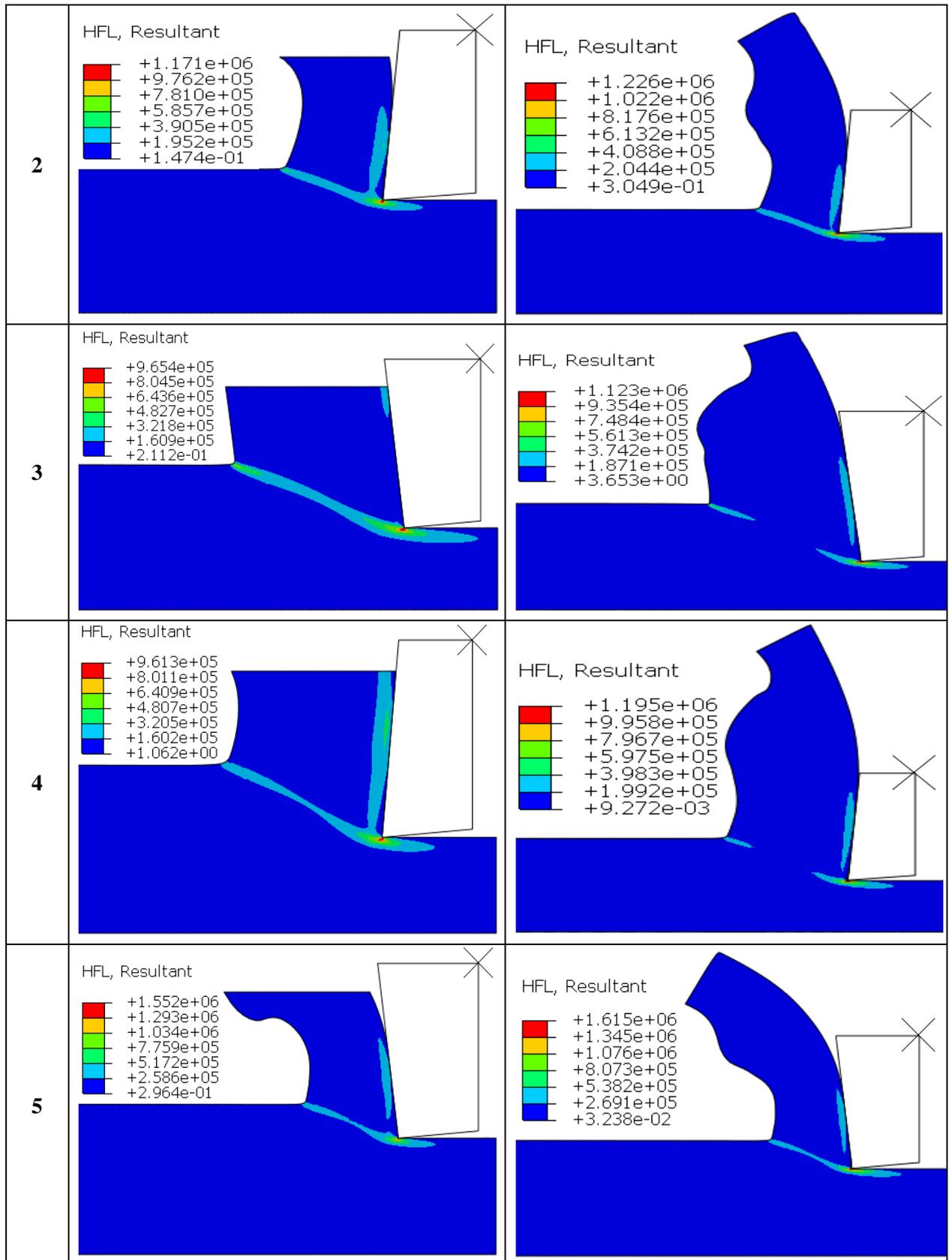
Figure III.13 : Contours de la température dans la zone de coupe (Modèles A et B).

D'après cette dernière figure, la température à l'interface outil-copeau est généralement supérieure à 1000 °C pour les huit (08) tests. Ceci, met en évidence que la zone de cisaillement secondaire est le siège d'une source de chaleur importante ; cette chaleur est évacuée en majorité par le copeau. Notons que le modèle (B) présente une zone intermédiaire dans la forme du copeau, et ce en raison de la différence entre les formes ou les géométries initiales et finales du copeau. Aussi, la distribution de la température en fonction des différentes conditions de coupe (vitesse de coupe, avance et angle de coupe) présente globalement une similarité entre les deux modèles ALE.

La figure III.14 reporte les flux thermiques obtenus lors de la simulation des modèles numériques développés. À noter que l'unité du flux de chaleur est donnée en mW/mm² ; ainsi, pour obtenir la valeur du flux en (W/m²), il faut multiplier par 10³ les valeurs portées sur la figure.

En observant la répartition du flux thermique, il est clair que les valeurs les plus élevées correspondent aux zones de cisaillement primaire et secondaire. Aussi, le flux de chaleur est plus intense au niveau de la pointe de l'outil.





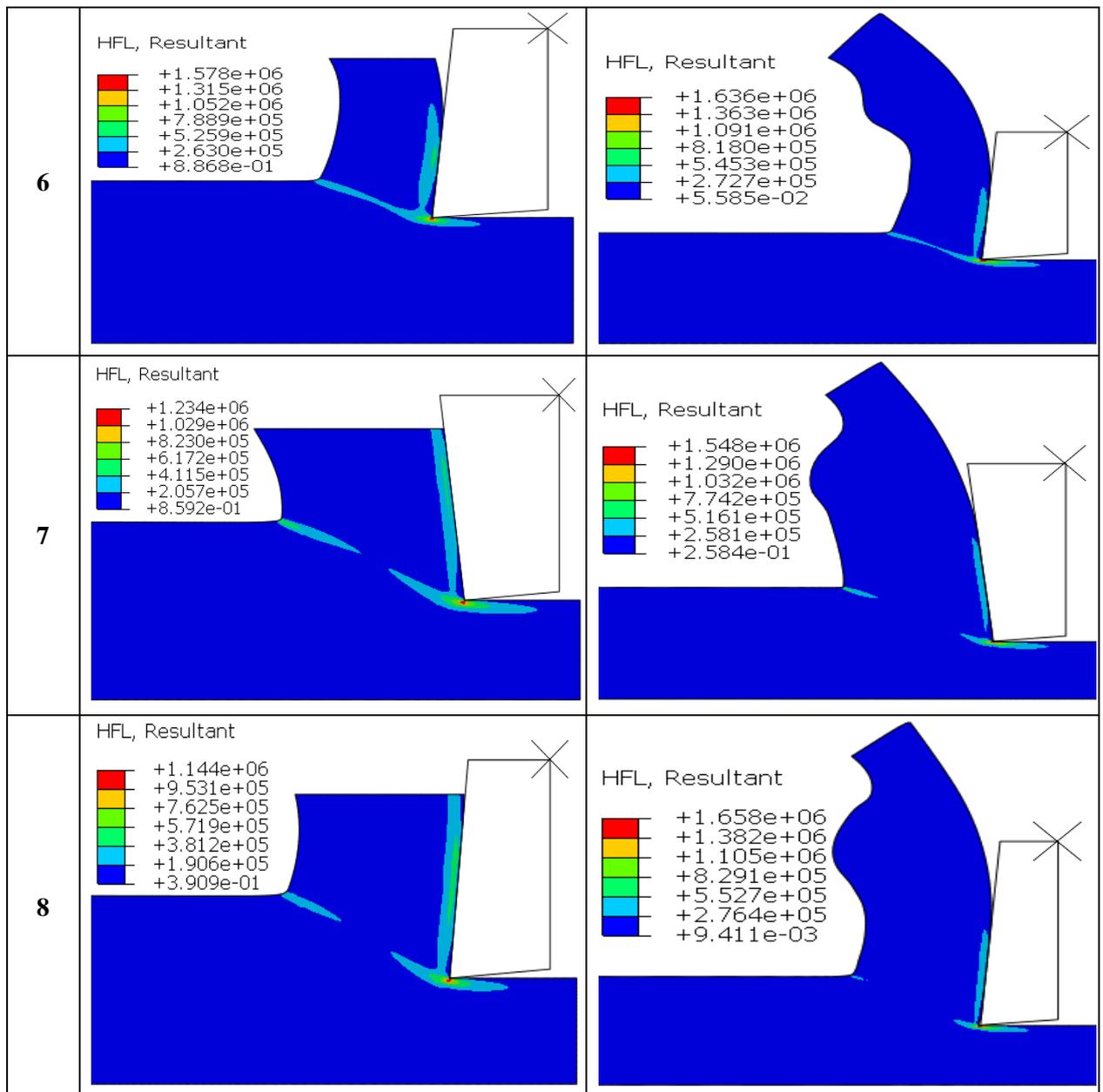


Figure III.14 : Répartition du flux de chaleur résultant (Modèles A et B).

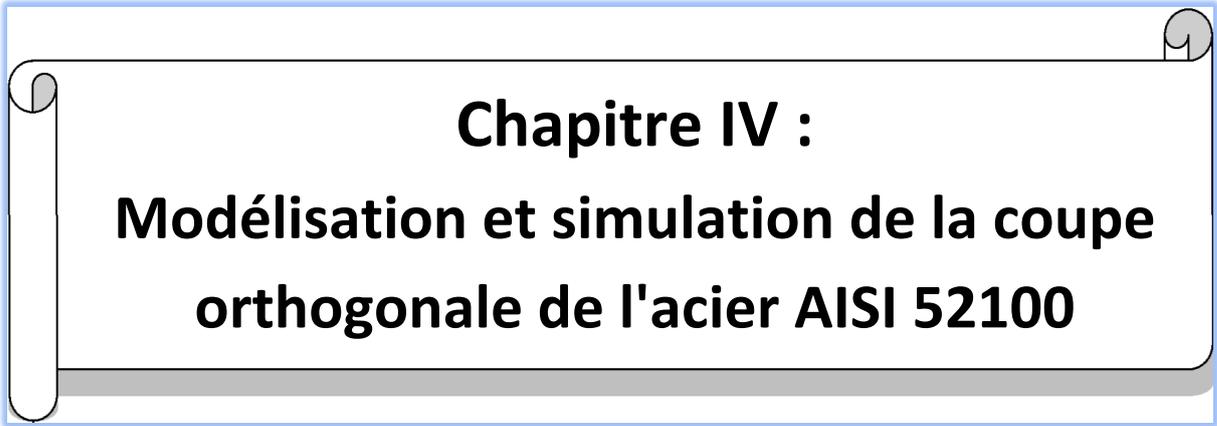
III.7. Conclusion

Dans ce chapitre, des modélisations analytique et numérique de la coupe orthogonale de l'acier AISI 1045 ont été investiguées. L'objectif a été de mieux comprendre le processus de coupe et de développer des modèles prédictifs pouvant être utiles pour optimiser par la suite les conditions de coupe et améliorer les performances du procédé d'usinage. Nos modestes contributions se résument ainsi :

- Apport de corrections au modèle d'Oxley en matière de distribution des contraintes sur la face de coupe de l'outil et de loi rhéologique du matériau usiné. À cet effet, des coefficients correcteurs ont été intégrés.

- Développement de deux modèles numériques utilisant la MEF et une formulation ALE avec des conditions aux limites et des contraintes de maillage différentes. Aussi, un modèle de Coulomb pour le frottement à l'interface outil-copeau a été adopté.
- Utilisation d'une loi rhéologique de type Johnson-Cook pour le comportement du matériau usiné.
- Confrontation des résultats obtenus en simulation avec ceux de l'expérimentation issus du projet AMM et évaluation des modèles sur la base de la prédiction des composantes de l'effort de coupe, de la température outil-copeau et de l'épaisseur du copeau.

Enfin, les modèles numériques ALE et le modèle analytique d'Oxley corrigé ont montré globalement un bon accord avec les données expérimentales concernant les composantes de l'effort de coupe, la température outil-copeau et l'épaisseur du copeau. Une MAPE maximale de 17.4% a été retrouvée pour les résultats de simulation. Ceci reflète la bonne conception des modèles numériques ALE ainsi que les corrections adéquates apportées au modèle d'Oxley.



Chapitre IV :
Modélisation et simulation de la coupe
orthogonale de l'acier AISI 52100

IV.1. Introduction

Pour ce chapitre relatif à l'usinage dur en coupe orthogonale de l'acier AISI 52100 (62 HRC), nous allons entamer, d'une part, les modélisations analytique et numérique, et, d'autre part, nous allons présenter les résultats relatifs à la simulation. Pour la modélisation analytique, nous considérons le modèle thermomécanique d'Oxley dans lequel certaines corrections ont été apportées. La modélisation numérique, utilisant la Méthode des Eléments Finis (MEF), a été développée sous le progiciel Abaqus/Explicit en adoptant une approche Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne (ALE).

Pour imiter le comportement rhéologique du matériau usiné, nous avons adopté la loi de Johnson-Cook. Cette dernière, après une identification de ses paramètres constitutifs, sera injectée en vue de la simulation dans le modèle d'Oxley corrigé et dans le modèle ALE développé. L'identification sera réalisée à la base de courbes de traction rationnelles à différentes températures et vitesses de déformation. Enfin, les résultats obtenus en simulation seront présentés et commentés.

IV.2. Identification des paramètres rhéologiques de l'acier dur AISI 52100

La loi de comportement proposée par Johnson-Cook (J-C) (Johnson et Cook, 1983) est largement utilisée dans la modélisation du procédé de coupe. Cependant, différents paramètres de cette loi pour un même matériau peuvent être retrouvés dans la littérature (voir tableau IV.1), ce qui peut affecter de manière significative les résultats prédits en matière d'efforts de coupe, de températures, etc. Pour cette raison, nous allons identifier les paramètres rhéologiques de la loi de J-C pour l'acier AISI 52100 (62 HRC) à travers des courbes de traction.

À titre indicatif, nous reportons dans le tableau qui suit quelques paramètres de la loi de Johnson-Cook estimés par différentes méthodes pour l'acier AISI 52100.

A (MPa)	B (MPa)	n	C	m	Référence
774.78	134.46	0.371	0.0173	3.1710	(Huang & Liang, 2003)
2482.4	1498.5	0.19	0.027	0.66	(Guo et al., 2005)
688.17	150.82	0.3362	0.04279	2.7786	(Ramesh & Melkote, 2008)

Tableau IV.1 : Paramètres de la loi de J-C pour l'acier AISI 52100 (62 HRC).

Pour identifier les paramètres de la loi de J-C, des simulations numériques ont été réalisées à l'aide du progiciel Abaqus/Explicit afin d'imiter des essais expérimentaux. Ces derniers utilisent des essais de traction effectués sur des éprouvettes de géométrie et de dimensions

spécifiées (voir figure IV.1). L'approche adoptée consiste à concevoir une éprouvette similaire sous l'environnement du progiciel Abaqus/Explicit (voir figure IV.2). Puis, on procède à une simulation numérique afin de produire des courbes de traction.

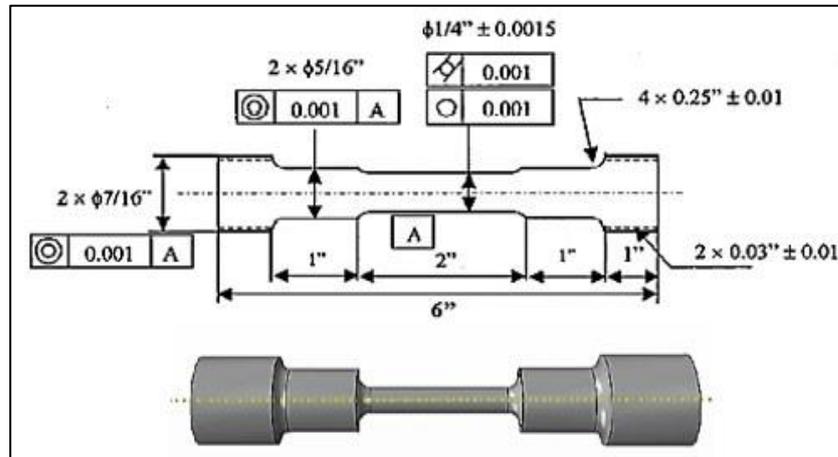


Figure IV.1 : Géométrie et dimensions de l'éprouvette (Guo & Liu, 2002b).

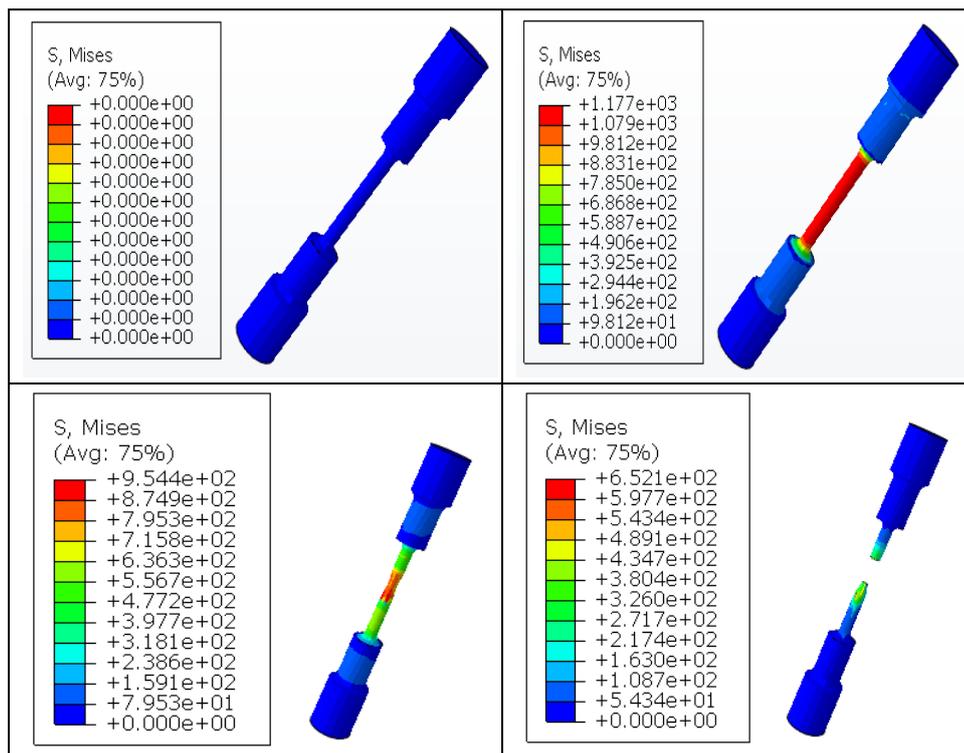


Figure IV.2 : Comportement de l'éprouvette en simulation numérique.

