



HAL
open science

Contribution à la fiabilisation de la modélisation numérique de l'usinage de pièces en titane

Mariem Yaich

► **To cite this version:**

Mariem Yaich. Contribution à la fiabilisation de la modélisation numérique de l'usinage de pièces en titane. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Ecole nationale supérieure d'arts et métiers - ENSAM; Laboratoire d'analyses alimentaires (Sfax, Tunisie), 2017. Français. NNT : 2017ENAM0036 . tel-01746454

HAL Id: tel-01746454

<https://pastel.hal.science/tel-01746454>

Submitted on 29 Mar 2018

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

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

École doctorale n° 432 : Science des Métiers de l'ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

En cotutelle avec

l'École Nationale d'Ingénieurs de Sfax

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers

Spécialité " Mécanique-Matériau "

Présentée et soutenue publiquement par

Mariam YAICH

le 28 Novembre 2017

Contribution à la fiabilisation de la modélisation numérique de l'usinage de pièces en titane

Co-Directeur de thèse : **Guenaël GERMAIN**
Co-Directeur de thèse : **Zoubeir BOUAZIZ**
Co-encadrement de la thèse : **Yessine AYED**

Jury

M. Ali ZGHAL, Professeur des universités, École Nationale d'Ingénieurs de Tunis
M. Tarek MABROUKI, Professeur des universités, École Nationale d'Ingénieurs de Tunis
M. Abdelhadi MOUFIKI, Professeur des universités, Université de Lorraine
M. Yann LANDON, Maître de Conférences, Université de Toulouse
M. Guenaël GERMAIN, Maître de Conférences et HDR, Arts et Métiers - Campus d'Angers
M. Zoubeir BOUAZIZ, Professeur des universités, École Nationale d'Ingénieurs de Sfax
M. Yessine AYED, Maître de Conférences, Arts et Métiers - Campus d'Angers

Président
Rapporteur
Rapporteur
Examinateur
Examinateur
Examinateur
Examinateur

**T
H
È
S
E**

Table des matières

Notations	v
Remerciements	1
Introduction générale.....	1
Chapitre I. Revue bibliographique sur l'usinage et sa modélisation numérique	5
I.1 Usinage et processus de formation de copeau	5
I.1.1 Configuration de coupe orthogonale	5
I.1.2 Processus de formation du copeau	6
I.1.3 Synthèse.....	16
I.2 Introduction, caractérisation et résultats liés à la modélisation numérique	16
I.2.1 Méthodes de discrétisation géométrique.....	18
I.2.2 Schémas d'intégration temporelle	19
I.2.3 Formalismes numériques.....	20
I.2.4 Paramètres numériques et leurs effets sur les résultats de la simulation	23
I.2.5 Synthèse.....	26
I.3 Étude du comportement de l'alliage de titane Ti6Al4V	27
I.3.1 Microstructure, propriétés physiques et usinabilité de l'alliage Ti6Al4V	27
I.3.2 Modélisation du comportement de la pièce à usiner	30
I.3.3 Synthèse.....	39
I.4 Conclusion.....	40
Chapitre II. Étude paramétrique 2D : Effet des paramètres numériques sur les prédictions d'une modélisation par éléments finis de la coupe orthogonale.....	42
II.1 Présentation des résultats expérimentaux	43
II.2 Définition du modèle numérique.....	45
II.2.1 Modèles géométriques et conditions initiales.....	45
II.2.2 Propriétés thermo-physiques des matériaux mis en contact.....	46
II.2.3 Modèles thermo-viscoplastique et d'endommagement	46
II.2.4 Gestion de contact et frottement outil-matière	49
II.3 Étude de la sensibilité du modèle numérique à la densité du maillage	53
II.3.1 Modèle géométrique et conditions aux limites.....	53
II.3.2 Effet de la densité du maillage sur la morphologie du copeau	55
II.3.3 Effet de la densité du maillage sur les efforts de coupe	59
II.3.4 Effet de la densité du maillage sur le temps de calcul.....	60
II.3.5 Synthèse.....	61
II.4 Étude de l'effet du type de maillage et de sa formulation sur la simulation numérique	63

II.4.1	Modèle numérique.....	63
II.4.2	Étude de compatibilité des éléments triangulaires à un problème 2D de coupe orthogonale.....	65
II.4.3	Effet du type de maillage sur la morphologie du copeau	66
II.4.4	Effet du type de maillage sur les efforts de coupe.....	69
II.4.5	Effet du type de maillage sur le temps de calcul	70
II.4.6	Synthèse.....	70
II.5	Étude de la sensibilité de la MEF au type de la formulation utilisée	71
II.5.1	Présentation du code de calculs Forge2D®.....	72
II.5.2	Présentation des formulations étudiées et des modèles correspondants	72
II.5.3	Résultats liés à la définition de la méthode d'adaptation de maillage	75
II.5.4	Résultats liés à la considération de l'endommagement	77
II.6	Conclusion.....	80
Chapitre III.	Étude de l'effet des coefficients de comportement sur les prédictions de la modélisation numérique 2D de la coupe orthogonale	83
III.1	Description du modèle numérique.....	83
III.2	Étude préliminaire sur la sensibilité de la MEF aux coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC	84
III.2.1	Effet des coefficients de plasticité sur la formation du copeau	84
III.2.2	Effets des coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC sur les efforts prédits	89
III.2.3	Synthèse.....	90
III.3	Étude de l'effet des coefficients du modèle de thermo-viscoplastique de JC sur la modélisation numérique de la coupe.....	91
III.3.1	Résultats correspondants à la morphologie du copeau	91
III.3.2	Résultats en efforts de coupe et d'avance.....	94
III.3.3	Étude d'un cas particulier.....	96
III.3.4	Synthèse.....	98
III.4	Dépendance de la MEF aux coefficients d'endommagement	99
III.4.1	Étude de la dépendance de la morphologie du copeau aux coefficients d'endommagement	99
III.4.2	Effet des coefficients d'endommagement sur les efforts numériques	102
III.4.3	Étude d'un cas particulier.....	102
III.4.4	Synthèse.....	104
III.5	Conclusion.....	104
Chapitre IV.	Analyse expérimentale et modélisation numérique 3D de la coupe orthogonale....	107
IV.1	Étude expérimentale de la coupe orthogonale de l'alliage de titane Ti6Al4V	107
IV.1.1	Mise en place des essais expérimentaux.....	107
IV.1.2	Résultats expérimentaux.....	108
IV.2	Modélisation 3D de la coupe orthogonale.....	112

IV.2.1	Description du modèle numérique.....	112
IV.2.2	Modélisation 3D de la formation du copeau	114
IV.2.3	Sensibilité des copeaux aux conditions de coupe	119
IV.2.4	Sensibilité des efforts aux conditions de coupe.....	123
IV.3	Conclusion.....	125
Chapitre V. Modélisation 3D de la coupe orthogonale du Ti6Al4V en utilisant un modèle thermo-viscoplastique modifié de Johnson-Cook.....		127
V.1	Démarche adoptée pour l'implémentation du modèle de comportement dans Abaqus®/Explicit à travers la routine VUMAT®.....	127
V.1.1	Méthode de résolution.....	128
V.1.2	Démarche adoptée pour l'implémentation du comportement de la pièce	129
V.2	Validation de la routine VUMAT®.....	137
V.2.1	Étude d'un cas simple de traction.....	137
V.2.2	Cas de la modélisation d'un essai de coupe orthogonale	139
V.3	Proposition d'une nouvelle loi rhéologique et vérification de son adéquation à la modélisation numérique 3D de la coupe orthogonale du Ti6Al4V	140
V.3.1	Formulation mathématique et identification des coefficients du modèle rhéologique proposé	141
V.3.2	Résultats numériques et comparaison avec le modèle de Johnson-Cook.....	145
V.3.3	Synthèse.....	148
V.4	Conclusion.....	148
Conclusion et perspectives		150
Bibliographie.....		155
Liste des figures.....		i
Liste des tableaux		viii

Notations

Abréviations

Z_I	: Zone de cisaillement primaire
Z_{II}	: Zone de cisaillement secondaire
Z_{III}	: Zone de cisaillement tertiaire
BCA	: Bande de cisaillement adiabatique
MEF	: Modélisation par éléments finis
SHPB	: Split Hopkinson Pressure Bar
ALE	: Arbitrary Lagrangian Eulerian
JC	: Johnson-Cook
P_1	: Partie supérieure de la pièce transformée en copeau
P_2	: Partie intermédiaire présentant la zone de passage de l'outil de coupe
P_3	: Partie inférieure de la pièce formant la pièce finie
ZAT	: Zone affectée thermiquement

Paramètres liés à l'usinage

V_c (m/min)	: Vitesse de coupe
f (mm/tr)	: Avance
a_p (mm)	: Largeur de coupe
γ (°)	: Angle de coupe
α (°)	: Angle de dépouille
r_b (μ m)	: Rayon d'acuité de l'outil de coupe
L (mm)	: Longueur de la pièce à usiner
l (mm)	: Hauteur de la pièce à usiner
l' (mm)	: Hauteur de la partie transformée en pièce finie
doc (mm)	: Hauteur de la zone d'endommagement
F_c (N)	: Effort de coupe
F_f (N)	: Effort d'avance
K_c (MPa)	: Effort spécifique de coupe
t_c (ms)	: Temps d'usinage

Paramètres et variables liés à la définition du comportement du matériau

σ (MPa)	: Contrainte d'écoulement
A (MPa)	: Limite d'élasticité à température ambiante
B (MPa)	: Module d'écrouissage
n	: Exposant d'écrouissage
C	: Coefficient de viscosité

A_0	: Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation
Y_0	: Facteur exponentiel du terme de viscosité
R_0	: Facteur lié à vitesse de déformation
m	: Coefficient d'adoucissement thermique
m_1	: Coefficient de sensibilité à la température
m_2	: Facteur lié à la température
$\bar{\epsilon}_p$: Déformation plastique équivalente
$\bar{\dot{\epsilon}}_0$ (ms ⁻¹)	: Vitesse de déformation de référence
$\bar{\dot{\epsilon}}$ (ms ⁻¹)	: Vitesse de déformation équivalente
T_f (°K)	: Température de fusion
T_{amb} (°K)	: Température de référence
T_β (°K)	: Température de β -Transus
D_1	: Coefficient de déformation initiale à la rupture
D_2	: Facteur exponentiel
D_3	: Facteur lié à la triaxialité
D_4	: Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation
D_5	: Coefficient de sensibilité à la température
D_{JC}	: Variable d'initiation d'endommagement de JC
D_{ev}	: Variable d'évolution d'endommagement
σ^* (MPa)	: Triaxialité
σ_h (MPa)	: Contrainte hydrostatique
σ_{VM} (MPa)	: Contrainte équivalente de Von Mises
σ_0 (MPa)	: Contrainte initiale d'écoulement
$\bar{\sigma}_{End0}$ (MPa)	: Contrainte équivalente à l'initiation de l'endommagement
\bar{u}_p	: Déplacement plastique équivalent
\bar{u}_R	: Déplacement plastique à la rupture
ϵ_{End0}	: Déformation plastique à l'initiation de l'endommagement
ϵ_R	: Déformation plastique à la rupture

Paramètres liés au copeau

H (μm)	: Hauteur de crête
h (μm)	: Hauteur de vallée
L_s (μm)	: Largeur des festons
R_c (μm)	: Rayon de courbure
$S_{seg}\%$: Facteur de sensibilité de la segmentation du copeau
G_{seg}	: Rapport de segmentation du copeau
CSI	: Intensité de la segmentation du copeau
f_{seg}	: Fréquence de segmentation
$(\epsilon_p)_{acc}$: Déformation plastique accumulée

$(\varepsilon_p)_{\min}$: Déformation plastique minimale
$(\varepsilon_p)_{\max}$: Déformation plastique maximale
$(\varepsilon_p)_{\text{int}}$: Déformation plastique dans une bande de cisaillement
$(\varepsilon_p)_{\text{ext}}$: Déformation plastique dans la zone morte d'un feston

Paramètres physiques du matériau

ρ (Kg.m ⁻³)	: Densité du matériau
E (GPa)	: Module d'Young
ν	: Coefficient de Poisson
C_p (J.Kg ⁻¹ .°C ⁻¹)	: Chaleur spécifique
λ (W.m ⁻¹ .°C ⁻¹)	: Conductivité thermique
α_p (µm.m ⁻¹ .°C ⁻¹)	: Dilatation thermique
α_d (m ² .s ⁻¹)	: Diffusivité du matériau
C_d (m.s ⁻¹)	: Vitesse de propagation d'une onde de compression
λ_L	: Coefficient de Lamé
μ_L	: Coefficient de Lamé
G_f (N/mm)	: Energie à la rupture
k_c (MPa.m ^{1/2})	: Ténacité du matériau

Paramètres liés au frottement

τ_f (MPa)	: Contrainte de frottement
τ_{\max} (MPa)	: Limite de cisaillement
μ	: Coefficient de Coulomb
m_{Tresca}	: Coefficient de Tresca
η_f	: Fraction de chaleur générée par frottement
η_p	: Constante de Taylor-Quinney
σ_n (MPa)	: Pression normale de contact
V_g (m.s ⁻¹)	: Vitesse de glissement du copeau
\dot{q}_p (J.Kg ⁻¹ .°K ⁻¹)	: Chaleur générée par déformation plastique

Paramètres liés à la simulation numérique

CPE4RT	: Élément quadrangulaire de 1 ^{er} ordre avec un couplage déplacement-température et une intégration réduite
CPE3T	: Élément triangulaire à 3 nœuds
CPE6MT	: Élément triangulaire à 6 nœuds
CPU (ms)	: Temps de calcul
NT11 (°K)	: Température mesurée sur les nœuds
PEEQ	: Déformation plastique équivalente

SDEG	: Variable scalaire de dégradation de la rigidité dans un élément de maillage
SDVI	: Variable d'état correspondante à la déformation plastique équivalente
S, Pressure (MPa)	: Pression hydrostatique équivalente
S, Mises (MPa)	: Contrainte équivalente de Von Mises
U, Magnitude	: Déplacement
STATUS	: Etat de l'élément (STATUS = 1 : élément actif _ STATUS = 0 : élément non actif)
Δt (ms)	: Pas de temps
Δt_{cri} (ms)	: Pas de temps critique
$(\Delta t_{méc})_{cri}$ (ms)	: Pas de temps mécanique critique
$(\Delta t_{ther})_{cri}$ (ms)	: Pas de temps thermique critique
L_c (μm)	: Longueur caractéristique du plus petit élément de maillage

Paramètres liés à la routine développée

$[M_e]$: Matrice masse élémentaire
$\{I_e\}$: Vecteur des fonctionnelles élémentaires
$\{F_e\}_{int}$: Vecteur des efforts élémentaires internes
$\{F_e\}_{ext}$: Vecteur des efforts élémentaires externes
$\{\ddot{u}_e\}$: Vecteur des accélérations élémentaires
f_{seuil}	: Fonction seuil
$R(\bar{\epsilon}_p, \bar{\dot{\epsilon}}_p, T)$ (MPa)	: Contrainte d'écoulement
$\sigma_{pr}^{éq}$ (MPa)	: Prédicteur élastique équivalent
$[\sigma_{pr}^{dév}]$: Tenseur déviateur du prédicteur élastique
$(\sigma_{pr}^{dév})_{ij}$ (MPa)	: Composantes du tenseur déviateur du prédicteur élastique
σ^h (MPa)	: Contrainte hydrostatique
$[I]$: Matrice d'identité
m_{corr}	: Facteur de correction
σ_{ij} (MPa)	: Composantes du tenseur de contrainte
ϵ_{ijkl}	: Composantes du tenseur des déformations
C_{kl} (MPa)	: Composantes de la matrice d'élasticité
$[C]$: Matrice d'élasticité
ϵ_{tot}	: Déformation totale
ϵ_{el}	: Déformation élastique
$\Delta\epsilon_p$: Déformation plastique incrémentale
$\Delta\epsilon_{el}$: Déformation élastique incrémentale
$\Delta\epsilon_{tot}$: Déformation totale incrémentale
$[\Delta\epsilon_{pl}^{dév}]$: Tenseur déviateur de déformation plastique incrémentale
$(\sigma_{ij})_{pr}$ (MPa)	: Composante du prédicteur de contrainte

$\left[\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{tot}^{dév} \right]$:	Tenseur déviateur de déformation totale incrémentale
$\left[\Delta \boldsymbol{\varepsilon}_{el}^{dév} \right]$:	Tenseur déviateur de déformation élastique incrémentale
R' (MPa)	:	Quantité d'écrouissage
$\left[\boldsymbol{\sigma}_{corr} \right]$:	Tenseur de contrainte après correction
$\left[\tilde{\boldsymbol{\sigma}} \right]$:	Tenseur de contrainte sans la considération de l'endommagement
ΔD_{JC}	:	Incrément de la variable d'initiation d'endommagement de JC
$\Delta D_{év}$:	Incrément de la variable d'évolution d'endommagement
$\left(R \left(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p, \bar{\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}}_p, T \right) \right)_{End0}$ (MPa)	:	Contrainte d'écoulement correspondante à l'initiation de l'endommagement

Remerciements

Mes remerciements les plus vifs à **Frank Morel**, responsable de l'équipe PMD (Procédé, Matériaux, Durabilité), pour m'avoir accueillie dans le Laboratoire Angevin de Mécanique, Procédé et innovAtion (LAMPA).

Je tiens également à exprimer ma profonde reconnaissance à mes co-directeurs de thèse, **Guenael Germain**, Maître de conférences et HDR à l'ENSAM centre d'Angers, et **Zoubeir Bouaziz**, Professeur des universités à l'ENI de Sfax, ainsi qu'à mon encadrant **Yessine Ayed**, Maître de conférences à l'ENSAM centre d'Angers, pour m'avoir proposée ce sujet de thèse qui rentre dans le cadre d'une convention de cotutelle entre l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers et l'université de Sfax. Je les remercie chaleureusement pour m'avoir accordée leurs confiances pour ces travaux de thèse traitant un sujet ouvert et pluridisciplinaire.

Merci **Guenael Germain** d'avoir suivi de près mes travaux de thèse avec assiduité. Merci pour avoir partagé vos connaissances sur l'usinage avec moi. Merci aussi pour vos conseils avisés, votre présence, votre soutien et votre encouragement. Je salue vivement votre gentillesse, votre disponibilité pour répondre à mes nombreuses questions et toute l'aide que vous m'avez apporté. C'est un honneur pour moi d'avoir profité pendant plus que 3 ans de vos compétences.

J'exprime tout ma gratitude à **Zoubeir Bouaziz** de m'avoir encadrée avec beaucoup de patience, premièrement dans mon PFE et ensuite dans mes travaux de thèse, et de m'avoir encouragée de continuer mes études. C'est grâce à vous que j'ai eu cette opportunité de co-diplomation de doctorat entre l'ENSAM d'Angers et l'ENIS. Je tiens à vous remercier pour votre soutien, vos encouragements et vos conseils qui ont fait de moi une jeune ingénieure chercheuse ambitieuse.

J'exprime ma sincère reconnaissance à **Yessine Ayed** qui n'a pas hésité à me prodiguer ses conseils précieux, ses aides et ses remarques valorisantes. Il n'a épargné aucun effort à la recherche des solutions aux problèmes rencontrés ainsi qu'à la contribution à la réussite de ce travail. Merci pour votre présence et votre réactivité. Merci de m'avoir partagée vos connaissances sur la modélisation numérique de la coupe. Merci aussi de m'avoir guidée audacieusement et aidée énormément dans le développement numérique effectué dans le cadre de cette thèse.

Enfin, **Guenael**, **Zoubeir** et **Yessine**, veuillez accepter toute ma reconnaissance et ma gratitude. Sans vous, ce travail n'aurait pas pu être réalisé et présenté aujourd'hui devant les membres de jury, M. **Ali Zghal**, M. **Tarek Mabrouki**, M. **Abdelhadi Moufki** et M. **Yann Landon**, qui m'ont fait l'honneur d'avoir accepté juger mes travaux. J'exprime aussi ma gratitude à M. **Ali Zghal** d'avoir accepté de présider le jury. Je remercie vivement M. **Tarek Mabrouki** et M. **Abdelhadi Moufki** d'avoir accepté de prendre en charge la lourde mission de rapporteur. Merci d'avoir enrichi mes travaux par vos rapports complets et vos questions pertinentes. Merci M. **Yann Landon** d'avoir accepté examiner mes travaux ainsi que pour vos remarques et votre bonne humeur.

Mes remerciements s'adressent aussi à **Anne Morel**, Maître de conférences à l'ENSAM centre d'Angers, pour m'avoir encadrée durant mes deux premières années de thèse, à **Etienne Pessard**, Maître de conférences à l'ENSAM centre d'Angers, de m'avoir trop aidée pour prendre la main sur le logiciel Forge®, à **Camille Robert**, ingénieur de recherche à l'ENSAM centre d'Angers, d'avoir partagé avec moi ses connaissances scientifiques sur la méthode des éléments finis et pour m'avoir aidée dans la

partie programmation effectuée dans le cadre de cette thèse, et à **Amine Ammar**, professeur des universités à l'ENSAM centre d'Angers et responsable scientifique des doctorants, de son aide au niveau des démarches administratives permettant d'aboutir à la réussite de ma convention de cotutelle.

J'en profite pour adresser mes remerciements chaleureux à tous les membres des deux laboratoires LAMPA et LMFAM, aux professeurs, aux maîtres de conférences, aux post-docs, aux ingénieurs de recherches, aux ouvriers, aux secrétaires...les anciens et les nouveaux, notamment à Charles, Daniel, Julien, Eliane, Aude, Cyril, Raphaël, Svetlana, Laurent, Philippe, Christina, Marine....

Un grand merci aux doctorants et stagiaires des deux laboratoires pour l'ambiance exceptionnelle qu'ils ont établie, notamment à Sabrina, Wael, Foued, Mohamed Aziz, Mohamed HD, Bessam, Imed, Jihed, Hela, Rami, Ameni, Mouna, Benjamin, Rou Du, Viet Duc, Edouard, Benoît, Mathilde, Salah, Atef, Maryem, Chiraz, Racha, Ichraf, Ahmed, Marwen, Salwa, Zeineb.... C'est un plaisir de vous rencontrer et de partager avec vous des moments inoubliables. Merci pour vos encouragements, merci pour les innombrables discussions, merci pour votre écoute aux moments difficiles de découragement, de colère et de doute.

Une profonde reconnaissance à ma petite et grande famille. Je dédie ce travail à mon père décédé, à ma mère qui a veillé sur moi et donné trop de sacrifices pour me voir grandir et devenir la personne que je suis aujourd'hui, et à mon mari qui était toujours à mes côtés pour me soutenir. Je vous manifeste mes agréables sentiments en vous dédiant le fruit de ces années, un petit témoignage de ma grande affection.

Je remercie également mes sœurs Sana et Sahla, mon frère Mohamed, ma belle-mère Intissar, mon beau-père Ridha et ma chère belle-sœur Sahar qui n'ont pas cessé, malgré la distance, de m'avoir supportée et prodiguée de leurs conseils. J'apprécie énormément la profonde affection dont vous tenez pour moi et le soutien infaillible que vous m'avez offert.

Je n'oublie pas de remercier mes amies Ons, Sirine, Marwa, Khouloud... qui n'ont pas cessé de m'écouter, de m'encourager et de me soutenir. J'exprime ma reconnaissance et ma gratitude à tous ceux qui ont cru en moi.

A vous tous, Merci...

Introduction générale

Les excellentes propriétés mécaniques et thermiques que présentent les alliages à base de titane ont encouragé leur introduction dans de nombreuses applications (aéronautique, marine, automobile...). En revanche, la faible conductivité thermique de ces alliages combinée avec leurs caractéristiques mécaniques élevées, même à chaud, sont à l'origine de leur faible usinabilité. En effet, l'usinage des alliages de titane n'est pas seulement suivi par la segmentation des copeaux, même à des faibles conditions de coupe, mais aussi par un échauffement intense de la zone de coupe, d'autant plus accentué que l'affinité chimique de l'alliage est élevée avec les outils de coupe. Par conséquent, une dégradation rapide des outils est obtenue.

Pour mieux comprendre les phénomènes intervenant lors de la formation du copeau, il est indispensable d'avoir recours à des modélisations, en parallèle aux essais expérimentaux. Ceci devient possible grâce aux avancées scientifiques, présentées principalement par le développement de nouveaux codes de calcul et les améliorations considérables qu'ont suivies, rendant la modélisation des procédés fortement non linéaires, comme l'usinage, possible. Le principal avantage de ces modélisations numériques est présenté par l'accès instantané à des grandeurs thermomécaniques très localisées. Toutefois, la présence des écarts, parfois importants, entre les résultats expérimentaux et numériques a été toujours parmi les préoccupations majeures des chercheurs. La mise en place d'une modélisation fiable qui permet de prendre en considération, de façon précise, des différents phénomènes accompagnants la formation du copeau reste encore un des problèmes ouverts de la simulation numérique.

L'objectif principal du travail présenté par ce rapport est d'augmenter la fiabilité de la modélisation numérique de la coupe orthogonale, notamment de l'alliage de titane Ti6Al4V. Ceci n'est possible que lorsqu'une définition appropriée du modèle numérique et du comportement du matériau à usiner est effectuée. L'étude proposée s'intéressera à la détermination de l'effet de différents paramètres (numériques et physiques) liés au modèle numérique sur la précision des prédictions. L'étude conduite présente une grande partie numérique, ce qui a nécessité l'utilisation d'une station de calcul très puissante, disponible dans l'ENSAM, permettant d'accélérer les calculs sans trop influencer les résultats numériques. De plus, la grande expertise des deux laboratoires, le Laboratoire Angevin de Mécanique, Procédé et innovAtion (LAMPA) et le Laboratoire de Mécanique des Fluides Appliquées et Modélisation (LMFAM), dans le domaine de la modélisation des procédés de fabrication, notamment la modélisation de l'usinage, a permis d'aboutir à des résultats intéressants. La mise en place de différents modèles numériques en utilisant deux codes de calculs par éléments finis, Abaqus® et Forge®, aura pour but de déterminer la relation entre les paramètres numériques et la fiabilité de la modélisation. En effet, des changements de la taille des éléments finis, utilisés pour la discrétisation géométrique du modèle, du type de maillage, de sa fonction d'interpolation et de la nature de la formulation utilisée seront effectués. Ils auront pour but de permettre la mise en place du modèle numérique le plus fiable auquel les paramètres les plus adéquats pour la modélisation 2D de la coupe orthogonale seront définis.

Etant donné que la simulation numérique nécessite de plus une reproduction fiable du comportement en écoulement du matériau à usiner, l'effet des coefficients du modèle thermo-viscoplastique et endommagement (initiation et évolution), les plus utilisés pour la modélisation de la coupe, sera élaboré. Le but de cette analyse est la détermination des coefficients de comportement les plus agissant sur les prédictions et permettant d'atteindre des niveaux de corrélation les plus satisfaisants avec les essais expérimentaux, sans la nécessité d'utiliser et d'implémenter des modèles de comportement plus physiques mais dont l'identification de leurs coefficients est plus complexe, et donc peu maîtrisée.

Une étude numérique 3D sera aussi menée. Elle permettra de déterminer les avantages de ce type d'approche, très peu utilisée pour la modélisation de la coupe. De plus des phénomènes se produisant au niveau du plan médian de la pièce, l'écoulement de la matière sur les bords, totalement négligé avec une étude numérique 2D en déformation plane, et sa dépendance aux conditions de coupe seront étudiés. L'évolution des champs de déformations plastiques, de températures et d'endommagement sur toute la

largeur de copeau et son épaisseur seront déterminées. Les résultats seront analysés afin de mieux comprendre le procédé de formation du copeau et déterminer le mode de propagation de fissures.

Afin d'augmenter la fiabilité des modèles numériques 3D, notamment pour les grandes avances, une nouvelle loi thermo-viscoplastique, mieux rendant compte de la sensibilité à la température et à la vitesse de déformation, sera implémentée dans le logiciel Abaqus®. Une routine VUMAT© sera également développée et utilisée pour la modélisation de la coupe orthogonale du Ti6Al4V.

L'étude présentée par ce manuscrit est décomposée en trois grandes parties : une revue sur l'usinage du point de vue expérimentale et numérique, une étude numérique 2D de la coupe orthogonale et une étude numérique 3D avec la mise en place des essais expérimentaux de la coupe orthogonale du Ti6Al4V. Ces parties sont réparties sur cinq chapitres :

Le **premier chapitre** détaille les différentes parties en liaison avec l'usinage et sa modélisation. Le processus de formation de copeau et ses différentes morphologies sont présentés tel qu'une attention est apportée à la segmentation du copeau, liée souvent à l'usinage des alliages de titane, et également aux principaux phénomènes physiques qu'ils régissent. L'étude de la modélisation de la coupe fait aussi partie de ce premier chapitre telle qu'une présentation des méthodes utilisées pour la simulation de la coupe (analytiques, hybrides, numériques avec et sans maillage) est effectuée. L'accent est mis sur la modélisation numérique avec maillage de la coupe, élaborée par ce manuscrit tel que l'effet des paramètres numériques et des lois de comportement sur les prédictions est présenté. Les propriétés physiques et microstructurales du matériau étudié, le Ti6Al4V, sont introduites dans ce premier chapitre.

Le **deuxième chapitre** se focalise sur la détermination de l'effet des paramètres numériques sur la fiabilisation de la modélisation numérique 2D de la coupe orthogonale. De nombreuses simulations sont effectuées. Le modèle géométrique est discrétisé de différentes façons, et ceci en faisant varier de façon séparée la taille, la topologie et la fonction d'interpolation des éléments finis discrétisant le modèle géométrique. Des comparaisons qualitatives et quantitatives entre le copeau prédit et expérimental sont effectuées. L'influence du type de la formulation utilisée est aussi étudiée telle que l'approche lagrangienne est comparée aux différentes méthodes d'adaptation de maillage (par une relocalisation des nœuds ou par un remaillage). La capacité de ces approches à reproduire le processus de formation du copeau avec et sans la définition d'un modèle d'endommagement est aussi élaborée.

Le **troisième chapitre** est consacré à la détermination de l'effet des coefficients du modèle de comportement de Johnson-Cook (initiation et endommagement) et du critère énergétique, décrivant l'évolution de l'endommagement dans le matériau, sur les résultats numériques. De nombreuses simulations en 2D sont alors mises en place à lesquelles les coefficients de comportement et les conditions de coupe sont variés. A partir des résultats obtenus, les coefficients les plus agissant sur les prédictions (en termes de la morphologie du copeau, de la géométrie des festons et des efforts) et nécessitant beaucoup de précision lors de leur identification sont déterminés.

Des essais expérimentaux du tournage orthogonal du Ti6Al4V à différentes conditions de coupe seront établis dans le **quatrième chapitre**. Le but de cette étude expérimentale est de déterminer l'effet de la vitesse de coupe, mais aussi de l'avance, sur le processus de formation du copeau. En parallèle, des simulations numériques 3D sont effectuées dans le but d'étudier les phénomènes se produisant sur toute la largeur de coupe et dont la modélisation 2D, focalisée sur l'étude des phénomènes observés au plan médian de la pièce, est incapable de les reproduire. La reproduction de l'écoulement de la matière sur les bords et sa dépendance aux conditions de coupe est aussi étudiée dans ce chapitre. De plus, la capacité des modèles numériques 3D à reproduire fidèlement la géométrie du copeau et les efforts de coupe pour différentes vitesses de coupe et d'avance est analysée.

Dans le **cinquième chapitre**, une nouvelle loi rhéologique est mise en place. Cette loi proposée est inspirée de celle de Johnson-Cook tel qu'elle permet de mieux prendre compte de l'effet de la température et de la vitesse de déformation sur le comportement du matériau à usiner. Une subroutine VUMAT©, à laquelle nous définissons la nouvelle loi, est développée. La démarche adoptée pour son implantation et l'identification de ses coefficients, relatifs à l'alliage de titane Ti6Al4V, est détaillée. La comparaison des résultats obtenus avec ce modèle de comportement à ceux correspondants au modèle standard de Johnson-Cook doit montrer des améliorations au niveau des prédictions.

La conclusion générale, établie à la fin de ce manuscrit, synthétise l'étude scientifique menée et reprend ses principaux résultats. Des perspectives de futurs travaux sur la modélisation de l'usinage sont établies.

Chapitre I.

Revue bibliographique sur l'usinage et sa modélisation numérique

I.1 Usinage et processus de formation de copeau

L'usinage est le procédé le plus répandu dans le domaine de fabrication des pièces mécaniques car la majorité des composants mécaniques subissent des opérations d'enlèvement de matière, notamment pour l'opération de finition. Ce procédé permet de bien respecter la géométrie finale de la pièce et les spécifications d'intégrité de surface. Cependant, l'amélioration de la productivité et de la qualité des surfaces usinées a toujours été parmi les préoccupations majeures pour les fabricants. C'est pour cette raison que les recherches, étudiant le processus de coupe et les différents phénomènes associés, n'ont pas cessé dans le but de lui apporter des améliorations notables.

La faible usinabilité de certains matériaux, tels que les alliages de titane, a contribué à de nombreuses investigations, expérimentales et/ou théoriques (Arrazola, et al., 2009), (Germain, et al., 2013a), (Nouari & Makich, 2014), (Moufki, et al., 2015), (Moussaoui, et al., 2015), (Wagner, et al., 2015), (Trabelsi, et al., 2016), (Ayed, et al., 2017)...), ayant pour but de bien comprendre le processus d'enlèvement de matière et par conséquent de surmonter les problèmes y sont associés. Dans ce cadre, il est indispensable de bien connaître au préalable les particularités microstructurales, physiques, mécaniques et thermiques du matériau à usiner.

Pour cette raison, l'étude bibliographique présentée par ce chapitre vise dans un premier temps à examiner l'un des principaux facteurs définissant la coupe, le copeau, révélant des indications sur la stabilité de la coupe, les températures atteintes, le comportement de la pièce sous des conditions extrêmes... qui régissent l'usinabilité du matériau. Après avoir abordé les différentes morphologies du copeau et leurs effets sur le procédé d'usinage, une attention est apportée à la segmentation du copeau et aux principaux mécanismes la régissant. Cette étude s'achèvera par une présentation des méthodes et des dispositifs expérimentaux les plus utilisés pour examiner le processus de formation du copeau. Nous passons par suite à l'introduction des différentes méthodes numériques utilisées pour la modélisation de la coupe. L'effet des paramètres numériques sur les prédictions sera également présenté. Les propriétés thermomécaniques et microscopiques du Ti6Al4V, étudié par ce rapport, seront introduites. Quelques résultats de la littérature mettant l'accent sur l'intérêt d'utiliser des modèles fiables adéquatement identifiés pour la reproduction du comportement du matériau à usiner seront présentés. Mais, nous commençons cette étude bibliographique par une brève introduction sur la coupe orthogonale, fréquemment utilisée pour la compréhension des phénomènes de coupe

I.1.1 Configuration de coupe orthogonale

Le procédé d'enlèvement de matière, particulièrement le tournage, est couramment présenté en une configuration de coupe orthogonale. Cette configuration, basée sur des hypothèses simplificatrices du procédé d'usinage, a été développée par Merchant (Merchant, 1945). Elle nécessite que l'arête de coupe de l'outil soit perpendiculaire à la fois à la vitesse de coupe V_c et à l'avance f . Le faible rapport entre l'avance f et la largeur de coupe a_p permet de ramener le problème de coupe orthogonale à une configuration de déformation plane où les effets de bords sont négligés. Ceci n'est licite que lorsque a_p est suffisamment grand par rapport à f ($a_p \gg f$). L'utilité de cette configuration se présente selon Changeux (Changeux, 2001) par sa capacité à reproduire les phénomènes situés au centre de la pièce, tout à fait en opposition à une configuration de contrainte plane qui s'intéresse, selon Germain (Germain, 2013), aux sollicitations appliquées sur les bords.

Dans les conditions de coupe orthogonale, le processus d'enlèvement de matière est fréquemment ramené à un problème 2D de déformation plane. Cette configuration se présente actuellement comme la plus utilisée du point de vue théorique, car elle permet de réduire fortement les paramètres définissant la coupe :

- La profondeur de passe devient équivalente à l'avance
- L'effort de coupe reste dans le plan médian (condition de symétrie de la coupe orthogonale).

Deux configurations de coupe orthogonale typiquement rencontrées en usinage peuvent être mises en œuvre :

- En plongée sur un disque de faible épaisseur et de diamètre important (Figure I-1a)
- En bout d'un tube d'épaisseur négligeable (Figure I-1b)

Il est à noter que dans le cas d'une configuration en plongée, où le diamètre de la pièce diminue au cours du temps, il faut maintenir la vitesse de coupe constante, et ceci grâce à l'augmentation de la vitesse de rotation de la broche. Cette augmentation peut entraîner une variation au niveau de la morphologie du copeau (Changeux, 2001). Dans le cas de l'usinage d'un tube, la vitesse de coupe varie légèrement le long de l'épaisseur du tube, ce qui peut mener à une déviation du copeau.

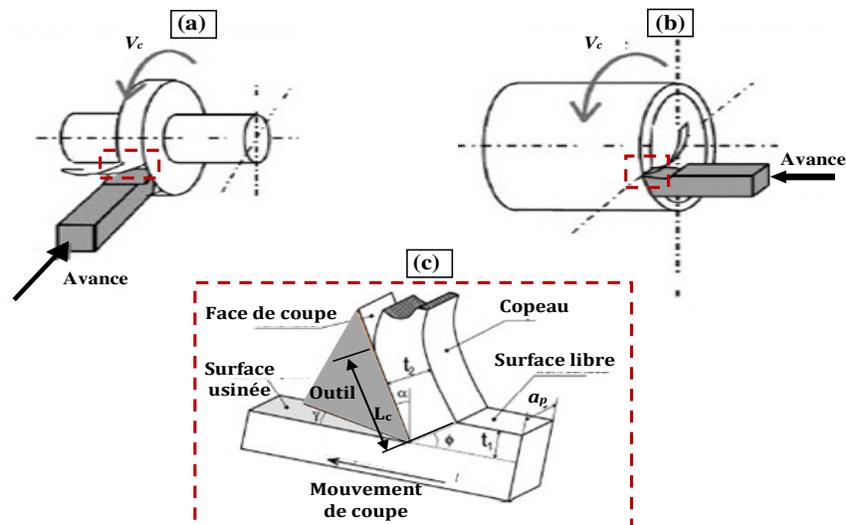


Figure I-1 Configuration de coupe orthogonale : (a) usinage en plongée d'un disque (Le Calvez, 1995), (b) usinage en bout d'un tube (Le Calvez, 1995) et (c) illustration dans une modélisation 3D (Sutter, 2005)

I.1.2 Processus de formation du copeau

I.1.2.1 Écoulement de la matière et formation des zones de cisaillement

Le processus de coupe a été largement investigué sous différents aspects, notamment les mécanismes de formation du copeau. Dans la littérature, certaines études se sont focalisées sur les principaux facteurs stimulant la formation du copeau et sa transition d'un copeau continu à festonné (Barry & Byrne, 2002), (Lorentzon, et al., 2009), (Atlati, et al., 2011)...). D'autres travaux ont plutôt porté sur la détermination de sa morphologie et sa géométrie (Molinari, et al., 2002), (Hua & Shivpuri, 2004), (Kouadri, et al., 2013), (Wagner, et al., 2015)...), aussi bien que sur l'étude des changements microstructuraux subits par le matériau lors de son usinage (Barry & Byrne, 2002), (Siemers, et al., 2003), (Puerta Velásquez, et al., 2007), (Wan, et al., 2012), (Rotella, et al., 2013), (Cui, et al., 2013)...). Cependant, quelle que soit la nature de l'opération, le processus de formation du copeau reste analogue.

En observant la formation d'un copeau dans une configuration de coupe orthogonale, on aperçoit plusieurs zones de fortes déformations. Une première bande de déformation intense se crée entre la pointe de l'outil et la surface libre de la pièce (voir Figure I-2). Dans cette zone, appelée 'zone de

cisaillement primaire' Z_I , la déformation est principalement du cisaillement. Un échauffement important, dû à la dissipation plastique combinée avec un cisaillement intense, est remarqué. Cette zone correspond au changement de la direction d'écoulement de la matière.

D'autre part, un contact intime se produit entre le copeau et l'outil et il résulte à la formation d'une deuxième zone de cisaillement, appelée 'zone de cisaillement secondaire' Z_{II} . Des niveaux très importants de déformation et de chaleur sont atteints dans cette zone sous l'effet de très fortes pressions de contact (plusieurs GPa), des vitesses élevées d'écoulement du copeau et du frottement prononcé.

Similairement au contact outil-copeau, l'outil de coupe frotte sur la surface usinée et génère à la fois un écrouissage et un échauffement en surface. Cette troisième zone de cisaillement est appelée 'zone de cisaillement tertiaire' Z_{III} , dont l'intensité de la déformation est beaucoup plus faible que celle obtenue dans Z_{II} . Comme pour la zone de cisaillement secondaire, Z_{III} est soumise à des niveaux importants de déformations, d'échauffement et de frottement. Malgré la faible taille de cette zone (par rapport à celle de Z_{II}), sa présence influe fortement sur l'intégrité de surface de la pièce usinée.

On peut synthétiser de cette présentation sur la formation du copeau qu'à l'échelle mésoscopique¹, l'écoulement de la matière est similaire pour toutes les opérations d'usinage. Il donne lieu à trois zones de cisaillement :

- Zone de cisaillement primaire au niveau de la racine du copeau (bifurcation de l'écoulement)
- Zone de cisaillement secondaire entre l'outil et le copeau (frottement)
- Zone de cisaillement tertiaire entre l'outil et la pièce (frottement)

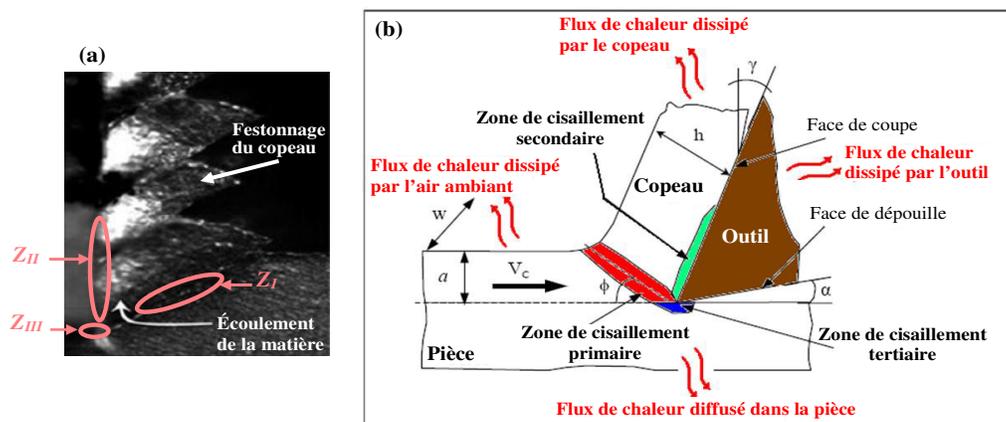


Figure I-2 (a) Visualisation par caméra rapide de la formation du copeau (Germain, et al., 2009) et (b) schématisation simplifiée 2D de la coupe orthogonale (Hor, 2011)

1.1.2.2 Morphologie du copeau

Pour le cas où la déformation plastique reste homogène et stable dans la zone primaire de cisaillement, un copeau de forme continue est formé (Figure I-3a). Avec cette morphologie, une stabilité du processus d'enlèvement de matière est remarquée, dont la contrainte d'écoulement mesurée sur toute l'épaisseur du copeau reste inférieure à la limite à la rupture du matériau sollicité. Ceci engendre un régime de cisaillement régulier qui se caractérise par un écoulement continu du copeau le long de la face de coupe de l'outil, gardant pratiquement la même longueur de contact durant toute l'opération de coupe.

Une variation dans les conditions de coupe et/ou la géométrie de l'outil engendre la formation d'un copeau ondulé, faiblement segmenté, caractérisé par une forme quasi continue (voir Figure I-3b). Avec

¹ L'échelle mésoscopique consiste à représenter les phénomènes physiques produits à une échelle de quelques mm^3 autour du rayon d'acuité de l'outil de coupe.

cette morphologie, des bandes de cisaillement non prononcées commencent à apparaître et à perturber légèrement la stabilité de la coupe. Des plans de cisaillement proches les uns des autres et non réguliers se forment. Un léger confinement de la déformation plastique, de valeur un peu plus importante que celle située en dehors du plan de cisaillement, est remarqué.

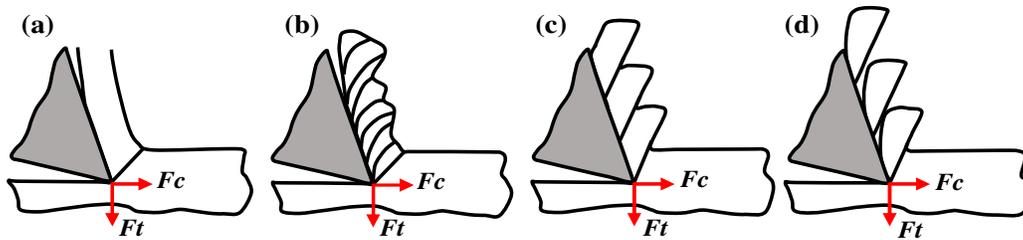


Figure I-3 Différentes morphologies du copeau : (a) copeau continu, (b) copeau ondulé, (c) copeau segmenté et (d) copeau fragmenté (Wagner, et al., 2012)

Dans le cas des conditions de coupe plus sévères, l'usinage provoque une forte segmentation du copeau (voir Figure I-3c). Pour cette morphologie de copeau, appelé aussi 'en dents de scie' ou 'festonné', une discontinuité de la déformation est obtenue. Il en résulte la formation de bandes de cisaillement régulières. Une non-homogénéité au niveau de la longueur de contact et une forte fluctuation des efforts de coupe sont remarquées. Néanmoins, il est possible pour certains métaux, tels que les alliages de titane, de faire festonner le copeau sous l'application des conditions de coupe relativement faibles. La Figure I-4 illustre la localisation de la déformation au niveau des bandes de cisaillement dans le cas d'usinage du Ti6Al4V à une vitesse de coupe de 30 m/min. Un copeau en dents de scie, présentant une instabilité dans la distribution de la déformation, est donc obtenu contrairement à la morphologie du copeau en acier AISI4340, obtenue par Komanduri et Hou (Komanduri & Hou, 2002) suite à l'usinage de la pièce à une vitesse de coupe légèrement supérieure ($V_c = 40$ m/min). Pour ce matériau, un copeau continu, présentant une évolution quasi-uniforme des champs de déformation, est formé.

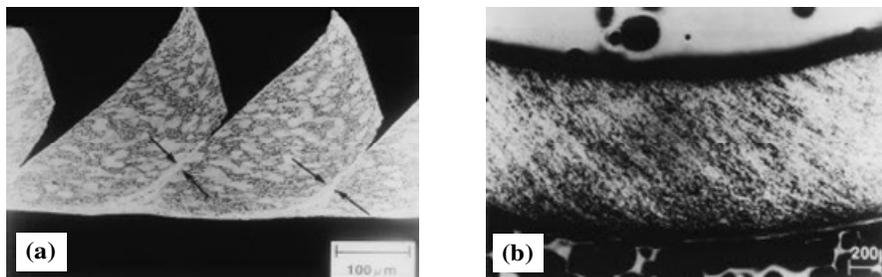


Figure I-4 Morphologies du copeau correspondantes à : (a) l'alliage de titane Ti6Al4V ($V_c = 30$ m/min) et (b) l'acier AISI4340 ($V_c = 40$ m/min) (Komanduri & Hou, 2002)

Suite à l'application des conditions de coupe encore plus importantes (Figure I-5d-f) ou l'introduction des assistances à l'usinage, telle qu'une assistance jet d'huile haute pression (Figure I-5a-c), une transition d'un copeau segmenté à totalement fragmenté ('discontinu' ou 'élémentaire') est possible. Ce type de copeau se caractérise par l'obtention des segments de matière détachés suite à la propagation des fissures tout le long de la zone de cisaillement primaire (Figure I-3d). Cette morphologie peut être considérée comme bénéfique car elle permet d'évacuer facilement les copeaux et ainsi éviter les arrêts machine pour les évacuer manuellement. De plus, une bonne évacuation des copeaux évite qu'ils rayent la pièce et confine l'échauffement au niveau de la pointe outil. Néanmoins, cette fragmentation nécessite des paramètres de coupe généralement plus élevés qui résultent à un échauffement plus important au niveau des zones de fortes déformations (notamment dans Z_{II} et Z_{III}), favorisant par conséquent l'usure de l'outil. D'après Arrazola et al (Arrazola, et al., 2009), une adhésion prend place au niveau de la face de coupe de l'outil, mais aussi au niveau de la pièce elle-même. En outre, la présence des bandes de cisaillement adiabatique dans le copeau segmenté entraîne une fluctuation plus importante des charges mécaniques (instabilité des efforts) et thermiques (alternance entre des zones chaudes et froides)

appliquées à l'outil de coupe, accélérant à leur tour son usure ((Calamaz, et al., 2008), (Arrazola, et al., 2009)).

En effet, il est évident que chaque morphologie du copeau agit différemment sur le processus de coupe. Non seulement, le passage d'une morphologie à une autre est fonction de plusieurs paramètres de coupe, dont leurs effets nécessitent d'être connus par avance. Pour cette raison, nous nous intéressons dans la partie suivante à présenter les principaux facteurs agissant sur la forme du copeau ainsi que leurs effets sur l'usinage.

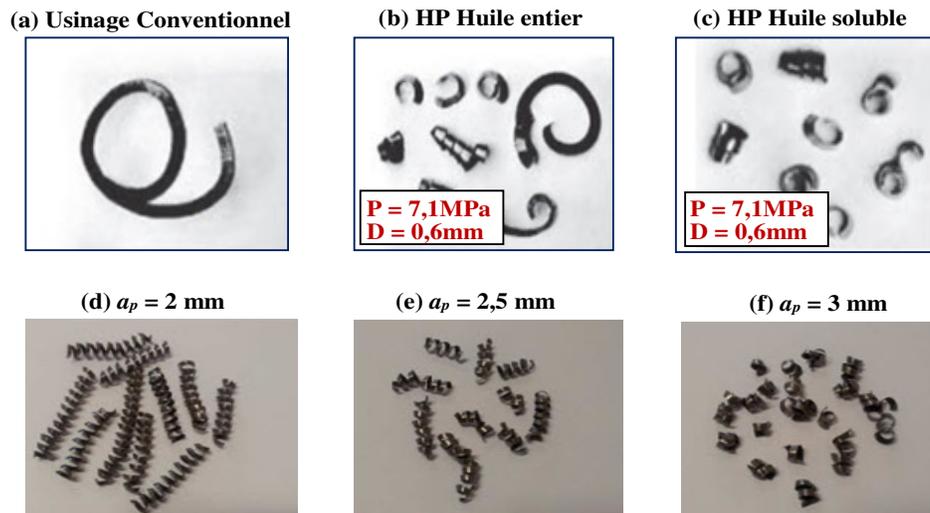


Figure I-5 Influences des conditions de coupe sur la morphologie du copeau : (a, b et c) Ti6Al4V ($V_c = 111$ m/min et $f = 0,24$ mm/tr) (Nandy, et al., 2009), et (d, e et f) Ti17 ($V_c = 50$ m/min et $f = 0,25$ mm/tr) (Ayed, 2013)

1.1.2.3 Effet de la morphologie du copeau sur le procédé d'usinage et principaux facteurs y agissant

La morphologie du copeau dépend de plusieurs facteurs dont nous citons principalement :

- Les conditions de coupe ((Atlati, et al., 2011), (Daoud, et al., 2015), (Baizeau, et al., 2015))
- L'outil de coupe : sa géométrie, son matériau, la présence d'usure, le type de revêtement ... ((Sutter, 2005), (Sima & Ozel, 2010), (Atlati, et al., 2011), (Duan & Zhang, 2013), (Zhang, et al., 2014), (Daoud, et al., 2015), (Baizeau, et al., 2015))
- La nature du matériau à usiner et sa structure cristallographique (Barelli, 2016)
- Le type d'usinage : conventionnel ou avec une assistance ((Nandy, et al., 2009), (Ayed, et al., 2014))

Le copeau incorpore des informations significatives sur les phénomènes physiques, mécaniques et thermiques accompagnant sa formation (Sutter, 2005). C'est pour cette raison qu'une diversité d'investigations a été menée dans le but d'étudier la dépendance de la morphologie du copeau aux conditions de coupe, à la géométrie de l'outil, au frottement... ((Atlati, et al., 2011), (Kouadri, et al., 2013), (Saleem, et al., 2016), (Ducobu, et al., 2016)), agissant à leur tour sur la rugosité de la pièce finie, son état de surface, et les contraintes résiduelles ((Puerta Velásquez, et al., 2010), (Braham-Bouchnak, et al., 2013)) ainsi que sur la durée de vie des outils de coupe ((Birmingham, et al., 2011), (Nandy, et al., 2009), (Nouari, et al., 2008)).

Plusieurs auteurs ont trouvé des résultats comparables du point de vue de la relation entre le copeau formé (morphologie et géométrie des festons) et les températures, les efforts de coupe, la dégradation des outils, l'intégrité de surface... et ceci pour des matériaux différents. Pour le cas d'usinage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351, par exemple, Kouadri et al (Kouadri, et al., 2013) et Atlati et al (Atlati, et al., 2011) ont noté que l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne la formation d'un copeau segmenté avec un rapport élevé de déformations plastiques maximales ($\epsilon_{p,max,moy}$) par rapport à celles minimales ($\epsilon_{p,min,moy}$) pour différents angles de coupe γ (voir Figure I-6-a). Un festonnage important du copeau a été

obtenu avec un faible angle de coupe ($\gamma \approx 0$) et/ou des vitesses de coupe importantes. Des efforts de coupe élevés ont été notamment mesurés. Cependant, avec un angle γ fixé, les efforts de coupe et les longueurs de contact outil-copeau ont diminué avec l'augmentation de V_c tout en gardant un niveau de fluctuation élevé (voir Figure I-6b et c).

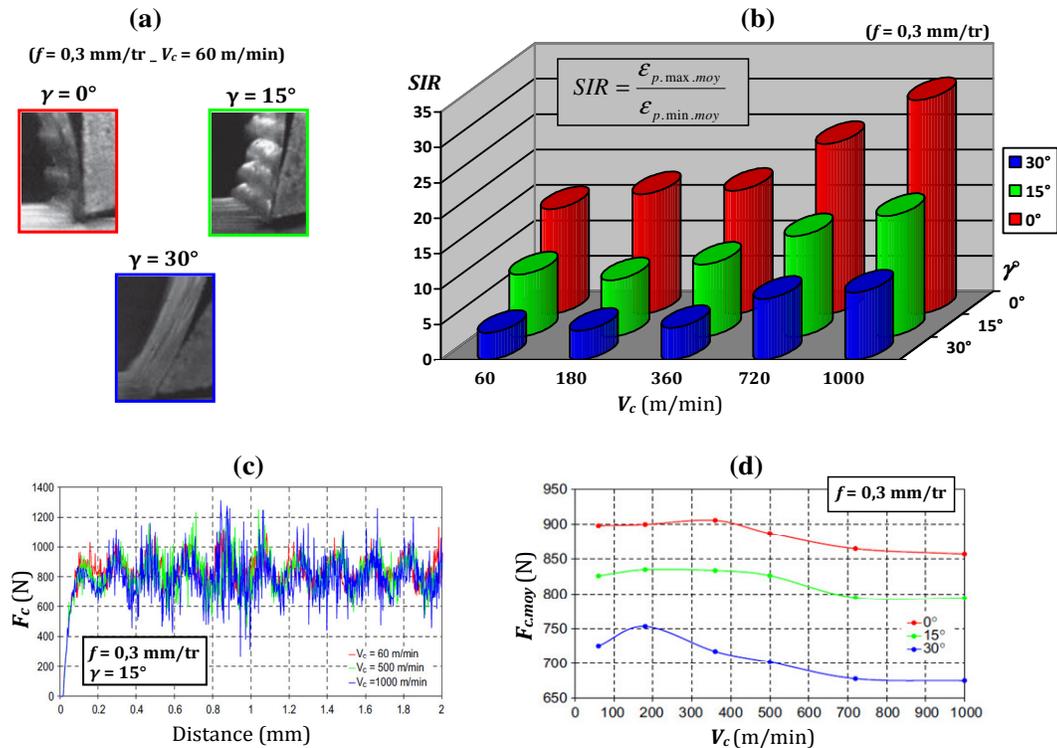


Figure I-6 Effet de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe sur les résultats (a) expérimentaux et (b-d) numériques dans le cas de l'alliage d'aluminium AA2024-T351 (Atlati, et al., 2011) : (a) morphologie du copeau, (b) intensité de segmentation du copeau, (c) évolution instantanée des efforts de coupe et (d) valeurs moyennes de F_c

La littérature a souligné aussi un effet significatif de l'avance sur la morphologie du copeau. Ducobu et al (Ducobu, et al., 2016) ont étudié l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V tout en passant des essais en macro-coupe à des essais en micro-coupe. Avec la diminution de l'avance, un changement radical dans la morphologie du copeau a été noté, soulignant par conséquent le rôle majeur de f sur l'écoulement de la matière. La Figure I-7c illustre la formation d'un copeau continu suite à la définition d'une faible avance. Toutefois, une segmentation prononcée du copeau avec une forte localisation du cisaillement a été remarquée suite à la définition d'une avance de 0,28 mm/tr.

Le type du matériau à usiner et sa famille présentent aussi un indice de la morphologie du copeau. Prenons l'exemple de deux types d'alliages de titane, le Ti6Al4V et le Ti555-3, faisant l'objet de plusieurs études de la littérature (Arrazola, et al., 2009), (Germain, et al., 2013), (Nouari & Makich, 2014)). Leur usinage sous les mêmes conditions de coupe et avec la même géométrie de l'outil résulte à la formation des copeaux de différentes morphologies (voir Figure I-8). Pour une vitesse de coupe de 50 m/min et une avance de 0,15 mm/tr, par exemple, une forte segmentation du copeau est obtenue lors de l'usinage du Ti6Al4V tandis qu'un copeau légèrement festonné, avec moins de régularité dans ses bandes de cisaillement (zones blanches sous forme filaire), a été noté dans le cas du Ti555-3. Similairement, Nouari et Makich (Nouari & Makich, 2014) ont remarqué une segmentation plus aisée du copeau en Ti6Al4V (voir Figure I-8f) permettant la réduction des efforts de coupe, et par conséquent l'obtention d'une usinabilité supérieure de celle du Ti333-5. Cette différence est principalement attribuée à la variation notée dans leurs tenues en éléments stabilisateurs alpha (Al, O, N...) et bêta (Mo, V, Fe, Cr...) qui influencent leurs propriétés physiques. Comme l'ont remarqué Germain et al (Germain, et al., 2013), le Ti555-3 se caractérise initialement par un pourcentage élevé en phase β (environ 69%),

très supérieure à celui du Ti6Al4V, qui participe, au moins en une partie, à cette différence d'usinabilité entre ces deux alliages de titane.

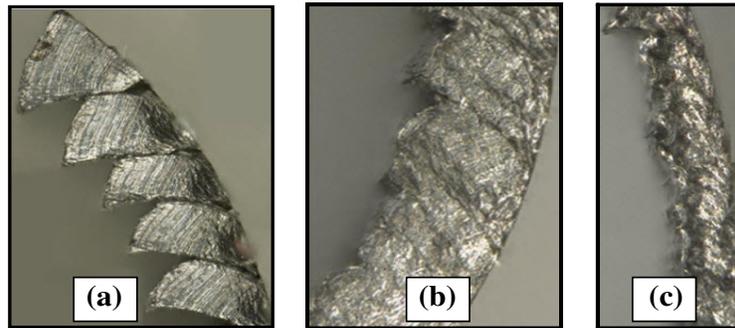


Figure I-7 Copeau expérimental obtenu suite à l'usinage du Ti6Al4V à différentes avances : (a) $f = 0,28$ mm/tr, (b) $f = 0,1$ mm/tr et (c) $f = 0,04$ mm/tr ($V_c = 30$ m/min, $a_p = 1$ mm et $\gamma = 15^\circ$) (Ducobu, et al., 2016)

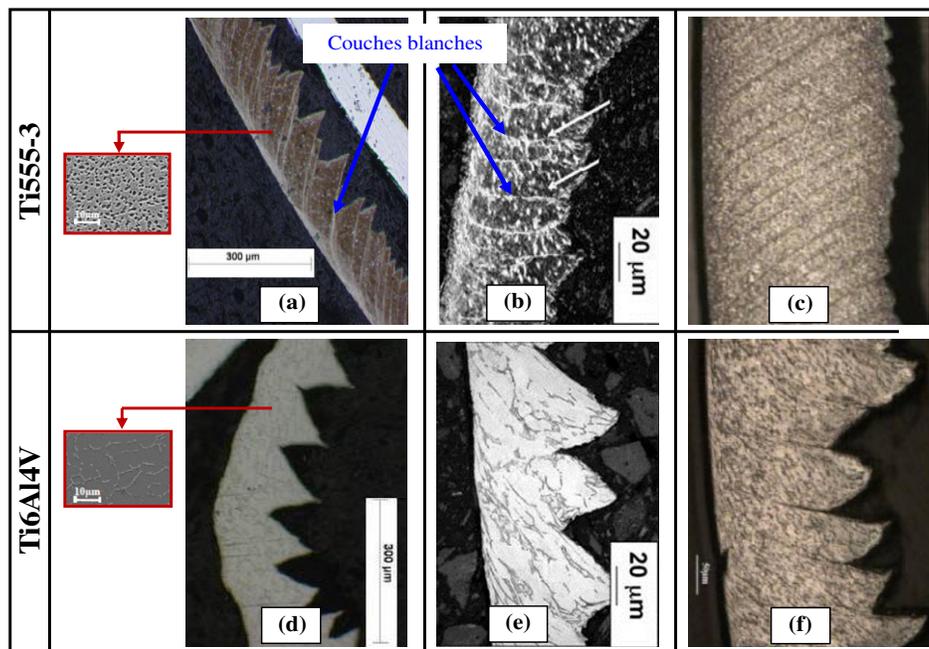


Figure I-8 Morphologies du copeau correspondantes à deux types d'alliages de titane (Ti555-3 et Ti6Al4V) et différentes conditions de coupe : (a et d) $V_c = 50$ m/min et $f = 0,15$ mm (Braham-Bouchnak, 2010), (b et e) $V_c = 50$ m/min et $f = 0,1$ mm (Arrazola, et al., 2009) et (c et f) $V_c = 35$ m/min et $f = 0,1$ mm (Nouari & Makich, 2014)

La structure cristallographique du matériau à usiner apporte aussi des modifications sur le processus de formation du copeau et sa morphologie. Barelli (Barelli, 2016) s'est intéressé à l'usinage de l'alliage de titane biphasé Ti6Al4V sous deux microstructures : (a) traité β de microstructure lamellaire et (b) non traité β de microstructure équiaxe. Bien que dans cette étude l'usinage des deux échantillons en Ti6Al4V a été effectué à des conditions de coupe similaires et avec le même outil, une différence dans la morphologie des copeaux a été obtenue (voir Figure I-9). Pour le Ti6Al4V avec une structure équiaxe, le copeau formé est parfaitement festonné dont des fissures sont présentes à son extrémité. Ces bandes sont beaucoup plus diffuses pour la deuxième microstructure caractérisée par la formation d'un copeau faiblement segmenté.

Etant donné que l'usinage des alliages de titane, particulièrement le Ti6Al4V, étudié dans ce rapport, se caractérise par la fréquente segmentation du copeau ((Calamaz, 2008), (Arrazola, et al., 2009), (Ayed,

2013), (Wagner, et al., 2015)), nous nous intéressons dans la partie suivante à examiner les mécanismes physiques qui la régissent.

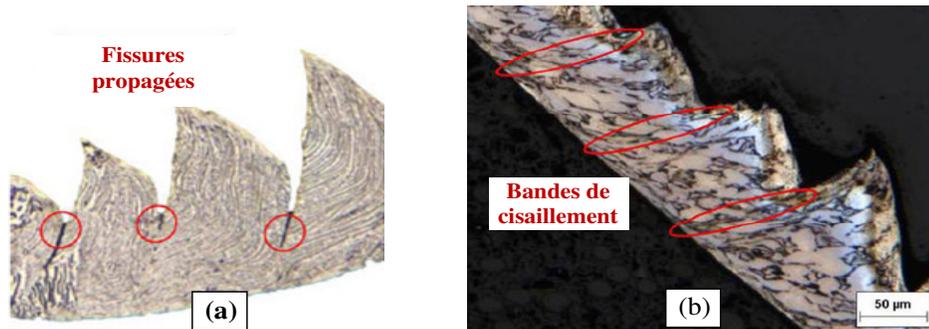


Figure I-9 Effet de la structure cristallographique du Ti6Al4V sur la morphologie du copeau : (a) Ti6Al4V traité β avec une structure équiaxe et (b) Ti6Al4V non traité β avec une structure lamellaire ($V_c = 65$ m/min et $f = 0,1$ mm/tr) (Barelli, 2016)

1.1.2.4 Mécanismes physiques régissant la segmentation du copeau

La segmentation du copeau attire de plus en plus l'attention des chercheurs menant plusieurs analyses à l'échelle microscopique dans le but de déterminer les principaux mécanismes stimulateurs de cette morphologie. Dans la littérature, deux théories responsables du festonnage du copeau ont été défendues :

- L'instabilité thermoplastique
- L'amorçage périodique de fissures

1.1.2.4.1 Segmentation du copeau due à une instabilité thermoplastique

La segmentation du copeau pour certains matériaux a été expliquée dans de nombreuses investigations par la compétition entre deux phénomènes, le durcissement du matériau et son adoucissement thermique, induisant une instabilité thermoplastique au niveau de Z_I (Davies, et al., 1996), (Barry & Byrne, 2002), (Shatter, 2005), (Puerta Velásquez, et al., 2007), (Cotterell & Byrne, 2008), (Wan, et al., 2012), (Wagner, et al., 2015)). Cette instabilité est expliquée par : (a) le confinement de la déformation plastique dans le plan de cisaillement, qui contribue à un taux élevé d'écroutissage, et (b) l'augmentation de la température générée par le frottement outil-matière et la déformation plastique du matériau lors de son usinage, qui conduit à une réduction de ses propriétés mécaniques. Un cisaillement adiabatique est alors obtenu dans la bande de déformation primaire lorsque l'effet de l'adoucissement thermique excède celui de l'écroutissage, impliquant par conséquent une chute de la courbe de contrainte d'écoulement.

En effet, la prépondérance de l'adoucissement thermique par rapport à l'écroutissage favorise la création des zones de déformations plastiques intenses dont la chaleur est très élevée, d'où l'apparition d'un régime adiabatique et d'une forte localisation du cisaillement, qui sont à l'origine de la formation des bandes de cisaillement adiabatique BCA (présentées par la Figure I-10a). Selon Wan et al (Wan, et al., 2012), l'apparition de ces bandes dépend de plusieurs paramètres comme les conditions de coupe et les propriétés physiques et mécaniques du matériau à usiner (chaleur spécifique, conductivité thermique, dureté, ductilité...).