Notons que les résultats expérimentaux reportés dans la référence (Guo & Liu, 2002b) ont été obtenus à des températures allant de 22 °C à 1000 °C, et à des vitesses de déformations qui couvrent une plage de 1 à 100 s⁻¹. Pour effectuer la simulation numérique relative à la traction de l'éprouvette, les propriétés du matériau constitutif (AISI 52100 – 62 HRC) ont été extraites de la référence (Guo & Liu, 2002b).

Après simulation, les schémas de la figure IV.3 illustrent respectivement les courbes de traction conventionnelles à des températures de 200 °C et 400 °C, et ce pour une vitesse de déformation ayant une valeur égale à 100 s⁻¹.

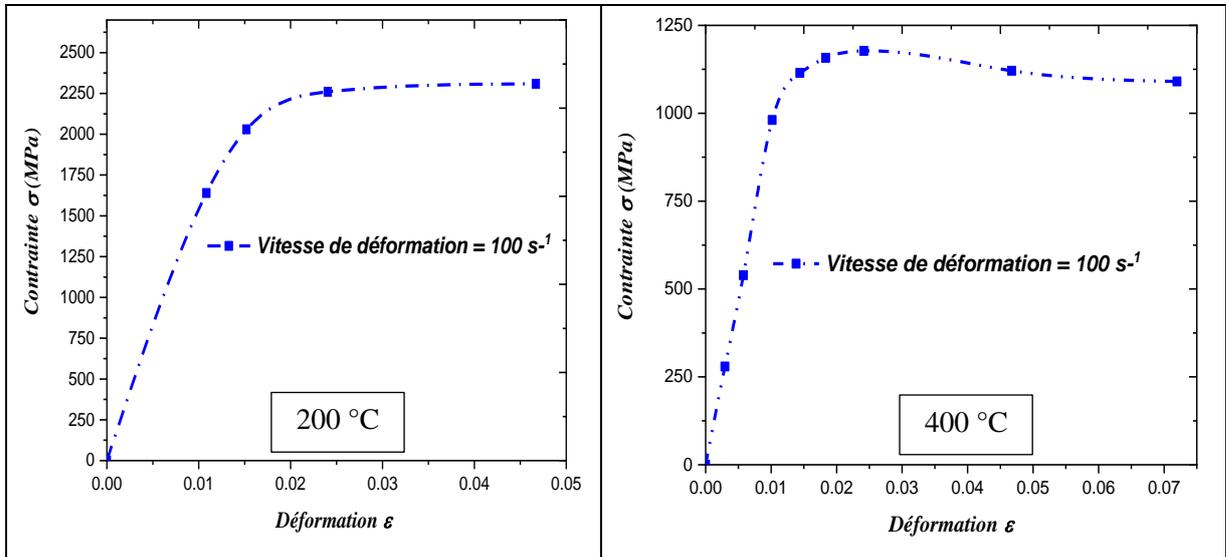


Figure IV.3 : Courbes de traction conventionnelles pour l'acier AISI 52100.

D'après cette dernière figure, nous remarquons que, dans le domaine plastique, la contrainte de traction diminue avec l'augmentation de la température.

Les courbes conventionnelles suffisent pour la plupart des applications, mais si l'on s'intéresse de manière fine aux phénomènes aux grandes déformations, il faut tenir compte de la modification des dimensions de l'éprouvette. À cet effet, les courbes de traction rationnelles sont requises.

IV.2.1. Courbes de traction rationnelles

A) Contrainte et déformation conventionnelles : La contrainte conventionnelle est également appelée nominale ; elle est déterminée en divisant la force de traction appliquée (P) sur la section transversale initiale (S_0) de l'éprouvette (voir figure IV.4). Cette approche considère que la section transversale reste constante tout au long du processus de déformation malgré qu'elle change effectivement. La courbe contrainte-déformation conventionnelle n'offre pas une représentation réaliste du comportement de l'éprouvette.

La contrainte et la déformation conventionnelles sont calculées par les équations suivantes :

$$\sigma_{\text{conv}} = \frac{P}{S_0} \quad (\text{IV-1})$$

$$\epsilon_{\text{conv}} = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{L}{L_0} - 1 \quad (\text{IV-2})$$

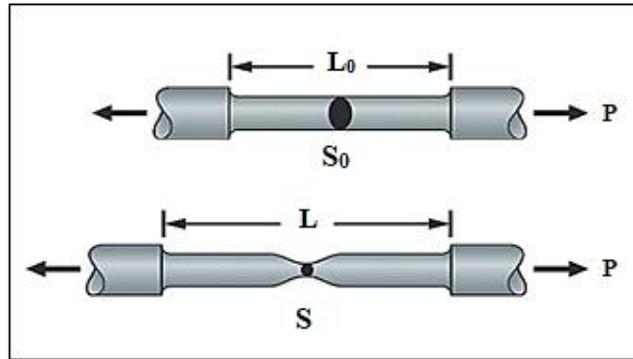


Figure IV.4 : Comportement de l'éprouvette en traction.

B) Contrainte et déformation vraies : Ces dernières prennent en compte la section transversale instantanée de l'éprouvette à chaque incrément de déformation. Elles sont calculées en divisant la force appliquée par la surface instantanée. La courbe de traction rationnelle tient compte des changements de dimensions de l'échantillon lors de la déformation, ce qui permet de fournir une représentation plus réaliste de l'essai. La contrainte et la déformation vraies sont déterminées par les équations qui suivent :

$$\sigma_{\text{vraie}} = \frac{P}{S} = \frac{P}{S_0} \left(\frac{S_0}{S} \right) = \frac{P}{S_0} \left(\frac{L}{L_0} \right) = \frac{P}{S_0} (1 + \varepsilon_{\text{conv}}) = \sigma_{\text{conv}} (1 + \varepsilon_{\text{conv}}) \quad (\text{IV-3})$$

Ce calcul suppose la conservation du volume de la partie utile de l'éprouvette, ce qui est assez bien vérifié dès que l'on peut négliger les déformations élastiques par rapport aux déformations plastiques.

$$\varepsilon_{\text{vraie}} = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln \frac{L}{L_0} = \ln(1 + \varepsilon_{\text{conv}}) \quad (\text{IV-4})$$

La figure qui suit montre les courbes de traction conventionnelle et rationnelle.

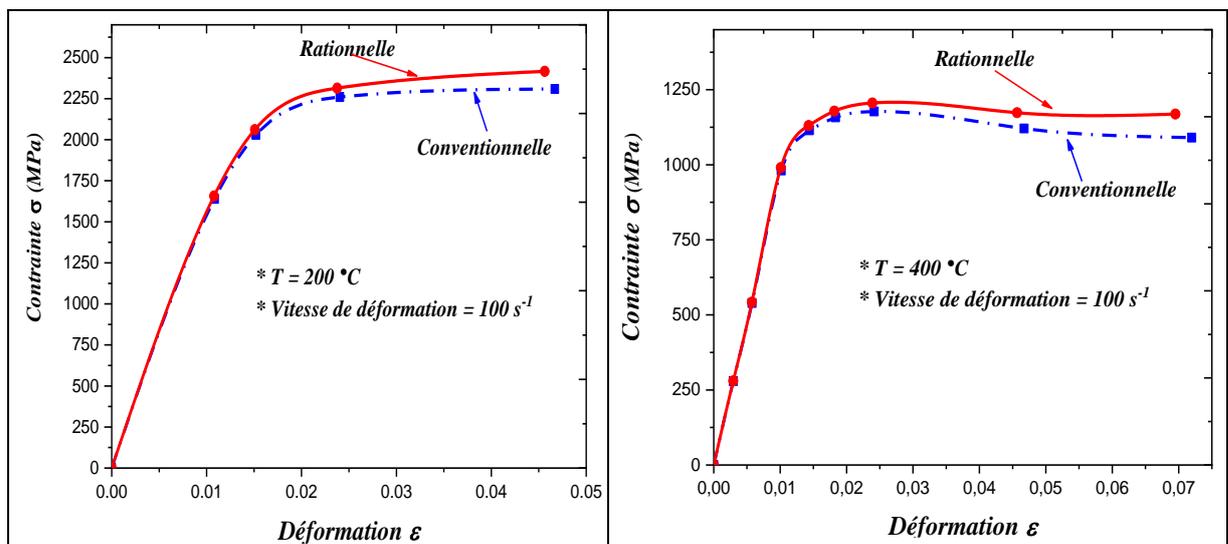


Figure IV.5 : Courbes de traction conventionnelle et rationnelle (AISI 52100 – 62 HRC).

D'après cette dernière figure, on constate bien que les courbes de traction conventionnelle et rationnelle diffèrent ou présentent un écart remarquable surtout dans le domaine de comportement plastique.

À noter que dans notre investigation, le phénomène de la coupe implique de grandes déformations ; pour cela, l'identification des paramètres rhéologiques de l'acier AISI 52100 (62 HRC) sera réalisée à la base des courbes de traction rationnelles.

IV.2.2. Procédure d'identification des paramètres rhéologiques de l'acier AISI 52100

La loi rhéologique de J-C est exprimée par l'équation suivante (Johnson & Cook, 1983) :

$$\sigma = [A + B \cdot \varepsilon^n] [1 + C \cdot \ln(\dot{\varepsilon}^*)] [1 - (T^*)^m] \quad (IV-5)$$

Les termes $(\dot{\varepsilon}^*)$ et (T^*) sont exprimés respectivement par les équations suivantes :

$$\dot{\varepsilon}^* = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \quad (IV-6)$$

$$T^* = \frac{T - T_0}{T_{\text{fusion}} - T_0} \quad (IV-7)$$

Les paramètres constitutifs de la loi de J-C sont les suivants :

- (A) est la limite d'élasticité ;
- (B) et (n) représentent la contrainte et l'indice d'écrouissage à une vitesse de déformation quasi-statique ;
- (C) est le coefficient de vitesse de déformation ;
- et (m) caractérise l'effet d'adoucissement thermique.

✓ La limite élastique (A) a été déterminée expérimentalement d'après les travaux menés dans la référence (Guo & Liu, 2002b). Le tableau qui suit reporte les valeurs de la limite élastique pour des températures allant de 22 à 1000 °C.

Température [°C]	22	200	400	600	800	1000
Limite élastique (A) [MPa]	1410.17	1672.26	915.94	80.91	40.80	18.65

Tableau IV.2 : Valeurs de la limite élastique pour différentes températures (Guo & Liu, 2002b).

Pour notre investigation, nous choisissons la valeur de (A) égale à 915.94 ; cette dernière est relative à la température de 400 °C qui correspond bien à la température qu'on retrouve généralement dans la ZCP.

✓ En posant $\dot{\varepsilon}^* = 1$ et $T = T_0$, l'équation (IV-5) peut être simplifiée comme suit :

$$\sigma = [A + B \cdot \varepsilon^n] \quad (IV-8)$$

Cette dernière équation peut être aussi écrite comme suit :

$$\ln(\sigma - A) = n \cdot \ln \varepsilon + \ln B \quad (IV-9)$$

En exploitant les courbes de traction rationnelles, il est possible de représenter graphiquement la relation entre $\ln(\sigma - A)$ et $\ln B$; ceci permet de déterminer les valeurs des paramètres rhéologiques (B) et (n).

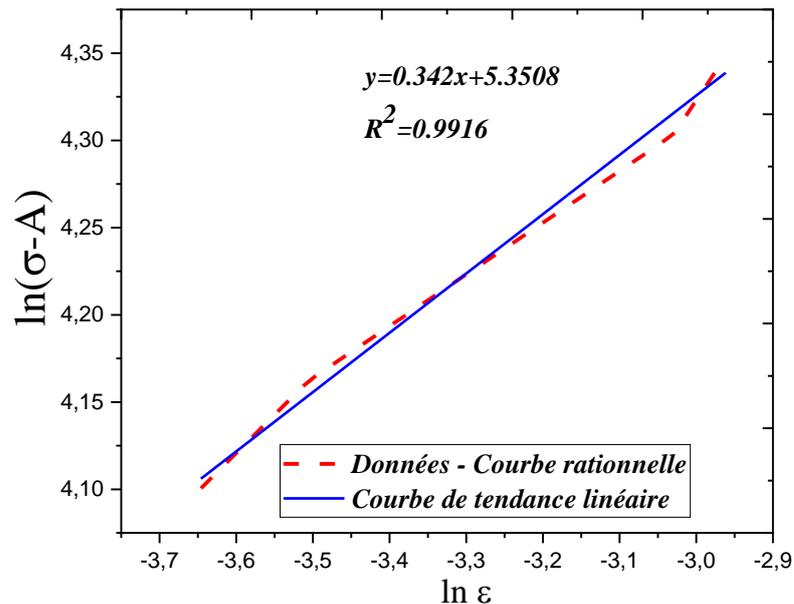


Figure IV.6 : Relation entre $\ln(\sigma - A)$ et $\ln \varepsilon$.

D'après la courbe de tendance linéaire, nous observons que les valeurs estimées des paramètres (B) et (n) sont respectivement égales à 210.78 ($\ln B = 5.3508$) et 0.342.

✓ Maintenant, nous allons utiliser les paramètres (A, B et n) déterminés précédemment pour retrouver les valeurs des coefficients (C) et (m). Dans un premier temps, nous considérons $\dot{\varepsilon}^* = 1$, et nous identifions le paramètre (m) en utilisant l'équation suivante :

$$\left(\frac{T - T_0}{T_{\text{fusion}} - T_0} \right)^m = 1 - \frac{\sigma}{(A + B \cdot \varepsilon^n)} \quad (IV-10)$$

En utilisant une régression non-linéaire sous le logiciel Statgraphics, la valeur du paramètre (m) peut être prise égale à 1 (voir annexe (C)). Les valeurs utilisées de la contrainte et de la déformation, pour une température allant de 200 °C à 1000 °C, sont déterminées à partir du tableau qui suit.

Température [°C]	200	400	600	800	1000
Limite élastique (A) [MPa]	1672.26	915.94	80.91	40.80	18.65
Déformation élastique (x10 ⁻²)	1.09	1.09	0.30	0.30	0.20
Résistance à la traction [MPa]	2482.85	1221.36	221.46	84.06	33.14
Déformation à la traction (x10 ⁻²)	4.46	2.77	3.23	5.00	6.59
Résistance à la rupture [MPa]	2731.14	1343.50	243.61	92.47	36.45
Déformation à la rupture (x10 ⁻²)	6.97	74.35	252.18	128.37	42.64

Tableau IV.3 : Valeurs de la contrainte et de la déformation pour différentes températures (Guo & Liu, 2002b).

Dans une seconde étape, nous avons procédé à la détermination du paramètre (C) en utilisant l'équation qui suit :

$$\sigma = \left[915.94 + 210.78 \cdot \varepsilon^{0.342} \right] \left[1 + C \cdot \ln \dot{\varepsilon}^* \right] \left[1 - \left(\frac{T - 25}{1487 - 25} \right) \right] \quad (\text{IV-11})$$

Pour une température $T = 400$ °C et $\dot{\varepsilon}^* = 100$, on peut écrire :

$$\frac{\sigma}{\left[915.94 + 210.78 \cdot \varepsilon^{0.342} \right] \left[1 - \left(\frac{400 - 25}{1487 - 25} \right) \right]} = 1 + C \cdot \ln(100) \quad (\text{IV-12})$$

En se basant sur la courbe de traction rationnelle correspondante, et en prenant la moyenne du premier terme, on obtient la valeur du paramètre (C) égale à 0.106. Après une calibration en simulation, la valeur qui permet d'obtenir des prédictions meilleures correspond à $C = 0.09$.

En résumé, les paramètres rhéologiques identifiés pour l'acier AISI 52100 (62 HRC) en adoptant une loi de J-C sont reportés dans le tableau qui suit :

Matériau	A (MPa)	B (MPa)	C	n	m
AISI 52100 (62 HRC)	915.94	210.78	0.09	0.342	1

Tableau IV.4 : Paramètres rhéologiques identifiés pour l'acier AISI 52100.

La figure IV.7 illustre les courbes de traction obtenues par expérimentation (Guo & Liu, 2002b) et par simulation numérique (Aich et al., 2023a). Ces courbes sont tracées pour une même vitesse de déformation et avec des températures égales à 200 °C et 400 °C. Pour cette même figure, nous remarquons que pour la température de 400 °C les courbes se rejoignent avec l'augmentation de la déformation. Chose qui est favorable car l'usinage met en jeu des températures et des déformations importantes surtout dans la zone de cisaillement secondaire.

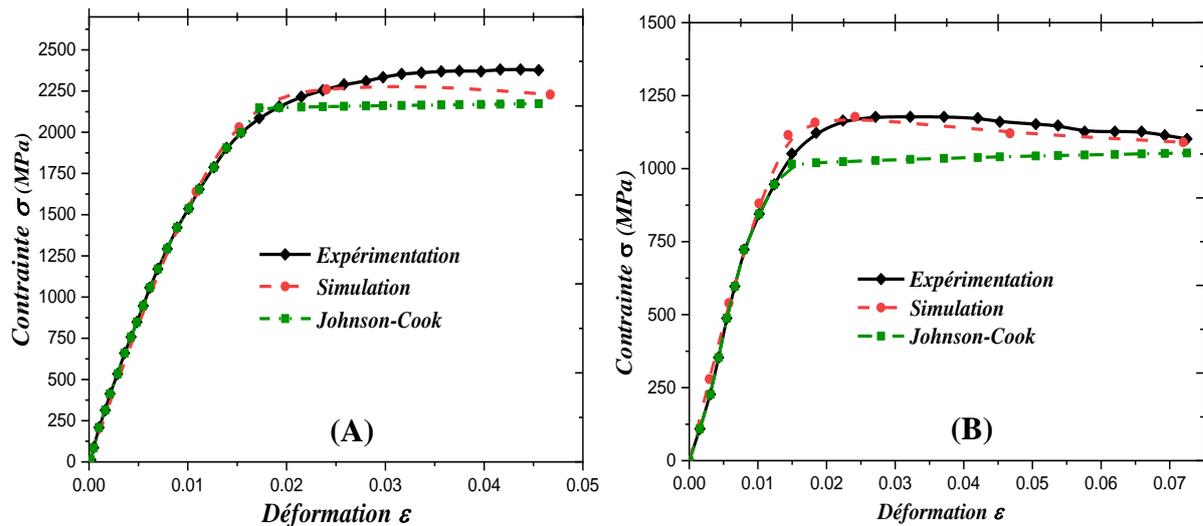


Figure IV.7 : Courbes de traction pour : (A) 200 °C, (B) 400 °C.