Les alliages de titane, caractérisés par une faible conductivité thermique, sont susceptibles d'atteindre l'instabilité thermoplastique à des faibles conditions de coupe. En effet, lors de la formation des bandes de cisaillement, la chaleur confinée dans une fine zone de déformation entraîne une augmentation importante de la température. La formation du feston est alors attribuée au cisaillement très localisé induit par l'adoucissement thermique de la matière. Cette hypothèse a été vérifiée par Wan et al (Wan, et al., 2012) pendant l'usinage du Ti6Al4V avec des outils de coupe de différents angles de coupe tel qu'aucune fissure n'a été remarquée dans le copeau formé d'une morphologie segmentée.

La formation des BCA a évidemment un impact sur la microstructure des copeaux tel que des transformations de phase peuvent avoir lieu au niveau des bandes de cisaillement, de la zone Z_{II} et de la surface usinée. Ces transformations très localisées sont dues principalement à l'augmentation importante

de la température au niveau de ces zones de cisaillement. Des images microscopiques obtenues par un microscope électronique à balayage (MEB) et des analyses chimiques effectuées par la diffractométrie de rayons X (DRX) ont été réalisées par Bayoumi et al (Bayoumi & Xie, 1995) sur un copeau segmenté en Ti6Al4V de microstructure lamellaire. Des transformations de phase ont été identifiées par les auteurs au niveau des bandes de cisaillement où une disparition des pics a été remarquée ($\beta(100)$, $\beta(110)$ et $\beta(200)$ de la Figure I-11a). Les auteurs ont attribué la disparition des pics à l'augmentation brusque de la température ($T > 1000^\circ\text{C}$) dans les zones fortement déformées. Siemers et al (Siemers, et al., 2003) ont souligné à partir des essais d'usinage sur une microstructure plutôt bimodale (ou 'duplex') de Ti6Al4V la présence de transformations de phase allotropiques. Avec le refroidissement du copeau, une structure 'lenticulaire' a été partiellement formée à partir de la phase β par nucléation et grossissement. L'intensité de ces modifications microstructurales a été progressivement diminuée en s'éloignant des bandes de cisaillement (Figure I-11b).

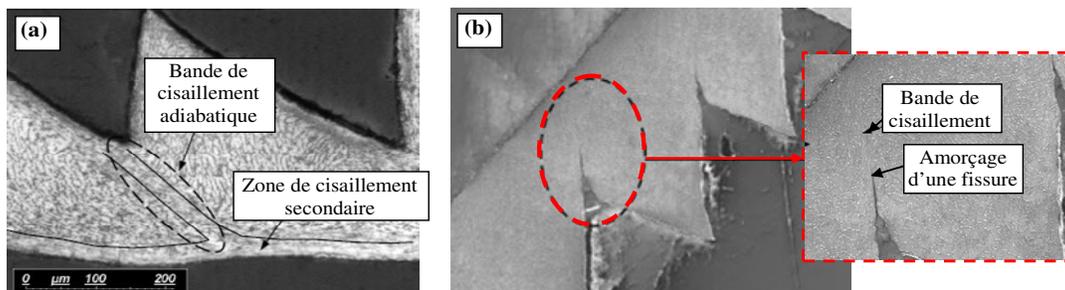


Figure I-10 Observation par Microscope Electronique à Balayage MEB d'un copeau festonné en Ti6Al4V : (a) cas d'absence et (b) de présence de fissures dans les bandes de cisaillement (Calamaz, 2008)

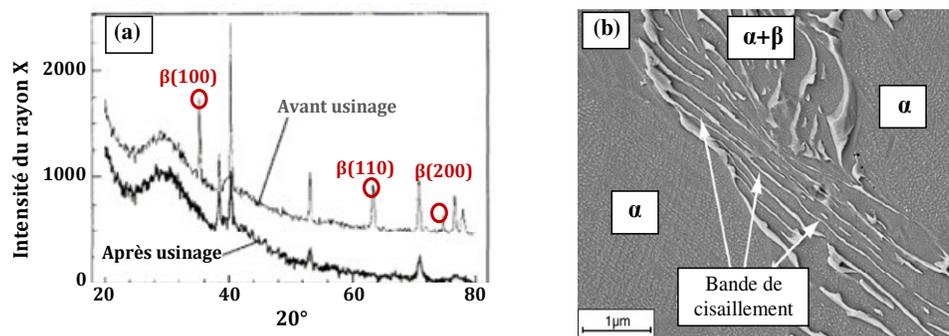


Figure I-11 Transformations de phase identifiées par (a) DRX (Bayoumi & Xie, 1995) et (b) MEB (Siemers, et al., 2003) dans le copeau en Ti6Al4V :

Wang et al (Wang, et al., 2017) ont développé un modèle numérique qui permet de reproduire les changements microstructuraux accompagnant l'usinage à grande vitesse du Ti6Al4V. Les résultats obtenus ont indiqué une augmentation du pourcentage de la phase β dans les bandes de cisaillement, la zone de cisaillement secondaire et la surface finie de la pièce usinée suite à l'application des vitesses de coupe élevées (entre 200 m/min et 500 m/min). Ces transformations de phase sont en accord avec les observations expérimentales menées par les auteurs (Figure I-12). D'autre part, l'analyse des pics de diffraction menée par Germain et al (Germain, et al., 2013) sur les bandes blanches, formées dans les deux zones de cisaillement Z_I et Z_{II} lors de l'usinage du Ti555-3 à différentes conditions de coupe, a souligné la présence des transformations de phase pour cet alliage de titane. Une diminution dans la proportion de la phase α a été obtenue suite à une augmentation de la vitesse de coupe. Wagner et al (Wagner, et al., 2015) ont attribué ce changement dans la microstructure du Ti555-3 aux niveaux élevés de contraintes et de températures générées pendant la coupe.

Toutefois, il est possible d'avoir une segmentation du copeau sans aucune transformation de phase. Puerta Velasquez et al (Puerta Velásquez, et al., 2007) ont justifié, à partir des observations

microscopiques (sur MEB) et des analyses chimiques (par DRX), l'absence de transformations de phase dans les bandes de cisaillement formées suite à l'usinage du Ti6Al4V de microstructure initiale équiaxe à des vitesses de coupe élevées. Les auteurs ont montré que seulement un raffinement intense des grains a eu lieu tout en gardant la microstructure initiale de cet alliage de titane. De même, suite à l'usinage du Ti6Al4V à une vitesse de coupe de 50 m/min, Wang et al (Wang, et al., 2017) ont indiqué l'absence des transformations de phase dans le copeau formé (voir Figure I-12c), impliquant par conséquent la complexité et la diversité des phénomènes se produisant au moment de la coupe.

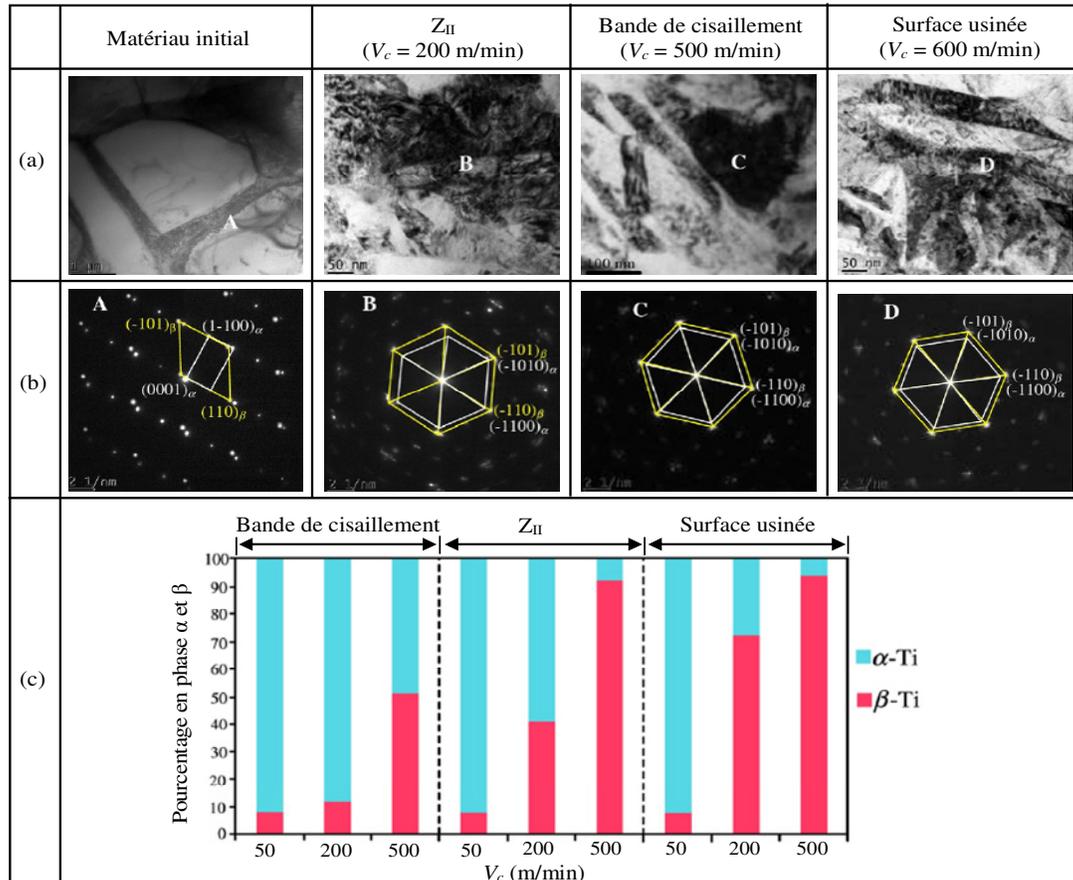


Figure I-12 Microstructure du copeau et de la surface usinée expérimentalement déterminée, pour différentes conditions de coupe à l'aide (a) d'une microscopie électronique en transmission (MET) et (b) d'une diffraction d'électrons sur une surface sélectionnée (SAED), et (c) sa validation numérique (Wang, et al., 2017)

En parallèle à l'effet de l'instabilité thermoplastique sur la morphologie du copeau et sa microstructure, la segmentation a été expliquée, pour certains métaux, par un autre mécanisme : l'initiation et la propagation de fissures. Wan et al (Wan, et al., 2012) ont indiqué que dans le cas d'un matériau de forte sensibilité à la déformation et à l'initiation de la rupture, l'amorçage périodique de fissures et leur propagation participent au festonnage du copeau. Cela met l'accent sur la possibilité d'avoir une segmentation par endommagement, sous l'effet de la présence des microfissures et des vides. Cette théorie fait l'objectif du paragraphe suivant.

1.1.2.4.2 Segmentation due à l'amorçage et à la propagation de fissures

La littérature a mis l'accent sur le rôle de l'amorçage de fissures et leur propagation à l'intérieur des bandes de cisaillement sur la formation d'un copeau en dents de scie (Shaw & Vyas, 1998), (Hua & Shivpuri, 2004), (Hua & Shivpuri, 2004)). Cela revient à dire que la forte localisation de la déformation entraîne une contrainte de cisaillement très importante au niveau du plan de cisaillement qui atteint la limite à la rupture du matériau et conduit par suite à l'amorçage et la propagation progressive de

microfissures dans le copeau. Les deux surfaces restent soudées sous l'effet combiné de la pression et de la température et résultent à la segmentation du copeau (Puerta Velásquez, et al., 2007).

Shaw et Vyas (Shaw & Vyas, 1998) ont indiqué que pendant l'usinage des aciers, l'initiation périodique des fissures à partir de la surface extérieure du copeau et sa propagation de façon partielle ou totale vers la pointe de l'outil de coupe conduit au festonnage du copeau, voire même sa fragmentation, en fonction des conditions de coupe. Dans le cas de l'usinage conventionnel du Ti6Al4V à une faible vitesse de coupe ($V_c = 15$ m/min par exemple), Barry et al (Barry, et al., 2001) ont mis l'accent sur l'intervention du mécanisme de clivage dans l'endommagement par rupture fragile du matériau au niveau de la surface libre de la zone cisailée. Toutefois, pour des conditions de coupe plus sévères ($V_c = 180$ m/min par exemple), l'observation microscopique de la surface libre du copeau a montré la présence d'une rupture ductile (voir Figure I-13b). Cette rupture est produite suite à la nucléation de cavités, leur croissance et leur coalescence, qui sont à l'origine du festonnage du copeau. Ce résultat prouve la présence de fissures dans le plan de cisaillement et leur effet, au moins en une partie, sur le festonnage du copeau. Similairement, Barelli (Barelli, 2016) a montré l'effet de l'endommagement, dans le cas de l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V traité β avec des vitesses de coupe élevées, sur la segmentation du copeau. La présence des colonies lamellaires a contribué à l'apparition de fissures à son extrémité par une concentration des contraintes au niveau des interfaces des colonies, et donc à l'accentuation de sa segmentation (voir Figure I-9-a). Les auteurs ont souligné l'effet de la compétition entre l'instabilité thermoplastique et la propagation des fissures sur la segmentation du copeau qui peut être due à un adoucissement thermique suivi par une nucléation et croissance des microcavités.

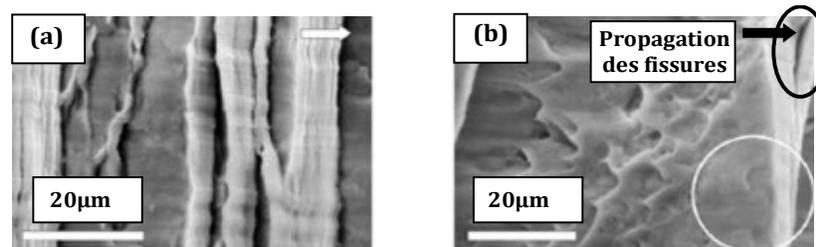


Figure I-13 Faciès de la surface cisailée d'un copeau segmenté correspondant à différentes conditions de coupe : (a) $V_c = 15$ m/min et (b) $V_c = 180$ m/min ($f = 0,08$ mm/tr) (Barry, et al., 2001)

La détermination expérimentale des mécanismes contrôlant la formation d'un copeau de forme quelconque et des différentes étapes qu'il a subies a nécessité la mise en place de plusieurs dispositifs expérimentaux dont nous aborderons à les présenter brièvement dans la partie suivante.

1.1.2.5 Dispositifs expérimentaux utilisés pour la compréhension de la formation du copeau

De nombreux travaux expérimentaux ont été consacrés à la compréhension du mécanisme de formation du copeau et de son effet sur l'usinabilité des matériaux. Cependant, afin d'examiner expérimentalement les étapes de formation d'un copeau de forme quelconque, deux techniques ont été souvent utilisées :

- La réalisation des essais de coupe orthogonale interrompue, connus par le dispositif 'Quick-Stop' (Figure I-14a) : Le principe de ces essais consiste à 'figer' le copeau au cours de sa formation, tout en permettant à un instant donné d'exploiter les zones critiques produites lors de la coupe et d'analyser les surfaces de contact outil-matière ((Molinari, et al., 2002), (Siemers, et al., 2003)).
- La réalisation d'un essai de coupe classique, mais avec la mise en place des caméras rapides 'Charge Coupled Device CCD' (Figure I-14b) : L'utilisation des caméras dans plusieurs investigations ((Nouari & Makich, 2014), (Pottier, et al., 2014)) a pour but de rendre possible l'observation des phénomènes locaux produits dans des zones localisées (d'environ quelques centaines de micromètres), situées autour de la pointe outil. Cette technique a l'avantage de permettre la capture au cours du temps de la formation du copeau, la mesure de la longueur de contact outil-copeau, la détermination de la nature de frottement...

A la base de ces deux techniques, d'autres méthodes plus évoluées de types caméras CCD en proche infrarouge, couplage caméra CCD-microscope longue distance... ont été utilisées. Elles ont pour but de

déterminer l'évolution des champs de température, de déformation... au niveau des interfaces de contact. Cependant, il est important de mettre en évidence que ces différentes méthodes nécessitent de procéder au préalable à une préparation très délicate et couteuse de la machine et des pièces à usiner, diminuant leur efficacité.

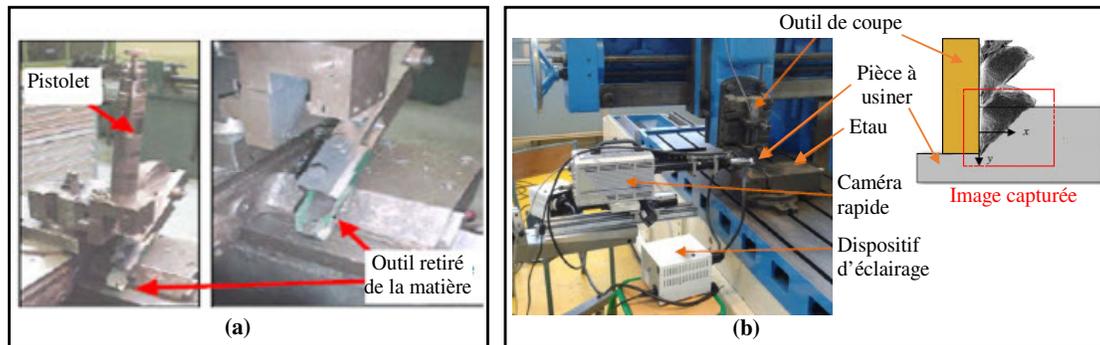


Figure I-14 Montage expérimental utilisé (a) pour la coupe interrompue (Poulachon, 1999) et (b) la coupe avec des caméras rapides (Pottier, et al., 2014)

I.1.3 Synthèse

L'analyse menée dans cette première partie de l'état de l'art consiste à représenter, à partir de nombreuses études expérimentales de la littérature, les différentes parties liées à la formation du copeau. En effet, afin d'augmenter la productivité et la durée de vie des outils de coupe, il s'est avéré nécessaire d'étudier profondément le mécanisme de segmentation de copeau et les paramètres y agissant. Les différentes morphologies de copeau et leurs dépendances à une diversité de paramètres ont été présentées dans le but de rappeler leurs effets sur la stabilité de la coupe et la durée de vie des outils. L'accent a été mis par la suite sur le festonnage du copeau et les mécanismes le régissant, notamment dans le cas de l'alliage de titane Ti6Al4V, qui sera étudié dans ce rapport, caractérisé par la fréquente segmentation de son copeau.

Cependant, malgré les éventuelles améliorations dans les techniques expérimentales utilisées, il reste difficile d'aboutir, par le biais des méthodes expérimentales, à une compréhension approfondie du processus de coupe avec ses différents aspects. Il est alors difficile de se passer de l'utilité des modélisations. Ces dernières permettent d'économiser énormément dans les coûts des essais expérimentaux. Il paraît alors judicieux de développer des modèles fiables qui permettent une compréhension approfondie de la formation du copeau. C'est cet aspect qui nous intéresse tel que nous essayons par les différentes études présentées dans ce rapport de fiabiliser la modélisation numérique de la coupe orthogonale. En effet, nous présentons dans les parties suivantes de ce chapitre une étude bibliographique sur les méthodes numériques utilisées pour la modélisation de la coupe, les principaux paramètres numériques influant les prédictions et l'effet important d'une reproduction fiable du comportement du matériau à usiner sur la fiabilité des modélisations.

I.2 Introduction, caractérisation et résultats liés à la modélisation numérique de la coupe

Une étude approfondie du processus de coupe a souvent recours à l'utilisation de la modélisation en complément d'essais expérimentaux. Ces méthodes présentées principalement par des modélisations analytiques, numériques ou hybrides ont pour but de prédire fidèlement des paramètres globaux (tels que les efforts de coupe, la morphologie du copeau et la longueur de contact), locaux (comme la distribution de la température, l'évolution de la déformation dans le copeau et la propagation des fissures) et tribologiques (tel que le coefficient local de frottement, la longueur de la zone de contact collant et glissant...) accompagnant le processus de formation du copeau, et par conséquent de mieux maîtriser le procédé d'usinage.

L'approche analytique est à la base des méthodes utilisées pour la modélisation de la coupe. Elle est très utilisée dans la littérature (Molinari & Moufki, 2008), (Ozlu, et al., 2009), (Pawade, et al., 2009), (Mondelin, et al., 2012), (Moufki, et al., 2015), (Moufki, et al., 2017)), que ce soit pour la modélisation de la coupe orthogonale ou oblique. L'avantage de cette méthode se présente par sa capacité à étudier l'écoulement de la matière et à tenir compte des propriétés de contact (la longueur de contact, les coefficients de frottement, la zone de contact collant-glissant...). De plus, elle permet un accès rapide, par rapport à la méthode des éléments finis EF, à des résultats locaux.

Moufki et al (Moufki, et al., 2015) ont utilisé un modèle thermomécanique de coupe oblique pour prédire analytiquement les efforts de coupe pendant un essai de fraisage périphérique du Ti6Al4V. Un niveau élevé de corrélation avec les résultats expérimentaux a été obtenu sur une large gamme de conditions de coupe. Dans une autre étude, Moufki et al (Moufki, et al., 2017) ont tenu compte du frottement outil-copeau, de plus du rayon d'acuité de l'outil et du comportement thermomécanique de la pièce, pendant la modélisation analytique du fraisage de l'inconel 718. Pour mieux tenir compte de l'effet du rayon d'acuité de l'outil sur les efforts de coupe, les auteurs ont proposé un nouveau modèle qui permet de déterminer les conditions de coupe les plus appropriées, pour lesquelles l'évolution des efforts est quasi-stationnaire. Des paramètres locaux comme la température de coupe, la longueur de contact et la direction d'écoulement du copeau ont pu être analysés dans cette étude. Cependant, l'inconvénient majeur de la méthode analytique se présente par son domaine d'étude réservé encore au régime stationnaire, et donc à la modélisation de la formation d'un copeau continu.

Un autre type d'approche, l'approche hybride, a été récemment utilisée pour la modélisation de la coupe (Bahi, et al., 2011), (Bahi, et al., 2012), (Avevor, et al., 2017)). Elle consiste à combiner entre la méthode analytique et numérique. Bahi et al (Bahi, et al., 2011) ont utilisé cette approche de sorte qu'ils ont déterminé analytiquement les conditions de contact outil-matière pour un essai de coupe tout en résolvant numériquement la non-linéarité des problèmes thermiques produite principalement au niveau des interfaces de contact. Le modèle hybride proposé dans cette étude a permis une identification simplifiée de l'interaction entre les phénomènes thermomécaniques produits dans la zone de cisaillement primaire et à l'interface de contact outil-copeau. La tenue en considération de la différence de modes de contact (collant et glissant), des propriétés thermiques de contact et du comportement de la pièce a permis d'atteindre des niveaux élevés de corrélation en termes d'efforts de coupe. A partir de la distribution de la température et de la contrainte aux interfaces de contact, les auteurs ont pu déterminer, en fonction du type de contact, les modes d'usure de l'outil et les principaux paramètres les contrôlant.

Malgré les améliorations significatives que la méthode hybride a apportées à la modélisation de la coupe, son problème majeur est sa limitation à l'étude d'un problème stationnaire alors que l'analyse des phénomènes transitoires, comme la segmentation du copeau, n'est pas encore possible. Cependant, comme il a été vu dans le début de ce chapitre, notre étude doit permettre une meilleure reproduction du festonnage du copeau accompagnant l'usinage de l'alliage de titane Ti6Al4V. Par conséquent, les modélisations analytiques et hybrides ne seront pas développées par la suite.

Les approches numériques présentées par la méthode aux éléments finis prennent ces dernières années une place intéressante dans la modélisation de la coupe. Même si de nombreux aspects demeurent encore non résolus, la modélisation par éléments finis MEF a l'avantage de pouvoir reproduire avec précision des phénomènes locaux tels que la localisation des déformations et des températures dans le copeau, les contraintes résiduelles, la formation des BCA, l'apparition et la propagation de fissures, etc. Elle est considérée comme étant la méthode la plus efficace pour prendre compte du comportement non linéaire des matériaux soumis à des sollicitations extrêmes, faisant intervenir des déformations, des températures et des conditions de contact très sévères, notamment dans le cas de la formation d'un copeau discontinu.

Plusieurs types de modélisations numériques existent à l'heure actuelle et sont toujours en développement. Elles se distinguent par la méthode utilisée pour la discrétisation du modèle géométrique, le type d'intégration temporelle, le formalisme numérique....

I.2.1 Méthodes de discrétisation géométrique du modèle numérique

I.2.1.1 Méthode sans maillage

Plusieurs méthodes de discrétisation sans maillage (comme la méthode CNEM (Constrained Natural Elements Method), DEM (Discret Elements Method), SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics, MPM (Material Point Method) et FPH (Finite Pointset Method)) ont été utilisées dans de nombreuses études numériques ((Onate & Rojek, 2004), (Illoul & Lorong, 2011), (Ambati, et al., 2012), (Abolfazl Zahedi, et al., 2013), (Madaj & Piska, 2013)...) focalisées à la modélisation de la coupe dont quelques résultats sont illustrés par la Figure I-15. Ces approches sont encore au cours de développement. Elles se distinguent de la méthode de discrétisation géométrique avec maillage par leurs aptitudes à étudier au mieux le processus de coupe, faisant intervenir de fortes non linéarités. Elles permettent de minimiser, voire éliminer, la dépendance de la solution au maillage initial. Il est alors possible de modéliser les fortes déformations sans rencontrer le problème de distorsion de maillage.

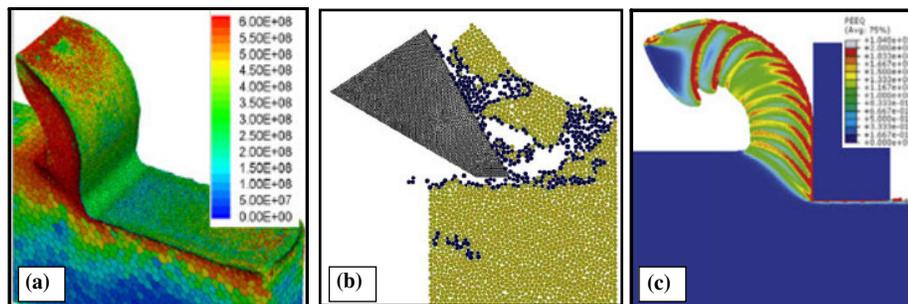


Figure I-15 Copeau simulé avec différents types d'approches sans maillage: (a) CNEM (Illoul & Lorong, 2011), (b) DEM (Onate & Rojek, 2004) et (c) MPM (Ambati, et al., 2012)

Ces méthodes sans maillage se présentent comme étant des approches alternatives à la méthode avec maillage nécessitant la résolution des équations aux dérivées partielles pour chaque nœud. De même, les méthodes sans maillage permettent la mise à jour des variables au niveau des nœuds répartis sur le domaine étudié. Cependant, avec la MEF (avec maillage), le calcul est réalisé au niveau de l'élément défini par l'ensemble de ses nœuds inchangés, ce qui n'est pas le cas pour les méthodes sans maillage, dont la notion de voisinage est réactualisée régulièrement pour reproduire une nouvelle connectivité entre les nœuds. De façon générale, les méthodes sans maillage s'affranchissent de la notion d'un maillage fixe ce qui leur permet de suivre de façon plus contrôlée les fortes déformations de la matière et donc d'éviter les problèmes de distorsion d'éléments souvent rencontrés dans le cas des modélisations numériques avec maillage. La réactualisation des nœuds voisins, impossible lorsque des éléments avec des nœuds fixes sont utilisés, rend les résultats moins dépendants à la discrétisation géométrique de la pièce.

Cependant, même si les approches sans maillage présentent certains avantages, leur utilisation pour la simulation des procédés de fabrication reste encore limitée à des applications bien déterminées. En effet, ce type de modélisation ne permet pas de connaître très précisément la frontière du domaine, ce qui pose des problèmes pour la gestion du contact et l'application des conditions aux limites. De plus, la densité et la répartition des particules (ou nœuds) est aussi une problématique à ne pas négliger. Par conséquent, les approches sans maillage, toujours en fort développement, sont des techniques intéressantes, mais surtout très prometteuses pour les futures modélisations de la coupe. Toutefois, elles restent encore non suffisamment développées pour réaliser des simulations pertinentes de la coupe.

I.2.1.2 Méthode avec maillage

De nos jours, les modèles numériques fréquemment adaptés pour la modélisation de la coupe orthogonale utilisent généralement la méthode de discrétisation avec maillage du modèle géométrique. Cette approche consiste à discrétiser le domaine étudié en sous espaces, appelés éléments, pour lesquels

les équations de conservation sont résolues. Les grandeurs modélisées sont interpolées par des fonctions de forme et projetées à l'ensemble des nœuds appartenant à chaque élément. Ce type de modélisations numériques occupe depuis plusieurs années une place importante dans la compréhension et la reproduction du processus de coupe caractérisé par sa forte non-linéarité et ses niveaux élevés de déformations. Elles ont montré une capacité intéressante à reproduire l'ensemble des phénomènes thermomécaniques tout en permettant l'accès instantané à des informations très localisées telles que les champs de température, les déformations, les contraintes, les efforts de coupe, la nature du contact outil-matière... dont il est infiniment difficile de les examiner expérimentalement.

Généralement, les MEF se distinguent les uns des autres par la méthode d'intégration, le formalisme utilisé, le type et la gestion de maillage. Pour cette raison, nous présentons dans la partie suivante et à partir de la littérature, l'effet de quelques paramètres numériques sur la fiabilisation de la modélisation de la coupe.

I.2.2 Schémas d'intégration temporelle

Un schéma d'intégration temporelle doit permettre une discrétisation convenable de l'espace du temps selon le type de problème à résoudre. Le choix adéquat du type d'intégration est donc important pour garantir la précision de la solution numérique, sa stabilité et sa robustesse. Selon le type de problème à résoudre, un schéma d'intégration particulier, implicite ou explicite, doit être utilisé. La différence entre ces deux schémas se présente principalement par l'instant à partir duquel la solution incrémentale est déterminée. Si l'état des points matériels à l'instant $t+\Delta t$ est mis à jour à partir des informations itératives en position, vitesse et accélération des nœuds de maillage, déterminées au même instant, on dit qu'une résolution implicite est utilisée (Harewood & McHugh, 2007). En revanche, pour le cas d'une résolution explicite, seules les informations à l'instant t en un nœud donné sont utilisées pour la détermination de la solution finale (à l'instant $t+\Delta t$).

En ce qui concerne les avantages et les inconvénients de chacun des schémas d'intégration, un schéma implicite se caractérise généralement par sa stabilité et son niveau intéressant de précision bien qu'il présente certaines limitations. La stabilité est maintenue malgré la définition d'un incrément de temps relativement important. Toutefois, ce schéma d'intégration nécessite l'inversion de la matrice de rigidité afin de linéariser le système d'équations. Cette étape de linéarisation incrémentale présente une opération très coûteuse du point de vue du temps de calcul, surtout pour le cas de fortes non linéarités. C'est pour cette raison qu'une intégration implicite est souvent réservée à l'étude des problèmes statiques à quasi-statiques, qui ne font pas intervenir de phénomènes dynamiques avec une évolution prononcée de l'état des points matériels entre deux instants consécutifs t et $t+\Delta t$. Choi et al (Choi, et al., 2002) ont affirmé que dans le cas des calculs dynamiques impliquant une forte non linéarité, comme pour la modélisation de l'enlèvement de la matière, des grandes difficultés numériques surviennent pour la convergence de la solution après chaque incrément de temps. De très nombreuses itérations doivent être effectuées à chaque pas de temps Δt jusqu'à ce qu'un critère de convergence soit satisfait. Les temps de calcul s'accroissent alors très fortement et des difficultés de convergence de la solution finale sont présentes. Ceci explique la non-adéquation de la méthode implicite à la simulation des phénomènes dynamiques avec une forte non-linéarité (Harewood & McHugh, 2007).

Contrairement à une intégration implicite, la méthode explicite est principalement utilisée pour la résolution des procédés de type dynamique. Bien que le pas de temps avec cette intégration temporelle nécessite d'être très faible, ce qui entraîne un nombre élevé d'incrément, cette méthode a l'avantage de permettre l'étude des phénomènes fortement dynamiques, tel que le cas des chocs et des procédés de fabrication, avec des temps de calcul plus maîtrisés (Ducobu, 2013). En revanche, il est à noter que la méthode explicite ne pose pas de problèmes de convergence une fois la condition de stabilité sur le pas de temps est bien définie (Barge, 2005). Plus de détails sur les conditions à respecter sur le pas de temps, dans le cas d'un calcul explicite, ont été donnés par Zhang et al (Zhang, et al., 2011a).

I.2.3 Formalismes numériques

De plus de la méthode d'intégration temporelle utilisée, nous distinguons quatre grandes familles de formalismes numériques (voir Figure I-16) :

- Eulérien
- Lagrangien
- ALE (Arbitrary Lagrangien Eulerian).
- Remaillage

Les caractéristiques, les avantages et les limites de chacun de ces formalismes sont brièvement présentés dans les paragraphes suivants.

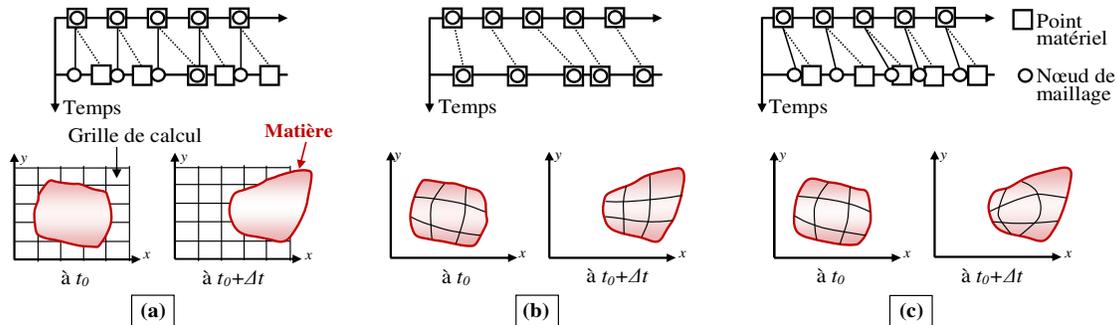


Figure I-16 Schématisations simplifiées du mouvement de maillage pour différentes formulations : (a) Eulérienne, (b) Lagrangienne et (c) ALE (**Asad, 2011**) et (**Philippe, 2009**)

I.2.3.1 Méthode Eulérienne

Pour ce type de formulation, le maillage reste fixe dans l'espace pendant la simulation alors que le flux de matière le traverse (Gadala, et al., 2002), reproduisant parfaitement le principe d'une approche classique de mécanique des fluides. Cette formulation a été généralement utilisée dans la littérature pour l'étude d'un écoulement stationnaire, dans le cas général, et d'un copeau continu stable dans le cas d'usinage (Kim, et al., 1999) (voir Figure I-17). Avec la formulation eulérienne, le maillage reste fixe ce qui permet d'éviter la distorsion des éléments finis. De plus, la formulation eulérienne permet d'avoir des temps de calcul intéressants dans le cas d'un problème stationnaire. Toutefois, cette formulation qui est à la base des premières simulations numériques, ne peut pas être utilisée pour des problèmes non stationnaires comme ceux rencontrés dans le cas de la formation d'un copeau discontinu. Il est alors souvent impossible de modéliser la morphologie réelle de certains copeaux, tels que ceux en alliages de titane caractérisés par la fréquente segmentation du copeau même à des faibles conditions de coupe.

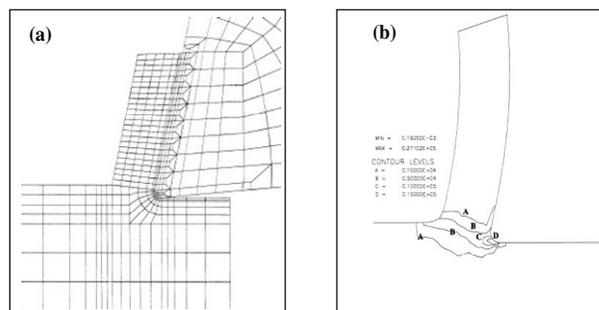


Figure I-17 Modélisation de la coupe orthogonale correspondante à une formulation eulérienne (**Kim, et al., 1999**) : (a) modèle géométrique et maillage, (b) évolution de la vitesse de déformation du copeau

1.2.3.2 Méthode Lagrangienne

La formulation lagrangienne a été largement utilisée dans la littérature ((Baker, 2003), (Mabrouki, et al., 2008), (Yaich, et al., 2016)) pour l'étude de la coupe. Elle suppose que les nœuds du maillage ne sont pas fixes dans l'espace, mais qu'ils suivent le mouvement du point matériel auquel ils sont attachés. Dans ce cas, la déformation de la matière conduit à une déformation du maillage (voir Figure I-16b). En effet, cette méthode n'est pas limitée au domaine de petites déformations, mais aussi aux grandes déformations. Le mouvement du maillage, qui suit en tout point et à chaque instant celui de la matière (voir Figure I-18), permet la simulation du processus de coupe dès la pénétration de l'outil dans la matière jusqu'à l'obtention d'une morphologie quelconque et non préalablement définie du copeau (Laheurte, 2004).

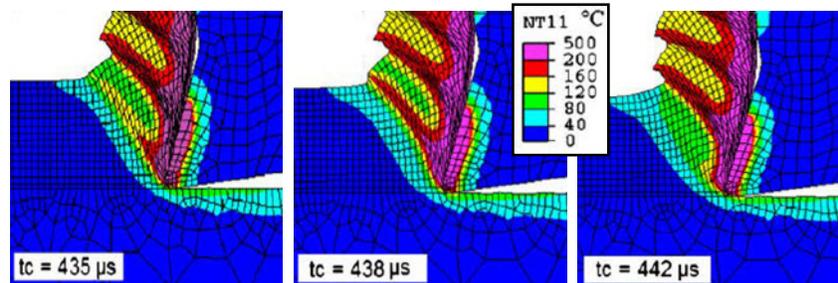


Figure I-18 Modélisation lagrangienne des différentes étapes contrôlant la formation d'un copeau segmenté (Mabrouki, et al., 2008)

Cependant, il est à noter que dans le cas de grandes déformations, un problème de dégénération rapide des éléments de maillage est rencontré. La forte distorsion de maillage entraîne non seulement des arrêts brusques de calcul, mais aussi une mauvaise prédiction des résultats. Pour éviter ce problème fréquemment rencontré lors de la modélisation de la coupe, il est inévitable d'utiliser un critère de séparation de la matière. Le critère de séparation a pour but de permettre la génération du copeau à partir d'un 'détachement' (séparation) de la matière. Deux méthodes sont souvent utilisées :

- La séparation de la matière avec un déboutonnage des nœuds situés tout le long d'une ligne préalablement définie : Dans ce cas, le déboutonnage a lieu lorsqu'un critère géométrique (Lo, 2000) ou physique (Strenkowski & Carroll, 1985) est atteint (Figure I-19a).
- La séparation de la matière avec une suppression des éléments situés au niveau d'une bande fine en contact avec la pointe outil (Figure I-19b) : Cette méthode a été fréquemment utilisée dans la littérature ((Mabrouki, et al., 2008), (Chen, et al., 2011), (Ijaz, et al., 2016), (Saleem, et al., 2016)).

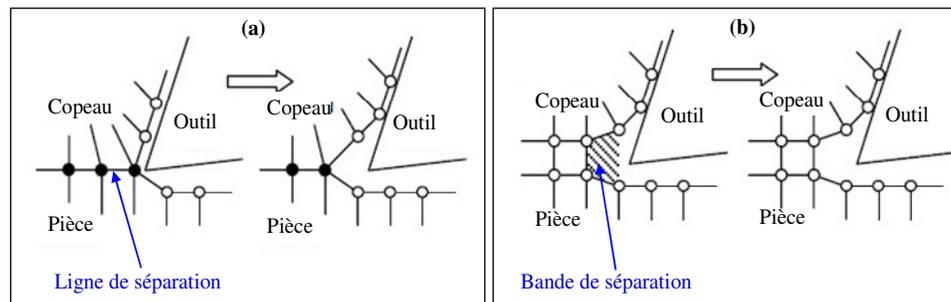


Figure I-19 Différentes méthodes de séparation de la matière : (a) par un déboutonnage des nœuds ou (b) par une suppression des éléments (Barge, 2005)

L'utilisation d'un critère de séparation de maillage dans une formulation lagrangienne a pour but de bien maîtriser la distorsion des éléments lors de la modélisation numérique de la formation du copeau. Les résultats obtenus avec cette technique sont très intéressants. Cependant, son problème majeur est la séparation prédéterminée (ou 'favorisée') de la matière au niveau de la pointe de l'outil. Les résultats

des simulations sont donc très sensibles au critère de séparation souvent imposé de façon arbitraire. De plus, comme il a été vu dans le chapitre I.1.2.4, une séparation de la matière (fissures) peut aussi avoir lieu au niveau de la bande primaire de cisaillement, ce qui est impossible à prévoir a priori. Il faut donc être très vigilant sur les prédictions obtenues avec ce type de modélisations même si elles permettent de simuler ‘facilement’ la formation d’un copeau de morphologie quelconque.

1.2.3.3 Méthode ALE

Cette troisième approche basée sur le principe d’adaptation de maillage peut être présentée comme étant une voie hybride dont le maillage est ni fixe dans l’espace (cas de l’approche eulérienne) ni lié à la matière (cas de l’approche lagrangienne). La méthode ALE permet de profiter des avantages des deux approches, eulérienne et lagrangienne, dont la prédiction d’une géométrie quelconque du copeau est théoriquement possible.

Avec une approche ALE, le maillage se déplace ‘globalement’ comme la matière, mais les nœuds peuvent ‘glisser’ (être relocalisés) (Figure I-16-c) afin de minimiser la distorsion des éléments tout en conservant la connectivité entre eux. Ce repositionnement des nœuds a pour but de concentrer le maillage dans les zones fortement déformées. En effet, la dissociation entre maillage et matière permet de surmonter significativement les problèmes de distorsion menant à des arrêts rapides des modélisations. Par conséquent, la formulation ALE a l’avantage de reproduire une longueur suffisante de surface usinée sans avoir recours à des critères de séparation des nœuds et/ou à la perte de la connectivité entre les éléments (cas du remaillage) (Arrazola, et al., 2013).

Toutefois, l’inconvénient principal de la méthode ALE est qu’en affinant le maillage dans les zones fortement déformées, les éléments sont plus gros dans les zones moins déformées (à cause du nombre fixe des éléments) ce qui conduit à des défauts, notamment géométriques, importants (voir Figure I-20). De plus, même si elle permet d’éviter les problèmes de distorsion de maillage, sans efficacité reste limitée dans le cas de grandes déformations, fréquemment rencontrées en usinage.

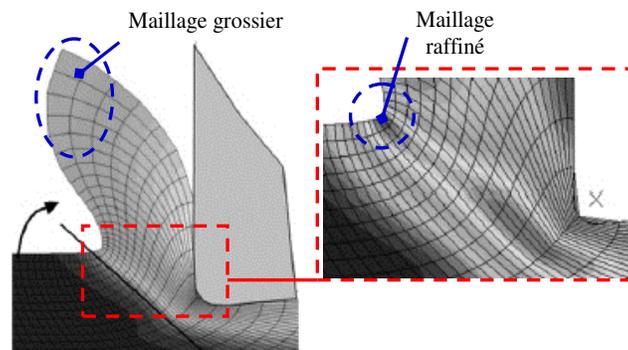


Figure I-20 Modélisation ALE de la formation du copeau (Germain, et al., 2011)

1.2.3.4 Méthode de remaillage

Il est aussi possible de procéder à une adaptation de maillage par un ‘remaillage’ (création d’un nouveau maillage). Son introduction dans les modélisations de coupe (Umbrello, 2008), (Fourment & Delalandre, 2008), (Mohammadpour, et al., 2010), (Calamaz, et al., 2011)) est très récente (par rapport aux méthodes eulérienne et lagrangienne). Cette méthode garantit une adaptation parfaite de la taille des éléments à l’intensité des déformations subites par la matière, nécessaire pour éviter les distorsions de maillage. En effet, il est possible d’obtenir un raffinement de maillage dans les zones de fortes déformations et un déraffinement dans les zones de faibles sollicitations (voir Figure I-21), permettant de mieux prendre compte des changements géométriques subits par le domaine modélisé.

Bien que le remaillage présente une capacité intéressante du point de vue adaptation du maillage à la nouvelle géométrie fortement déformée, il présente certains problèmes. Le problème majeur est celui du transfert des données (champs de température, de déformation et de contrainte) des anciens éléments

de maillage aux nouveaux. Ce transfert est inévitablement réalisé à travers de nombreuses interpolations afin de mettre à jour la valeur des variables correspondantes aux nouveaux nœuds. Avec ce transfert, il est possible de perdre la précision des valeurs calculées (interpolées) et d'entraîner un lissage indésirable des champs mécaniques et thermiques, ce qui crée une 'diffusion numérique' alors qu'on souhaite prédire la localisation des contraintes dans les bandes de cisaillement.

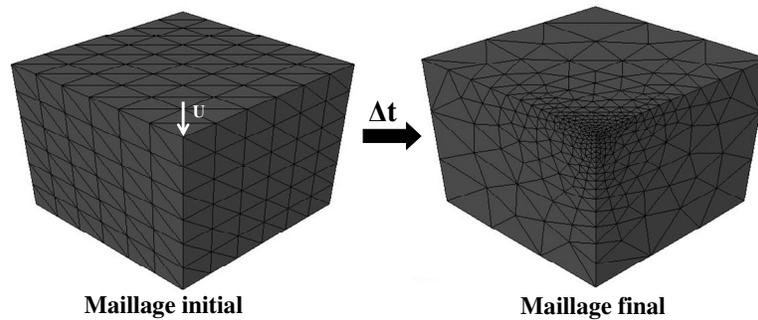


Figure I-21 Adaptation de maillage par un remaillage

I.2.4 Paramètres numériques et leurs effets sur les résultats de la simulation

Après avoir présenté brièvement les différentes approches possibles de la MEF, nous nous intéressons à mettre en valeur le rôle majeur que présente le choix convenable des paramètres numériques sur les résultats et par conséquent sur la fiabilisation des modèles numériques. Barge (Barge, 2005) a étudié dans sa thèse l'effet de la méthode de traitement des modes *Hourglass* sur les résultats numériques. Dans cette étude 2D de la coupe orthogonale de l'acier 42CrMo4, l'auteur a utilisé des éléments quadrangulaires du premier ordre : CPE4RT. Ces éléments sont caractérisés par un couplage de type déplacement-température et ils utilisent une intégration réduite. Bien que la définition du point de Gauss permette de pallier certains problèmes liés à la définition d'une intégration complète, son utilisation nécessite d'ajouter aux éléments du maillage un amortissement et/ou une raideur artificielle, et ceci en définissant convenablement le mode *Hourglass* approprié au type de calcul. Cette méthode a pour but de prévenir des fortes amplitudes et/ou oscillations liées à l'intégration réduite, qui influent sur les résultats numériques. La comparaison entre les deux méthodes *Hourglass*, *Relax Stiffness* et *Combined*, effectuée par Barge a montré la dépendance de la morphologie du copeau à ces deux modes ainsi qu'à la densité de maillage. Une efficacité plus intéressante a été remarquée pour la méthode *Relax Stiffness* telle qu'une dépendance moins significative de la solution à la densité de maillage a été obtenue. Cependant, avec un raffinement excessif du maillage, cette méthode a montré une forte localisation de la déformation au niveau des bandes de cisaillement suivies par une segmentation prononcée illogique du copeau (illustrée par la Figure I-22).

Non seulement les modes *Hourglass* et la densité du maillage sont critiques dans une modélisation numérique, l'inclinaison préalable des éléments peut aussi influencer les résultats. D'après Miguélez et al (Miguélez, et al., 2013), une définition adéquate de l'angle d'inclinaison participe à la 'facilitation' de la modélisation de l'écoulement de la matière et de la formation des bandes de cisaillement.

L'effet des différentes formulations présentées dans le chapitre I.2.3 sur la modélisation de la coupe a fait l'objectif de plusieurs investigations. Zhang et al (Zhang, et al., 2015) ont comparé entre trois types de formalismes lors la modélisation de la coupe orthogonale du Ti6Al4V : la formulation lagrangienne, la formulation ALE et la formulation CEL (Coupled Eulerian Lagrangian). Ils ont montré qu'avec la formulation lagrangienne, la définition du modèle d'endommagement permet la simulation de la séparation de la matière et la segmentation du copeau. Toutefois, avec les deux autres méthodes d'adaptation de maillage (ALE et CEL), un copeau continu a été simulé (voir Figure I-23a et b) et ceci quel que soit le jeu des coefficients du modèle de comportement.

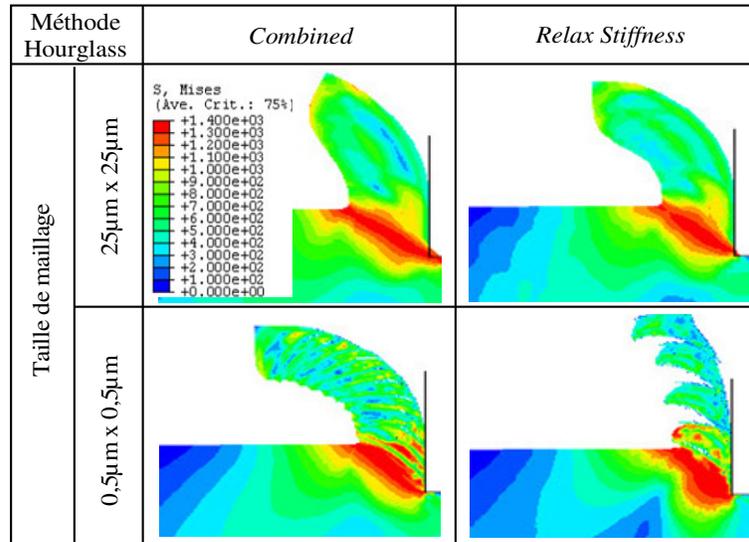


Figure I-22 Effet de la taille de maillage et de la méthode *Hourglass* utilisée sur l'écoulement de la matière (Barge, 2005)

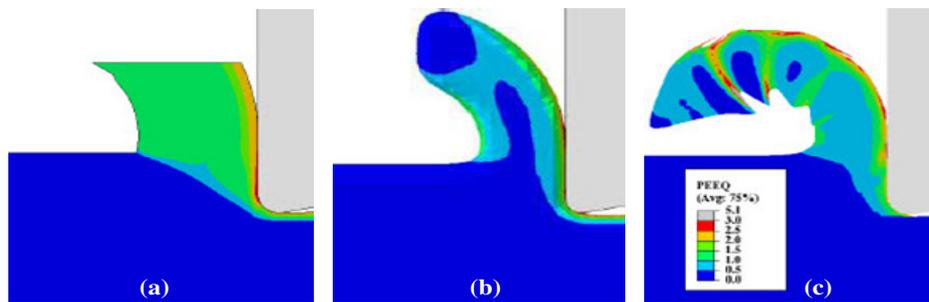


Figure I-23 Dépendance de la morphologie du copeau au type de formulations : (a) ALE, (b) CEL et (c) Lagrangienne ($V_c = 90$ m/min et $f = 0,1$ mm/tr) (Zhang, et al., 2015)

La possibilité de procéder à une modélisation de la coupe en utilisant plusieurs codes de calculs par EF est avantageuse, mais aussi entraîne une divergence entre les résultats (voir Figure I-24). Dans les travaux de Zhang et al (Zhang, et al., 2011), deux codes de calculs par EF, Abaqus®/Explicit et Deform®/Implicit, ont été utilisés pour la modélisation 2D de la coupe orthogonale de l'alliage de titane, le Ti6Al4V. Les résultats illustrés par la Figure I-24a montre la différence entre la morphologie des copeaux simulés avec ces deux codes de calculs.

De même, les températures (Figure I-25a), les contraintes résiduelles (Figure I-25b), les efforts de coupe et les longueurs de contact sont aussi influencés par les paramètres numériques définis tel qu'ils diffèrent d'un code de calcul à un autre. Cela peut être attribué à la méthode d'intégration temporelle, au type des éléments de maillage, et à la nature de formulation utilisée par chaque logiciel.

L'étude de l'effet des codes de calcul par EF sur la modélisation du processus d'enlèvement de la matière a fait l'objectif d'autres travaux de la littérature. Constantin et al (Constantin, et al., 2012) ont comparé entre les résultats de la modélisation de la coupe orthogonale du Ti6Al4V, obtenus par les trois codes de calcul : Deform®, Forge® et AdvantEdge®. Les méthodes de résolution utilisées par ces trois logiciels (type d'intégration, nature du maillage, méthode d'adaptation de maillage utilisée définie, etc.) sont différentes. Non seulement, les lois de comportement et de frottement utilisées par les auteurs ne sont pas identiques dans toutes les modélisations, mais toutes sont censées refléter le comportement du matériau à usiner. Pour cela, des résultats très différents du point de vue de la morphologie du copeau (Figure I-24b), du temps de calcul et des efforts de coupe ont été obtenus, et cela pour deux géométries

de l'outil de coupe. Il est donc difficile de discriminer à partir de ces résultats l'effet de chacun des paramètres sur la fiabilisation des modèles numériques.

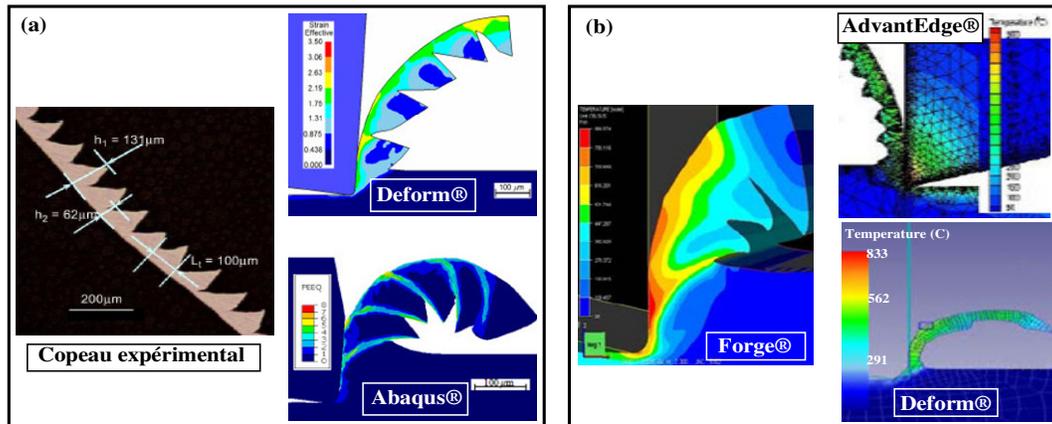


Figure I-24 Morphologies du copeau en Ti6Al4V simulées avec différents codes de calcul : (a) (Zhang, et al., 2011) et (b) (Constantin, et al., 2012)

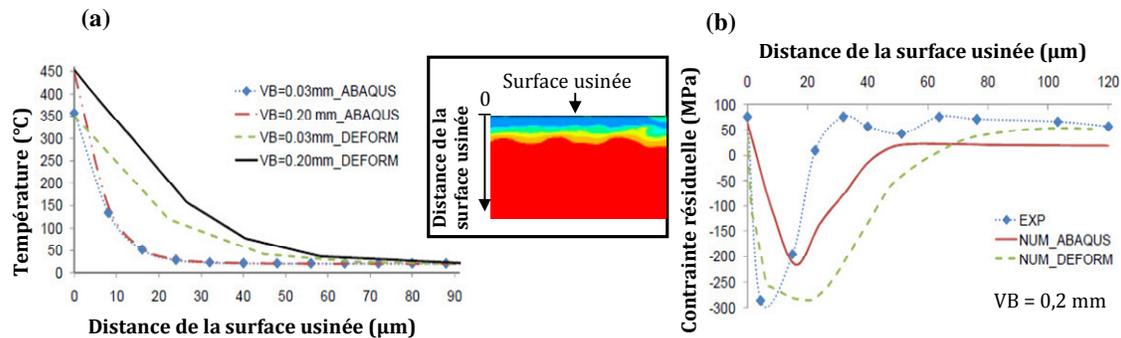


Figure I-25 Dépendance (a) de la température et (b) de la contrainte résiduelle au code de calcul utilisé pour la modélisation de la coupe (Zhang, et al., 2011)

Le but principal de ces différentes études est de reproduire le plus fidèlement possible les phénomènes physiques prenant place lors de l'enlèvement de matière. Or il a été montré que les résultats dépendent fortement des paramètres de la modélisation, particulièrement des paramètres numériques utilisés par chaque code de calculs. En effet, la fiabilisation de la modélisation nécessite une bonne connaissance de l'effet de chacun de ces paramètres sur les résultats de la simulation. Nous ajoutons aussi que le choix de travailler en 2D et donc de négliger les effets de bords présente certainement des inconvénients.

Seulement quelques études de la littérature se sont intéressées à modéliser la coupe en 3D à cause de sa complexité et des temps de calcul prohibitifs. L'étude menée par Delalandre (Delalandre, 2008) a porté sur la modélisation 3D de la coupe. Le code de calcul Forge® a été utilisé par l'auteur. Ce code intègre un remaillleur adaptatif puissant qui permet de surmonter les problèmes de distorsion de maillage, d'autant présents dans les simulations 3D. L'auteur a pu simuler la formation des bourrelets de largeur non négligeable au niveau des deux extrémités du copeau, alors qu'ils ont été négligés avec les modèles 2D (voir Figure I-26). Ayed (Ayed, 2013) a aussi montré dans sa thèse que la largeur des bourrelets devient de plus en plus importante en augmentant l'avance. Cet écoulement de la matière sur les bords, expérimentalement observé, influe sur le processus de formation du copeau. De plus, les informations offertes par une simulation 3D sur l'évolution des champs thermiques et mécaniques sur toute la largeur de coupe présentent un autre avantage des modèles numériques 3D. Potier et al (Pottier, et al., 2014) ont mis en évidence, par la mesure des champs de déformation avec des caméras rapides, que les phénomènes qui contribuent à la formation du copeau sont bien des phénomènes 3D. Trois scénarios, tous 3D, ont été proposés pour expliquer la formation d'un feston lors de l'usinage du Ti6Al4V (voir

Figure I-27), mais ils nécessitent d'être vérifiés. Seule une simulation numérique 3D pertinente permettra de valider les hypothèses d'un tel ou tel scénario, et aussi expliquer les phénomènes thermiques et mécaniques mis en jeu pendant la formation du copeau, d'où l'avantage d'une modélisation 3D par rapport à celle en 2D.

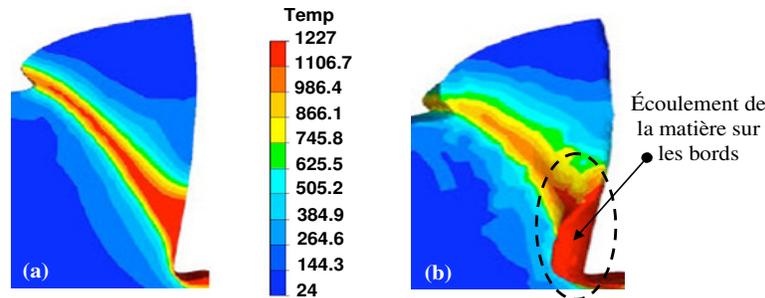


Figure I-26 Comparaison entre la modélisation (a) 2D et (b) 3D de la formation du copeau en utilisant le code de calcul Forge® (Delalandre, 2008)

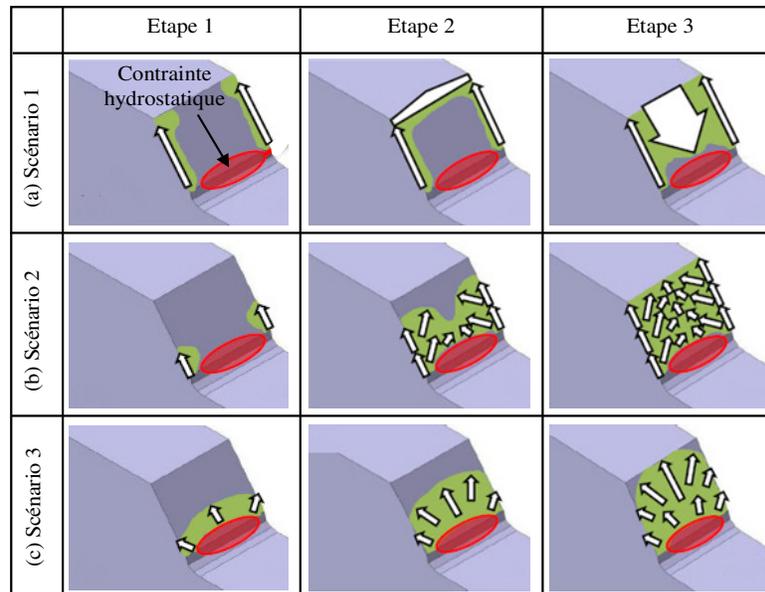


Figure I-27 Différents scénarios possibles de la propagation de l'endommagement (Pottier, et al., 2014)

I.2.5 Synthèse

Dans cette deuxième partie de l'état de l'art, l'accent a été mis sur la diversité des modélisations utilisées pour la simulation de la coupe orthogonale. De nombreuses difficultés liées à la reproduction de la séparation de la matière, à la gestion du contact et au changement de la géométrie du domaine étudié sont souvent rencontrées. La capacité des MEF à surmonter au maximum les problèmes impliqués lors de la coupe et de reproduire le plus fidèlement possible la formation du copeau détermine l'efficacité du modèle numérique. Une liaison entre les résultats prédits et les paramètres numériques définis à la simulation (comme le maillage, la nature de la formulation, le type d'intégration temporelle et la dimension de l'étude (2D ou 3D)), souvent liés au code de calcul utilisé.

Néanmoins, la robustesse des méthodes numériques n'est pas limitée au choix adéquat des paramètres numériques, elle nécessite aussi une modélisation pertinente du comportement du matériau à usiner face aux sollicitations qui lui sont appliquées. En effet, les modèles de comportement utilisés pour la simulation de la coupe doivent prendre en considération le couplage qui existe entre les différents

aspects mécaniques, thermiques et microstructuraux du matériau à usiner, ainsi qu'à l'historique des chargements. Pour cette raison, nous nous intéresserons dans la partie qui suit à présenter les modèles de comportement fréquemment utilisés pour la modélisation de la coupe et leurs effets sur la fiabilisation des modèles numériques. Mais, nous commençons par introduire les principales propriétés microstructurales, physiques et thermomécaniques de l'alliage Ti6Al4V étudié par ce rapport.

I.3 Étude du comportement de l'alliage de titane Ti6Al4V

L'analyse bibliographique conduite dans cette partie vise à mieux comprendre les spécificités de l'alliage de titane étudié, le Ti6Al4V, et notamment sa faible usinabilité. Dans un premier temps, les particularités de sa microstructure, les principales caractéristiques liées à son usinabilité et les propriétés thermo-physiques majoritairement le définissant sont abordées. Dans un deuxième temps, quelques modèles de comportement, fréquemment utilisés dans la littérature pour la modélisation de l'usinage, et les résultats associés seront présentés. L'effet des modèles de comportement et des méthodes d'identification de leurs coefficients sur la fiabilisation des modèles numériques sera aussi abordé.

I.3.1 Microstructure, propriétés physiques et usinabilité de l'alliage Ti6Al4V

I.3.1.1 Alliages de titane

Vu l'utilisation croissante des alliages de titane dans de nombreuses applications industrielles (domaine aéronautique, automobile, biomédical...), plusieurs travaux ont été menés pour étudier leur comportement et améliorer leur usinabilité. Ces alliages se caractérisent par leurs propriétés physiques, mécaniques et thermiques intéressantes même à des températures élevées. Cependant, ils sont considérés comme étant difficiles à usiner entraînant des efforts de coupe importants et par conséquent une puissance consommée élevée. Les températures atteintes sont aussi assez prononcées, d'autant plus que la conductivité thermique de l'alliage de titane est faible, ce qui fait chuter la durée de vie des outils. C'est pour cette raison qu'il est généralement recommandé d'éviter l'utilisation de vitesses de coupe élevées (même dans le cas d'une assistance à l'usinage), entraînant une défaillance catastrophique de l'outil après un faible temps d'usinage (Ayed, et al., 2013). En effet, les faibles vitesses de coupe et la dégradation rapide des outils présentent un frein pour la productivité des pièces en alliages de titane (Dandekar, et al., 2010).

Arrazola et al (Arrazola, et al., 2009) ont pu conclure à partir des essais expérimentaux effectués sur deux alliages de titane, le Ti6Al4V et le Ti555-3, que les vitesses de coupe recommandées pour chacun de ces matériaux varient en fonction de leurs teneurs en phase β . Les résultats ont indiqué une vitesse de coupe inférieure à 80 m/min pour le Ti6Al4V et à 40 m/min pour le Ti555-3 (voir Figure I-28). Cette différence non négligeable dans les vitesses de coupe met en évidence l'effet important de la microstructure de l'alliage de titane étudié (taille de grains et teneur en phase β) sur ses propriétés physiques, et donc sur son usinabilité. Nouari et Makich (Nouari & Makich, 2014) ont aussi comparé l'usinabilité du Ti6Al4V et du Ti555-3 et ils ont montré que, pour la même condition de coupe et la même géométrie de l'outil, une zone d'usure de taille supérieure est formée lors de l'usinage du Ti555-3. De plus, une différence dans les modes d'usure de l'outil de coupe a été soulignée dans cette étude. Nouari et Makich ont aussi étudié l'effet de la géométrie de l'outil sur l'usinabilité des matériaux étudiés tel qu'une différence d'usinabilité a été remarquée entre les deux alliages de titane. Elle passe de 12% pour un angle de coupe nul à environ 34,7% pour un angle de 20°, dont la plus faible est celle du Ti555-3. Cette différence a été expliquée par l'adhérence très prononcée, sous l'effet des niveaux importants de contact, du Ti555-3 sur la face de coupe de l'outil faisant augmenter par conséquent les champs thermiques.

Les études comparatives menées à titre d'exemple entre le Ti6Al4V et le Ti555-3 ont montré une usinabilité médiocre de ce dernier par rapport à celle du Ti6Al4V. Cette différence est due principalement aux propriétés physiques, thermiques et mécaniques particulières de chaque matériau, nécessitant d'être préalablement connues pour éviter les problèmes rencontrés au moment de l'usinage.

C'est pour cette raison que la partie suivante de ce chapitre sera focalisée sur l'étude de l'effet de la microstructurale du Ti6Al4V sur son usinabilité.

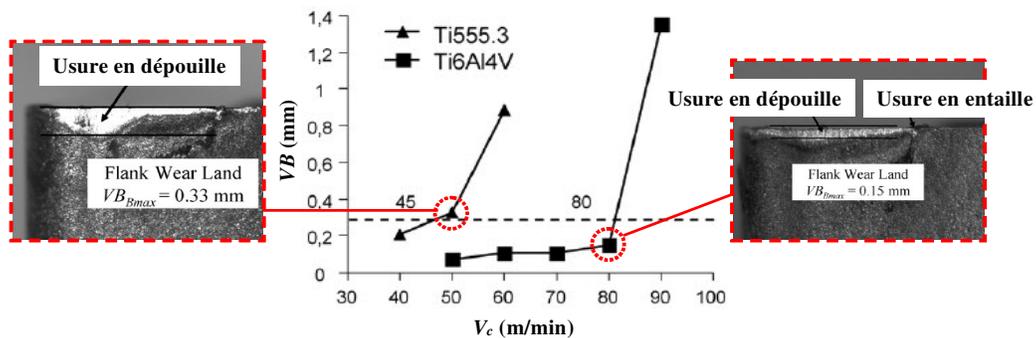


Figure I-28 Évolution de l'usure en dépouille en fonction de la vitesse de coupe et du type d'alliages de titane (cas d'un temps d'usinage de 15 min) (Arrazola, et al., 2009)

1.3.1.2 Microstructure du Ti6Al4V

Pour la fabrication des pièces mécaniques, il est recherché des alliages de titane ayant une excellente résistance et une tenue en service très élevée, mais avec une usinabilité assez intéressante. Il est alors privilégié des nuances biphasées, comme le Ti6Al4V largement utilisé pour différentes applications industrielles. Cet alliage de titane sera notre matériau d'étude.