Nous allons maintenant entamer la modélisation analytique de la coupe orthogonale de l'acier AISI 52100 (62 HRC).

IV.3. Modélisation analytique de la coupe orthogonale de l'acier AISI 52100

Rappelons, qu'au chapitre précédent, le modèle thermomécanique d'Oxley (Oxley, 1988) a subi des corrections relatives à la distribution des contraintes normale et de cisaillement à l'interface outil-copeau. Notons que ce modèle, dans sa version originale, considère une distribution uniforme de ces contraintes.

Dans la présente étude, ces contraintes sont pondérées par des coefficients correcteurs (H_N) et (H_c). Rappelons que le coefficient correcteur (H_c) tient compte de deux effets : le premier est la distribution non-uniforme sur la face de coupe de l'outil ; tandis que le second est lié au terme d'écrouissage lorsque la loi rhéologique de J-C est adoptée.

Aussi, la version initiale du modèle d'Oxley fait appel à une loi rhéologique viscoplastique de type Norton-Hoff. Par contre, dans le modèle d'Oxley corrigé, la loi constitutive de J-C identifiée régit le comportement thermomécanique du matériau usiné.

Les équations qui suivent fournissent les formulations mathématiques relatives aux distributions des contraintes sur la face de coupe de l'outil.

- Contrainte normale à l'interface outil-copeau :

$$\sigma_N = H_N \frac{N}{h \times a_p} \tag{IV-13}$$

- Contrainte tangentielle sur la face de coupe de l'outil :

$$\tau_{\text{int}} = H_c \frac{F}{h \times a_p} \quad (\text{IV-14})$$

Dans la présente étude, les valeurs des coefficients correcteurs (H_N) et (H_{c0}) sont prises respectivement égales à 1.975 et 1.5126. Aussi, le coefficient correctif (H_c) est retrouvé, après différentes simulations, égal à 1.19. Cette dernière valeur a été maintenue constante en simulation. Pour plus de détails sur la détermination de ces coefficients correcteurs, le lecteur peut se référer au chapitre III (section III.3) ou à la référence (Aich et al., 2023b).

Nous allons maintenant aborder la modélisation numérique de l'usinage orthogonal de l'acier AISI 52100 (62 HRC).

IV.4. Modèle numérique de la coupe orthogonale de l'acier AISI 52100

Le modèle numérique développé, tout en adoptant une formulation ALE sous le progiciel Abaqus/Explicit, est illustré par la figure qui suit.

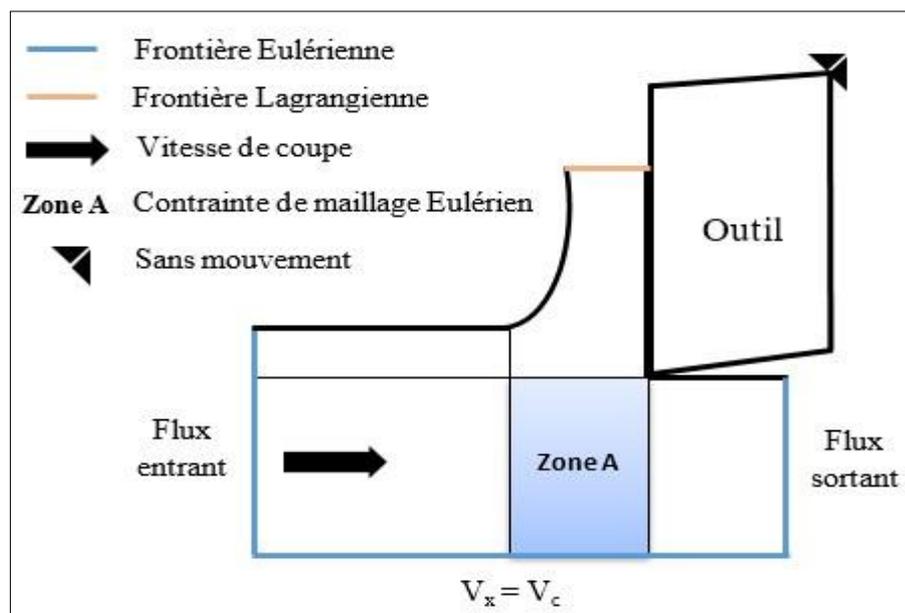


Figure IV.8 : Modèle numérique développé.

Notons que la formulation ALE permet de combiner des éléments Lagrangiens et Eulériens, ce qui évite la nécessité de prendre en compte un critère d'endommagement pour le matériau usiné. La géométrie de la pièce considérée pour la simulation numérique présente une longueur de 2 mm et une hauteur de 0.7 mm. Afin d'éviter la distorsion du maillage dû à l'amorçage de l'écoulement de la matière, il est judicieux d'établir une forme initiale du copeau et de concevoir une région Eulérienne (Zone A). Aussi, les maillages de la pièce et de l'outil sont réalisés avec des éléments quadrilatéraux (CPE4RT) comme l'illustre la figure qui suit.

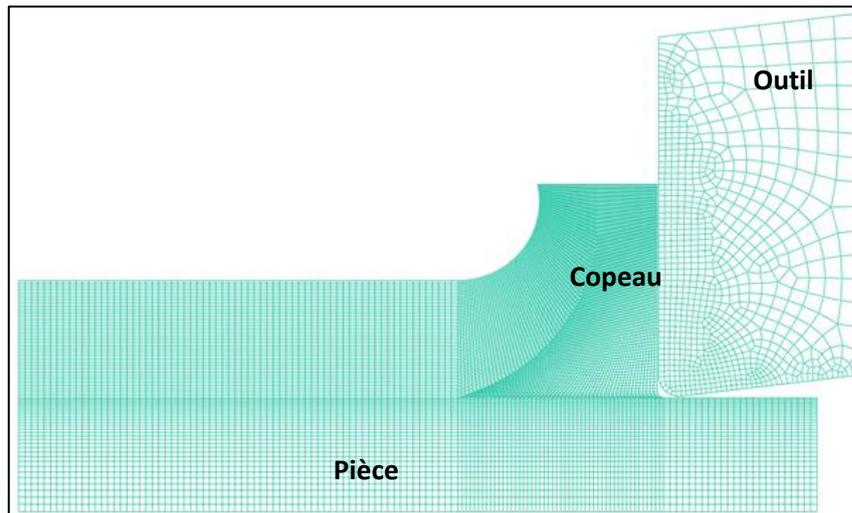


Figure IV.9 : Choix du maillage pour le modèle ALE développé.

IV.5. Données de simulation des modèles

IV.5.1. Propriétés physiques du matériau usiné et de l'outil de coupe

Les tableaux qui suivent reportent les propriétés physiques du matériau usiné (acier AISI 52100 - 62 HRC) et de l'outil de coupe (CBN de grade KD120).

Propriété	Valeur
Masse volumique ρ [kg/m ³]	7827
Conductivité K [W/m.°C]	46.6
Chaleur spécifique Cp [J/kg.°C]	458 pour 25 < T < 204 640 pour 204 < T < 426 745 pour 426 < T < 537 798 pour T > 537
Coefficient de dilatation thermique α_d [1/°C, x10 ⁻⁶]	11.5 pour 25 < T < 204 12.6 pour 204 < T < 398 13.7 pour 698 < T < 704 14.9 pour 704 < T < 804 15.3 pour T > 804
Module d'Young E [GPa]	210
Coefficient de Poisson ν	0.277
Température initiale T ₀ [°C]	25
Température de fusion T _{fusion} [°C]	1487

Tableau IV.5 : Propriétés physiques du matériau usiné (Ramesh & Melkote, 2008).

Propriété	Valeur
Masse volumique ρ [kg/m ³]	3420
Conductivité K [W/m.°C]	100
Chaleur spécifique Cp [J/kg.°C]	750
Coefficient de dilatation thermique α_d [1/°C]	4.9×10^{-6}
Module d'Young E [GPa]	680
Coefficient de Poisson ν	0.22

Tableau IV.6 : Propriétés physiques de l'outil de coupe (Ramesh & Melkote, 2008).

IV.5.2. Modèle de frottement

Le modèle de frottement de Coulomb est adopté entre l'outil et le copeau. De ce fait, les équations suivantes seront utilisées :

$$\tau = \mu \cdot \sigma_N \quad \text{Quand } \mu \cdot \sigma_N < \tau_{\text{crit}} \quad (\text{IV-15})$$

$$\tau = \tau_{\text{crit}} \quad \text{Quand } \mu \cdot \sigma_N = \tau_{\text{crit}} \quad (\text{IV-16})$$

Le coefficient de frottement moyen est pris égal à $\mu = 0.35$ d'après (Ramesh & Melkote, 2008) et (Guo & Liu, 2002c). Notons que la valeur de (τ_{crit}) est extraite des développements menés dans la référence (Ramesh & Melkote, 2008). Selon les paramètres de coupe reportés dans le tableau IV.7, la contrainte de cisaillement critique prend les valeurs : $\tau_{\text{crit}} = [578.46 ; 580.87 ; 566.34 ; 554.37]$.

IV.5.3. Conditions de coupe

Les paramètres de coupe utilisées en simulation sont reportés dans le tableau qui suit :

N° de l'essai	V _c (m/min)	f (mm)	a _p (mm)
1	121.92	0.152	1
2	152.4	0.127	
3	152.4	0.152	
4	152.4	0.178	

Tableau IV.7 : Conditions de coupe utilisées (Ramesh & Melkote, 2008).

Les valeurs de l'angle de coupe et du rayon d'acuité de l'outil sont respectivement prises égales à 0° et 25 μm (Ramesh & Melkote, 2008).

Nous allons maintenant présenter les résultats de simulation accompagnés de leurs

discussions.

IV.6. Résultats de simulation et discussions

IV.6.1. Confrontation des résultats pour l'effort de coupe

Les figures qui suivent montrent respectivement la confrontation aux résultats expérimentaux et numériques des composantes de l'effort de coupe : tangentielle (F_c) et d'avance (F_f) obtenues par simulation via les approches numérique et analytique développées.

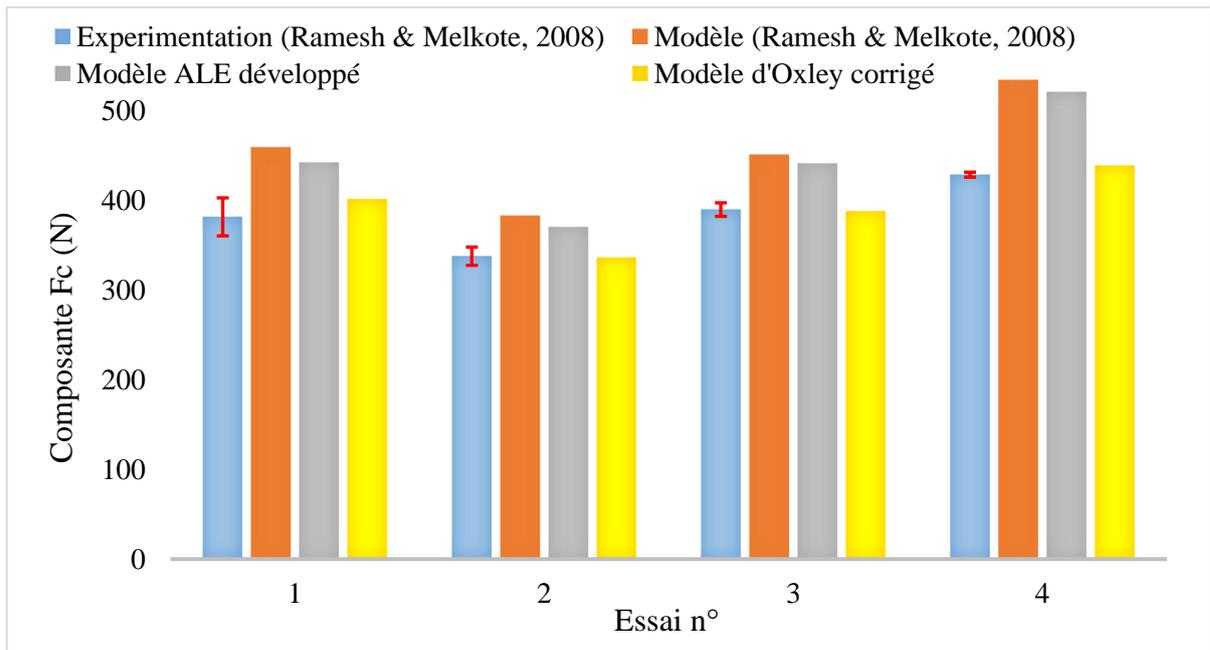


Figure IV.10 : Confrontation des résultats pour la composante (F_c).

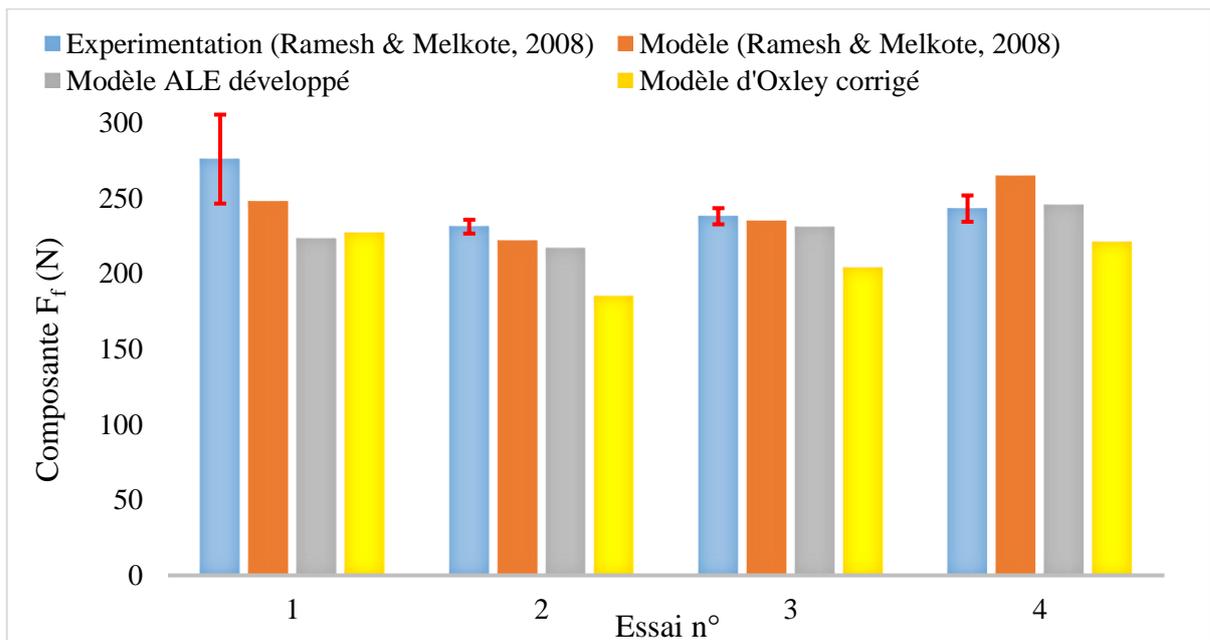


Figure IV.11 : Confrontation des résultats pour la composante (F_f).

Le constat global de ces derniers résultats permet d'avancer que la composante (F_c) prédite par le modèle d'Oxley est en bon accord avec les résultats expérimentaux. Aussi, le modèle ALE développé offre une prédiction proche du modèle numérique de (Ramesh & Melkote, 2008), mais relativement meilleure avec une surestimation par rapport aux résultats expérimentaux. Par contre, pour la composante (F_f), les modèles élaborés offrent une prédiction globalement sous-estimée par rapport aux résultats expérimentaux. Le modèle ALE développé présente une tendance proche du modèle de (Ramesh & Melkote, 2008).

IV.6.2. Confrontation des résultats pour la température

Dans la référence (Ramesh & Melkote, 2008), on ne dispose que d'une seule valeur prédite de la température (T_{int}) qui correspond à l'essai n° 4. À cet effet, la figure qui suit montre un histogramme de confrontation pour la température (T_{int}).

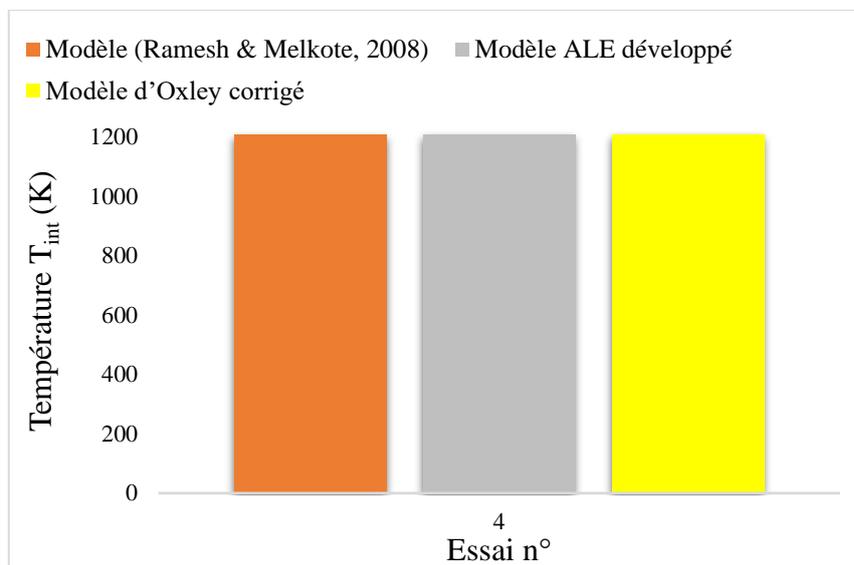


Figure IV.12 : Histogramme de la température (T_{int}).

En ce qui concerne l'essai n° 4, la prédiction de la température à l'interface outil-copeau avec nos approches est en bon accord avec le résultat de la simulation numérique présenté dans la référence (Ramesh & Melkote, 2008).

La figure IV.13 illustre les contours de la température dans la zone de coupe, d'une part, pour le modèle numérique de Ramesh et Melkote, et, d'autre part, pour le Modèle ALE développé, et ce pour l'essai n° 4.

La présence d'une zone intermédiaire (ou bosse) est observée pour la formation du copeau, et ce en raison du choix de la forme ou de la géométrie initiale du copeau. À noter qu'en se référant à la figure IV.8 qui relate le modèle ALE développé, une forme initiale a été octroyée au copeau.

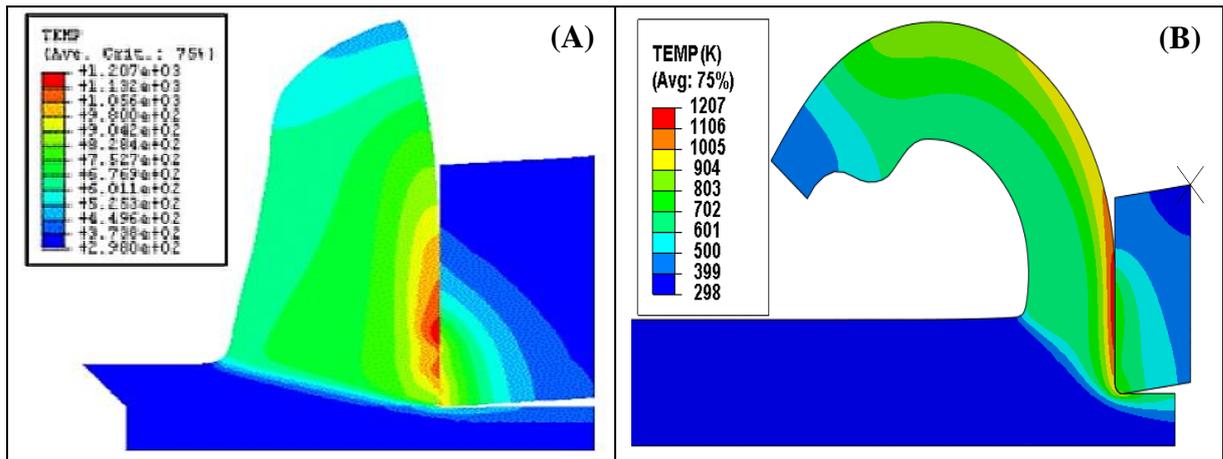
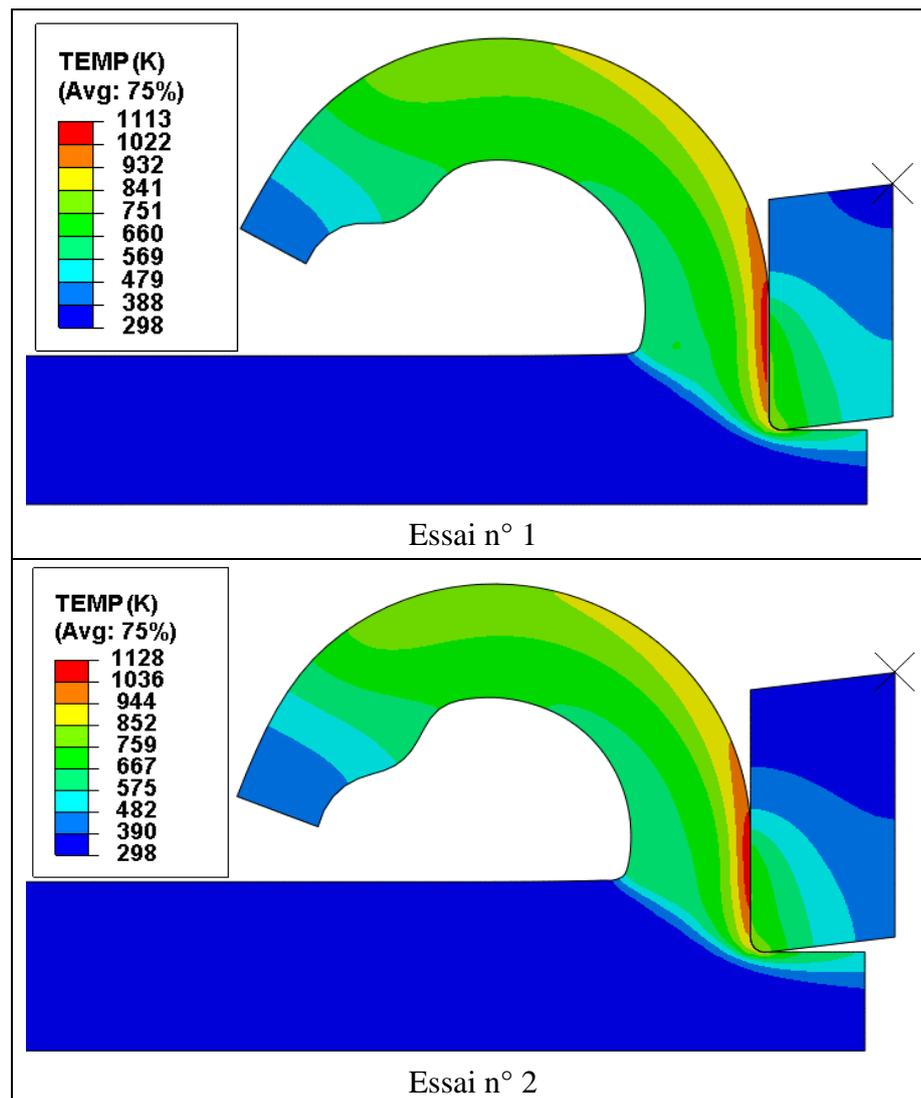


Figure IV.13 : Contours de la température dans la zone de coupe : (A) Modèle numérique développé dans la référence (Ramesh & Melkote, 2008), (B) Modèle ALE développé (Aich et al., 2023a).

Aussi, les contours de distribution de la température prédits par le modèle ALE développé sont illustrés sur la figure qui suit pour les essais n° 1, 2 et 3.



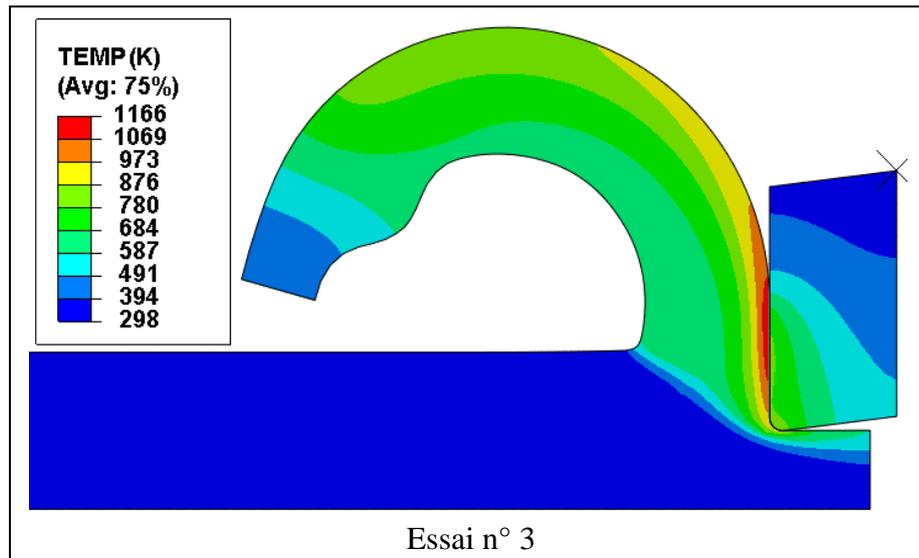


Figure IV.14 : Contours de température dans la zone de coupe (Modèle ALE).

On note que l'évacuation de la chaleur par le copeau constitue le principal mécanisme de réduction de la température. Si l'avance augmente pour une vitesse de coupe fixée, l'épaisseur du copeau augmente et, par conséquent, la température augmente. Aussi, si la vitesse de coupe augmente pour une avance fixée, la température augmente.

IV.6.3. Evaluation des performances des modèles prédictifs

La MAPE (Mean Absolute Percentage Error), entre les valeurs expérimentales et estimées, est utilisée comme indicateur de performance pour les modèles prédictifs (voir l'équation III-54). Les tableaux IV.8 et IV.9 relatent les valeurs limites des données expérimentales, les valeurs prédites, les ARE et la MAPE pour les composantes de l'effort de coupe.

N° d'essai	Composante F_c (N)						
	Expérimentation (Ramesh & Melkote, 2008)	Modèle	ARE	Modèle ALE développé	ARE	Modèle d'Oxley corrigé	ARE
1	360.42-402.86	459.332	0.204	442.341	0.159	401.47	0.052
2	327.61-348.04	383.013	0.134	370.123	0.096	336.53	0.004
3	382.24-397.33	451.156	0.157	441.214	0.132	388.00	0.005
4	425.97-431.52	534.510	0.247	520.760	0.215	439.03	0.024
MAPE (%)			18.53		15.03		2.11

Tableau IV.8 : Confrontation des résultats pour la composante (F_c).

Composante F_f (N)							
N° d'essai	Expérimentation (Ramesh & Melkote, 2008)	Modèle	ARE	Modèle ALE développé	ARE	Modèle d'Oxley corrigé	ARE
1	246.46-305.41	247.991	0.101	223.152	0.191	227.09	0.168
2	226.57-235.75	221.970	0.040	216.877	0.062	185.14	0.202
3	232.69-243.41	235.022	0.013	230.787	0.031	203.93	0.140
4	234.39-251.86	264.814	0.089	245.521	0.010	220.79	0.106
MAPE (%)			6.07		7.34		15.40

Tableau IV.9 : Confrontation des résultats pour la composante (F_f).

Notons que les valeurs prédites sont comparées à la moyenne des valeurs limites des données expérimentales. D'après le tableau IV.8, la meilleure MAPE est relative au modèle d'Oxley corrigé. La seconde position, en matière de performance pour la prédiction, correspond au modèle ALE développé.

Pour la prédiction de la composante (F_f) (voir tableau IV.9), les positions sont inversées ; c'est-à-dire, le modèle numérique de (Ramesh & Melkote, 2008) offre la meilleure MAPE.

Dans le tableau IV.10, on confronte les valeurs estimées de la température entre l'outil et le copeau obtenues à travers les approches développées avec le résultat issu du modèle numérique reporté dans (Ramesh & Melkote, 2008).

Température T_{int} (K)					
N° d'essai	Modèle (Ramesh & Melkote, 2008)	Modèle ALE développé	ARE	Modèle d'Oxley corrigé	ARE
4	1207	1207	0	1207.35	0.0003
MAPE (%)			0		0.03

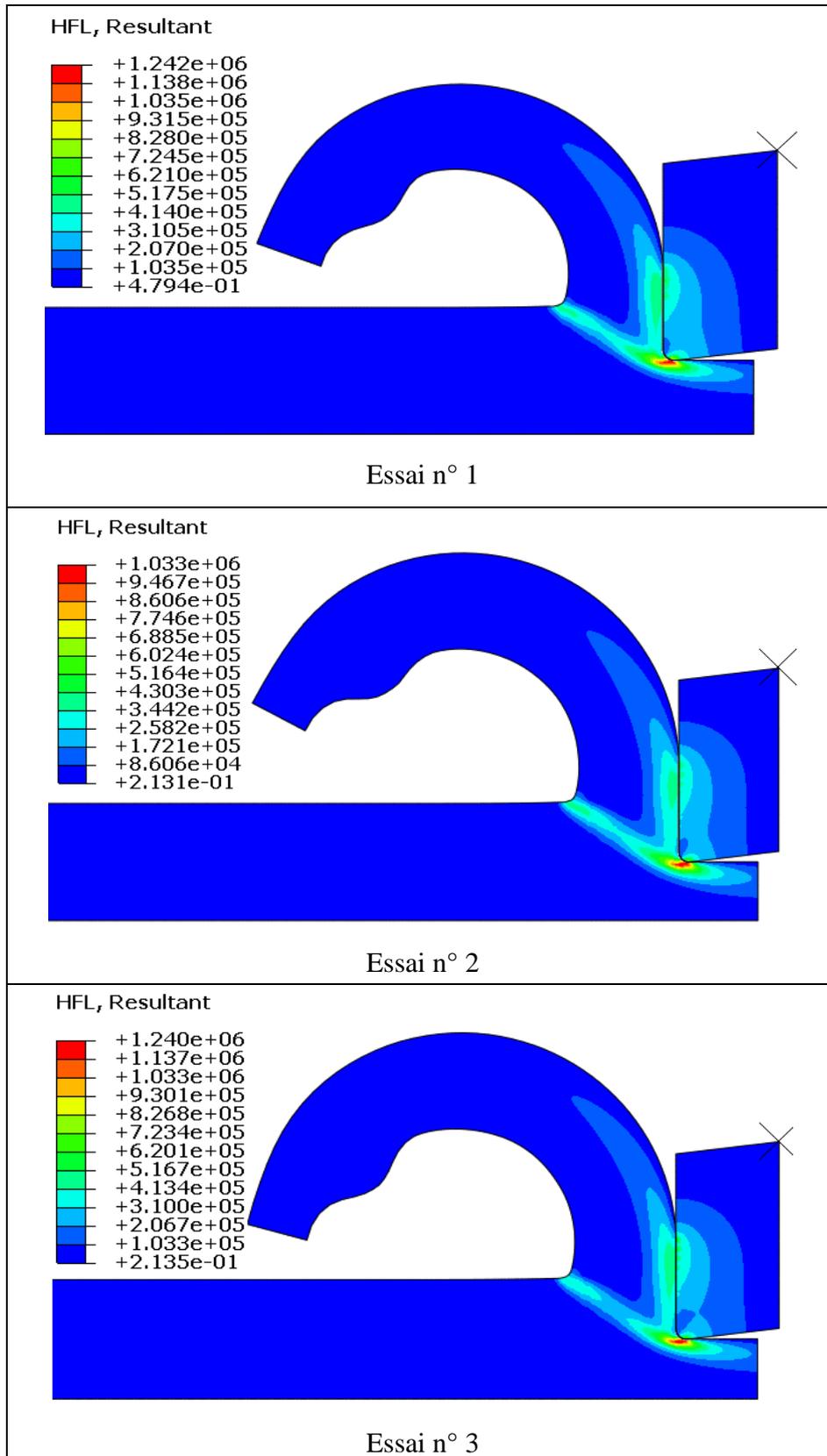
Tableau IV.10 : Confrontation des résultats pour la température (T_{int}).

D'après ce dernier tableau, la confrontation des résultats relatifs à la température (T_{int}), permet d'avancer que les modèles élaborés sont en bon accord avec le modèle numérique de (Ramesh & Melkote, 2008).

Nous allons maintenant reporter les contours relatifs aux flux thermiques.

IV.6.4. Contours de flux thermiques

Les contours de flux thermique prédits par le modèle ALE développé sont illustrés sur la figure qui suit pour les quatre essais.



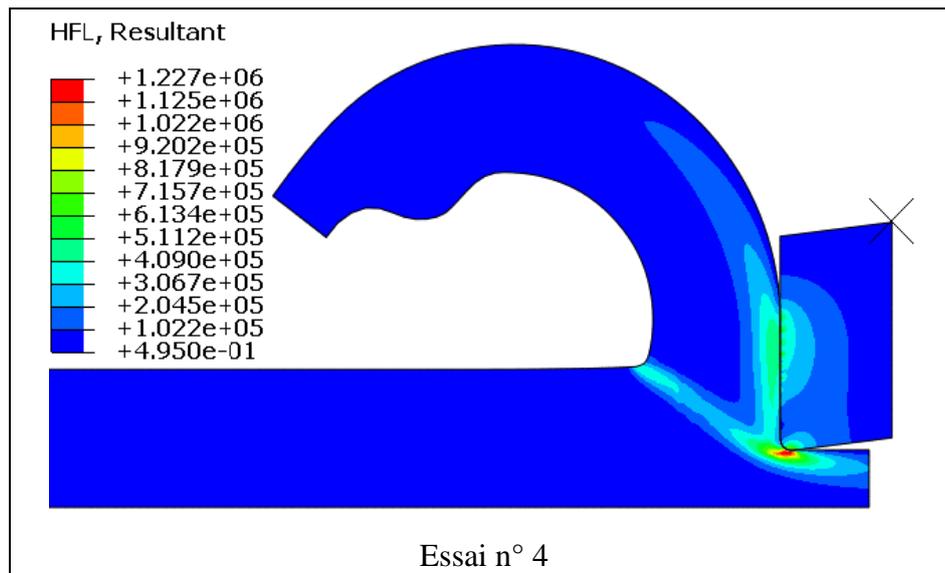


Figure IV.15 : Répartition du flux de chaleur résultant (Modèle ALE).

En observant la répartition du flux thermique, il est clair que les valeurs les plus élevées correspondent aux zones de cisaillement primaire et secondaire. Aussi, le flux de chaleur est plus intense au niveau de la pointe de l'outil. Le flux généré se dissipe en grande partie dans le copeau. À noter que l'unité du flux de chaleur est donnée en mW/mm^2 ; ainsi, pour obtenir la valeur du flux en (W/m^2) , il faut multiplier par 10^3 les valeurs portées sur la figure.

IV.7. Conclusion

Dans ce chapitre, notre investigation concerne l'usinage de l'acier AISI 52100 qui est utilisé pour la fabrication de roulements, d'instruments de précision, des corps de soupapes, d'engrenages, etc. Pour imiter le comportement rhéologique de l'acier AISI 52100 (62 HRC), la loi de J-C a été adoptée. Nous avons identifié les paramètres de cette loi à travers des courbes de traction rationnelles réalisées à différentes températures et vitesses de déformation. Ces courbes ont été obtenues suite, d'une part, à la conception d'une éprouvette ayant une géométrie et des dimensions spécifiées, et, d'autre part, à la simulation numérique d'un essai de traction sous le progiciel Abaqus/Explicit.

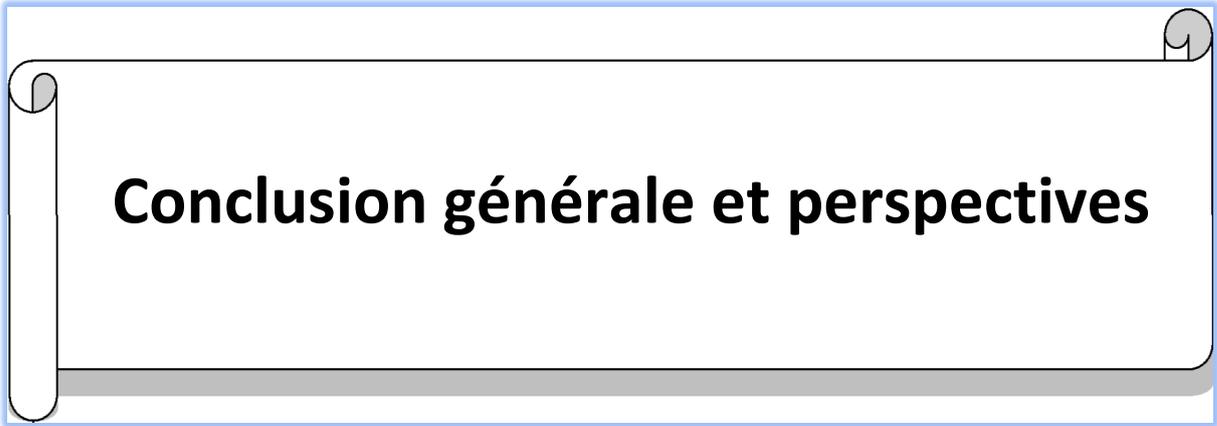
Les paramètres rhéologiques estimés ont été utilisés pour simuler l'usinage orthogonal de l'acier AISI 52100 à travers deux approches : analytique et numérique. Pour l'approche analytique, le modèle d'Oxley corrigé a été utilisé ; tandis que pour l'approche numérique, nous avons développé un modèle ALE dont la coupe est effectuée à l'aide d'un outil de coupe CBN de nuance KD120.