D'après Sun et al (Sun, et al., 2009), la structure cristallographique du Ti6Al4V se caractérise par des mailles majoritaires de type hexagonale compacte dits α (α), de taille $7 \pm 3 \mu\text{m}$, entourés par des joints intergranulaires ductiles dits β (β) de maille cubique centrée et de taille d'environ $1 \mu\text{m}$. Cette dualité de phase lui permet d'allier les avantages de joints ductiles pour sa formabilité et des grains durs pour sa résistance.

La désignation du Ti6Al4V montre que le titane majoritaire en masse est renforcé par 6% en masse d'aluminium, qui est un élément fortement α nécessaire pour la stabilité de la phase α , et de vanadium, présentant d'environ 4% en masse, faisant partie des éléments β isomorphes du Ti6Al4V et formant une solution solide de substitution. D'autres éléments d'addition (comme O, C, N, Fe, Mn, Cr et N) de quantités moins importantes sont introduits dans la composition de cet alliage caractérisé par des propriétés mécaniques intéressantes (ténacité et résistance mécanique élevées).

Le pourcentage en masse de ces éléments d'addition ainsi que les traitements mécaniques et thermiques utilisés lors de l'élaboration du Ti6Al4V agissent sur sa microstructure finale (Calamaz, 2008). De même, les propriétés mécaniques à température ambiante de l'alliage de titane biphasé, le Ti6Al4V, dépendent fortement de sa microstructure qui varie en fonction de la rapidité du refroidissement appliqué et du type de traitement thermique utilisé. Le Ti6Al4V peut se trouver sous différentes microstructures comme indiqué par la Figure I-29. Cette différence dans la morphologie des grains et la fraction volumique des phases α et β a un effet non négligeable sur la segmentation du copeau, et donc sur tout le processus de coupe, comme il a été montré dans la partie I.1.2.4. Par conséquent, il est nécessaire de tenir compte de la microstructure initiale du Ti6Al4V, de l'historique et de la nature du traitement lui est appliqué pendant l'étude de son usinabilité.

À cause de la différence dans la taille, la forme et la disposition en éléments α et β de l'alliage de titane Ti6Al4V, le pourcentage en masse de la phase β et son évolution en fonction de la température varient légèrement d'une microstructure à une autre (voir Figure I-30). Semiatin et al (Semiatin, et al., 2002) ont indiqué que la phase β occupe initialement environ 20% en masse du Ti6Al4V étudié. Ce pourcentage est maintenu constant jusqu'à une température de 750°C . Puis, il augmente rapidement jusqu'à atteindre 100% en masse à une température de 1000°C .

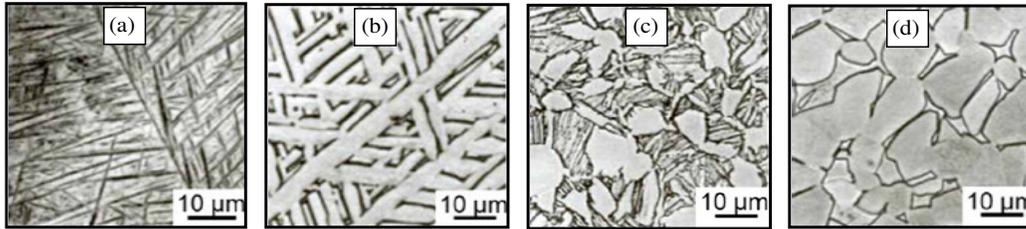


Figure I-29 Différentes microstructures du Ti6Al4V : (a) aiguillée, (b) lamellaire, (c) duplex et (d) équiaxe (Ducobu, 2013)

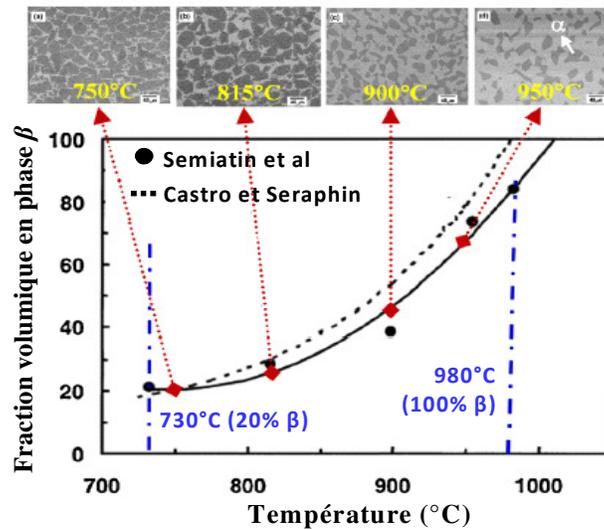


Figure I-30 Variation de la fraction volumique en phase β en fonction de la température : cas du Ti6Al4V (Zhang, et al., 2014)

1.3.1.3 Propriétés thermo-physiques et usinabilité

Dans cette partie, seules les principales propriétés thermo-physiques du Ti6Al4V et leurs impacts sur son usinabilité sont étudiés.

Il est communément connu que cet alliage de titane se caractérise par :

- Une faible densité, très inférieure à celle des aciers (d'environ 60% des aciers)
- Une haute résistance à la corrosion provoquée par de nombreux agents telle que l'affinité à l'oxygène contribuant à la formation d'une couche mince d'oxyde efficace contre la corrosion
- Des propriétés mécaniques spécifiques élevées (rapport de propriété mécanique sur la densité)
- Une compatibilité intéressante aux différents traitements thermiques...

La comparaison du Ti6Al4V à d'autres alliages de titane (comme le Ti555-3) a montré une usinabilité supérieure de cet alliage, même s'il pose certaines difficultés lors de son usinage. En comparant les efforts spécifiques et l'usure des outils, Arrazola et al (Arrazola, et al., 2009) ont conclu que le Ti6Al4V possède une usinabilité supérieure à celle du Ti555-3 (d'environ 44% de celle du Ti555-3), mais qui reste faible par rapport aux autres métaux (tels que les aciers). Cela est dû à :

- Sa réactivité chimique élevée avec les outils, notamment à des grandes températures (Che-Haron & Jawaid, 2005)
- Son faible module d'Young et dureté (environ 35 HRc selon (Yang & Liu, 1999)) qui impliquent un retour élastique important favorisant le talonnage de l'outil et par suite l'obtention des niveaux importants de vibrations qui nuisent à la durée de vie des outils de coupe

- Sa faible conductivité thermique

L'effet conjugué de la faible conductivité thermique et des niveaux élevés de température en usinage (estimées de 1000°C) conduit au confinement de l'énergie thermique au niveau de l'interface outil-copeau. Une grande portion de cette énergie, créée par cisaillement intense de la matière et par frottement, reste 'bloquée' au niveau de cette interface de contact. Une très faible quantité de chaleur est évacuée par le matériau usiné. Ezugwu et Wang (Ezugwu & Wang, 1997) ont estimé qu'environ 80% de la chaleur générée lors de l'usinage du Ti6Al4V est transférée à l'outil alors que pour le cas de l'usinage des aciers, il ne dépasse pas les 40%. Cette faible conductivité thermique explique les températures élevées mesurées au niveau de la face de coupe et de l'arête de l'outil, qui entraînent pour des grandes vitesses de coupe une dégradation rapide des outils par échauffement intense, par fatigue thermique et par écaillage rapide de l'arête de coupe. De plus, la réactivité chimique importante du Ti6Al4V avec les outils de coupe, particulièrement ceux en carbure de tungstène lié au cobalt, à des températures élevées, accélère la formation d'arêtes rapportées et les phénomènes d'usure par adhésion et par diffusion.

Pour conclure, il est important de prendre en compte les propriétés thermo-physiques du Ti6Al4V menant souvent à de nombreux problèmes lors de l'usinage. Son comportement sur une large gamme de vitesses de déformation et de températures doit être adéquatement reproduit. Quelques modèles de comportement, principalement ceux fréquemment utilisés dans la MEF de la coupe, sont présentés dans la partie suivante. Leur effet sur la fiabilisation des modèles numériques est notamment examiné.

1.3.2 Modélisation du comportement de la pièce à usiner

Une définition convenable du comportement du matériau à usiner, soumis à des conditions de chargement sévères, s'avère d'une haute importance pour une modélisation fiable du procédé de coupe (Sima & Ozel, 2010). C'est pourquoi le choix de ces modèles de comportement est considéré souvent comme une étape critique, où la précision dans la prédiction du comportement du matériau et la simplicité de son expression sont recherchées.

1.3.2.1 Étude bibliographique sur les modèles de comportement les plus utilisés pour la modélisation de la coupe

Contrairement à l'outil de coupe, dont son comportement est généralement décrit par une loi simple de type élastique ou rigide, celle utilisée pour décrire le comportement mécanique du matériau à usiner est beaucoup plus complexe. Un modèle de comportement de type isotrope est fréquemment utilisé. Il doit prendre compte des effets de différents phénomènes (comme la sensibilité à l'écroutissage, à l'adoucissement thermique et à la vitesse de déformation) ainsi que des propriétés physiques, chimiques et thermiques du matériau à usiner. Le modèle de comportement est généralement donné sous la forme d'une (ou des) équation(s) mathématique(s) qui relie(nt) la contrainte d'écoulement du matériau à usiner aux variables rhéologiques et aux phénomènes thermiques et mécaniques observés sur une large gamme de vitesses de déformation et de températures.

Afin de rendre possible la simulation de la segmentation du copeau, due à une chute de la contrainte d'écoulement, il est indispensable d'utiliser soit un modèle d'endommagement en parallèle à la loi de plasticité soit une loi rhéologique qui permet de reproduire la chute de la contrainte dans le matériau suite à son adoucissement.

Généralement, les lois rhéologiques sont classées en trois catégories

- Lois empiriques
- Lois semi-empiriques
- Lois physiques

Le choix de la loi rhéologique est fonction de la considération ou non de la dépendance du comportement du matériau à son aspect métallurgique et de l'introduction ou non de variables internes ayant pour but de prendre compte de l'effet des phénomènes physiques (telles que la densité des dislocations, la recristallisation et l'historique des chargements).

Pour les lois empiriques, elles sont généralement données par une formulation simple qui ne s'appuie pas sur des phénomènes physiques et dont l'effet des variables internes est négligé. L'effet de l'historique de la déformation sur le comportement global du matériau sollicité n'est pas pris en compte. Ce type de modèles de comportement se caractérise généralement par un nombre réduit de coefficients à identifier. L'utilisation fréquente de ces modèles dans l'étude numérique de la coupe se justifie par l'identification moins compliquée de leurs coefficients à partir d'un nombre limité d'essais. Par ailleurs, l'implémentation déjà effectuée pour certains modèles empiriques dans les codes de calcul encourage leur utilisation pour la modélisation de la coupe.

En revanche, pour aboutir à une solution plus physique, d'autres types de modèles rhéologiques plus complexes (détaillés dans les travaux de Lurdos (Lurdos, 2008), d'Hor (Hor, 2011) et d'Ayed (Ayed, 2013)) ont été proposés dans la littérature. Ces modèles ont pour but de s'approcher des phénomènes réels subits par le matériau. Grâce aux nombreuses améliorations apportées aux codes de calculs, il devient possible, avec certaines précautions, d'introduire des modèles physiques, mais cela nécessite des développements importants ou de se limiter aux phénomènes physiques les plus influents. Cependant, l'utilisation des modèles de comportement d'aspect purement physique de niveau intéressant de fidélité dans la modélisation de la coupe reste encore restreinte. Cela peut être expliqué par les difficultés rencontrées pour l'identification du nombre élevé de leurs coefficients, faisant appel à la réalisation de plusieurs essais expérimentaux spécifiques. De plus, l'implémentation de ce type de modèles rhéologiques est difficile. Cela explique pourquoi même si les modèles dits empiriques ont montré certaines limites, ils sont encore les plus utilisés pour la modélisation de l'usinage.

Dans la partie suivante, nous nous pencherons qu'à l'étude des modèles empiriques. Cette partie s'achèvera en mettant l'accent sur la dépendance 'fiabilisation des simulations numériques-type de la loi rhéologique définie' tout en examinant l'effet de l'identification adéquate des coefficients de comportement sur les résultats de la simulation.

1.3.2.1.1 Lois empiriques découplées

La littérature a montré que de nombreuses études ((Ijaz, et al., 2016), (Yaich, et al., 2016), (Saleem, et al., 2016), (Mabrouki, et al., 2016)...) portant sur la modélisation de la coupe ont utilisé la loi empirique de Johnson-Cook (notée dans la suite par la loi de JC) (Johnson & Cook, 1983). Ce modèle est caractérisé par le découplage entre les effets de la déformation, de la vitesse de déformation et de la température comme le montre sa formulation mathématique (équation I-1). Le compromis que présente ce modèle thermo-viscoplastique entre la simplicité d'identification de ses coefficients et la prise en compte des principaux phénomènes rhéologiques (écrouissage, viscosité et adoucissement) explique sa large utilisation. Sa simplicité provenant de sa formulation mathématique, du découplage qu'elle présente et du nombre limité de ses coefficients (seulement cinq) facilite son identification à partir d'un nombre limité d'essais. Entre autres, l'implémentation de la loi de JC dans une diversité de codes de calculs et les nombreuses ressources présentant les valeurs de ses coefficients pour de nombreux matériaux encourageant son utilisation. Mais, il est important de noter que cette 'simplicité' de la loi de JC ne permet pas généralement de bien représenter le comportement du matériau sur un très grand domaine de sollicitation ((Germain, et al., 2013) et (Hor, et al., 2013)).

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \times \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \quad (I-1)$$

avec A traduit la contrainte équivalente à la limite d'élasticité du matériau à température ambiante, B et n sont les coefficients liés au terme d'écrouissage du modèle, C est le coefficient décrivant la sensibilité à la vitesse de déformation et m présente la sensibilité à la température. $\dot{\varepsilon}_0$ est la vitesse de déformation de référence. T_f et T_{amb} sont respectivement la température de fusion du matériau et la température ambiante (ou de référence).

Les limites du modèle de JC résident dans la plage réduite de sa validité en termes de vitesses de déformation et de températures. Pour affranchir de ce défaut, deux solutions peuvent être adoptées :

- L'identification par partie des coefficients, c'est-à-dire sur des plages plus restreintes en vitesses de déformation et en températures. Le fait de procéder à ce type d'identification, cela permet de garantir la validité des coefficients de cette loi sur tout le domaine de chargement ((Vaultrot, 2012), (Kpenyigba, 2013), (Germain, et al., 2013a), (Ayed, et al., 2017)). Dans ce cas, l'implémentation de la loi dans les codes de calcul doit être modifiée pour que les coefficients puissent évoluer en fonction des plages définies de températures et/ou de vitesses de déformation.
- La modification de l'expression de la loi de JC et ceci en ajoutant de nouveaux termes et/ou en changeant une partie de son expression. Ces modifications ont pour but de prendre compte de certains couplages qui existent entre les phénomènes physiques ((Calamaz, et al., 2011), (Sima & Ozel, 2010), (Hor, et al., 2013)).

Comme le montre sa formulation (équation I-1), la contrainte d'écoulement augmente toujours avec la déformation, et ceci quelles que soient la température et la vitesse de déformation. Le comportement complexe des matériaux ne peut pas donc être totalement pris en compte par la loi empirique de JC. En effet, les termes prenant en compte de la sensibilité à la vitesse de déformation et à la température conduisent seulement à appliquer un facteur multiplicatif à la loi d'écrouissage initiale, sans changer sa forme. Pour remédier à cette augmentation continue de la contrainte d'écoulement, le modèle rhéologique de JC doit être couplé à un modèle d'endommagement (comme celui donné par Johnson et Cook (Johnson & Cook, 1985)). Cette méthode lui permet de reproduire la chute brutale de la contrainte qui se produit dans la zone primaire de cisaillement, et donc de permettre la modélisation de la formation du copeau et de sa segmentation.

Toute l'ambiguïté du modèle de JC réside dans le fait que les termes sont découplés ce qui facilite l'identification de ses coefficients, mais ne permet pas de représenter finement le comportement du matériau. Pour cela, d'autres types de modèles empiriques, cette fois ci couplés, récemment développés ont été utilisés dans la modélisation de la coupe, dont leurs effets sur les résultats numériques seront présentés ultérieurement (dans la partie I.3.2.2).

I.3.2.1.2 Lois empiriques couplées

De nombreuses études focalisées sur l'amélioration du modèle de JC ont été effectuées dans la littérature ((Baker, 2006), (Lurdos, 2008), (Sima & Ozel, 2010), (Calamaz, et al., 2010), (Calamaz, et al., 2011), (Hor, 2011) ...). Les modifications effectuées consistent à ajouter un ou plusieurs nouveaux termes, ou à modifier ceux du modèle d'origine.

La solution proposée par Bäker (Baker, 2006) consiste à remplacer le terme d'adoucissement de la loi de JC par un couplage entre l'effet d'écrouissage et la température à travers une fonction exponentielle $\psi(T)$ (voir équations I-2 et I-3). L'introduction de cette fonction permet de prendre compte, dans le cas de l'usinage du titane, de l'adoucissement propre à ce matériau. Elle agit sur l'écrouissage pour accentuer l'effet de l'adoucissement thermique, menant par conséquent à une chute de la contrainte d'écoulement. Comme pour le modèle de JC, le nombre de coefficients n'est que de 5, mais leur identification est plus difficile à cause du couplage présent.

$$\sigma = (\kappa^* \times \psi(T)) \times \varepsilon^{\eta^* \psi(T)} \times \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \quad (I-2)$$

avec

$$\psi(T) = \exp \left(- \left(\frac{T}{T_{amb}} \right)^{\mu^*} \right) \quad (I-3)$$

où, κ^* , η^* , C et μ^* présentent les paramètres du modèle de Bäker. $\dot{\varepsilon}_0$ et T_{amb} sont respectivement la vitesse de déformation initiale et la température de référence.

Calamaz (Calamaz, 2008) a proposé une nouvelle loi couplée, dérivée du modèle de JC, qui permet de mieux prendre compte de l'auto-échauffement présent dans le Ti6Al4V et par suite de mettre en valeur l'effet de l'instabilité thermoplastique. À travers cette loi couplée, désignée par MJC, l'auteure a supposé

que la contrainte d'écoulement dans le matériau continue à croître sous l'effet de l'écroutissage jusqu'à atteindre une valeur critique de déformation. Au-delà de cette déformation, la contrainte commence à chuter avec l'augmentation de la déformation jusqu'à une valeur d'environ 1,5. En dessus de cette déformation, la contrainte reste pratiquement constante. La formulation mathématique de ce modèle est donnée par les équations suivantes :

$$\sigma = \left(A + B\varepsilon^n \left(\frac{1}{\exp(\varepsilon^a)} \right) \right) \times \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \times f(D, S) \quad (I-4)$$

$$\text{avec} \quad f(D, S) = \left(D + (1 - D) \tanh \left(\frac{1}{(\varepsilon + S)^c} \right) \right); \quad D = 1 - \left(\frac{T}{T_f} \right)^d \quad \text{et} \quad S = \left(\frac{T}{T_f} \right)^b \quad (I-5)$$

où A , B , n , C et m correspondent aux coefficients du modèle d'origine de JC, a est une constante matérielle contrôlant la pente de décroissance de la contrainte d'écoulement pour des grandes déformations. $f(D, S)$ est le terme ajouté par Calamaz décrivant la dépendance adoucissement-température. c est une constante du matériau responsable de la décroissance de la contrainte d'écoulement pour des faibles déformations. b et d sont aussi des constantes matérielles qui agissent respectivement sur la déformation à partir de laquelle le matériau atteint sa contrainte maximale et sur l'amplitude d'adoucissement par déformation.

Les modifications effectuées par Calamaz sur la loi de JC consistent donc à :

- Modifier le terme d'écroutissage en ajoutant l'adoucissement du matériau dont Miller et al (Miller, et al., 1999) ont indiqué son apparition pour le Ti6Al4V à une température proche de celle de transus- β et à une déformation effective comprise entre 0,05 et 0,5
- Ajouter un nouveau terme sous forme de tangente hyperbolique qui décrit la dépendance adoucissement-température, nécessaire pour la diminution progressive de la contrainte une fois une déformation critique est dépassée.

Les modifications proposées par Calamaz (Calamaz, 2008) ont permis d'améliorer le niveau de corrélation avec les résultats expérimentaux en termes de morphologie du copeau. Contrairement au modèle de JC, la segmentation des copeaux a pu être simulée. Cependant, ce modèle a montré une certaine faiblesse au niveau de la prédiction des efforts de coupe et de la fréquence de segmentation. Ceci montre que malgré les modifications effectuées, ayant pour but de prendre en compte de l'effet de la restauration² et/ou de la recristallisation dynamique³, l'utilisation de ce modèle n'est pas optimale. L'intervention de l'adoucissement par déformation '*Strain Softening*' à température ambiante, qui est en contradiction avec les essais expérimentaux, agit négativement sur la fiabilité du modèle développé. D'autre part, Calamaz a signalé qu'il est difficile avec ce modèle de faire varier l'amplitude de cet adoucissement ce qui traduit la faible flexibilité de ce modèle.

Depuis, cette approche a été reprise. Une nouvelle loi rhéologique, connue par la loi TANH, avec 10 coefficients à déterminer, a été développée par Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010). Sa formulation mathématique est donnée par les équations suivantes :

$$\sigma = \left(A + B\varepsilon^n \right) \times \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \times f(D, \varepsilon) \quad (I-6)$$

² Réarrangement des dislocations menant à leur annihilation

³ Mécanisme d'adoucissement supplémentaire ayant pour rôle de ralentir le durcissement du matériau jusqu'à ce qu'une valeur maximale de contrainte soit atteinte

$$\text{avec } f(D, \varepsilon) = D + (1 - D) \tanh\left(\frac{1}{(\varepsilon + \varepsilon_0)}\right) \text{ et } D = 1 - \left(\frac{p \times \varepsilon^r}{1 + p \times \varepsilon^r} \times \tanh\left(\left(\frac{T - T_{amb}}{T_{rec} - T_{amb}}\right)^q\right)\right) \quad (\text{I-7})$$

où A , B , n , C et m sont les coefficients du modèle de base de JC. T_{amb} et T_f sont respectivement les températures de référence et de fusion du matériau. $\dot{\varepsilon}_0$ est la vitesse de déformation de référence. p , q , r , ε_0 et T_{rec} sont les coefficients relatifs au nouveau terme ajouté $f(D, \varepsilon)$ contrôlant l'adoucissement par déformation dans le matériau.

Le fait de ne pas apporter des changements aux termes d'écrouissage et de sensibilité à la vitesse de déformation du modèle de base de JC, cela réduit énormément les coûts d'identification. Par ailleurs, l'insertion de la déformation plastique de référence ε_0 a pour rôle principal de déterminer convenablement la déformation pour laquelle la contrainte d'écoulement est maximale. Le paramètre D permet la reproduction de la dépendance de l'adoucissement à la fois à la déformation et à la température. p , T_{rec} et q permettent de contrôler respectivement la pente de la chute de la contrainte à partir de ε_0 , la température d'amorçage de l'adoucissement et l'intervalle (en termes de température) sur lequel le phénomène *Strain Softening* prend place.

Les modifications effectuées sur l'expression du paramètre D du modèle de JCM (donnée par l'équation I-5) a pour but de reproduire le phénomène *Strain Softening* dans le matériau tout en gardant identiques les trois termes du modèle d'origine de JC. En effet, aucune modification n'a été effectuée sur le début du domaine de plasticité ni sur le niveau atteint par la contrainte (Hor, 2011). Toutefois, les paramètres ajoutés q , p , r , ε_0 et T_{rec} n'agissent que sur :

- La partie d'adoucissement en déterminant la déformation à partir de laquelle la contrainte commence à chuter (à travers r et ε_0)
- La pente de chute de la contrainte (à travers q , T_{rec} et p).

Les résultats obtenus avec ce modèle en termes de la morphologie du copeau, et particulièrement la géométrie des festons, et d'efforts de coupe ont montré des niveaux intéressants de corrélation avec les essais expérimentaux et ceci sur une large gamme de vitesses de coupe. Ce modèle est jugé selon Calamaz (Calamaz, 2008) meilleur par rapport à celui de JC et de MJC du fait qu'il garantit un niveau élevé de fiabilité des modèles numériques sans trop augmenter les coûts d'identification des coefficients.

Une comparaison entre les courbes expérimentales de contrainte d'écoulement et celles numériques correspondantes aux modèles de plasticité de JC et de TANH a été effectué par Hor (Hor, 2011) pour trois matériaux. Quelques résultats sont illustrés par la Figure I-31. Les courbes numériques mettent en évidence la reproduction parfaite de la chute de la contrainte, expérimentalement observée, par la loi TANH. En effet, l'effet de l'adoucissement domine par rapport à celui de l'écrouissage à partir d'une certaine déformation et ceci pour les trois matériaux étudiés : l'acier 42CrMo4 avec une microstructure ferrito-perlitique, l'acier 100Cr6 et l'alliage d'aluminium 2017-T4. Cependant, ce modèle présente encore quelques faiblesses, notamment au niveau de la sensibilité de la contrainte à la déformation d'une part et à la température d'autre part. Cette sensibilité n'est pas prise en considération par le modèle de base de JC et n'a pas été parfaitement corrigée par le modèle proposé. Par conséquent, des écarts importants ont été notés entre les contraintes calculées et celles expérimentales (voir Figure I-31).

Sima et Ozel (Sima & Ozel, 2010) ont aussi travaillé sur l'amélioration de l'expression du modèle thermo-viscoplastique de JC. Ils ont proposé 3 modèles qui permettent de reproduire :

- La chute de la contrainte avec l'augmentation de la déformation sans prendre en considération de l'effet de la température (modèle M_1 donné par les équations I-8 et I-9). L'introduction des coefficients p , r , s et M a pour but de mieux tenir en considération des différents niveaux d'adoucissement à des déformations élevées.
- La dépendance déformation-température à travers les paramètres D et p (modèle M_2 donné par les équations I-10 et I-11). Ce modèle permet de mettre en valeur l'effet combiné de la déformation et de la température sur la chute de la contrainte

- La dépendance de la réponse du matériau à la température, à la déformation et à l'adoucissement par déformation (modèle M_3 donné par les équations I-12 et I-13). Ce modèle est presque identique à celui de MJC. Il s'en diffère seulement par l'introduction d'un exposant qui permet de contrôler davantage l'adoucissement par déformation dans le matériau à usiner.

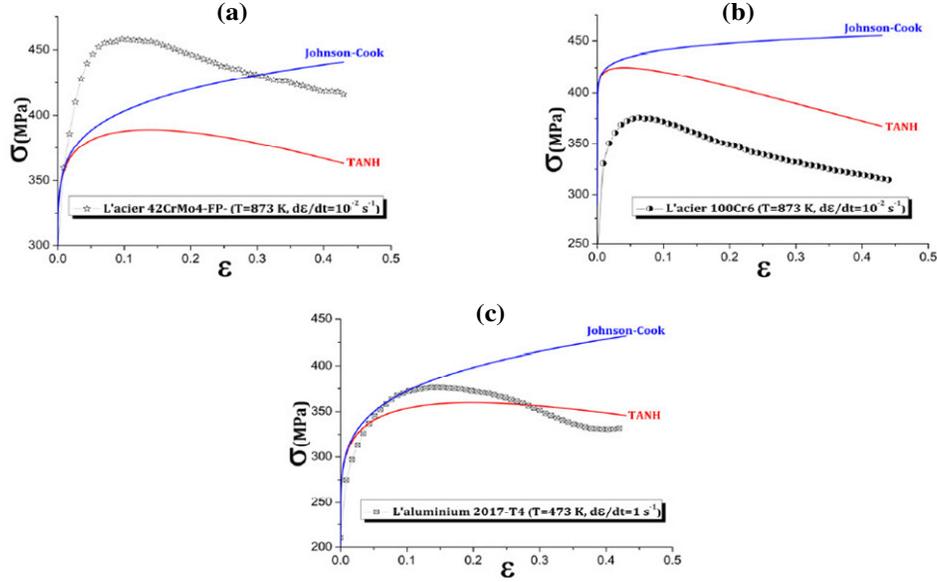


Figure I-31 Comparaison entre l'évolution de la contrainte d'écoulement expérimentale et numérique pour trois matériaux : (a) l'acier 42CrMo4 ferrito-perlitique, (b) l'acier 100Cr6 et (c) l'alliage d'aluminium 2017-T4 (Hor, 2011)

$$\sigma = (A + B\epsilon^n) \times \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \times g(\epsilon) \quad (I-8)$$

avec

$$g(\epsilon) = M + (1 - M) \left(\tanh \left(\frac{1}{(\epsilon + p)^r} \right) \right)^s \quad (I-9)$$

$$\sigma = (A + B\epsilon^n) \times \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \times \left(D + (1 - D) \left(\tanh \left(\frac{1}{(\epsilon + p)^r} \right) \right)^s \right) \quad (I-10)$$

avec

$$D = 1 - \left(\frac{T}{T_f} \right)^d \quad \text{et} \quad p = \left(\frac{T}{T_f} \right)^b \quad (I-11)$$

$$\sigma = \left(A + B\epsilon^n \left(\frac{1}{\exp(\epsilon^a)} \right) \right) \times \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \times \left(D + (1 - D) \left(\tanh \left(\frac{1}{(\epsilon + p)^r} \right) \right)^s \right) \quad (I-12)$$

avec

$$D = 1 - \left(\frac{T}{T_f} \right)^d \quad \text{et} \quad p = \left(\frac{T}{T_f} \right)^b \quad (I-13)$$

Pour les trois modèles proposés, les coefficients A , B , n , C et m correspondent à ceux du modèle de JC. T_{amb} , T_f et $\dot{\epsilon}_0$ sont respectivement la température ambiante, la température de fusion et la vitesse de déformation de référence.

Dans cette étude, les auteurs ont cherché à étudier l'effet de la chute de la contrainte d'écoulement, du durcissement et de l'adoucissement thermique ainsi que de l'interaction entre eux. La capacité de ces modèles à reproduire le comportement du Ti6Al4V a été testée. Les résultats obtenus en termes de morphologie du copeau et d'efforts de coupe ont montré une concordance élevée avec les résultats expérimentaux une fois le modèle M_3 est défini.

Un autre modèle empirique couplé, dérivé de la loi TANH, a été proposé par Hor et al (Hor, et al., 2013) dont le nombre des coefficients à déterminer a été diminué (de 10 à 9). Les auteurs ont cherché à travers les modifications effectuées à :

- Introduire une interaction de type température-vitesse de déformation en remplaçant le coefficient C par une fonction qui varie avec la température
- Mettre plus l'accent sur l'effet de l'adoucissement thermique à travers le multiplicateur m_1

Ces modifications ont permis de tenir en considération à la fois de l'effet de :

- La compétition écrouissage-adoucissement thermique d'origine restauration-recristallisation dynamique observée dans la microstructure de l'alliage de titane Ti6Al4V au-delà de sa température de transus- β (Ding & Guo, 2004)
- La sensibilité à la température
- L'interaction vitesse de déformation-température.

La formulation mathématique de ce modèle est donnée par les équations suivantes :

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \times \left(1 + C(T) \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 - m_1 \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^{m_2} \right) \times f(D, \varepsilon) \quad (I-14)$$

avec

$$\left\{ \begin{array}{l} f(D, \varepsilon) = \left(D + (1 - D) \tanh \left(\frac{1}{(\varepsilon + \varepsilon_0)} \right) \right) \\ D = 1 - \left(\frac{p \times \varepsilon}{1 + p \times \varepsilon} \times \tanh \left(\frac{T - T_{amb}}{T_{rec} - T_{amb}} \right) \right) \\ C(T) = \frac{C_1 \times \exp \left(C_2 \left(\frac{T}{T_f} \right) \right)}{\frac{T}{T_f}} \end{array} \right. \quad (I-15)$$

où A , B , n , p et ε_0 sont les coefficients des termes traduisant la compétition écrouissage-adoucissement. m_1 et m_2 présentent les coefficients du terme de la sensibilité à la température. C_1 et C_2 sont les coefficients décrivant la sensibilité à la vitesse de déformation. T_{amb} , T_{rec} et T_f sont respectivement la température ambiante, la température de recristallisation et la température de fusion du matériau.

On peut retirer à partir de cet état de l'art sur les modèles de comportement que la littérature est riche de lois rhéologiques de différentes formulations mathématiques. Elles sont toutes développées afin d'améliorer la fiabilité des simulations numériques. Cependant, même avec une loi qui décrit finement le comportement du matériau, l'identification adéquate de ses coefficients demeure primordiale. En effet, il est trivial de bien identifier les coefficients rhéologiques du fait qu'ils peuvent impliquer des erreurs non négligeables, et par conséquent contribuer à une mauvaise prédiction finale.

1.3.2.2 Problèmes liés à l'identification du modèle de comportement

Dans cette partie, nous présentons quelques résultats de la littérature qui mettent en valeur l'effet des modèles de comportement et de l'identification convenable de leurs coefficients sur les prédictions

d'une simulation numérique. Une attention particulière est portée aux études effectuées sur l'alliage de titane Ti6Al4V.