Les principales conclusions pour ce chapitre peuvent être résumées comme suit :

- Le modèle numérique ALE et le modèle analytique d'Oxley corrigé ont montré globalement un bon accord avec les données expérimentales concernant les composantes de l'effort de coupe et la température entre l'outil et le copeau. Une MAPE maximale de 15.40% a été retrouvée pour les résultats de simulation. Ceci reflète, d'une part, l'identification adéquate des paramètres rhéologiques du matériau usiné, et, d'autre part, la bonne conception du modèle numérique ALE ainsi que les corrections adéquates apportées au modèle d'Oxley.

- Les résultats de prédiction de la température entre l'outil et le copeau pour l'essai n° 4 ont présenté une ressemblance notable avec ceux obtenus dans la référence (Ramesh & Melkote, 2008).

- La formulation ALE a démontré une efficacité remarquable en ce qui concerne la formation du copeau tout en réduisant considérablement l'impact de la distorsion du maillage.



Conclusion générale et perspectives

Conclusion générale et perspectives

L'objectif prévu pour cette thèse concerne la modélisation des échanges thermiques associés à la zone de coupe en usinage dur. Il s'agit d'une mise en forme par un outil coupant ; c'est un procédé, qui malgré sa connaissance en pratique, il n'est pas maîtrisé du point de vue modélisation et simulation. L'investigation s'intéresse au tournage des aciers traités et durcis thermiquement ayant une dureté qui dépasse 45 HRC. Ce procédé est vu comme une alternative à la rectification conventionnelle qui est souvent longue et coûteuse.

Les développements accomplis dans le cadre de cette thèse s'articulent autour de deux parties principales ; à savoir :

- Dans la première partie des développements, nous nous sommes intéressés à un apport de corrections au modèle thermomécanique d'Oxley en coupe orthogonale. Cette correction est relative, d'une part, à la distribution des contraintes à l'interface outil-copeau, et, d'autre part, à la prise en compte de l'effet d'écrouissage lorsqu'une loi rhéologique de type Johnson-Cook (J-C) est adoptée. Aussi, nous nous sommes penchés sur la modélisation numérique ; à cet effet, la méthode des éléments finis a été retenue du fait que le progiciel Abaqus est utilisé pour la simulation. Deux modèles numériques avec des conditions aux limites et des contraintes de maillage différentes ont été développés pour simuler la coupe orthogonale tout en utilisant l'approche Arbitraire Lagrangienne-Eulérienne (ALE).

Les développements relatifs à la première partie étaient dédiés à l'usinage de l'acier AISI 1045 qui est généralement utilisé dans les applications où une grande résistance à l'usure est requise, telles que les engrenages, les arbres, les vilebrequins, etc. Les résultats obtenus en simulation en matière de prédiction des composantes de l'effort de coupe, de la température à l'interface outil-copeau et de l'épaisseur du copeau ont montré un bon accord avec des résultats expérimentaux issus du projet AMM (Assessment of Machining Models). À cet effet, une MAPE maximale de 17.4% a été retrouvée pour les résultats de simulation. Notons que les modèles investigués utilisent comme données d'entrée les conditions de coupe ainsi que les propriétés rhéologiques et thermophysiques du matériau usiné. Aussi, l'outil de coupe a été considéré comme étant un corps rigide dans cette première phase d'investigation.

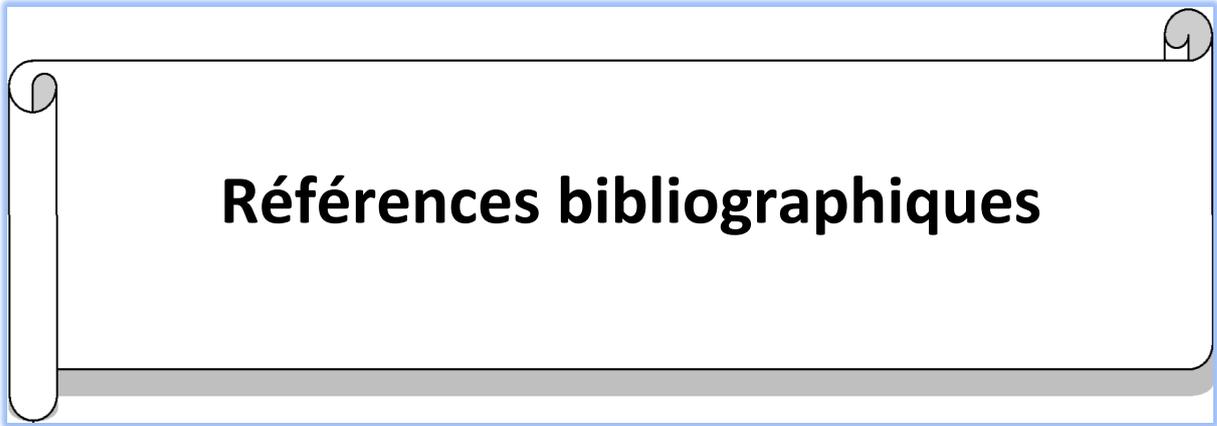
- La seconde partie des développements est relative à l'usinage dur en coupe orthogonale de l'acier AISI 52100 (62 HRC). Ce dernier est utilisé pour la fabrication des roulements, les instruments de précision, les corps de soupapes, les engrenages, etc. Pour imiter son comportement rhéologique, une loi de J-C a été adoptée ; l'identification de ses paramètres a été réalisée à la base de courbes de traction à différentes températures et vitesses de

déformation. Ces courbes ont été obtenues, d'une part, suite à la conception d'une éprouvette ayant une géométrie et des dimensions spécifiées, et, d'autre part, à la simulation numérique d'un essai de traction sous le logiciel Abaqus. La loi de comportement ainsi élaborée a été injectée dans la simulation du modèle d'Oxley corrigé et du modèle ALE développé. À noter que pour ce dernier, l'outil de coupe CBN (Nitrure de Bore Cubique) a été considéré comme étant un corps déformable. Aussi, pour cette partie les résultats de simulation ont été confrontés à des résultats expérimentaux. En matière de prédiction des composantes de l'effort de coupe et de la température à l'interface outil-copeau, les résultats obtenus sont globalement en bon accord avec l'expérimentation. Une MAPE maximale de 15.40% a été retrouvée pour les résultats de simulation. Ceci reflète, d'une part, l'identification adéquate des paramètres rhéologiques du matériau usiné, et, d'autre part, la bonne conception du modèle numérique ALE ainsi que les corrections adéquates apportées au modèle d'Oxley.

Perspectives :

Comme perspectives à nos investigations en matière de modélisation et simulation du procédé de coupe, nous souhaitons :

- La réalisation de simulations numériques 3D basées sur les formulations ALE et CEL, et portant sur la coupe oblique.
- La prise en compte de la lubrification par des fluides classiques et des nanofluides.
- L'extension des simulations à des procédés de coupe tels que le fraisage et le perçage.



Références bibliographiques

Références bibliographiques

- Adibi-Sedeh, A. H., Vaziri, M., Pednekar, V., Madhavan, V., & Ivester, R. (2005). Investigation of the effect of using different material models on finite element simulations of machining. *Proceeding of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations, Chemnitz, Germany*, 215-224.
https://tsapps.nist.gov/publication/get_pdf.cfm?pub_id=822273
- Aich, Z., Haddouche, K., Djellouli, K., & Ghezal, A. (2023a). Identification of rheological parameters and numerical simulation for orthogonal machining of AISI 52100 hard steel. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 129(3), 1087-1095.
<https://doi.org/10.1007/s00170-023-12374-1>
- Aich, Z., Haddouche, K., Djellouli, K., & Ghezal, A. (2023b). An improved thermomechanical modeling for orthogonal cutting of AISI 1045 steel. *Results in Engineering*, 17, 100789.
<https://doi.org/10.1016/j.rineng.2022.100789>
- Al-Zkeri, I., Rech, J., Altan, T., Hamdi, H., & Valiorgue, F. (2009). Optimization of the Cutting Edge Geometry of Coated Carbide Tools in Dry Turning of Steels Using a Finite Element Analysis. *Machining Science and Technology*, 13(1), 36-51.
<https://doi.org/10.1080/10910340902776051>
- Arndt, G., & Brown, R. H. (1967). On the temperature distribution in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tool Design and Research*, 7(1), 39-53.
[https://doi.org/10.1016/0020-7357\(67\)90024-8](https://doi.org/10.1016/0020-7357(67)90024-8)
- Arrazola, P. J., & Özel, T. (2010). Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52(1), 31-42.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2009.10.001>
- Athmani, H. (2008). Étude des manifestations thermiques et énergétiques associées à l'usage des matériaux. [Thèse de Magister, Université Ibn Khaldoun -Tiaret-].
<http://dspace.univ-tiaret.dz:80/handle/123456789/721>
- Avevor, Y. V. (2017). Effets thermomécaniques en usinage à sec : Une modélisation analytique-numérique [Thèse de Doctorat, Université de Lorraine].
<https://theses.hal.science/tel-01736224>
- Bagur, F (2020). Matériaux. Techniques de l'Ingénieur. BM7080.
- Bäker, M. (2006). Finite element simulation of high-speed cutting forces. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1-3), 117-126.
- Ben Moussa, N., Sidhom, H., & Braham, C. (2012). Numerical and experimental analysis of residual stress and plastic strain distributions in machined stainless steel. *International Journal of Mechanical Sciences*, 64(1), 82-93.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2012.07.011>
- Bil, H., Kılıç, S. E., & Tekkaya, A. E. (2004). A comparison of orthogonal cutting data from experiments with three different finite element models. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(9), 933-944.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2004.01.016>

- Boothroyd, G. (1961). Photographic technique for the determination of metal cutting temperatures. *British Journal of Applied Physics*, 12(5), 238.
<https://doi.org/10.1088/0508-3443/12/5/307>
- Boothroyd, G. (1963). Temperatures in Orthogonal Metal Cutting. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers*, 177(1), 789-810.
https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1963_177_058_02
- Calamaz, M., Coupard, D., & Girot, F. (2008). A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(3-4), 275-288.
- Changeux, B. (2001). Loi de comportement pour l'usinage : Localisation de la déformation et aspects microstructuraux [Thèse de Doctorat, Paris, ENSAM].
<https://theses.fr/2001ENAM0012>
- Chen, L., Tai, B. L., Chaudhari, R. G., Song, X., & Shih, A. J. (2017). Machined surface temperature in hard turning. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 121, 10-21.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.03.003>
- Coelho, R. T., Ng, E.-G., & Elbestawi, M. A. (2007). Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(2), 263-272.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.03.020>
- Cowper, G. R., & Symonds, P. S. (1957). Strain-hardening and strain-rate effects in the impact loading of cantilever beams. Brown Univ Providence Ri.
- Damarla, S. K., & Kundu, P. (2011). Classification of unknown thermocouple types using similarity factor measurement. *Sensors & Transducers*, 124(1), 11.
- Daoud, M., Chatelain, J. F., & Bouzid, A. (2015a). Effect of rake angle on Johnson-Cook material constants and their impact on cutting process parameters of Al2024-T3 alloy machining simulation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81(9), 1987-1997.
- Daoud, M., Jomaa, W., Chatelain, J. F., & Bouzid, A. (2015b). A machining-based methodology to identify material constitutive law for finite element simulation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 77(9), 2019-2033.
- Dewes, R. C., Ng, E., Chua, K. S., Newton, P. G., & Aspinwall, D. K. (1999). Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 92-93, 293-301.
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(99\)00116-8](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(99)00116-8)
- Dewhurst P. 1978 On the non-uniqueness of the machining process Proc. R. Soc. Lond. A360587-610
<https://doi.org/10.1098/rspa.1978.0087>
- Ducobu, F., Rivière-Lorphèvre, E., & Filippi, E. (2014). Numerical contribution to the comprehension of saw-toothed Ti6Al4V chip formation in orthogonal cutting. *International Journal of Mechanical Sciences*, 81, 77-87.
- Ducobu, F., Rivière-Lorphèvre, E., & Filippi, E. (2016). Application of the Coupled Eulerian-Lagrangian (CEL) method to the modeling of orthogonal cutting. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 59, 58-66.
<https://doi.org/10.1016/j.euromechsol.2016.03.008>

- Dudzinski, D., & Molinari, A. (1997). A modelling of cutting for viscoplastic materials. *International Journal of Mechanical Sciences*, 39(4), 369-389. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(96\)00043-4](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(96)00043-4)
- Fang, N. (2002). Machining with tool–chip contact on the tool secondary rake face—Part I : A new slip-line model. *International Journal of Mechanical Sciences*, 44(11), 2337-2354. [https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(02\)00185-6](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(02)00185-6)
- Felder, E (1997). Procédés d’usinage. Techniques de l’Ingénieur. B7000.
- Field, M., & Kahles, J. F. (1964). The surface integrity of machined-and ground high-strength steels (Surface integrity of machined and ground high strength steels), 54-77.
- Filice, L., Micari, F., Rizzuti, S., & Umbrello, D. (2007). A critical analysis on the friction modelling in orthogonal machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(3-4), 709-714. <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.05.007>
- Gadala, M. S., Movahhedy, M. R., & Wang, J. (2002). On the mesh motion for ALE modeling of metal forming processes. *Finite Elements in Analysis and Design*, 38(5), 435-459. [https://doi.org/10.1016/S0168-874X\(01\)00080-4](https://doi.org/10.1016/S0168-874X(01)00080-4)
- Gilormini, P. (1982). Contribution à la modélisation de la formation du copeau en usinage des métaux [Thèse de Doctorat, ENSAM Paris].
- Guo, Y. B., & Liu, C. R. (2002a). Fem Analysis of Mechanical State on Sequentially Machined Surfaces. *Machining Science and Technology*, 6(1), 21-41. <https://doi.org/10.1081/MST-120003183>
- Guo, Y. B., & Liu, C. R. (2002b). Mechanical properties of hardened AISI 52100 steel in hard machining processes. *J. Manuf. Sci. Eng.*, 124(1), 1-9.
- Guo, Y. B., & Liu, C. (2002c). 3D FEA modeling of hard turning. *Journal of Manufacturing Science and Engineering-transactions of The Asme - J MANUF SCI ENG*, 124. <https://doi.org/10.1115/1.1430678>
- Guo, Y. B., Wen, Q., & Woodbury, K. A. (2005). Dynamic Material Behavior Modeling Using Internal State Variable Plasticity and Its Application in Hard Machining Simulations. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128(3), 749-759. <https://doi.org/10.1115/1.2193549>
- Haddag, B., Atlati, S., Nouari, M., & Zenasni, M. (2015). Analysis of the heat transfer at the tool–workpiece interface in machining : Determination of heat generation and heat transfer coefficients. *Heat and Mass Transfer*, 51(10), 1355-1370. <https://doi.org/10.1007/s00231-015-1499-1>
- Haddouche, K. (1995). Apports d’automatique avancée dans la conduite d’un usinage [Thèse de Doctorat, Bordeaux 1]. <https://theses.fr/1995BOR10545>
- Haglund, A. J., Kishawy, H. A., & Rogers, R. J. (2008). An exploration of friction models for the chip–tool interface using an Arbitrary Lagrangian–Eulerian finite element model. *Wear*, 265(3-4), 452-460.
- Hirao, M. (1989). Determining temperature distribution on flank face of cutting tool. *Journal of Materials Shaping Technology*, 6(3), 143-148.
- Huang, Y., & Liang, S. Y. (2003). Force modelling in shallow cuts with large negative rake angle and large nose radius tools: application to hard turning. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 22(9-10), 626-632.

- Ivester, R. W., Kennedy, M., Davies, M., Stevenson, R., Thiele, J., Furness, R., & Athavale, S. (2000). ASSESSMENT OF MACHINING MODELS: PROGRESS REPORT. *Machining Science and Technology*, 4(3), 511-538.
<https://doi.org/10.1080/10940340008945720>
- Jaspers, S. P. F. C., & Dautzenberg, J. H. (2002). Material behaviour in conditions similar to metal cutting : Flow stress in the primary shear zone. *Journal of Materials Processing Technology*, 122(2), 322-330.
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)01228-6](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)01228-6)
- Jedrzejak, S. (2002). Développement d'une méthodologie de sélection intégrée de procédés d'évaporation : Application aux fluides de coupe usés de l'Industrie Mécanique. [Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne ; INSA de Lyon].
- Jiang, F., Yan, L., & Rong, Y. (2013). Orthogonal cutting of hardened AISI D2 steel with TiAlN-coated inserts—Simulations and experiments. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 64(9), 1555-1563.
<https://doi.org/10.1007/s00170-012-4122-3>
- Johnson, G. R. & Cook, W. H. (1983). A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, Netherlands, 1983*.
<https://cir.nii.ac.jp/crid/1572824500633757824>
- Johnson, G. R., & Cook, W. H. (1985). Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1), 31-48.
[https://doi.org/10.1016/0013-7944\(85\)90052-9](https://doi.org/10.1016/0013-7944(85)90052-9)
- Jomaa, W., Daoud, M., Songmene, V., Bocher, P., & Châtelain, J.-F. (2014). Identification and validation of Marusich's constitutive law for finite element modeling of high speed machining. *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, 46438, V02AT02A057.
- Jomaa, W., Songmene, V., & Bocher, P. (2016). An hybrid approach based on machining and dynamic tests data for the identification of material constitutive equations. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 25(3), 1010-1027.
- Karpat, Y., & Özel, T. (2006). Predictive Analytical and Thermal Modeling of Orthogonal Cutting Process—Part I: Predictions of Tool Forces, Stresses, and Temperature Distributions. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128(2), 435-444.
<https://doi.org/10.1115/1.2162590>
- Kato, S., Yamaguchi, K., Watanabe, Y., & Hiraiwa, Y. (1976). Measurement of Temperature Distribution Within Tool Using Powders of Constant Melting Point. *Journal of Engineering for Industry*, 98(2), 607-613.
<https://doi.org/10.1115/1.3438946>
- Kato, T., & Fujii, H. (1996). PVD Film Method for Measuring the Temperature Distribution in Cutting Tools. *Journal of Engineering for Industry*, 118(1), 117-122.
<https://doi.org/10.1115/1.2803632>
- Khalili, K., & Safaei, M. (2009). FEM analysis of edge preparation for chamfered tools. *International journal of material forming*, 2(4), 217-224.

- Klocke, F., Lung, D., & Buchkremer, S. (2013). Inverse Identification of the Constitutive Equation of Inconel 718 and AISI 1045 from FE Machining Simulations. *Procedia CIRP*, 8, 212-217.
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2013.06.091>
- Komanduri, R., & Hou, Z. B. (2001). 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. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(1), 89-107.
[https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00105-8](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00105-8)
- Kudo, H. (1965). Some new slip-line solutions for two-dimensional steady-state machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 7(1), 43-55.
- Kus, A., Isik, Y., Cakir, M. C., Coşkun, S., & Özdemir, K. (2015). Thermocouple and Infrared Sensor-Based Measurement of Temperature Distribution in Metal Cutting. *Sensors*, 15(1), Article 1.
<https://doi.org/10.3390/s150101274>
- Lalwani, D. I., Mehta, N. K., & Jain, P. K. (2009). Extension of Oxley's predictive machining theory for Johnson and Cook flow stress model. *Journal of materials processing technology*, 209(12-13), 5305-5312.
- Lee, E. H., & Shaffer, B. W. (1951). The Theory of Plasticity Applied to a Problem of Machining. *Journal of Applied Mechanics*, 18, 405-413.
<https://doi.org/10.1115/1.4010357>
- Leone, W. C. (1954). Distribution of shear-zone heat in metal cutting. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, 76(1), 121-124.
- Li, J., Tao, B., Huang, S., & Yin, Z. (2019). Cutting tools embedded with thin film thermocouples vertically to the rake face for temperature measurement. *Sensors and Actuators A: Physical*, 296, 392-399.
<https://doi.org/10.1016/j.sna.2019.07.043>
- Loewen, E. G., & Shaw, M. C. (1954). On the analysis of cutting-tool temperatures. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, 76(2), 217-225.
- Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M., & Rigal, J.-F. (2008). Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminum alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(11), 1187-1197.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2008.03.013>
- Maekawa, K., Shirakashi, T., & Usui, E. (1983). Flow stress of low carbon steel at high temperature and strain rate. II: Flow stress under variable temperature and variable strain rate. *Bulletin of the Japan Society of Precision Engineering*, 17(3), 167-172.
- Mahfoudi, F. (2010). Etude de l'influence de la machine-outil sur les paramètres technologiques en particulier lors de l'usinage des matériaux durs. [Thèse de Doctorat, Annaba].
<https://www.ccdz.cerist.dz/admin/notice.php?id=000000000000000734054000632>
- Makhfi, S. (2018). Modélisation et simulation du comportement thermomécanique de l'usinage à grande vitesse. [Thèse de Doctorat, Université de Tlemcen-Abou Bekr Belkaid].
<https://www.pnst.cerist.dz/detail.php?id=908786>
- Marusich, T. D., & Ortiz, M. (1995). Modelling and simulation of high-speed machining. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 38(21), 3675-3694.
<https://doi.org/10.1002/nme.1620382108>

- Marusich, T. D., Usui, S., & McDaniel, R. J. (2008). Three-Dimensional Finite Element Prediction of Machining-Induced Stresses. 95-102.
<https://doi.org/10.1115/IMECE2003-42329>
- Menezes, P. L., Avdeev, I. V., Lovell, M. R., & Higgs, C. F. (2014). An explicit finite element model to study the influence of rake angle and friction during orthogonal metal cutting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 73(5), 875-885.
<https://doi.org/10.1007/s00170-014-5877-5>
- Merchant, M. E. (1945). Mechanics of the Metal Cutting Process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip. *Journal of Applied Physics*, 16(5), 267-275.
<https://doi.org/10.1063/1.1707586>
- Mills, B., Wakeman, D. W., Aboukhashaba, A., & Chisholm, A. W. J. (1980). A new technique for determining the temperature distribution in high-speed steel cutting tools using scanning electron microscopy. *CIRP annals*, 29(1), 73-77.
- Moufki, A., Dudzinski, D., Molinari, A., & Rausch, M. (2000). Thermoviscoplastic modelling of oblique cutting: Forces and chip flow predictions. *International Journal of Mechanical Sciences*, 42(6), 1205-1232.
[https://doi.org/10.1016/S0020-7403\(99\)00036-3](https://doi.org/10.1016/S0020-7403(99)00036-3)
- Mohammadpour, M., Razfar, M. R., & Jalili Saffar, R. (2010). Numerical investigating the effect of machining parameters on residual stresses in orthogonal cutting. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 18(3), 378-389.
<https://doi.org/10.1016/j.simpat.2009.12.004>
- Moura, R. R., da Silva, M. B., Machado, Á. R., & Sales, W. F. (2015). The effect of application of cutting fluid with solid lubricant in suspension during cutting of Ti-6Al-4V alloy. *Wear*, 332-333, 762-771.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2015.02.051>
- Muñoz-Sánchez, A., Canteli, J. A., Cantero, J. L., & Miguélez, M. H. (2011). Numerical analysis of the tool wear effect in the machining induced residual stresses. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 19(2), 872-886.
<https://doi.org/10.1016/j.simpat.2010.11.011>
- Murthy, T. G., Madariaga, J., & Huang, C.-Y. (2014). Luminescent Molecular Sensors for Assessment of Temperature Field in Machining. *Tribology Letters*, 54(2), 129-137.
<https://doi.org/10.1007/s11249-014-0317-0>
- Naik, P., & Naik, A. (2015). Determination of flow stress constants by Oxley's theory. *Int. J. Latest Technol. Eng. Manag. Appl. Sci*, 4, 110-116.
- Nasr, M. N. A. (2015). Effects of sequential cuts on residual stresses when orthogonal cutting steel AISI 1045. *Procedia CIRP*, 31, 118-123.
- Nasr, M. N. A., Ng, E.-G., & Elbestawi, M. A. (2007a). Effects of Strain Hardening and Initial Yield Strength on Machining-Induced Residual Stresses. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 129(4), 567-579.
<https://doi.org/10.1115/1.2772338>
- Nasr, M. N. A., Ng, E.-G., & Elbestawi, M. A. (2007b). Modelling the effects of tool-edge radius on residual stresses when orthogonal cutting AISI 316L. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(2), 401-411.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.03.004>

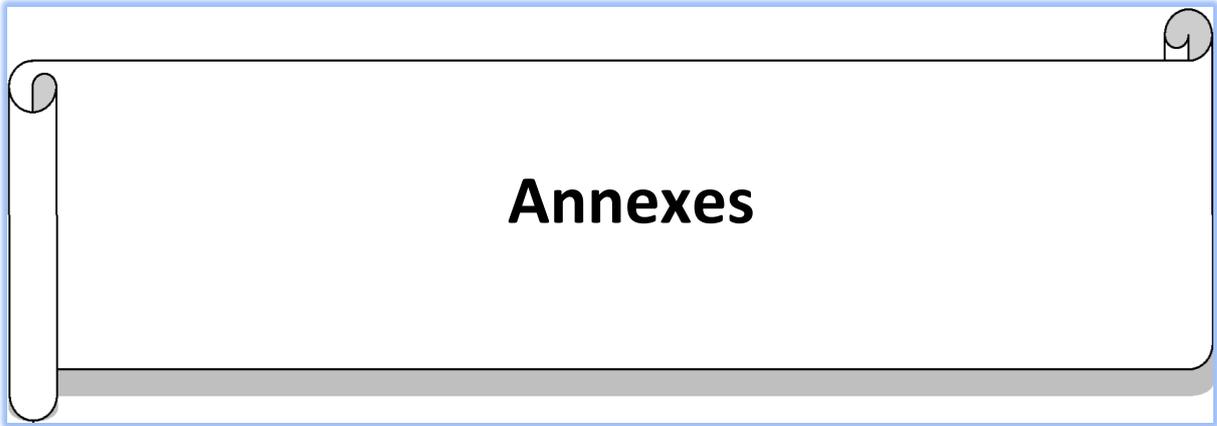
- Nasr, M. N. A., Ng, E.-G., & Elbestawi, M. A. (2008). A modified time-efficient FE approach for predicting machining-induced residual stresses. *Finite Elements in Analysis and Design*, 44(4), 149-161.
<https://doi.org/10.1016/j.finel.2007.11.005>
- Ning, J., & Liang, S. Y. (2018). Model-driven determination of Johnson-Cook material constants using temperature and force measurements. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 97(1), 1053-1060.
<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2022-x>
- Oxley, P. L. B. (1988). Modelling machining processes with a view to their optimization and to the adaptive control of metal cutting machine tools. *Robotics and computer-integrated manufacturing*, 4(1-2), 103-119.
- Oxley, P. L. B. & Hastings, W. F. (1977). Predicting the strain rate in the zone of intense shear in which the chip is formed in machining from the dynamic flow stress properties of the work material and the cutting conditions. *Proceedings of the Royal Society of London. A. Mathematical and Physical Sciences*, 356(1686), 395-410.
<https://doi.org/10.1098/rspa.1977.0141>
- Özel, T. (2006). The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(5), 518-530.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2005.07.001>
- Özel, T., & Karpat, Y. (2007). Identification of Constitutive Material Model Parameters for High-Strain Rate Metal Cutting Conditions Using Evolutionary Computational Algorithms. *Materials and Manufacturing Processes*, 22(5), 659-667.
<https://doi.org/10.1080/10426910701323631>
- Özel, T., & Zeren, E. (2005a). A Methodology to Determine Work Material Flow Stress and Tool-Chip Interfacial Friction Properties by Using Analysis of Machining. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 128(1), 119-129.
<https://doi.org/10.1115/1.2118767>
- Ozel, T., & Zeren, E. (2005b). Finite element modeling of stresses induced by high speed machining with round edge cutting tools. *ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*, 42231, 1279-1287.
- Özel, T., & Zeren, E. (2007). Finite element modeling the influence of edge roundness on the stress and temperature fields induced by high-speed machining. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 35(3), 255-267.
- Puigsegur, L. (2002). Caractérisation thermique d'un procédé d'usage par tournage : Approche analytique et par identification de systèmes non entiers [Thèse de Doctorat, Bordeaux 1].
<https://theses.fr/2002BOR12543>
- Qian, L., & Hossan, M. R. (2007). Effect on cutting force in turning hardened tool steels with cubic boron nitride inserts. *Journal of Materials Processing Technology*, 191(1), 274-278.
<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.03.022>
- Ramesh, A., & Melkote, S. N. (2008). Modeling of white layer formation under thermally dominant conditions in orthogonal machining of hardened AISI 52100 steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(3-4), 402-414.
- Ranganath, S., Guo, C., & Hegde, P. (2009). A finite element modeling approach to predicting white layer formation in nickel superalloys. *CIRP Annals*, 58(1), 77-80.

- Remadna, M. (2001). Le Comportement du système usinant en tournage dur [Thèse de Doctorat, Lyon, INSA].
<https://theses.fr/2001ISAL0022>
- Rossetto, S., & Koch, U. (1970). An Investigation of Temperature Distribution on Tool Flank Surface.
<https://www.semanticscholar.org/paper/An-Investigation-of-Temperature-Distribution-on-Rossetto-Koch/6d17489d4c76cfd61a2ff1c4ad3e07a2c25e4acf>
- Sadeghifar, M., Sedaghati, R., Jomaa, W., & Songmene, V. (2018). A comprehensive review of finite element modeling of orthogonal machining process : Chip formation and surface integrity predictions. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 96, 3747-3791.
- Saez-de-Buruaga, M., Esnaola, J. A., Aristimuno, P., Soler, D., Björk, T., & Arrazola, P. J. (2017). A Coupled Eulerian Lagrangian Model to Predict Fundamental Process Variables and Wear Rate on Ferrite-pearlite Steels. *Procedia CIRP*, 58, 251-256.
<https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.03.194>
- Sartkulvanich, P., Altan, T., & Göcmen, A. (2005). Effects of Flow Stress and Friction Models in Finite Element Simulation of Orthogonal Cutting—A Sensitivity Analysis. *Machining Science and Technology*, 9(1), 1-26.
<https://doi.org/10.1081/MST-200051211>
- Schwerd, F. (1933). Über die Bestimmung des Temperaturfeldes beim Spanablauf. *Zeitschrift des VDI*, 77(9), 211-216.
- Stenberg, N., & Proudian, J. (2013). Numerical modelling of turning to find residual stresses. *Procedia CIRP*, 8, 258-264.
- Strenkowski, J. S., & Carroll III, J. T. (1985). A finite element model of orthogonal metal cutting.
- Subbiah, S., & Melkote, S. N. (2008). Effect of finite edge radius on ductile fracture ahead of the cutting tool edge in micro-cutting of Al2024-T3. *Materials Science and Engineering: A*, 474(1), 283-300.
<https://doi.org/10.1016/j.msea.2007.04.116>
- Tang, L., Huang, J., & Xie, L. (2011). Finite element modeling and simulation in dry hard orthogonal cutting AISI D2 tool steel with CBN cutting tool. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 53(9), 1167-1181.
- Tounsi, N., Vincenti, J., Otho, A., & Elbestawi, M. A. (2002). From the basic mechanics of orthogonal metal cutting toward the identification of the constitutive equation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 42(12), 1373-1383.
- Trigger, K. J., & Chao, B. T. (1951). An analytical evaluation of metal-cutting temperatures. *Transactions of the American Society of Mechanical Engineers*, 73(1), 57-66.
- Ucun, İ., & Aslantas, K. (2011). Numerical simulation of orthogonal machining process using multilayer and single-layer coated tools. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 54(9), 899-910. <https://doi.org/10.1007/s00170-010-3012-9>
- Umbrello, D., M'Saoubi, R., & Outeiro, J. C. (2007). The influence of Johnson–Cook material constants on finite element simulation of machining of AISI 316L steel. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(3), 462-470.
<https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.06.006>

- Weon Kim, K., Young Lee, W., & Chol Sin, H. (1999). A finite-element analysis of machining with the tool edge considered. *Journal of Materials Processing Technology*, 86(1), 45-55.
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00230-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00230-1)
- Wright, P. K., & Trent, E. M. (1973). Metallographic methods of determining temperature gradients in cutting tools.
- Wu, H. Y., Lee, W. B., Cheung, C. F., To, S., & Chen, Y. P. (2005). Computer simulation of single-point diamond turning using finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 167(2-3), 549-554.
- Xie, L.-J., Schmidt, J., Schmidt, C., & Biesinger, F. (2005). 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. *Wear*, 258(10), 1479-1490.
<https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.11.004>
- Xu, X., Outeiro, J., Zhang, J., Xu, B., Zhao, W., & Astakhov, V. (2021). Machining simulation of Ti6Al4V using coupled Eulerian-Lagrangian approach and a constitutive model considering the state of stress. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 110, 102312.
<https://doi.org/10.1016/j.simpat.2021.102312>
- Yen, Y.-C., Jain, A., & Altan, T. (2004). A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. *Journal of Materials Processing Technology*, 146(1), 72-81.
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00846-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00846-X)
- Yen, Y.-C., Jain, A., Chigurupati, P., Wu, W.-T., & Altan, T. (2004). Computer Simulation of Orthogonal Cutting using a Tool with Multiple Coatings. *Machining Science and Technology*, 8(2), 305-326.
<https://doi.org/10.1081/MST-200029230>
- Yen, Y.-C., Söhner, J., Weule, H., Schmidt, J., & Altan, T. (2002). Estimation of Tool Wear of Carbide Tool in Orthogonal Cutting Using Fem Simulation. *Machining Science and Technology*, 6(3), 467-486.
<https://doi.org/10.1081/MST-120016256>
- Zerilli, F. J., & Armstrong, R. W. (1987). Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations. *Journal of Applied Physics*, 61(5), 1816-1825.
<https://doi.org/10.1063/1.338024>
- Zhang, C., & Choi, H. (2021). Study of segmented chip formation in cutting of high-strength lightweight alloys. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 112(9), 2683-2703.
<https://doi.org/10.1007/s00170-020-06057-4>
- Zhang, X., Lu, Z., Peng, Z., Sui, H., & Zhang, D. (2018). Development of a tool-workpiece thermocouple system for comparative study of the cutting temperature when high-speed ultrasonic vibration cutting Ti-6Al-4V alloys with and without cutting fluids. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 96(1), 237-246.
<https://doi.org/10.1007/s00170-018-1600-2>
- Zorev, N. N. (1963). Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting. *International research in production engineering*, 49, 143-152.