Dans l'étude d'Umbrello (Umbrello, 2008), l'auteur a étudié l'effet des coefficients de la loi thermo-visco-plastique de JC sur la simulation numérique de la coupe pour différentes vitesses de coupe. Trois jeux de coefficients rhéologiques, identifiés par différentes méthodes, ont été utilisés. Un niveau intéressant de corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux en termes de la morphologie de copeau et d'efforts de coupe a été obtenu suite à l'utilisation des coefficients identifiés par Lee et Lin (Lee & Lin, 1998). Ces coefficients ont été déterminés par la méthode Split-Hopkinson Pressure Bar SHPB, à partir d'essais mécaniques à grandes vitesses de déformation (2000 s^{-1}) et à des températures situées entre 700°C et 1100°C . Un copeau dentelé d'épaisseur de crêtes, d'épaisseur de vallées et de largeur de festons très proches de celles expérimentales a été simulé avec ce jeu de coefficient (voir Figure I-32b).

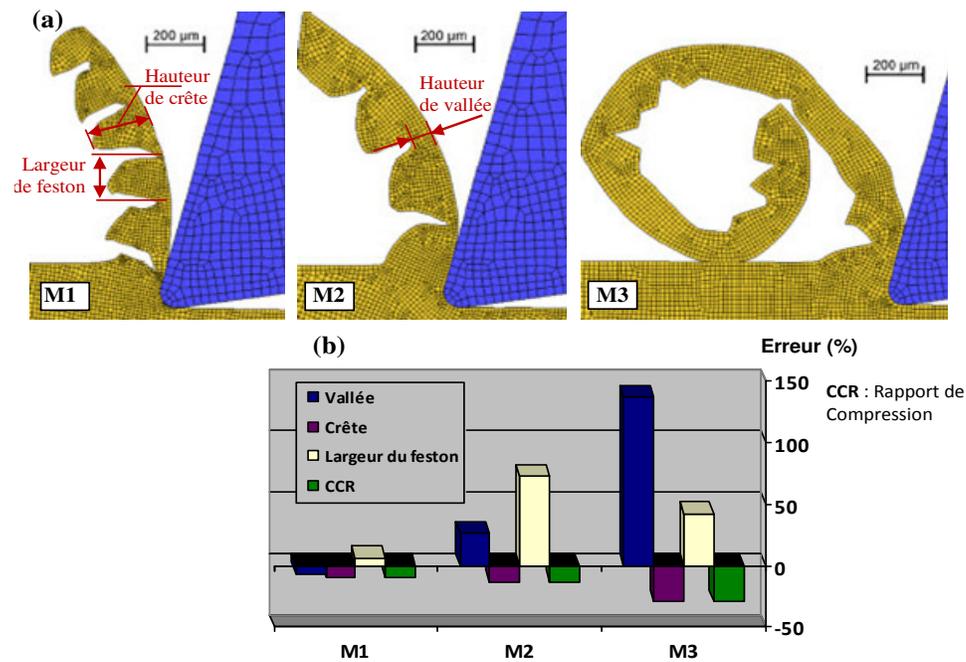


Figure I-32 Effet des coefficients du modèle de JC sur (a) la morphologie du copeau et (b) sa géométrie ($V_c = 120 \text{ m/min}$, $f = 0,127 \text{ mm/tr}$ et $a_p = 2,54 \text{ mm}$) (Umbrello, 2008)

Le même jeu de coefficients a été utilisé par Ozel et Sima (Ozel & Sima, 2010) lors de la modélisation de l'usinage du Ti6Al4V à différentes conditions de coupe. La transition d'un copeau de faible segmentation à fortement segmenté suite à l'application des conditions de coupe plus sévères a été parfaitement reproduite avec ce jeu de coefficient (Figure I-33a). Cependant, du point de vue prédiction des efforts de coupe et des températures, la Figure I-34 montre que sous l'application d'une vitesse de coupe de 185 m/min , par exemple, les coefficients déterminés par Meyer et Kleponis (Meyer & Kleponis, 2001) donnent des prédictions de la température plus en accord à celle expérimentale, tandis que les coefficients déterminés par Kay (Kay, 2003) donnent les plus faibles erreurs pour les efforts de coupe. En faisant varier la vitesse de coupe, les écarts avec les résultats expérimentaux ont changé avec les différents jeux de coefficients, ce qui implique l'incapacité de la loi empirique de JC à décrire le comportement du matériau à usiner sur une large gamme de vitesses de déformation et de températures.

Même dans le cas de la modélisation de la coupe à l'aide du modèle empirique de Sima et Ozel (Ozel & Sima, 2010) (M1 donné par les équations I-8 et I-9), une variation non physique dans la morphologie du copeau a été simulée par les auteurs en faisant varier les coefficients M et s de la loi utilisée (Figure I-33b). Il est alors possible, pour les mêmes conditions de coupe, de simuler des morphologies quelconques de copeau (continue, segmentée...) en passant d'un jeu de coefficients à l'autre. Pour cela,

il s'est avéré crucial d'apporter plus d'attention à l'identification des coefficients du modèle de comportement agissant considérablement sur la fiabilité des modèles numériques.

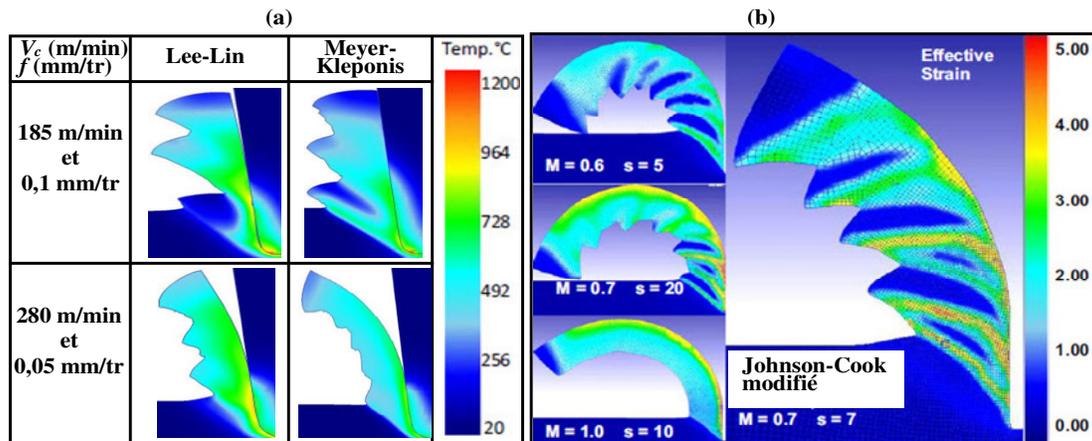


Figure I-33 Dépendance de la morphologie du copeau aux coefficients de comportement : Cas du modèle (a) de JC et (b) de M1 (Ozel & Sima, 2010)

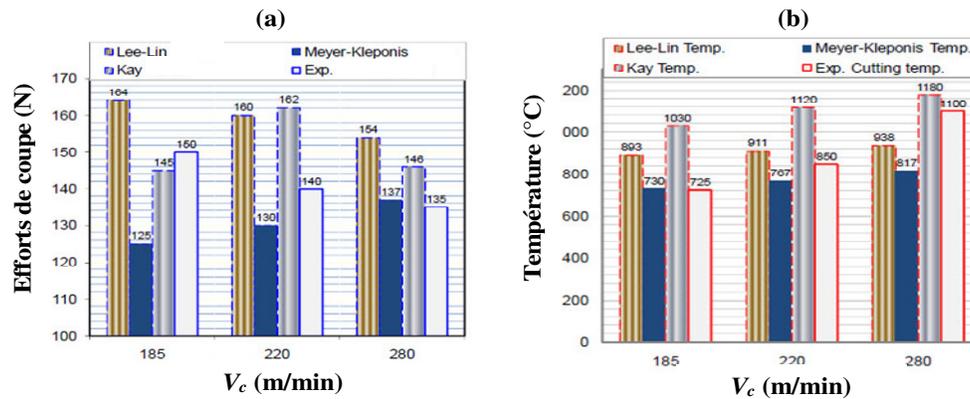


Figure I-34 Dépendance (a) des efforts de coupe et (b) des températures à la loi rhéologique utilisée pour prédire le comportement de la pièce à usiner (Ozel & Sima, 2010)

Dans cette première partie, l'accent a été mis sur les problèmes liés principalement au choix des coefficients rhéologiques pour un même modèle de comportement, dont la méthode d'identification utilisée diffère. La possibilité d'avoir plusieurs jeux de coefficients de comportement pour le même matériau agit considérablement sur l'évolution de la contrainte d'écoulement (voir Figure I-35), et par conséquent sur le comportement du matériau pour les mêmes intervalles de déformations, de vitesses de déformation et de températures.

Toutefois, de plus de la méthode d'identification, le modèle de comportement utilisé pour la modélisation de la coupe agit aussi sur sa fiabilisation. Comme l'a montré Hor (Hor, 2011) dans son étude, la contrainte d'écoulement doit avoir un minimum d'écart avec celle réelle pour garantir des niveaux élevés de corrélation avec les résultats expérimentaux. La comparaison entre les différentes formes du copeau obtenu avec trois modèles de comportement (JC (donné par l'équation I.1), TANH (donné par les équations I.6 et I.7) et celui proposé par Hor (donné par les équations I.14 et I.15)) a mis en valeur l'effet de l'introduction de l'adoucissement dans le modèle de comportement sur l'amélioration de la segmentation du copeau. Cependant, la définition d'une loi d'endommagement a entraîné une fragmentation non physique du copeau (Figure I-36-a). Cette fragmentation peut être expliquée par la chute de la courbe de la contrainte d'écoulement, obtenue à la fois par l'endommagement et l'adoucissement du matériau.

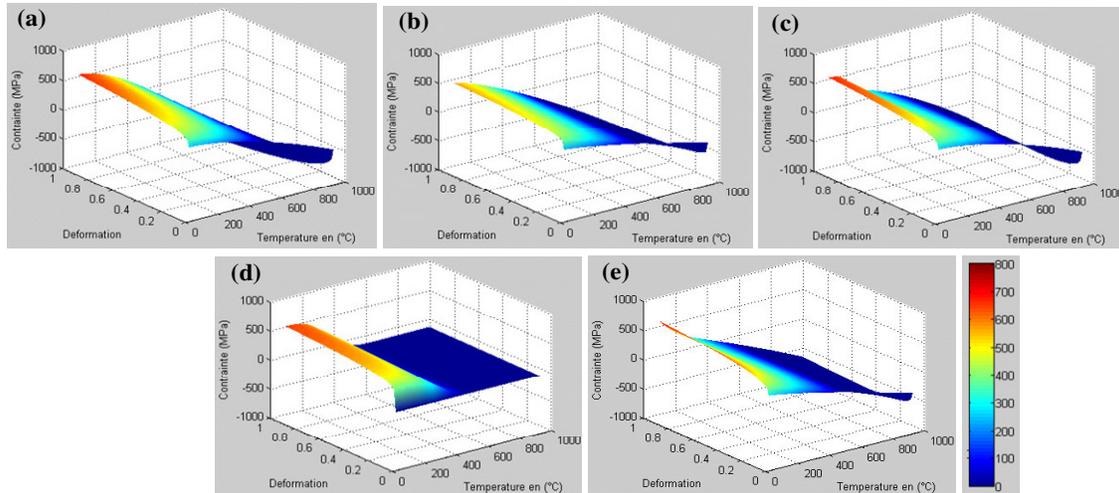


Figure I-35 Courbes de la contrainte d'écoulement de l'alliage d'aluminium Al2017-T4 calculées avec différents modèles de comportement : Cas (a et b) de deux jeux de coefficients du modèle de JC, (c) de la loi TANH, (d) de la loi de Baker et (e) de la loi d'Hor ($\dot{\epsilon}_0 = 7.10^2 \text{ s}^{-1}$) (Hor, 2011)

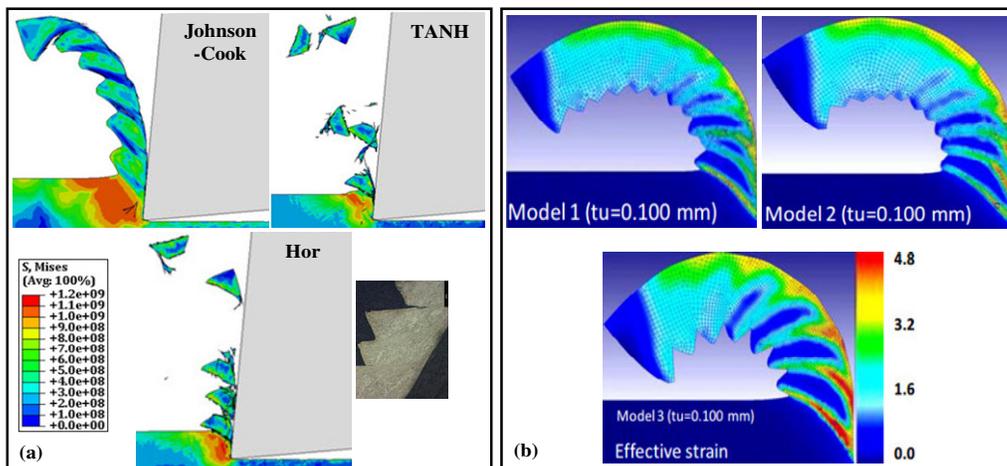


Figure I-36 Dépendance de la morphologie du copeau au modèle de comportement : (a) cas de l'acier 42CrMo4 ($V_c = 250 \text{ m/min}$ et $f = 0,2 \text{ mm/tr}$) (Hor, 2011) et (b) de l'alliage Ti6Al4V ($V_c = 120 \text{ m/min}$ et $f = 0,1 \text{ mm/tr}$) (Ozel & Sima, 2010)

De même, la comparaison effectuée par Ozel et Sima (Ozel & Sima, 2010) entre les copeaux simulés avec trois modèles de comportement (M_1 , M_2 et M_3) a montré une différence notable dans leur segmentation, et ceci en fonction des couplages pris en compte. Dans cette étude, où aucun modèle d'endommagement n'a été défini, le festonnage le plus prononcé a été obtenu avec le modèle M_3 . Cela est expliqué selon les auteurs par la considération de la dépendance du matériau à la température, à la déformation et à l'adoucissement par déformation.

I.3.3 Synthèse

L'étude de la microstructure et des propriétés thermo-physiques de l'alliage de titane Ti6Al4V présentées au début de cette partie a montré les spécificités intéressantes que présente ce matériau et qui expliquent son utilisation dans de nombreuses applications industrielles. En revanche, il a été montré que sa particularité du point de vue propriétés physiques, mécaniques et thermiques agit significativement sur son usinabilité en la diminuant.

La communauté scientifique a travaillé sur le développement de lois rhéologiques reproduisant le plus fidèlement possible le comportement du matériau lors de son usinage. Différents modèles rhéologiques utilisés pour la modélisation de la coupe ont été présentés dans cette partie de l'état de l'art. Nous nous sommes volontairement limités aux modèles empiriques les plus utilisés en usinage des alliages de titane.

Quelques résultats de la littérature qui mettent l'accent sur l'effet d'une définition adéquate du comportement du matériau à usiner sur les résultats numériques ont été abordés en fin de ce chapitre. Le but de cette étude est de montrer que même avec des modèles de comportement de formulations mathématiques très complexes, une mauvaise corrélation avec les résultats expérimentaux peut être obtenue une fois une identification non adéquate des coefficients de comportement est effectuée.

I.4 Conclusion

Cette analyse bibliographique a permis de mettre l'accent sur les principaux problèmes associés au procédé d'usinage. Les résultats présentés dans ce chapitre sont dans leur majorité obtenus pour notre matériau d'étude, le Ti6Al4V. Cet alliage de titane, caractérisé par la segmentation de son copeau même pour des faibles conditions de coupe, est d'une faible usinabilité. Ce festonnage résultant de la compétition entre plusieurs phénomènes (instabilité thermoplastique, changement de sa microstructure, amorçage et propagation de fissures, etc.) reste à l'heure actuelle mal maîtrisé.

La difficulté d'usinage du Ti6Al4V vient de sa faible conductivité et de ses caractéristiques mécaniques élevées, même à chaud. En effet, non seulement une localisation des contraintes dans les bandes de cisaillement, permettant le festonnage du copeau, est remarquée, mais aussi un échauffement excessif de la zone de coupe est obtenu menant à une dégradation rapide de l'outil, d'autant plus prononcée que l'alliage de titane présente une faible conductivité thermique et une affinité chimique élevée avec le matériau des plaquettes de coupe.

Nous avons vu qu'une multitude de techniques (expérimentales, numériques...) ont été utilisées pour l'étude de la coupe mais aucune n'est complètement maîtrisée. La littérature a montré que les simulations numériques sont les plus pertinentes pour une compréhension approfondie des phénomènes de formation des copeaux, notamment ceux d'une morphologie segmentée. Même avec la diversité des méthodes numériques utilisées pour la modélisation de la coupe, aucune ne donne encore une satisfaction absolue.

De plus, il a été montré que de nombreuses difficultés, limitant l'efficacité des modélisations, peuvent être contournées. Néanmoins, il est important de se focaliser sur les aspects les plus significatifs, car les paramètres numériques sont trop nombreux pour être tous optimisés. S'ajoute à cela, la modélisation du comportement du matériau qui est d'un effet significatif sur la qualité des résultats numériques. Les lois de comportement doivent alors être fiables sur tout le domaine de sollicitations atteint en usinage sans qu'elles présentent un nombre élevé de coefficients.

L'étude bibliographique effectuée sur les lois thermo-viscoplastiques utilisées pour la simulation de la formation d'un copeau segmenté a montré une très grande diversité de lois disponibles. Toutefois, aucune entre elles ne fait l'unanimité pour la modélisation de la coupe, même si la loi de JC (et ses dérivées) est la plus largement utilisée. De plus, même pour une loi de comportement fixée, l'identification de ses coefficients fait encore débat, donnant lieu à la publication de nombreux jeux de coefficients très différents pour un matériau donné. Cela est d'autant plus critique qu'il a été montré que la différence dans les coefficients d'une même loi peut entraîner la divergence des résultats de la simulation.

Suite à ce qu'il a été présenté dans ce premier chapitre, nous focaliserons notre attention dans le chapitre suivant sur l'étude de la dépendance des modélisations 2D aux paramètres numériques les plus significatifs. Nous examinerons dans un premier temps l'effet de la topologie du maillage, notamment sa densité et le type des éléments utilisés. L'effet du type de la formulation sera aussi étudié dont des résultats numériques sans et avec la définition du critère d'endommagement seront comparés aux essais expérimentaux.

Chapitre II.

Étude paramétrique 2D : Effet des paramètres numériques sur les prédictions d'une modélisation par éléments finis de la coupe orthogonale

Malgré la diversité des techniques expérimentales et les éventuelles améliorations qu'elles ont subies, les essais expérimentaux ne permettent pas de bien comprendre les différents mécanismes participants à la formation du copeau. Afin de surmonter ce manque, des modélisations ont été développées. Elles ont pour but de permettre la détermination fiable de la distribution locale des champs thermomécaniques, aussi bien que la prédiction des grandeurs macroscopiques (efforts de coupe et d'avance). Différentes approches (analytiques, numériques et hybrides) ont été proposées et utilisées dans la littérature. Cependant, les approches numériques basées sur la méthode des éléments finis sont les plus utilisées du fait qu'elles permettent de prédire la segmentation du copeau avec ses différents aspects (localisation de la déformation, concentration de la chaleur, endommagement...). De plus, elles donnent accès à des informations et des grandeurs physiques instantanées très localisées pour différents types de problèmes (statiques à fortement dynamiques).

Cependant, les résultats des simulations sont sensibles, en plus des données d'entrée, aux paramètres numériques du modèle. Parmi les facteurs ayant le plus d'effet sur la fiabilité des modélisations, nous distinguons :

- Le comportement du matériau à usiner
- Le contact outil-matière
- Les paramètres numériques liés à la modélisation par éléments finis MEF

Les paramètres numériques sont définis principalement par :

- Le maillage, notamment sa densité, sa topologie, son orientation, le type d'interpolation utilisée (linéaire ou quadratique), la position et le nombre des points d'intégration par élément...
- La formulation numérique (Lagrangienne, ALE, Remaillage...)
- Le type de discrétisation temporelle

Dans le cadre d'une modélisation 2D de la coupe orthogonale, très peu d'investigations ont été menées dans le but de déterminer l'effet des paramètres numériques sur les résultats de la simulation. La connaissance de l'effet de certains paramètres du modèle numérique sur la fiabilité des simulations présente l'objectif principal de ce chapitre.

Des modélisations 2D de la coupe orthogonale de l'alliage de titane Ti6Al4V à des conditions de coupe particulières sont effectuées pour déterminer l'effet des éléments de maillage (de différentes tailles et topologies) et des formulations numériques sur les résultats des simulations.

Pour la validation des modèles numériques et la détermination de l'impact de chacun des paramètres numériques étudiés, les résultats des simulations sont comparés directement à ceux expérimentaux de la littérature. La comparaison est principalement basée sur la morphologie du copeau et les efforts de coupe. Nous commençons alors ce chapitre par un petit rappel des résultats expérimentaux correspondants à l'usinage du Ti6Al4V à des conditions de coupe particulières, qui vont servir de références à notre analyse numérique.

II.1 Présentation des résultats expérimentaux

Des essais expérimentaux de coupe orthogonale à sec du Ti6Al4V effectués Calamaz (Calamaz, 2008) et Calamaz et al (Calamaz, et al., 2008) et (Calamaz, et al., 2010)) seront utilisés pour la validation des modèles numériques présentés dans ce chapitre, et aussi pour le bon ajustement de leurs paramètres numériques. Dans ces études expérimentales, la pièce cylindrique à usiner de diamètre 150mm comporte plusieurs rainures de largeur 3 mm (Figure II-1). Différentes conditions de coupe ont été testées par les auteurs. Seuls les résultats correspondants à une avance de 0,1 mm/tr et trois vitesses de coupe (33 m/min, 75 m/min et 180 m/min) seront retenus dans ce chapitre. La morphologie du copeau, la géométrie des festons et les efforts de coupe correspondants à chacune des conditions de coupe étudiées sont représentés respectivement par les figures II-2, II-3 et II-4.

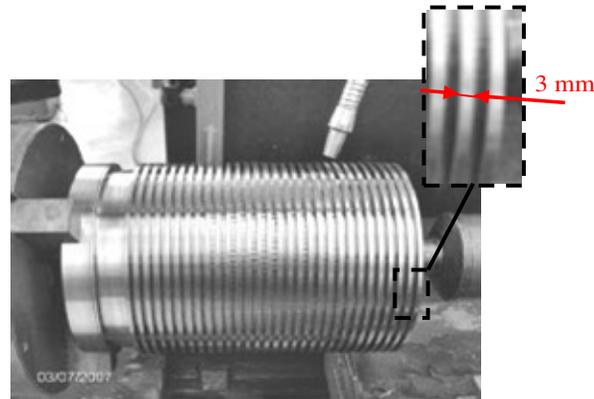


Figure II-1 Pièce utilisée pour les essais expérimentaux de tournage orthogonal (Calamaz, 2008)

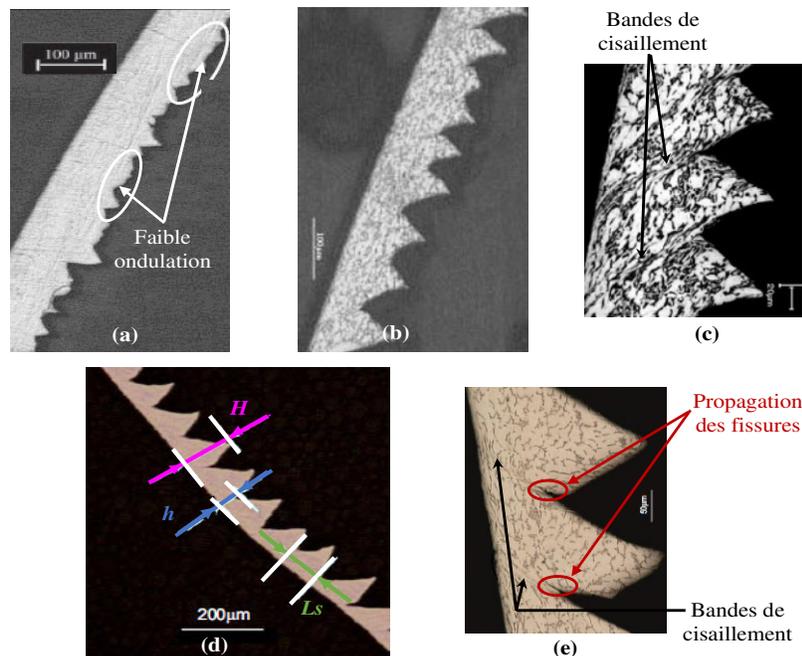


Figure II-2 Morphologie du copeau correspondante à différentes vitesses de coupe : (a) 33 m/min (Calamaz, 2008), (b et c) 75 m/min (Calamaz, 2008), (d et e) 180 m/min (Calamaz, et al., 2008) ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

D'après la Figure II-2, pour une avance de 0,1 mm/tr, l'application des trois vitesses de coupe étudiées par ce chapitre a entraîné la formation d'un copeau de différentes morphologies. Un copeau segmenté présentant des fissures au niveau des bandes de cisaillement a été obtenu par les auteurs à une vitesse

de coupe élevée, soit de 180 m/min (Figure II-2e). En revanche, aucun festonnage n'a été remarqué suite à la définition de la plus faible vitesse de coupe (soit égale à 33 m/min), tel que seulement des faibles ondulations ont été obtenues (Figure II-2a).

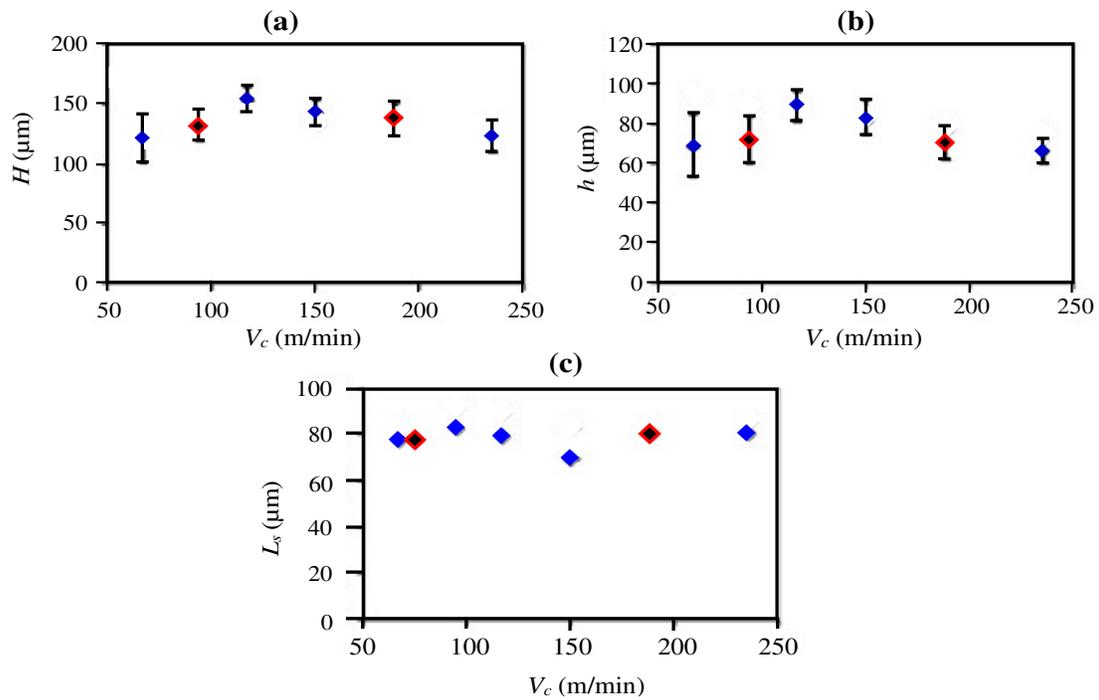


Figure II-3 Dépendance de : (a) la hauteur de crêtes, (b) de la hauteur de vallées et (c) de la largeur moyenne des festons à la vitesse de coupe ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm) (Calamaz, et al., 2010)

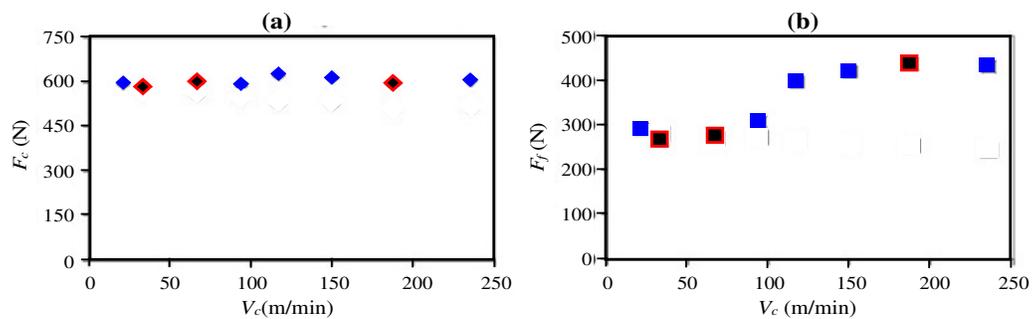


Figure II-4 Efforts moyens (a) de coupe et (b) d'avance expérimentalement déterminés à des vitesses de coupe variables ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm) (Calamaz, et al., 2010)

Des mesures de la hauteur de crêtes H et de vallées h du copeau ont été effectuées. La largeur moyenne des festons L_s a été aussi mesurée. Les résultats obtenus pour les différentes vitesses de coupe sont illustrés par Figure II-3. Pour le cas d'une vitesse de coupe de 33 m/min, un copeau ondulé, avec une faible différence entre les hauteurs moyennes H et h a été obtenu ce qui explique l'absence des mesures en H correspondantes à cette condition de coupe.

La dépendance des efforts de coupe aux conditions de tournage a été aussi étudiée par Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010). D'après la Figure II-4a, un effort moyen de coupe, F_c , d'environ 600 N a été déterminé pour toutes les vitesses de coupe testées (comprises entre 21 m/min et 235 m/min). Quant aux efforts d'avance, F_f , les auteurs ont noté qu'ils restent pratiquement constants jusqu'à l'application d'une vitesse de coupe de 94 m/min (Figure II-4b). A partir de cette vitesse, F_f continue à augmenter en

fonction de V_c jusqu'à se retrouver à nouveau constant (d'environ 400 N) pour des vitesses de coupe supérieures à 119 m/min.

Il est à noter que pour les figures II-3 et II-4, les résultats entourés de rouge et correspondants aux trois vitesses de coupe 33 m/min, 75 m/min et 180 m/min seront retenues dans notre étude pour la validation des différentes modélisations numériques 2D.

II.2 Définition du modèle numérique

II.2.1 Modèles géométriques et conditions initiales

Dans ce chapitre, la modélisation 2D de la coupe orthogonale d'une pièce en Ti6Al4V à l'aide d'un outil en carbure de tungstène est effectuée. Seul le cas de l'usinage à sec est examiné. Les spécifications liées à la cinématique, à la géométrie du modèle, à la topologie du maillage, à la taille des éléments et aux conditions aux limites correspondantes à chacune des formulations numériques seront détaillées dans les parties II.3.1, II.4.1 et II.5.2.

Nous soulignons que dans cette étude numérique, une seule largeur de coupe ($a_p = 3$ mm) et une seule vitesse d'avance ($f = 0,1$ mm/tr) sont utilisées. Seule la vitesse de coupe varie. La géométrie de la pièce et de l'outil sont identiques pour toutes les modélisations (Tableau II-1).

Tableau II-1 Paramètres géométriques et conditions de la modélisation

Paramètre	Valeur
Angle de coupe γ (°)	2
Angle de dépouille α (°)	7
Rayon d'acuité r_b (μm)	20
Longueur de la pièce L (mm)	3
Hauteur de la pièce l (mm)	0,73
Avance f (mm/tr)	0,1
Vitesse de coupe V_c (m/min)	33 – 75 – 180

Seul le transfert de la chaleur à l'interface de contact outil-matière est considéré alors que les autres types d'échanges thermiques sont négligés (Figure II-5). Cette hypothèse est justifiée par les très faibles temps d'usinage simulés (inférieures à 2 ms). Ces essais de courte durée ne permettent pas d'atteindre le régime thermique stabilisé. Pour cela, une température de 20°C est initialement définie, dans toutes les modélisations, à l'outil et à la pièce à usiner. Cette hypothèse est critiquable, notamment pour connaître les sollicitations thermiques au niveau de l'outil. Néanmoins, le fait que le but de cette étude n'est pas de connaître ces sollicitations, mais plutôt de comparer les résultats de plusieurs modélisations conduites dans les mêmes conditions, et qu'un faible temps d'interaction ne permet pas d'obtenir le régime thermique stable, l'hypothèse d'une température initiale de 20°C peut être acceptable.

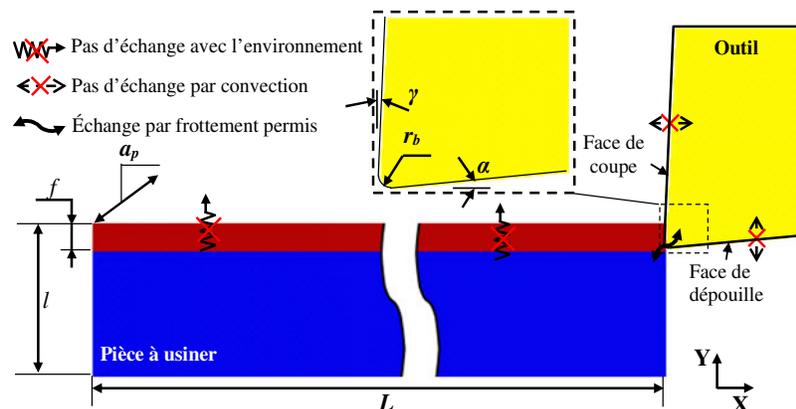


Figure II-5 Modèle géométrique et échanges thermiques

II.2.2 Propriétés thermo-physiques des matériaux mis en contact

Le Tableau II-2 regroupe les valeurs des propriétés thermiques et physiques du matériau de la pièce à usiner et de celui de l'outil de coupe. On note qu'aucune dépendance à la température n'a été prise en compte. De plus, un outil rigide est défini dans toutes les simulations présentées dans ce chapitre. Nous expliquons ce choix par la nécessité d'appliquer les mêmes conditions de simulations afin de maintenir la pertinence des comparaisons, or seul un outil rigide peut être utilisé dans le cas de la définition de la méthode d'adaptation de maillage disponible dans Forge2D® (voir section II.5). De plus, le fait que dans l'étude expérimentale effectuée par Calamaz (Calamaz, 2008), l'auteur a procédé à un changement de plaquettes après chaque usinage, nous pouvons alors supposer qu'il n'y a pas d'usure, et donc que l'outil de coupe n'a pas subi de changements au niveau de sa géométrie. Bien que l'outil de coupe soit supposé rigide, ses propriétés thermiques, notamment les échanges de chaleur avec la pièce, sont prises en compte dans toutes les simulations.