Webographie

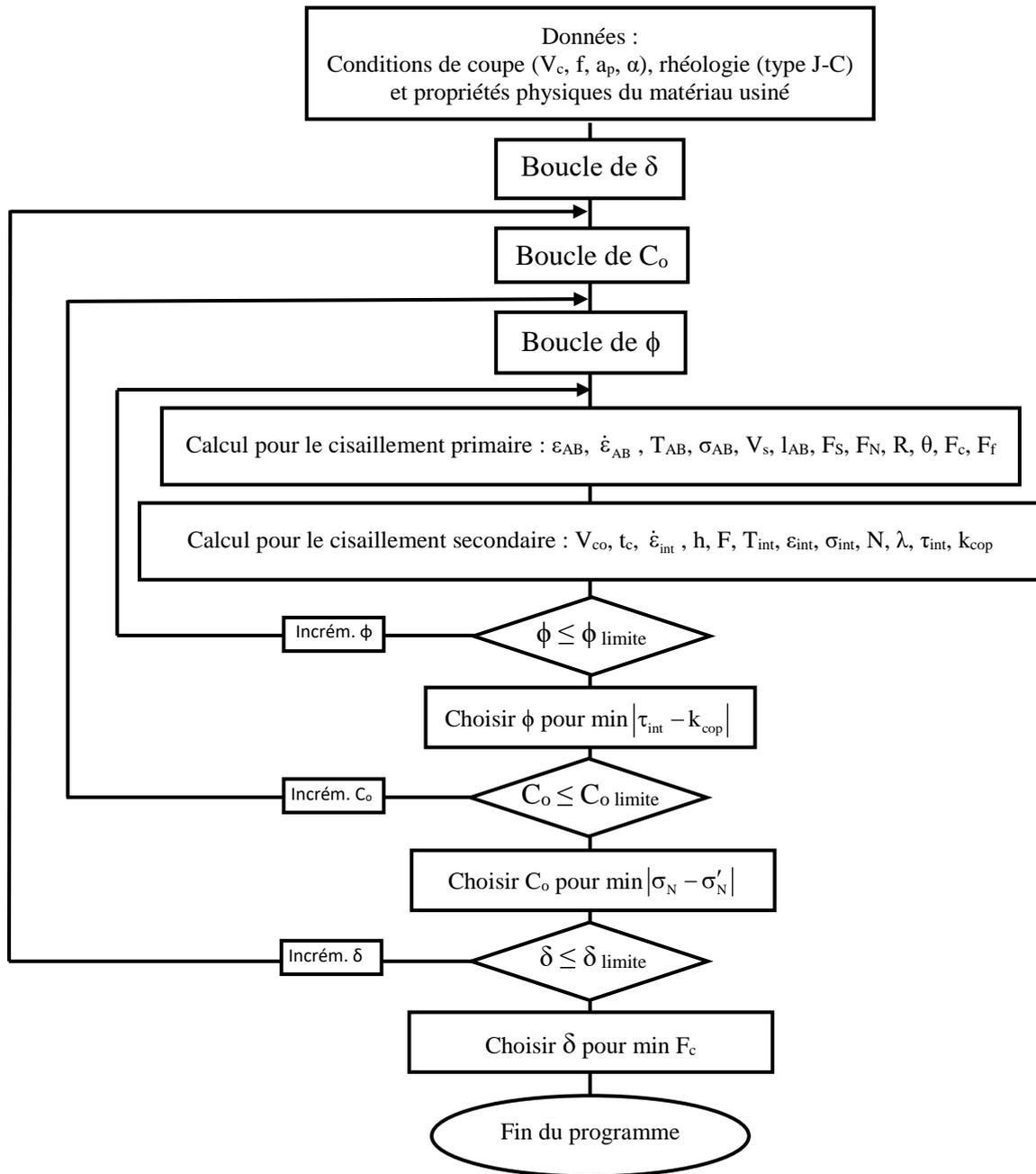
- [1] Fichier: Токарський різець.jpg - Wikipédia. (2007). Consulté 25 novembre 2023, à l'adresse https://commons.wikimedia.org/wiki/File:%D0%A2%D0%BE%D0%BA%D0%B0%D1%80%D1%81%D1%8C%D0%BA%D0%B8%D0%B9_%D1%80%D1%96%D0%B7%D0%B5%D1%86%D1%8C.jpg
- [2] Usinage numérique & traditionnel - LIP Industrie Précision. (s. d.). Consulté 29 novembre 2023, à l'adresse <https://www.lip-industrie.com/usinage-numerique-traditionnel/>
- [3] Catalogues et guides Sandvik Coromant. (s. d.). Consulté 16 mars 2024, à l'adresse <https://www.sandvik.coromant.com/fr-fr/downloads>



Annexes

Annexe (A)

Dans la présente annexe, nous allons présenter l'organigramme de simulation du modèle d'Oxley.



Annexe (B)

Dans la présente annexe, nous allons relater grossièrement les étapes de simulation d'une coupe orthogonale sous le logiciel Abaqus.

B1.1. Développement d'un modèle de coupe sous Abaqus

Le logiciel Abaqus est constitué de plusieurs modules dont chacun présente des outils spécifiques pour la modélisation et la simulation.

B1.1.1. Création de la géométrie

Pour créer tous les objets géométriques qui interviennent dans le problème, on utilise le module "Part". Pour notre cas, deux objets sont concernés pour le procédé de coupe ; à savoir : l'outil et la pièce. Ces éléments peuvent être créés en 2D ou 3D ; pour notre cas, ils sont conçus en 2D du fait que nous considérons une coupe orthogonale. Pour l'outil, il peut être considéré comme étant rigide ou déformable. Aussi, ces objets peuvent être dessinés dans Abaqus, soit importés d'un logiciel de dessin tiers.

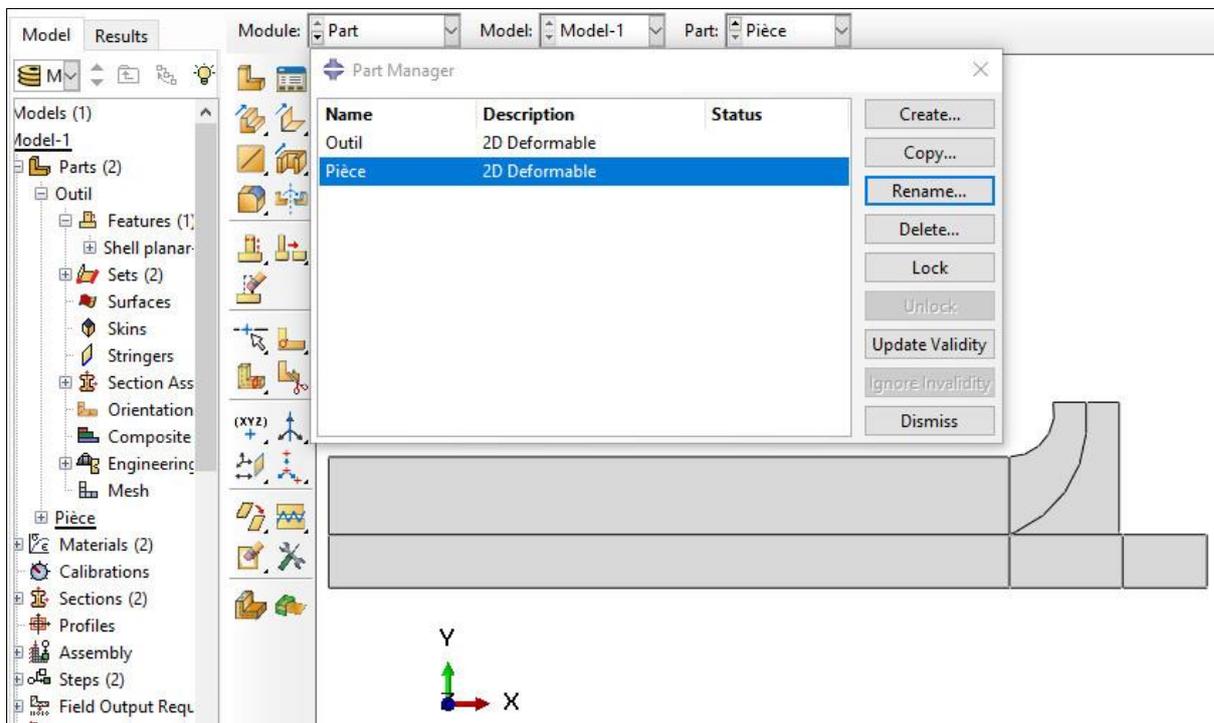


Figure B1 : Création de la géométrie.

B1.1.2. Introduction des propriétés des matériaux

Les propriétés des matériaux (mécaniques, thermiques, etc.) de l'outil et de la pièce sont introduites dans le module "Property".

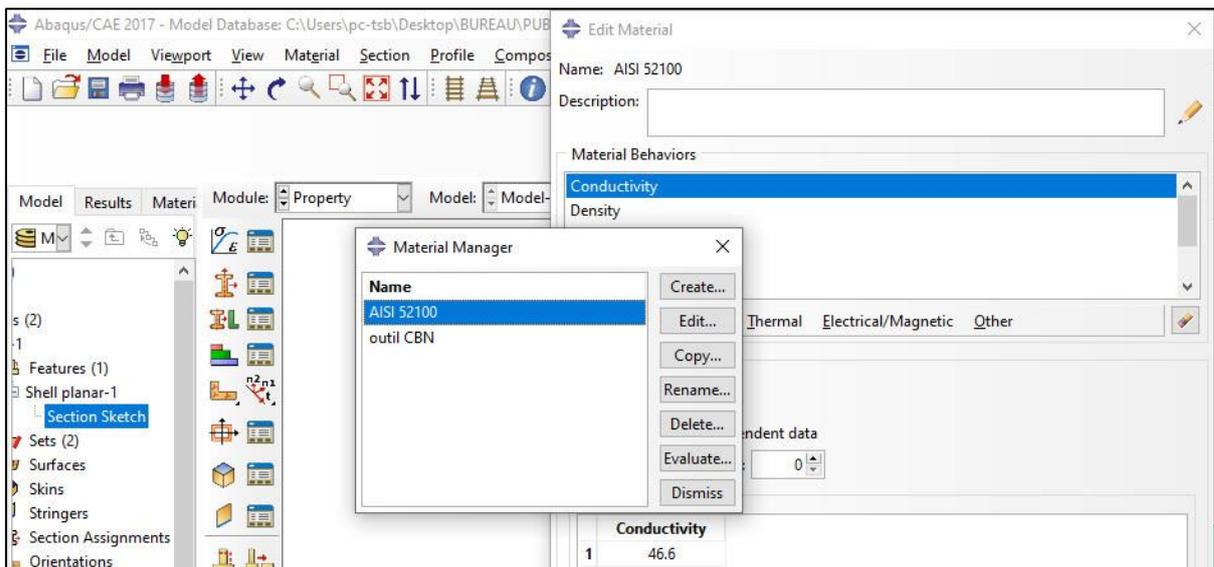


Figure B2 : Introduction des propriétés des matériaux.

B1.1.3. Assemblage

La création de l'assemblage passe par le module "Assembly" qui permet de positionner relativement les divers objets géométriques dans un repère global positionné par l'utilisateur.

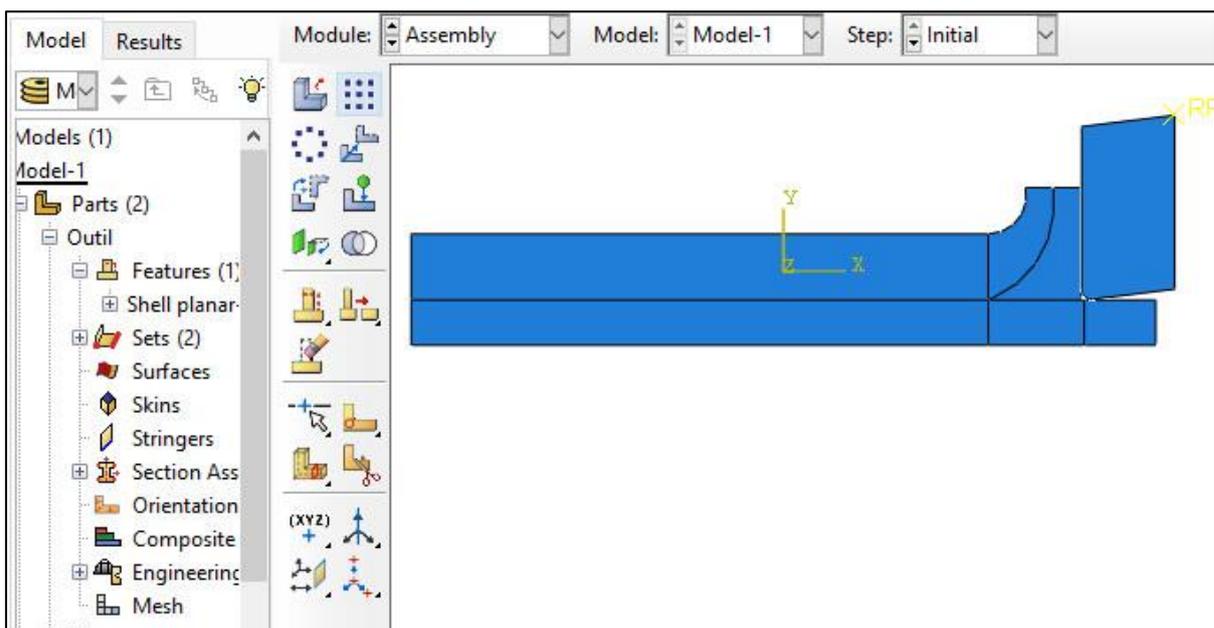


Figure B3 : Création de l'assemblage.

B1.1.4. Paramètres de simulation

On définit les paramètres de simulation dans le module "Step" ; ce dernier permet de définir la procédure ou le processus de simulation à adopter selon la nature du problème traité (statique, dynamique, couplage, etc.).

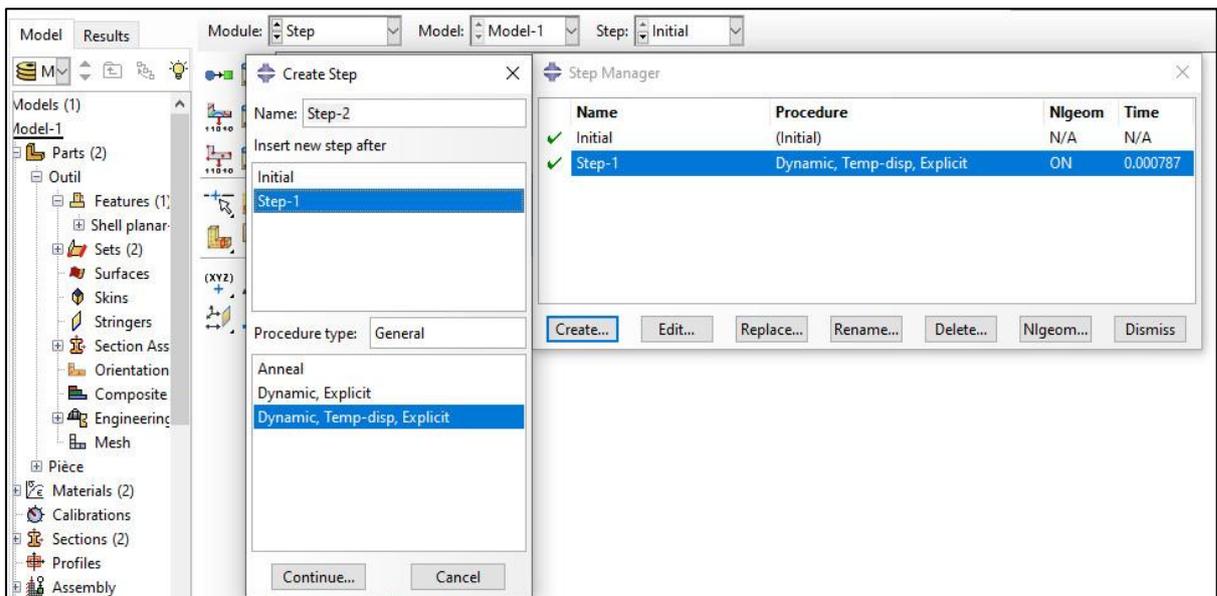


Figure B4 : Paramètres de simulation.

B1.1.5. Définition des interactions

Les conditions d'interaction entre les éléments (par exemple, la nature du contact) sont créées en utilisant le module "Interaction" ; il est possible de caractériser toutes les interactions entre les diverses parties ou régions du modèle qu'elles soient mécaniques ou thermiques.

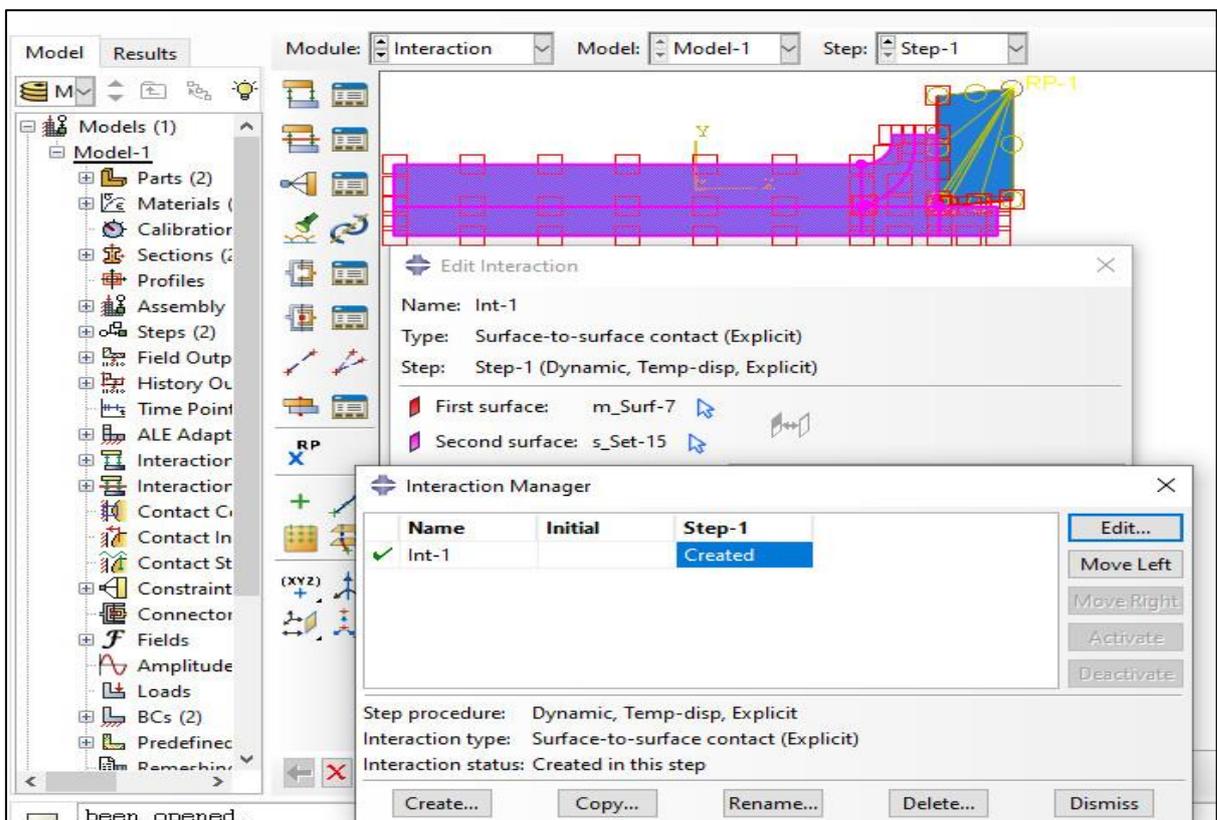


Figure B5 : Interaction entre les éléments.

B1.1.6. Conditions aux limites

Le module "Load" permet de spécifier le chargement et les conditions aux limites liées au modèle telles que l'application de charges, de vitesses, températures, etc.

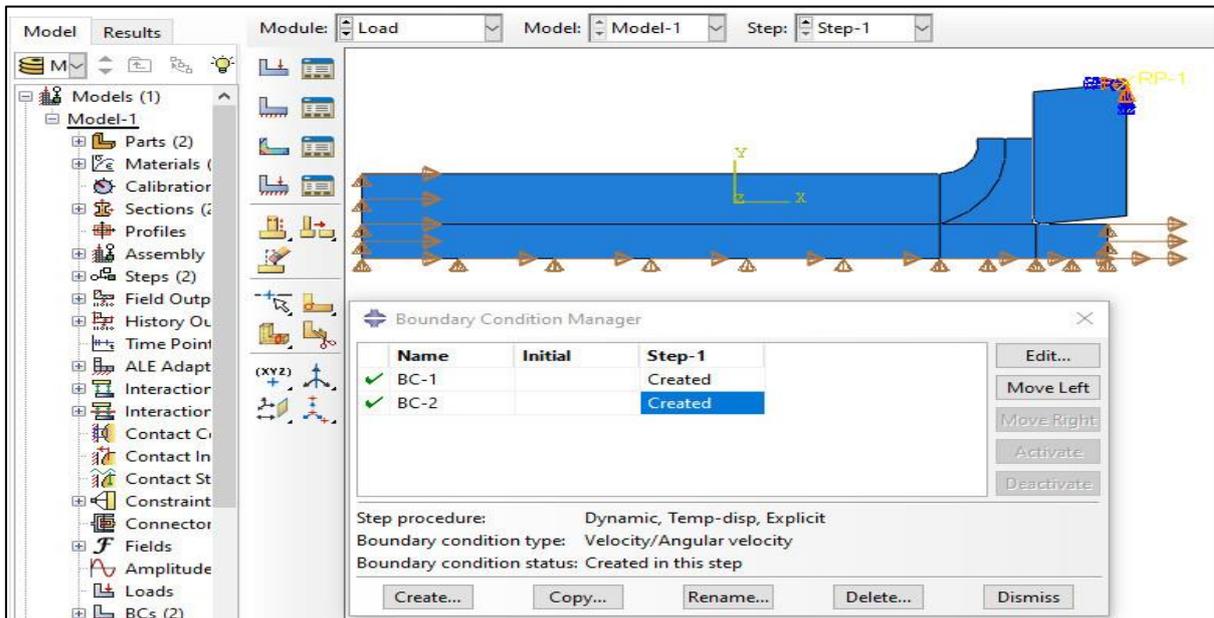


Figure B6 : Spécification du chargement et des conditions aux limites.

B1.1.7. Maillage

Le module "Mesh" est utilisé pour choisir le type de maillage et le nombre d'éléments requis.

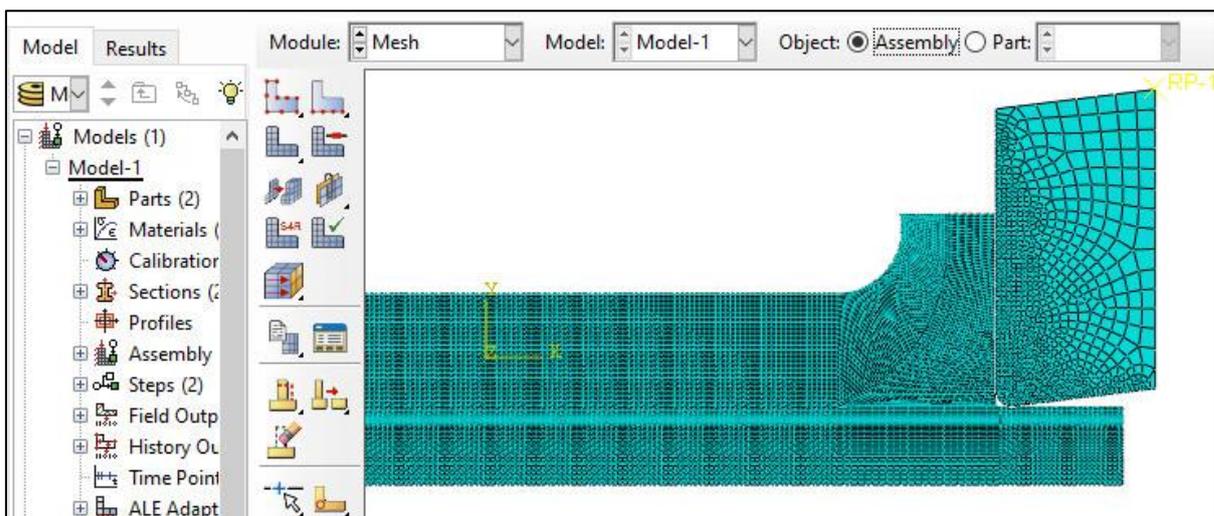


Figure B7 : Maillage des éléments.

Pour notre investigation, la taille moyenne de l'élément pour le maillage est prise égale à $8 \mu\text{m}$. Pour les régions qui subissent des déformations intenses, la taille de l'élément est diminuée de sorte à éviter la distorsion et augmenter la précision.

B1.2. Simulation du modèle

Après avoir terminé toutes les tâches de définition du modèle, il est nécessaire d'utiliser le module "Job" pour, d'une part, tester ou vérifier le modèle avant la simulation, et, d'autre part, pour exécuter la simulation

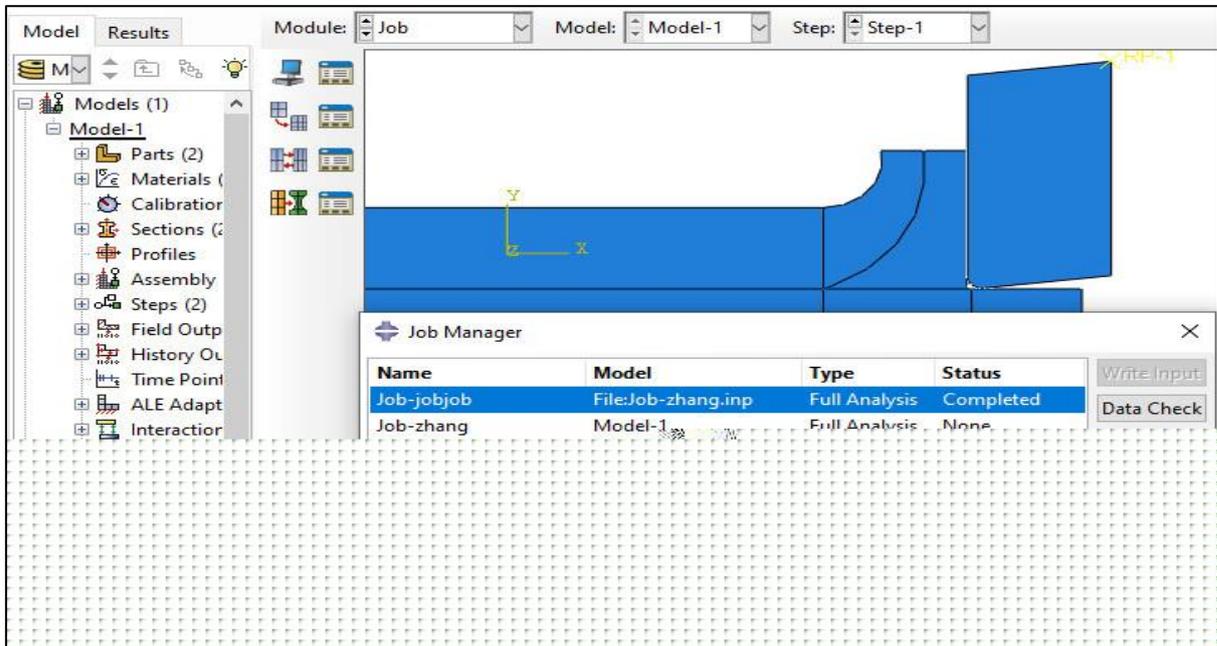


Figure B8 : Simulation du modèle.

B1.3. Visualisation des résultats

Tous les résultats obtenus peuvent être visualisés dans le module "Visualization" comme les efforts, les contraintes, les déformations, la température, l'épaisseur du copeau, etc.

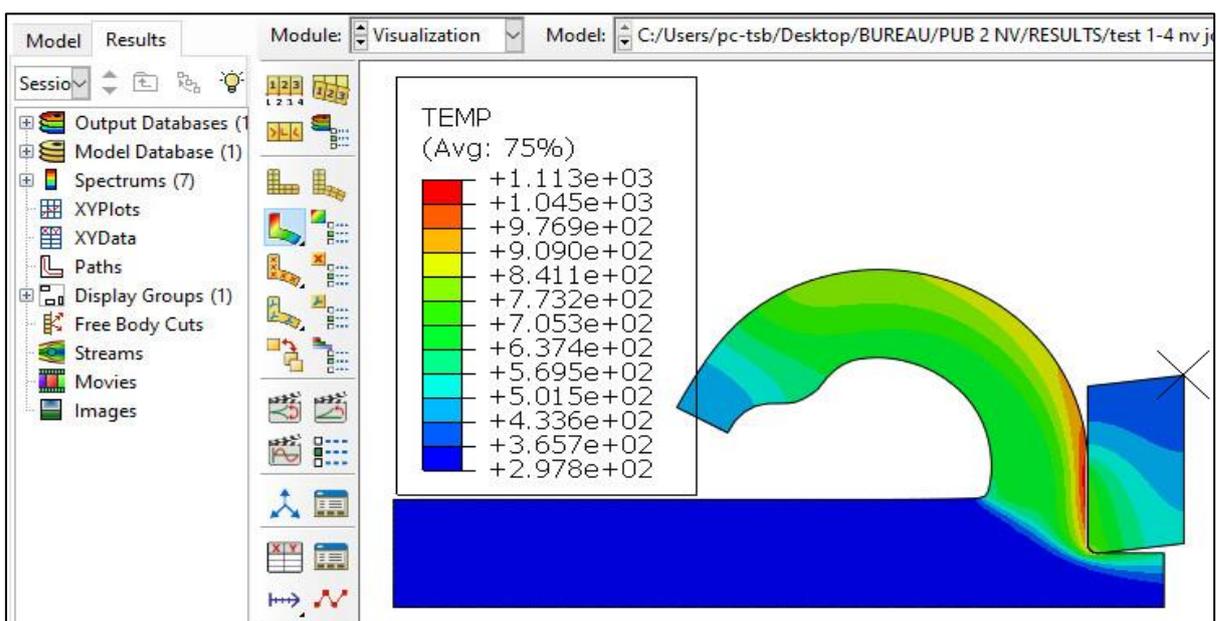


Figure B9 : Visualisation des résultats.

Annexe (C)

La figure qui suit résume l'identification du paramètre (m) sous le logiciel Statgraphics. Après introduction des données relatives au tableau IV-3 qui relate les valeurs de la contrainte et de la déformation pour différentes températures, la régression non-linéaire basée sur la méthode de Marquardt a permis d'obtenir une valeur de 1.06785 pour le paramètre (m). Pour des raisons simplificatrices, nous avons adopté : $m = 1$.

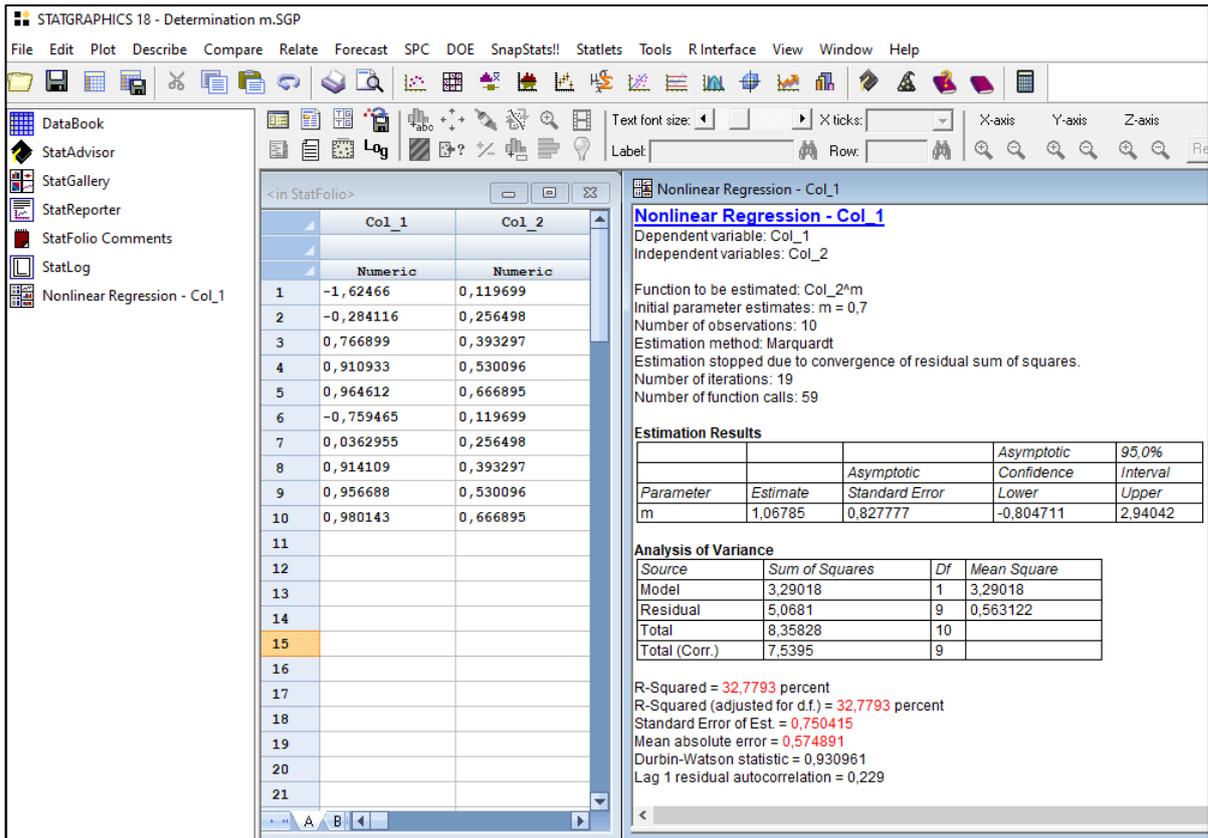


Figure C1 : Identification du paramètre (m).

ملخص

تقدم هذه الأطروحة نمذجة ومحاكاة قطع متعامد من فولاذ AISI 1045 و AISI 52100. لهذا الغرض، تم استخدام الطرق التحليلية والرقمية. أيضاً، تستخدم النماذج التي تم تطويرها قانون جونسون كوك الريولوجي للمواد المقطوعة واحتكاك كولوم في واجهة الرقاقة-أداة القطع. تتم مقارنة نتائج المحاكاة بالبيانات التجريبية وتلك التي تم الحصول عليها من خلال النمذجة التحليلية الحرارية-الميكانيكية بناء على نموذج أوكسلي المصحح. وترتبط التصحيحات، من ناحية، باعتماد قانون جونسون-كوك، ومن ناحية أخرى، بالنظر في توزيع أكثر واقعية للإجهادات على سطح واجهة الرقاقة-أداة القطع. أما بالنسبة للنماذج الرقمية، فهي تستند إلى صياغة العشوائية لاغرانج-اويلر التي لا تحتوي على معيار تلف وتشويه العناصر. بالإضافة إلى ذلك، تتعلق التطورات بحساب مسبق لمعاملات قانون جونسون-كوك للصلب AISI 52100 باستخدام منحنيات الشد الحقيقية. ثم يتم تطبيق هذه المعاملات على كل من نموذج العناصر المحدودة ونموذج أوكسلي المصحح. تكشف مقارنة النتائج المحصلة عبر الطرق التحليلية والرقمية، المتعلقة بمكونات قوة القطع، ودرجة الحرارة لواجهة الرقاقة-أداة القطع، وسمك الرقاقة، عن توافق جيد بشكل عام مع التجربة.

الكلمات المفتاحية: النمذجة، المحاكاة، قطع متعامد، صياغة عشوائية لاغرانج-اويلر، نموذج أوكسلي، AISI 1045، قانون جونسون-كوك، AISI 52100، نموذج كولوم.

Résumé

Cette thèse présente la modélisation et la simulation d'une coupe orthogonale des aciers AISI 1045 et AISI 52100. À cet effet, des approches analytique et numérique ont été utilisées. Aussi, les modèles développés utilisent une loi rhéologique de Johnson-Cook pour le matériau usiné et un frottement de type Coulomb à l'interface outil-copeau.

Les résultats de simulation sont comparés aux données expérimentales et à ceux obtenus via une modélisation analytique thermomécanique basée sur le modèle d'Oxley corrigé. Les corrections sont relatives, d'une part, à l'adoption de la loi de Johnson-Cook, et, d'autre part, à la prise en compte d'une distribution plus réaliste des contraintes à l'interface outil-copeau. Quant aux modèles numériques, ils se basent sur une formulation ALE dépourvue d'un critère d'endommagement et de distorsion d'éléments.

De plus, les développements concernent une identification a priori des paramètres de la loi de Johnson-Cook pour l'acier dur AISI 52100 tout en utilisant des courbes de traction rationnelles. Ces paramètres sont ensuite appliqués à la fois au modèle FE et au modèle d'Oxley corrigé.

La confrontation des résultats obtenus via les approches numérique et analytique, concernant les composantes de l'effort de coupe, de la température d'interface outil-copeau et de l'épaisseur du copeau, révèle globalement une bonne concordance avec l'expérimentation.

Mots-clés : Modélisation, Simulation, Coupe orthogonale, Formulation ALE, Modèle d'Oxley, AISI 1045, Loi de Johnson-Cook, AISI 52100, modèle de Coulomb.

Abstract

This thesis presents the modeling and simulation of an orthogonal cutting of AISI 1045 and AISI 52100 steels. For this purpose, analytical and numerical approaches were used. Also, the models developed use a Johnson-Cook rheological law for the work material and a Coulomb friction at the tool-chip interface. The simulation results are compared to experimental data and

to those obtained via thermomechanical analytical modeling based on the corrected Oxley model. The corrections are related, on the one hand, to the adoption of the Johnson-Cook law, and, on the other hand, to the consideration of a more realistic distribution of constraints at the tool-chip interface. As for the numerical models, they are based on an ALE formulation that does not have a criterion of damage and distortion of elements.

In addition, the developments concern a priori identification of the parameters of the Johnson-Cook law for AISI 52100 hard steel while using true tensile curves. These parameters are then applied to both FE and corrected Oxley models. The comparison of the results obtained from the numerical and analytical approaches, concerning the components of the cutting force, the tool-chip interface temperature and the chip thickness, reveals a good agreement with the experiment.

Keywords: Modelling, Simulation, Orthogonal cutting, ALE formulation, Oxley's model, AISI 1045, Johnson-Cook's law, AISI 52100, Coulomb's model.