Tableau II-2 Propriétés thermo-physiques à température ambiante de la pièce à usiner et de l'outil de coupe (Ducobu, et al., 2016a)

Paramètre physique	Pièce en alliage de titane (Ti6Al4V)	Outil en carbure de tungstène (WC-Co)
Masse volumique, ρ (kg/m ³)	4 430	15 000
Module d'Young, E (GPa)	113,8	—
Coefficient de Poisson, ν	0,342	—
Chaleur spécifique, C_p (J/kg°C)	580	203
Conductivité thermique, λ (W/m/°C)	7,3	46
Dilatation thermique, α_p ($\mu\text{m.m}/^\circ\text{C}$)	$8,6 \times 10^{-6}$	$4,7 \times 10^{-6}$

En ce qui concerne la pièce à usiner, elle est représentée par un solide déformable dont son comportement thermo-viscoplastique-endommagement est détaillé dans la section II.2.3. Quant aux conditions de contact aux interfaces outil-copeau et outil-pièce, au modèle le frottement et aux algorithmes contrôlant les différentes formes de contact, ils sont présentés par la section II.2.4.

II.2.3 Modèles thermo-viscoplastique et d'endommagement

Le modèle thermo-viscoplastique de JC donné par l'équation (I-1) est utilisé dans ce chapitre pour reproduire le comportement de la pièce à usiner. Pour tenir compte de la chute de la contrainte après une certaine valeur de déformation plastique (voir Figure II-6), la loi d'endommagement de JC (Johnson & Cook, 1985), donnée par l'équation (II-1), est définie. Son utilisation a pour but de permettre la simulation de la formation du copeau ainsi que son festonnage et sa fragmentation. Une rupture est amorcée dans le matériau une fois le paramètre D_{JC} est égal à 1 (initiation de l'endommagement).

$$\left\{ \begin{array}{l} D_{JC} = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_{End0}} \\ avec : \quad \varepsilon_{End0} = (D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)) \times \left(1 + D_4 \ln \left(\frac{\bar{\dot{\varepsilon}}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 + D_5 \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right) \right) \end{array} \right. \quad (\text{II-1})$$

où ε_p et ε_{End0} sont respectivement la déformation plastique dans le matériau et celle correspondante à l'initiation de l'endommagement. ε_{End0} est donnée ont fonction de la triaxialité σ^* , de la vitesse de déformation équivalente $\bar{\dot{\varepsilon}}$ et de la température T . La contrainte σ^* dépend à son tour de la contrainte hydrostatique et de celle de Von Mises $\left(\sigma^* = \frac{\sigma_h}{\sigma_{vm}} \right)$. D_i (avec $i=1, 2, 3, 4, 5$) sont les coefficients de la loi d'endommagement. $\dot{\varepsilon}_0$ est la vitesse de déformation initiale. T_{amb} et T_f sont respectivement la température ambiante et la température de fusion.

Les valeurs correspondantes aux coefficients de comportement sont regroupées par les tableaux II-3 et II-4.

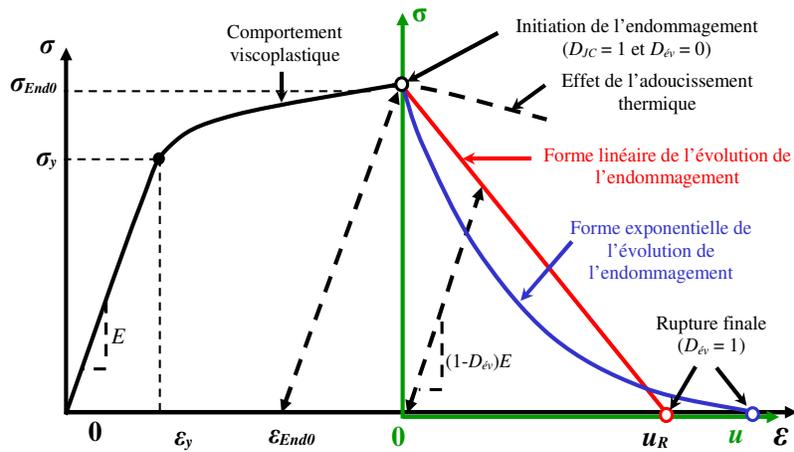


Figure II-6 Schématisation de la contrainte d'écoulement pour un matériau ductile

Tableau II-3 Coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC correspondants à l'alliage de titane Ti6Al4V (Li & He, 2006)

Coefficient de JC	Symbole	Valeur
Limite d'élasticité à température ambiante (MPa)	A	968
Module d'écrouissage (MPa)	B	380
Exposant d'écrouissage	n	0,421
Coefficient de viscosité	C	0,0197
Coefficient d'adoucissement thermique	m	0,577
Vitesse de déformation initiale (s^{-1})	$\dot{\epsilon}_0$	0,1
Température de référence (K)	T_{amb}	293
Température de fusion (K)	T_f	1943

Tableau II-4 Coefficients du modèle d'endommagement de JC correspondants au Ti6Al4V (Zhang, et al., 2011a)

Coefficient d'endommagement de JC	Symbole	Valeur
Coefficient de déformation initiale à la rupture	D_1	-0,09
Facteur exponentiel	D_2	0,25
Facteur lié à la triaxialité	D_3	-0,5
Coefficient de dépendance à la vitesse de déformation	D_4	0,014
Coefficient lié à la température	D_5	3,87

L'application seule du modèle d'endommagement de JC résulte à un endommagement total (suppression) des éléments dès que le paramètre D_{JC} est égal à 1, ce qui ne correspond pas au comportement réel du matériau. Pour cette raison, il est impératif d'associer une loi d'évolution de l'endommagement à ce critère. Cette loi d'évolution a pour rôle de contrôler la diminution progressive de la rigidité dans le matériau sollicité et par conséquent d'assurer l'évolution de la défaillance jusqu'à atteindre la rupture finale. Son importance n'est pas limitée au contrôle de l'évolution de la rupture finale dans le matériau du fait qu'elle permet aussi de réduire significativement la dépendance du maillage à la déformation. Ceci est dû à son aptitude à reproduire le comportement du matériau endommagé, non plus comme une réponse de type contrainte-déformation, mais plutôt comme une réponse de type contrainte-déplacement (comme indiqué par la Figure II-6). Le fait de continuer après l'initiation de l'endommagement à décrire le comportement du matériau sous la forme d'une réponse de

type contrainte-déformation, cela induit une forte dépendance du maillage à la localisation de la déformation. En effet, une diminution dans la taille des éléments entraîne automatiquement une décroissance de l'énergie dissipée et par suite une déformation plus importante du maillage. Une évolution non souhaitée de l'endommagement est alors produite, d'où l'intérêt de décrire l'évolution de l'endommagement sous la forme contrainte-déplacement.

Le code de calcul Abaqus® propose deux méthodes pour calculer la variable d'évolution de l'endommagement $D_{év}$:

- En fonction d'un déplacement plastique équivalent (\bar{u}_p)
- En fonction d'une énergie à la rupture (G_f)

Pour les deux cas, une forme linéaire ou exponentielle, donnée respectivement par les équations (II-2) et (II-3), peut être utilisée pour la détermination de la variable scalaire $D_{év}$ (voir Figure II-6). Cela est intéressant du fait qu'il permet de mieux rendre compte de la différence dans la réponse du matériau endommagé et des modes de chargement (traction, cisaillement...). La variable $D_{év}$ varie théoriquement entre 0 et 1.

$$D_{év} = \frac{\bar{u}_p}{\bar{u}_R} = \begin{cases} 0 & (si D_{JC} < 1) \\ \frac{L_c \bar{\epsilon}_p}{\bar{u}_R} = \frac{L_c \bar{\epsilon}_p}{2G_f \bar{\sigma}_{End0}} & (si D_{JC} = 1) \end{cases} \quad (II-2)$$

$$D_{év} = \frac{1 - e^{-\alpha(\bar{u}_p/\bar{u}_R)}}{1 - e^{-\alpha}} = 1 - \exp\left(-\int_0^{\bar{u}_p} \frac{\bar{\sigma}}{G_f} d\bar{u}_p\right) \quad (II-3)$$

où \bar{u}_p et \bar{u}_R sont respectivement les déplacements plastiques équivalents avant la rupture finale et à la rupture. L_c est la longueur caractéristique de l'élément de maillage le plus petit. Elle dépend généralement de la géométrie de l'élément de maillage et de sa fonction d'interpolation (1^{er} ou 2nd ordre). Sa définition est justifiée par la non-connaissance à l'avance de la direction selon laquelle la rupture se propage. $\bar{\sigma}_{End0}$ est la contrainte équivalente d'écoulement dans le matériau après l'initiation de l'endommagement. $\bar{\epsilon}_p$ est la déformation plastique équivalente dans le matériau.

Le paramètre G_f définit la quantité d'énergie requise pour faire endommager une unité de surface. Dans le cas général, ce paramètre est donné par l'équation (II-4). Cependant, dans le cas d'une modélisation 2D de la coupe orthogonale avec une configuration de déformation plane, l'équation (II-5), proposée par Mabrouki et al (Mabrouki, et al., 2008), a été largement utilisée dans la littérature (Chen, et al., 2011), (Atlati, et al., 2011), (Kouadri, et al., 2013), (Ijaz, et al., 2016), (Saleem, et al., 2016)... pour la détermination de la valeur de G_f .

$$G_f = \int_0^{\bar{u}_R} \bar{\sigma} \times d\bar{u}_p = \int_{\epsilon_{End0}}^{\epsilon_R} \bar{\sigma} \times L_c \times d\bar{\epsilon}_p \quad (II-4)$$

$$(G_f)_{I,II} = \frac{(1-\nu^2)}{E} [(k_c)_{I,II}]^2 \quad (II-5)$$

avec ν , E et k_c sont respectivement le coefficient de poisson, le module d'Young et la ténacité du matériau. ϵ_{End0} et ϵ_R présentent respectivement la déformation plastique à l'initiation de l'endommagement et à la dégradation totale du matériau.

Avec une configuration de déformation plane, Mabrouki et al (Mabrouki, et al., 2008) ont indiqué que seuls deux modes de rupture sont possibles (représentés par la Figure II-7). Le premier mode (*Mode I*), normal au plan de cisaillement, prend place dans la zone en contact avec le rayon d'acuité de l'outil où une ouverture de la matière est obtenue et elle conduit à la formation du copeau. Pour le deuxième mode (*Mode II*), il s'agit d'un glissement de la matière selon son plan de cisaillement entraînant par la suite le festonnage du copeau. Cette différence dans les modes de rupture explique l'intérêt d'appliquer la valeur

adéquate de l'énergie G_f correspondante à chaque zone d'endommagement, notamment à la zone en contact avec le rayon d'acuité de l'outil et à celle transformée en copeau.

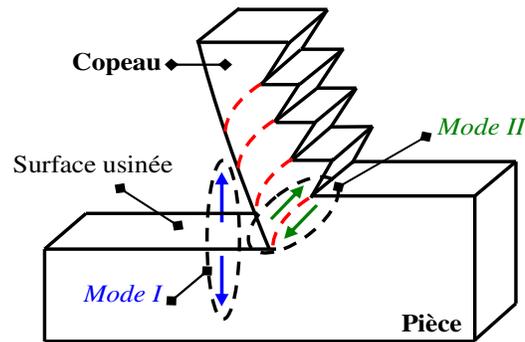


Figure II-7 Schématisation des modes de rupture présents dans une configuration de déformation plane de la coupe orthogonale

II.2.4 Gestion de contact et frottement outil-matière

Dans une modélisation numérique du procédé d'usinage, les conditions de contact outil-matière s'avèrent aussi d'une haute importance vue leurs effets sur la formation du copeau. En effet, une définition convenable de la loi de frottement, de l'algorithme de contact et des propriétés thermiques du contact est nécessaire.

II.2.4.1 Introduction sur les méthodes utilisées pour la détermination des propriétés thermomécaniques du contact

Dans la littérature, de nombreuses études tribologiques ont été effectuées afin de reproduire convenablement la particularité du contact dans un procédé d'usinage en tout point de l'interface outil-matière. Deux approches ont été généralement adoptées :

- Une identification à partir du processus de coupe lui-même
- Une identification à partir des essais sur un tribomètre

La première méthode pourrait paraître comme étant la meilleure pour une prédiction plus précise des conditions réelles de frottement. Toutefois, il est souvent impossible d'avoir un accès instantané à des informations très locales à partir de la mesure des efforts de coupe et de l'observation microscopique des copeaux récupérés. La variation instantanée de chacune des variables locales (comme la pression, la température...) en tout point de l'interface de contact outil-matière ne peut pas alors être précisément connue. Cela explique pourquoi la détermination des conditions de frottement aux interfaces du contact outil-copeau-pièce est très difficile à partir des essais expérimentaux de coupe.

Pour cela, certains auteurs ((Zemzemi, et al., 2009) et (Rech, et al., 2009)) ont orienté leurs travaux vers des essais expérimentaux plus simples, en utilisant un tribomètre spécifique. Différents tribo-systèmes (détaillés par (Ayed, 2013) et (Courbon, 2011)) ont été développés. Ils ont pour but de reproduire des chargements conformes à ceux appliqués à chaque zone de contact (outil-copeau et outil-pièce). L'avantage principal de ce type d'essai est de pouvoir réaliser des configurations différentes et maîtrisées, allant jusqu'à des pressions de contact très élevées et des vitesses de glissement très importantes.

Toutefois, il est à noter que malgré le progrès significatif dans les méthodes de détermination des conditions réelles et locales de contact, l'identification précise de ces conditions reste encore un verrou à lever.

II.2.4.2 Aspect mécanique du contact

La différence dans les méthodes utilisées pour la détermination des aspects du contact est à l'origine de la diversité des lois de frottement disponibles dans la littérature. Certaines études ((Moufki, et al., 1998), (Mabrouki & Rigal, 2006), (Rhim & Oh, 2006)) ont considéré l'existence d'un contact parfaitement glissant à l'interface outil-copeau. Dans d'autres études ((Zorev, 1963), (Childs, 2006), (Karpat & Ozel, 2006), (Bahi, et al., 2011), (Liu, et al., 2013), (Avevor, et al., 2017)), des modèles de frottement plus réels, qui tiennent en considération les deux types de contact, collant et glissant, produits à l'interface outil-copeau ont été proposés. Ces modèles ont pour but de reproduire de façon plus fidèlement les conditions de contact outil-matière.

Malgré cette diversité, la modélisation du frottement outil-matière pendant une opération d'usinage et pour un couple quelconque de matériaux reste une opération assez compliquée. En outre, certains modèles de frottement, notamment ceux non linéaires et de formulations mathématiques complexes, nécessitent encore des développements importants pour leur implémentation dans les codes de calcul par EF, expliquant par conséquent leur utilisation restreinte dans la modélisation de la coupe.

Plusieurs études comparatives ont été effectuées ((Filice, et al., 2007), (Ozel, 2006), (Haglund, et al., 2008), (Arrazola & Ozel, 2010)) afin de montrer l'effet des lois de frottement sur la fiabilisation de la modélisation numérique de la coupe. Les lois comparées diffèrent principalement par le type de contact considéré (collant/glissant), la nature de leurs coefficients (constants/variables) et les interactions considérées entre les différentes conditions tribologiques locales (température, vitesse de glissement, pression de contact, coefficient local de frottement, longueur de contact...). Plus d'attention a été portée à la dépendance de la géométrie du copeau, des efforts de coupe, de la distribution de la température à l'interface outil-copeau... à ces modèles de frottement. Il a été montré par Ozel (Ozel, 2006) que les lois non linéaires basées sur des coefficients de frottement variables sont les plus fiables pour la modélisation du contact outil-matière. Quant à Filice et al (Filice, et al., 2007), ils ont souligné la faible dépendance des efforts et de la longueur de contact au modèle de frottement utilisé. Par contre, les auteurs ont montré que les conditions de contact agissent principalement sur les résultats thermiques (comme la distribution de la température et ses niveaux atteints). Ces résultats ont été défendus par Ijaz et al (Ijaz, et al., 2016) qui ont noté la faible influence des résultats macroscopiques d'aspect mécanique (efforts de coupe, morphologie du copeau, longueur de contact, etc.) aux conditions de contact et à la loi de frottement, tout à fait en contradiction aux résultats d'aspect thermique (évolution de la température aux interfaces de contact, chaleur créée par frottement, températures maximales dans l'outil de coupe, etc.). Cela explique la fréquente utilisation des lois de frottement de formulation mathématique 'simple', décrivant de façon moins compliquée le contact outil-matière produit lors d'un essai d'usinage une fois les phénomènes thermiques et leurs effets sur la coupe (usure des outils, stabilité de la coupe...) ne constituent pas le but principal de l'étude.

Grâce à la simplicité de sa formulation et à son implémentation dans plusieurs codes de calcul, la loi de frottement de Coulomb a été utilisée dans plusieurs investigations ((Mabrouki & Rigal, 2006), (Rhim & Oh, 2006)) pour la modélisation de la coupe. Cette loi considère une évolution linéaire de la contrainte de frottement τ_f . Un coefficient de proportionnalité, représenté par le coefficient de frottement de Coulomb μ , relie la contrainte τ_f à la pression de contact σ_n . Dans d'autres travaux ((Ceretti, et al., 2007), (Filice, et al., 2007)), le modèle de frottement de Tresca a été utilisé pour reproduire le contact à l'interface outil-matière. Ce critère, donné en fonction du coefficient de Tresca m_{Tresca} et d'une contrainte limite d'écoulement de la matière $\sigma_0/\sqrt{3}$, définit le seuil de glissement à l'interface de contact. Une troisième approche, permettant de combiner les deux modèles précités de sorte qu'une limitation de type Tresca soit appliquée à la contrainte de frottement, a été largement utilisée dans la littérature ((Guo & Liu, 2002), (Guo, et al., 2005), (Calamaz, 2008), (Liu, et al., 2013), (Haddag, et al., 2016)). Cette loi est donnée par l'équation (II-6). Le couplage que présente cette loi permet de tenir en considération des fortes pressions de contact appliquées par la matière enlevée sur l'outil, notamment à son rayon d'acuité. L'intensité de ces pressions diminue progressivement en s'éloignant de cette zone de contact. Ce modèle est considéré parmi les plus recommandés en usinage car il est relativement simple, et donc il permet

d'alléger les coûts de calcul. De plus, il permet de reproduire la dualité du contact, à la fois collant et glissant, entre l'outil et la matière (voir Figure II-8).

Avec le modèle de frottement de Coulomb avec une limitation Tresca, une adhérence de la matière sur l'outil est obtenue lorsque la vitesse de glissement est très faible, notamment au niveau du rayon d'acuité de l'outil. Ce collage est modélisé avec le critère de Tresca. En revanche, en s'éloignant de cette zone, la pression de contact diminue progressivement et le contact devient glissant avec une vitesse de glissement du copeau de l'ordre de la vitesse de coupe. Dans ce cas, la loi de Coulomb intervient pour la détermination de la contrainte de frottement. Le passage d'un type de contact à un autre se fait lorsque la contrainte calculée dépasse la limite de cisaillement τ_{max} . Cette loi de frottement, donnée par l'équation (II-6), sera utilisée dans ce rapport dont les valeurs correspondantes aux coefficients μ et m_{Tresca} sont regroupées par le Tableau II-5.

$$\begin{cases} \tau_f = \mu \times \sigma_n & (si : \mu \times \sigma_n < \tau_{max}) \\ \tau_f = \tau_{max} = m_{Tresca} \times \sigma_0 / \sqrt{3} & (si : \mu \times \sigma_n \geq \tau_{max}) \end{cases} \quad (II-6)$$

avec σ_0 est la contrainte initiale d'écoulement du matériau.

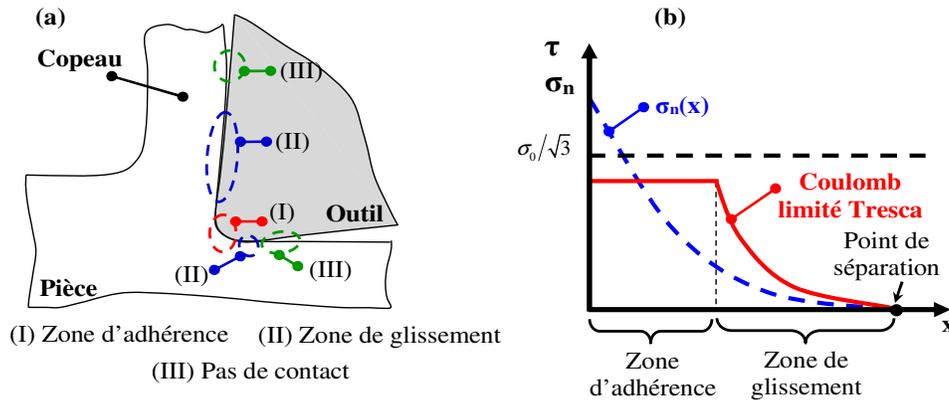


Figure II-8 Modélisation du contact outil-matière : (a) type de contact en fonction de la position de la matière par rapport à l'outil de coupe et (b) loi de frottement lui correspondante

Tableau II-5 Propriétés thermomécaniques aux interfaces de contact

μ	m_{Tresca}	η_f	f_f	η_p
0,1	1	1	0,5	0,9

II.2.4.3 Aspect thermique du contact

La détermination des phénomènes thermiques induits par le frottement outil-matière et la mesure expérimentale des grandeurs thermiques (à l'aide des thermocouples (Grzesik & Nieslony, 2004) ou des caméras rapides (Rech, 2006), (M'saoubi, et al., 1998), (Sutter & Ranc, 2007)) restent un réel défi en termes de délais, coût et précision. Pour cela, d'autres démarches, qui consistent à effectuer des études analytiques ((Grzesik & Nieslony, 2004), (Komanduri & Hou, 2001), (Avevor, et al., 2017)) ou des modélisations numériques ((Arrazola, et al., 2005), (Davies, et al., 2003), (Mabrouki & Rigal, 2006), (Courbon, 2011), (Atlati, et al., 2017)), ont été largement adoptées. Elles ont pour but de déterminer l'impact des conditions de contact (voir Figure II-9) sur la coupe en générale et sur la distribution des températures dans la pièce et l'outil de coupe en particulier.

La chaleur créée par frottement outil-matière et/ou déformation plastique, et sa répartition entre les matériaux en contact nécessite d'être adéquatement définie. Dans le cas de l'usinage, la présence de deux zones de contact, outil-copeau et outil-pièce, complique de plus la détermination de la proportion de partage de la chaleur. Quelques formulations de la littérature, fréquemment utilisées pour la

détermination des coefficients de partage de la chaleur, ont été regroupées par Akbar et al (Akbar, et al., 2007). La comparaison effectuée par les auteurs entre certains coefficients a souligné une différence prononcée entre les résultats d'une même simulation.

À cause des difficultés rencontrées lors de la détermination de la proportion exacte de la chaleur transmise vers chaque entité (copeau, outil et pièce) pendant un essai d'usinage, certains auteurs (Miguélez et al (Miguélez, et al., 2009), par exemple) ont supposé que l'énergie créée par frottement, donnée par l'équation (II-7), soit totalement transformée en chaleur ($\eta_f = 1$). Cette chaleur a été supposée répartie d'une façon égale entre l'outil et la pièce à usiner ($f_f = 0,5$). Même si cette hypothèse ne tient pas en considération les propriétés mécaniques et thermiques des matériaux en contact, elle sera retenue dans ce chapitre dans lequel les phénomènes thermiques et leurs impacts sur la coupe ne présentent pas l'objectif de l'étude menée.

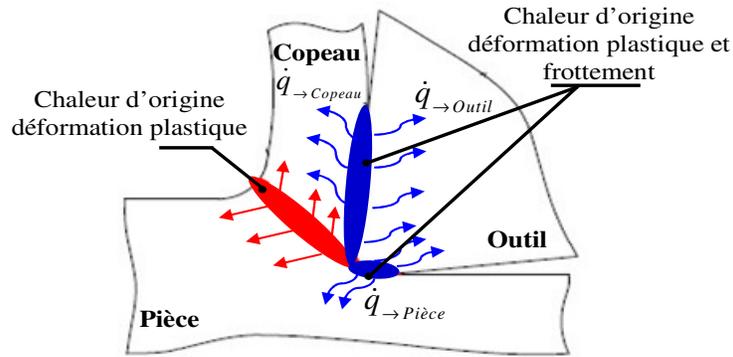


Figure II-9 Schématisation du comportement thermique de contact lors de la formation du copeau (Atlati, 2012)

$$\text{Chaleur générée par frottement } \dot{q}_f = \rho \times C_p \times (\Delta T_f / \Delta t) = \eta_f \times \tau_f \times V_g \quad (\text{II-7})$$

$$\text{Chaleur transmise à la pièce } \dot{q}_{\rightarrow \text{pièce}} = (1 - f_f) \times \dot{q}_f \quad (\text{II-8})$$

avec η_f présente la fraction de la chaleur générée par frottement. τ_f et V_g sont respectivement la contrainte de frottement (donnée par l'équation (II-6) dans cette étude) et la vitesse de glissement de la matière enlevée.

Dans le cas de la modélisation du procédé d'usinage, la chaleur créée n'est pas exclusivement due au frottement entre la pièce et l'outil, elle est aussi produite par la déformation plastique de la matière (Figure II-9). Cette chaleur, donnée par l'équation (II-9), participe en une partie dans le couplage thermomécanique, déjà tenu en considération par le modèle de comportement utilisé, et donc à travers le terme d'adoucissement thermique de la loi de plasticité de JC dans notre cas. Selon Shet et Deng (Shet.C & Deng, 2000), entre 85% et 95% de l'énergie créée par déformation plastique est transformée en chaleur. Une valeur de 90% sera définie dans notre étude ($\eta_p = 0,9$).

$$\text{Chaleur générée par déformation plastique } \dot{q}_p = \eta_p \bar{\sigma} : \bar{\dot{\epsilon}} \quad (\text{II-9})$$

où η_p , nommé aussi la constante de Taylor-Quinney, présente la fraction de l'énergie générée par la déformation plastique de la matière et transformée en chaleur.

II.2.4.4 Gestion du contact

Les algorithmes de contact disponibles dans différents codes de calcul par EF ont pour rôle de mieux gérer le contact d'un premier matériau avec les autres matériaux ou avec lui-même. La gestion se fait généralement à travers deux algorithmes :

- Algorithme de contact général
- Algorithme de contact de type *Maître-Esclave*.

Pour le cas d'un algorithme de contact général, l'interaction entre tous les éléments du domaine sélectionné est vérifiée après chaque itération. Cela entraîne l'augmentation du temps de calcul. Cet algorithme est généralement utilisé pour gérer les problèmes d'enroulement du copeau sur lui-même ou du contact du copeau avec une autre entité (avec un fluide par exemple). En revanche, avec un algorithme de contact de type *Maître-Esclave*, seuls les éléments sélectionnés des surfaces *Maître* et *Esclave* sont concernés pour la vérification de l'interaction, d'où un gain au niveau du temps de calcul.

Pour notre cas, l'algorithme *Maître-Esclave* sera utilisé pour gérer les contacts outil-copeau. Vu qu'un outil de coupe rigide est défini dans toutes les simulations numériques, ses surfaces vont constituer les surfaces *Maîtres* tandis que la pièce à usiner, notamment les zones d'endommagement, présentera la partie *Esclave*.

Pour mieux gérer le contact de type copeau-copeau, un algorithme d'auto-contact, appartenant à la famille des algorithmes de contact général, est utilisé. Seule l'interaction entre les éléments des surfaces présélectionnées (voir Figure II-10) de la pièce à usiner est itérativement testée pendant la simulation.

II.3 Étude de la sensibilité du modèle numérique à la densité du maillage

II.3.1 Modèle géométrique et conditions aux limites

Dans cette partie, nous abordons l'étude de convergence du maillage dont la taille des éléments situés dans les zones de fortes déformations sera variée de $4\mu\text{m}\times 4\mu\text{m}$ à $14\mu\text{m}\times 14\mu\text{m}$ avec un pas de $2\mu\text{m}\times 2\mu\text{m}$. Aucun angle d'inclinaison n'est défini au maillage initial. Le but principal de cette étude est de déterminer la taille des éléments la plus adéquate qui garantit d'une part la convergence des résultats numériques et d'autre part un temps de calcul raisonnable. Le code de calcul par EF Abaqus®2D, dans sa forme explicite et auquel la formulation lagrangienne est définie, est utilisé. Le choix de travailler avec un schéma d'intégration explicite est expliqué par :

- Son efficacité du point de vue rapidité des calculs et précision
- Son adaptation à l'analyse des procédés impliquant un régime en dynamique rapide
- Sa capacité à prendre compte et à résoudre les couplages thermomécaniques impliqués lors du procédé d'usinage

Comme indiqué par la Figure II-10, trois sous-parties liées, constituant la pièce à usiner, sont définies. Nous désignons par P_1 , P_2 et P_3 la partie transformée en copeau, la zone de passage de l'outil de coupe et la partie formant la pièce finie, respectivement. Cette technique a été fréquemment utilisée dans le cas d'une formulation lagrangienne grâce à sa capacité à reproduire la formation du copeau sans avoir préalablement défini une ligne de séparation. La définition de la zone intermédiaire (P_2) permet d'atténuer les problèmes numériques de type distorsion de maillage, souvent associée à la formulation lagrangienne. Dans cette partie, nous supposons que la pièce à usiner est fixe tandis qu'un déplacement est défini à l'outil de coupe. Nous ajoutons que seuls les éléments des deux parties supérieures de la pièce (P_1 et P_2) sont considérés en contact avec l'outil de coupe (Figure II-10).

Dans cette étude, la discrétisation spatiale du modèle numérique est effectuée avec des éléments quadrangulaires du 1^{er} ordre CPE4RT disponibles dans la bibliothèque du logiciel Abaqus®/Explicit qui utilisent une intégration réduite et un couplage déplacement-température. Ces éléments ont été largement utilisés dans la littérature ((Miguélez, et al., 2013), (Liu, et al., 2013), (Wang & Liu, 2015), (Saleem, et al., 2016)...) pour la modélisation de la coupe orthogonale 2D. Pour surmonter les problèmes associés à la définition d'une intégration réduite, notamment le problème d'une déformation totale nulle calculée au point d'intégration (ou point de Gauss) d'un élément de maillage géométriquement déformé, cinq méthodes *Anti-Hourglass* sont mises en disposition par le code de calcul Abaqus®. Elles consistent à introduire un amortissement et/ou une rigidité artificielle. La différence entre ces méthodes ainsi que la particularité de chacune sont détaillées dans la documentation du logiciel. En se basant sur les résultats de Barge (Barge, 2005) (voir chapitre I.2.4), la méthode *Relax Stiffness* sera utilisée dans cette étude.

Différentes tailles d'éléments sont appliquées aux zones d'endommagement de la pièce (P_1 et P_2) ainsi qu'à la surface supérieure de la pièce finie (P_3). Elles varient entre $4\mu\text{m}\times 4\mu\text{m}$ et $14\mu\text{m}\times 14\mu\text{m}$ avec un pas de $2\mu\text{m}\times 2\mu\text{m}$ pour donner un total de 6 simulations pour chaque condition de coupe.

Le maillage de la partie P_3 est effectué d'une façon progressive de sorte que la taille des éléments devient plus importante quand on s'éloigne de la zone de coupe. Ce choix est justifié par l'effet négligeable du maillage de cette zone, subissant de faibles sollicitations, sur les résultats numériques. De plus, cette réduction de la densité de maillage permet des gains significatifs en termes de coût de calcul.

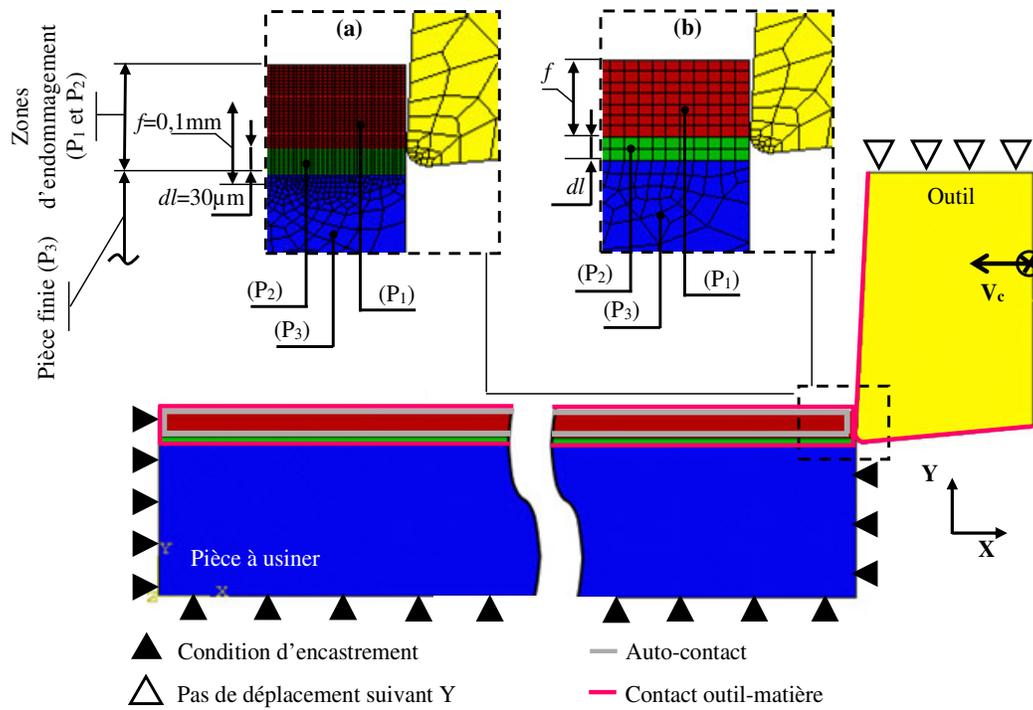


Figure II-10 Modèle géométrique, conditions aux limites et maillage utilisé pour la discrétisation des zones d'endommagement : taille des éléments égale à (a) $4 \mu\text{m} \times 4 \mu\text{m}$ et (b) $14 \mu\text{m} \times 14 \mu\text{m}$

Des éléments de maillage de longueur d'arête égale à $5 \mu\text{m}$ sont utilisés pour la discrétisation du rayon d'acuité de l'arête de coupe ($r_b = 20 \mu\text{m}$). Toutefois, plus on s'éloigne du rayon, plus le maillage utilisé devient grossier. Il est à noter que dans toutes les simulations numériques, la densité du maillage discrétisant l'outil est maintenue constante et elle correspond à 60 éléments.

Une étude préliminaire a été effectuée dans le but est de déterminer le coefficient de frottement de Coulomb μ et l'énergie d'évolution d'endommagement G_f , permettant d'atteindre des niveaux de corrélation la plus élevée avec les essais expérimentaux en termes de morphologie du copeau et d'efforts. La **Figure II-11** explique la démarche adaptée pour la détermination de ces coefficients. Dans cette étude, une vitesse de coupe de 75 m/min ($f = 0,1 \text{ mm/tr}$ et $a_p = 3 \text{ mm}$) a été définie à l'outil de coupe. De plus, des éléments quadrangulaires CPE4RT de taille $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$ ont été utilisés pour la discrétisation des deux parties supérieures de la pièce (P_1 et P_2).

Les modifications apportées à la valeur calculée de l'énergie G_f sont expliquées par la dépendance de la ténacité k_c aux modes de rupture, y compris la formation des microfissures, à la taille de l'échantillon (plus elle est faible, plus k_c diminue et elle devient instable), aux dislocations des éléments et à la croissance de fissures subséquentes le long de la ligne de rupture (Öpöz & Chen, 2016). Quant à l'ajustement du coefficient de frottement μ a pour but de mieux prédire les efforts appliqués à l'outil, et donc le coefficient de frottement apparent (Haddag, et al., 2016).

Pour les autres densités de maillage, seule la valeur de G_f est modifiée de sorte qu'elle soit adaptée à la nouvelle taille des éléments définis à P_1 et P_2 . Nous utilisons pour sa réidentification l'équation (II-10) proposée par Chen et al (Chen, et al., 2011) qui permet de calculer la nouvelle valeur de l'énergie à la rupture en fonction de celle initialement déterminée pour une taille quelconque de maillage (soit égale à $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$ pour notre cas).

$$\frac{G_{f1}}{G_{f2}} = \frac{doc_1}{doc_2} = \frac{l_1}{l_2} = \frac{L_1}{L_2} = \frac{(L_c)_1}{(L_c)_2} \quad (II-10)$$

avec doc est la hauteur de la zone d'endommagement (P_1 ou P_2), l est la hauteur de la pièce à usiner, L est la largeur de la pièce, L_c est la longueur caractéristique du maillage.

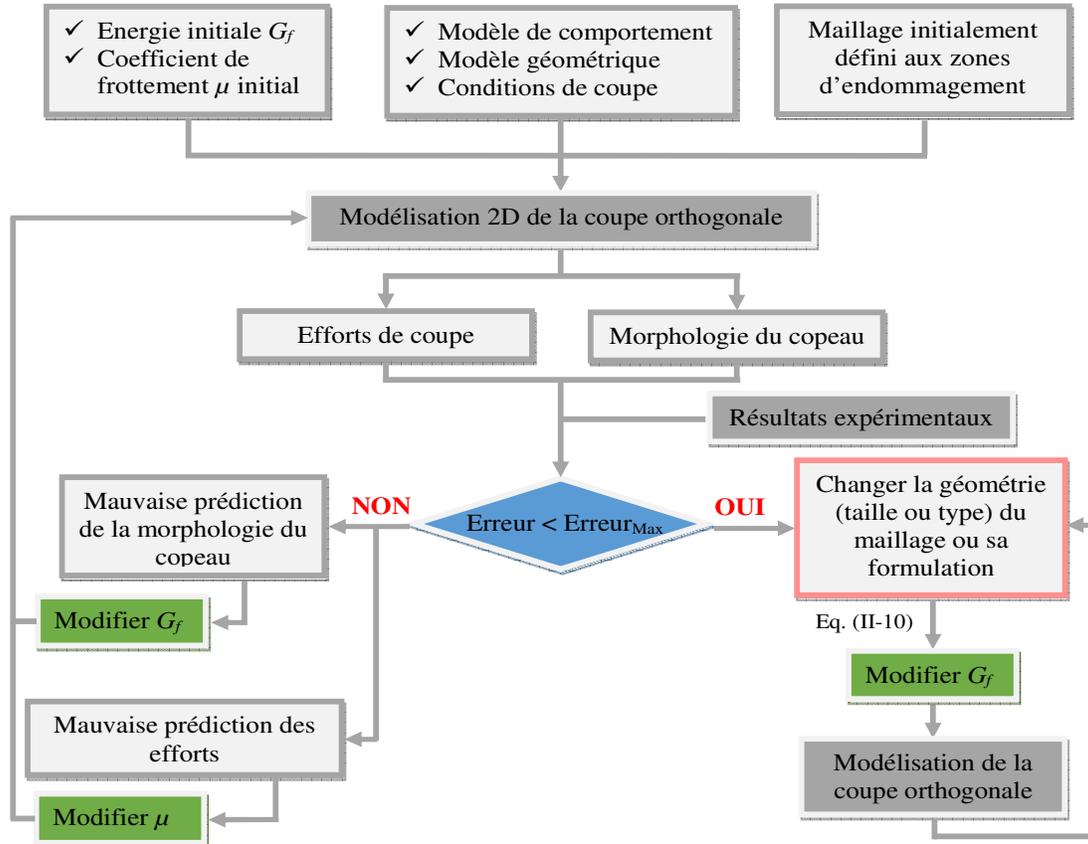


Figure II-11 Organigramme utilisé pour la détermination du coefficient de frottement μ et de l'énergie à la rupture G_f

II.3.2 Effet de la densité du maillage sur la morphologie du copeau

Il est généralement reconnu que plus le maillage est fin, plus il peut reproduire au mieux les particularités géométriques du domaine modélisé. En revanche, cela n'est toujours vérifié comme il a été démontré par Barge (Barge, 2005) où un raffinement excessif des éléments de maillage a contribué à la formation d'un copeau fortement segmenté, en désaccord complet avec celui expérimentalement obtenu. De plus, les éléments de maillage de faible taille ont notamment une capacité moins importante à 'résister' à la déformation. Par conséquent, des problèmes de distorsion de maillage sont susceptibles d'avoir lieu plus rapidement, entraînant par conséquent l'interruption des calculs.

Afin d'éviter la dégénération du maillage et pouvoir faire une comparaison cohérente entre les différentes modélisations, des temps d'usinage de courte durée sont définis pour les différentes vitesses de coupe testée (33 m/min, 75 m/min et 180 m/min), mais conduisant tous à une même longueur usinée (0,625 mm).

D'après la Figure II-12, il est remarqué que la discrétisation des zones d'endommagement avec différentes tailles d'éléments de maillage entraîne une différence prononcée dans la morphologie des copeaux simulés pour une vitesse de coupe de 33 m/min. Pour cette vitesse, un copeau fortement segmenté, en contradiction avec le copeau expérimental (Figure II-12a), est simulé lorsque des éléments

de taille $4\ \mu\text{m} \times 4\ \mu\text{m}$ sont définis. Le copeau simulé présente des variations importantes dans son épaisseur. Il est à noter que le festonnage a été atténué avec la diminution de la densité du maillage jusqu'à ce qu'un copeau avec seulement quelques ondulations à sa surface libre soit simulé pour une taille de maillage supérieure à $10\ \mu\text{m} \times 10\ \mu\text{m}$.

De façon générale, les copeaux prédits peuvent être classés en deux catégories en fonction de la taille du maillage :

- Des copeaux festonnés (élément de taille $4\ \mu\text{m} \times 4\ \mu\text{m}$ ou $6\ \mu\text{m} \times 6\ \mu\text{m}$)
- Des copeaux ondulés (au-delà d'une taille de $8\ \mu\text{m} \times 8\ \mu\text{m}$)

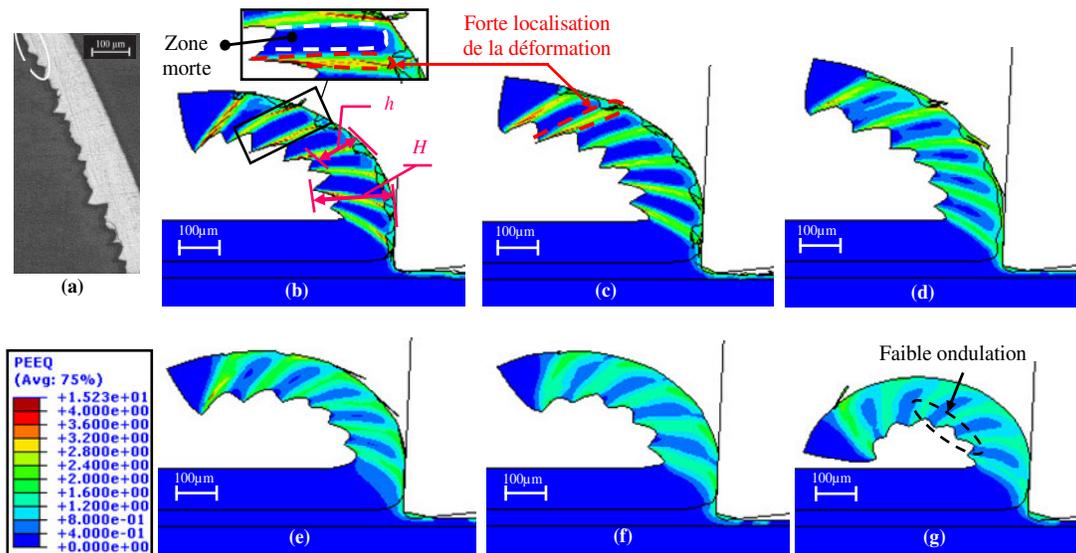


Figure II-12 Comparaison entre la morphologie du copeau (a) expérimental (Calamaz, 2008) et (b-g) numérique obtenu avec différentes tailles d'éléments de maillage : (b) $4\ \mu\text{m} \times 4\ \mu\text{m}$, (c) $6\ \mu\text{m} \times 6\ \mu\text{m}$, (d) $8\ \mu\text{m} \times 8\ \mu\text{m}$, (e) $10\ \mu\text{m} \times 10\ \mu\text{m}$, (f) $12\ \mu\text{m} \times 12\ \mu\text{m}$ et (g) $14\ \mu\text{m} \times 14\ \mu\text{m}$ ($V_c = 33\ \text{m/min}$)

Les modélisations avec une vitesse de coupe plus élevée, soit $75\ \text{m/min}$, contribuent à l'obtention de résultats plus prédictifs, tel qu'un copeau segmenté est simulé pour les différents maillages. D'après la Figure II-13, les copeaux numériques diffèrent par leurs intensités de segmentation qui varient avec la taille du maillage. En effet, l'évolution de la déformation plastique équivalente est modifiée en fonction du maillage. Pour la taille $4\ \mu\text{m} \times 4\ \mu\text{m}$, les champs de déformation sont élevés et localisés au niveau des bandes de cisaillement. Ces bandes sont séparées par des zones de très faibles déformations (presque nulles), connues sous le nom de 'zones mortes', occupant quasiment la totalité des festons. D'après la Figure II-14a, des valeurs pratiquement nulles de la variable d'endommagement sont simulées dans ces zones.

Les mêmes observations, mais avec des niveaux de déformation et d'endommagement moins importants, sont notées pour la taille de $6\ \mu\text{m} \times 6\ \mu\text{m}$ et $8\ \mu\text{m} \times 8\ \mu\text{m}$. En contrepartie, avec la définition d'un maillage plus grossier, cette localisation de la déformation devient très diffuse. Elle a également tendance à disparaître lorsqu'un maillage de taille $12\ \mu\text{m} \times 12\ \mu\text{m}$ ou $14\ \mu\text{m} \times 14\ \mu\text{m}$ est défini (Figures II-13e-f).

En accord avec les faibles niveaux de déformation calculés dans les bandes de glissement, la variable d'endommagement située dans ces bandes n'atteint pas la limite à la rupture du matériau. Une diminution prononcée de l'intensité de l'endommagement est donc obtenue dans les zones de cisaillement de largeur plus élevée (bandes plus diffuses) à cause de l'augmentation dans la taille des éléments. Ces observations sont expliquées par la capacité élevée que présente un maillage grossier à absorber plus d'énergie mécanique, et par suite de résister beaucoup plus aux chargements appliqués, qui entraînent la formation d'un copeau d'une intensité de segmentation moins importante.

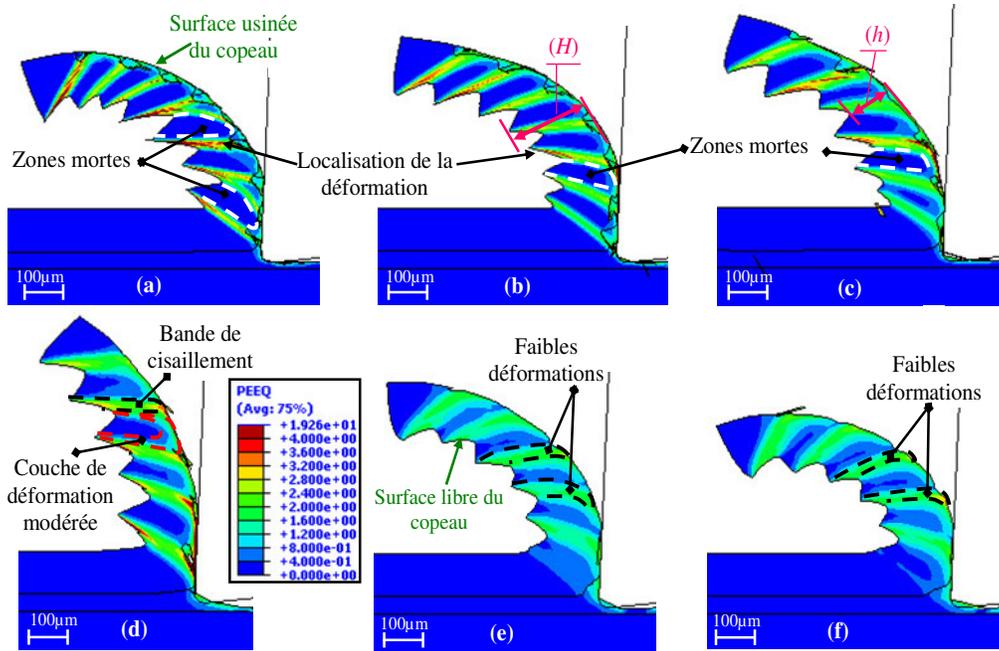


Figure II-13 Morphologies du copeau obtenues avec différentes tailles de maillage : (a) $4\ \mu\text{m} \times 4\ \mu\text{m}$, (b) $6\ \mu\text{m} \times 6\ \mu\text{m}$, (c) $8\ \mu\text{m} \times 8\ \mu\text{m}$, (d) $10\ \mu\text{m} \times 10\ \mu\text{m}$, (e) $12\ \mu\text{m} \times 12\ \mu\text{m}$ et (f) $14\ \mu\text{m} \times 14\ \mu\text{m}$ ($V_c = 75\ \text{m/min}$)

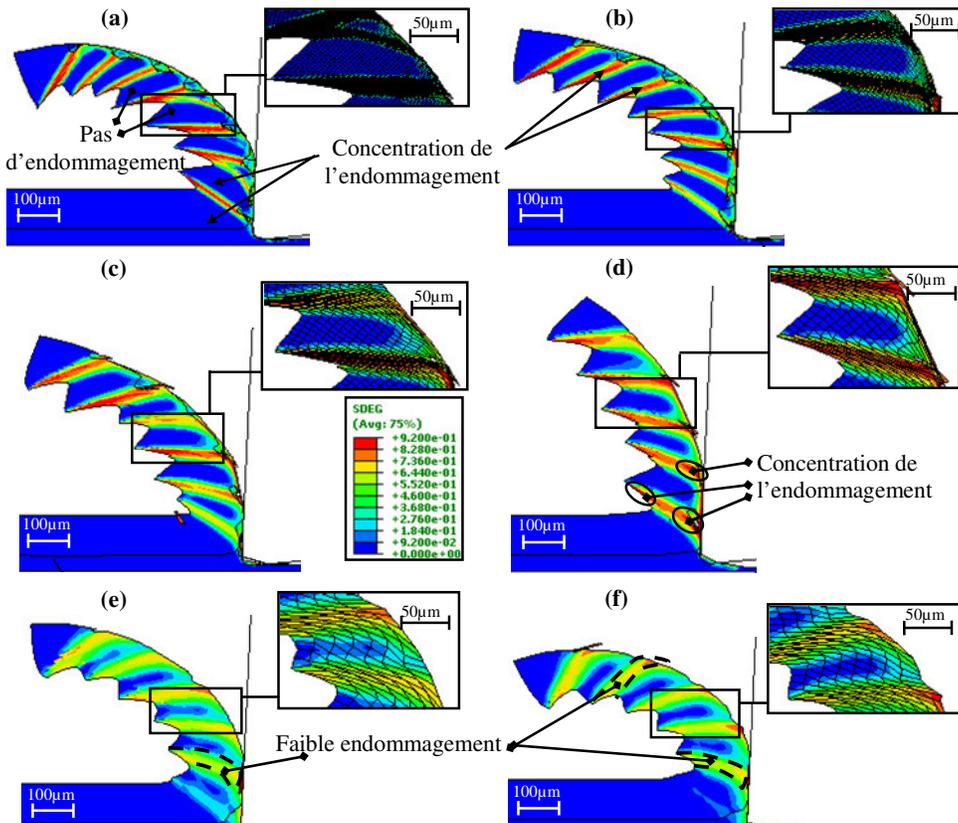


Figure II-14 Évolution de la variable d'endommagement dans le copeau simulé avec différentes tailles de maillage : (a) $4\ \mu\text{m} \times 4\ \mu\text{m}$, (b) $6\ \mu\text{m} \times 6\ \mu\text{m}$, (c) $8\ \mu\text{m} \times 8\ \mu\text{m}$, (d) $10\ \mu\text{m} \times 10\ \mu\text{m}$, (e) $12\ \mu\text{m} \times 12\ \mu\text{m}$ et (f) $14\ \mu\text{m} \times 14\ \mu\text{m}$ ($V_c = 75\ \text{m/min}$)

Suite à l'utilisation d'un maillage de taille $8\ \mu\text{m} \times 8\ \mu\text{m}$ ou $10\ \mu\text{m} \times 10\ \mu\text{m}$, un copeau de segmentation modérée est obtenu. Il se caractérise par une alternance entre des bandes de localisation de la déformation et des zones faiblement déformées de tailles moins importantes. La transition entre les différents niveaux de déformations se fait d'une manière moins marquée que celle obtenue avec un maillage fin ($4\ \mu\text{m} \times 4\ \mu\text{m}$). Ceci est dû à l'apparition de couches de déformations modérées (illustrées par la Figure II-13c-d) situées entre les bandes fortement déformées et les zones de faibles déformations. Du point de vue endommagement, la Figure II-14c-d illustre une augmentation localisée de la variable d'endommagement au niveau des extrémités des bandes de cisaillement, où des déformations maximales sont aussi atteintes.

Des modélisations à une vitesse de coupe de $180\ \text{m/min}$ sont réalisées. Elles ont pour but de vérifier la capacité des densités de maillage étudiées à reproduire la forte segmentation du copeau. De plus, la capacité des modélisations à reproduire la propagation des fissures, expérimentalement observées à la surface libre des bandes de cisaillement (Figure II-15g) sera examinée.

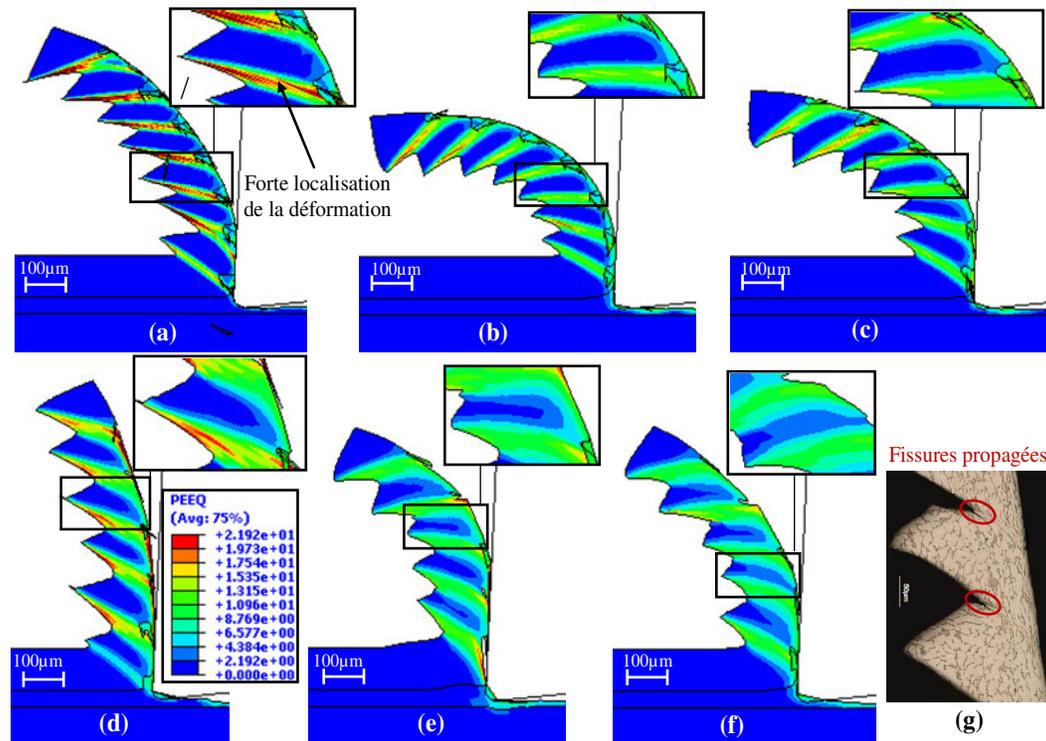


Figure II-15 Effet de la taille du maillage sur la morphologie du copeau ((a) $4\ \mu\text{m} \times 4\ \mu\text{m}$, (b) $6\ \mu\text{m} \times 6\ \mu\text{m}$, (c) $8\ \mu\text{m} \times 8\ \mu\text{m}$, (d) $10\ \mu\text{m} \times 10\ \mu\text{m}$, (e) $12\ \mu\text{m} \times 12\ \mu\text{m}$ et (f) $14\ \mu\text{m} \times 14\ \mu\text{m}$) et son adéquation avec le (g) copeau expérimental obtenu par Calamaz et al (Calamaz, et al., 2008) ($V_c = 180\ \text{m/min}$)

La Figure II-15 illustre la formation d'un copeau festonné avec les différents maillages définis, mais aucune fissuration de la matière n'est observée, même avec la densité de maillage la plus faible. Les hauteurs de crêtes et de vallées correspondantes aux copeaux simulés ont été déterminées pour les deux vitesses de coupe $75\ \text{m/min}$ et $180\ \text{m/min}$. D'après la Figure II-16, l'évolution de chacun des paramètres garde la même tendance pour ces deux vitesses. Concernant la hauteur de crêtes, elle chute légèrement avec le grossissement du maillage, pour les deux vitesses de coupe testées. Toutefois, pour la hauteur de vallées, elle varie irrégulièrement en fonction de la taille des éléments. Quelle que soit la vitesse de coupe définie, une chute brusque de h est remarquée suite à la définition d'un maillage de taille $10\ \mu\text{m} \times 10\ \mu\text{m}$. Cela peut être attribuée au calage initialement effectué de la valeur de l'énergie G_f pour ces éléments et son 'adaptation' pour les autres tailles des éléments finis.

Les comparaisons avec les mesures expérimentales montrent une surestimation des hauteurs de crêtes et de vallées avec toutes les simulations. Des écarts moins importants en termes de h sont obtenus avec les éléments de la plus faible taille, et cela, quelle que soit la vitesse de coupe, ce qui n'est pas le cas pour H . La Figure II-16 montre que les erreurs en termes de hauteurs de crêtes sont minimisées avec la définition d'un maillage de taille supérieure à $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$. De plus, nous remarquons que pour une même taille des éléments, les écarts calculés en h augmentent avec la vitesse de coupe, alors qu'ils restent pratiquement constants pour H .

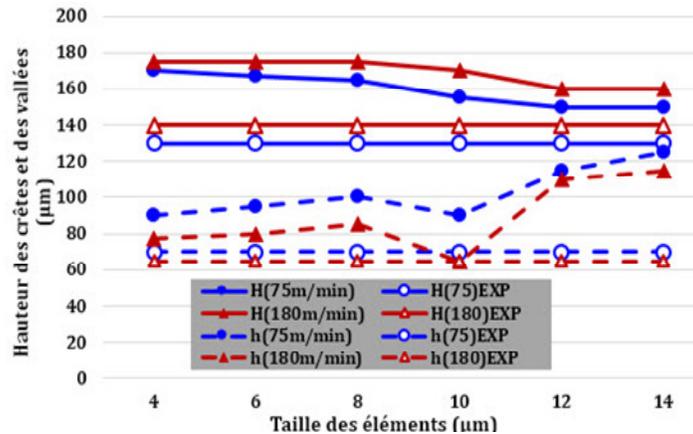


Figure II-16 Comparaison des hauteurs caractéristiques H et h du copeau numérique à ceux expérimentaux de Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010)

II.3.3 Effet de la densité du maillage sur les efforts de coupe

D'après les résultats expérimentaux illustrés par la Figure II-4a, l'effort de coupe reste pratiquement constant avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Les mêmes observations sont numériquement reproduites avec les différentes densités de maillage utilisées (voir Figure II-17). En effet, une augmentation de V_c engendre des variations négligeables dans les valeurs moyennes prédites de F_c .

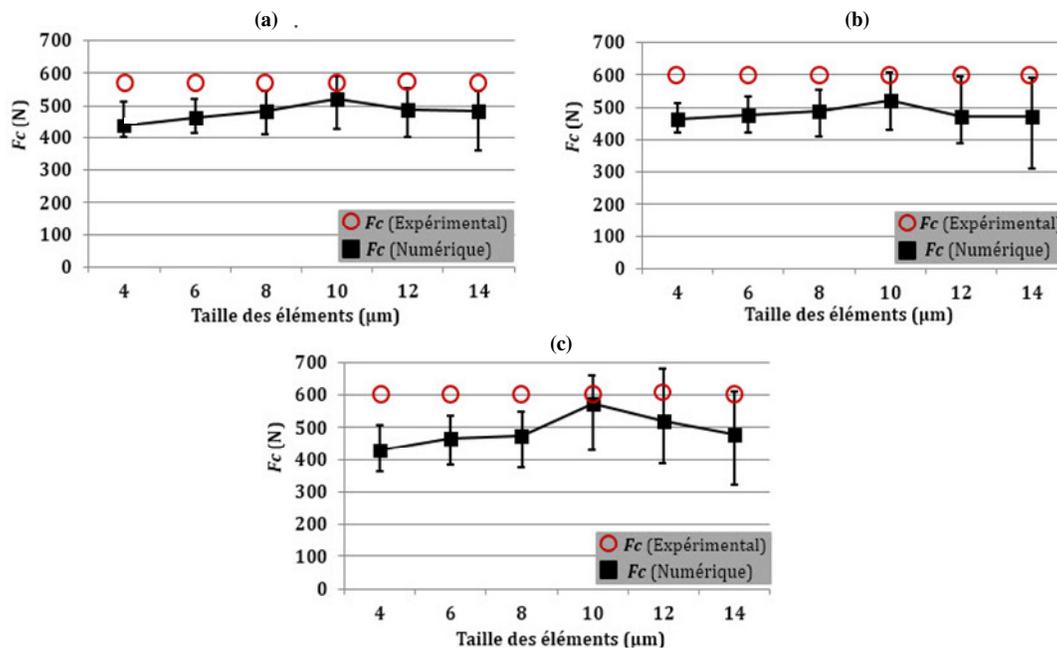


Figure II-17 Comparaison entre les efforts de coupe expérimentaux et numériques correspondants à trois vitesses de coupe : (a) 33 m/min, (b) 75 m/min et (c) 180 m/min

Pour une vitesse de coupe donnée, la variation des efforts tangentiels en fonction de la densité de maillage est faible (Figure II-17). Une augmentation dans la taille des éléments engendre une légère augmentation des valeurs prédites de F_c jusqu'à ce qu'une taille de maillage de $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$ est définie. Dans ce cas, les efforts F_c atteignent leur maximum et des niveaux de corrélation intéressants sont notés. Au-delà de cette taille, F_c diminuent de nouveau avec le grossissement du maillage et les écarts avec les efforts expérimentaux commencent à augmenter de nouveau.

En ce qui concerne les efforts d'avance expérimentaux, les résultats illustrés par la Figure II-4b montre une augmentation rapide de F_c entre 100 m/min et 450 m/min. Cette augmentation, qui est probablement attribuée à l'usure rapide de l'outil (négligée dans cette étude numérique), n'a pas été reproduite par les modélisations numériques (Figure II-18). Les valeurs moyennes prédites de F_f varient faiblement (inférieure à 30 N) en augmentant la vitesse de coupe

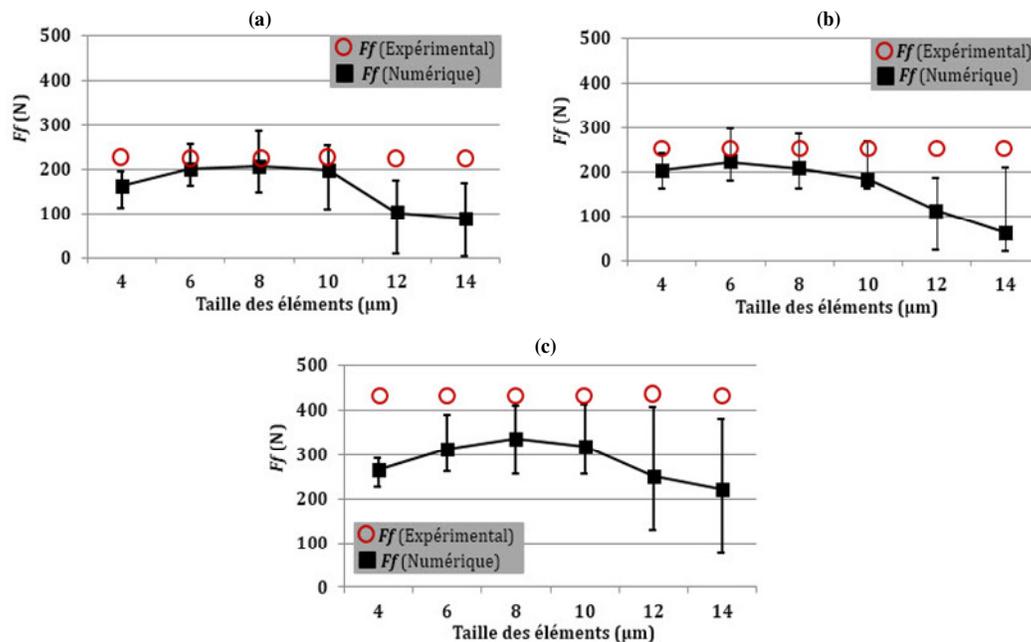


Figure II-18 Comparaison des efforts d'avance numériques à ceux moyens expérimentaux de Calamaz et al. (Calamaz, et al., 2010) obtenus avec trois vitesses de coupe : (a) 33 m/min, (b) 75 m/min et (c) 180 m/min

D'après la Figure II-18, un maillage grossier ($12 \mu\text{m} \times 12 \mu\text{m}$ ou $14 \mu\text{m} \times 14 \mu\text{m}$) conduit à une forte sous-estimation de F_f , et ceci quelle que soit la valeur de la vitesse de coupe. De plus, pour ces maillages, les efforts de coupe ne sont pas stables pendant la modélisation de l'usinage. Des écarts prononcés sont remarqués entre les valeurs minimales et maximales des efforts prédits traduisant la présence de fluctuations importantes dans l'évolution instantanée de F_f et F_c . Ces fluctuations sont associées à l'énergie importante nécessaire pour la suppression d'un élément grossier. En effet, une fois l'élément de maillage est totalement endommagé, une perturbation significative dans les niveaux de pressions de contact appliquées à l'outil est obtenue, entraînant une diminution brusque et importante des efforts. En revanche, avec un maillage fin, l'ordre de ces fluctuations est fortement diminué.

II.3.4 Effet de la densité du maillage sur le temps de calcul

Un compromis entre la convergence des résultats numériques d'une part et la réduction des coûts de calculs d'autre part doit être assuré. Pour cela, nous nous intéressons dans cette partie à étudier l'effet de la densité du maillage sur les temps de calculs, désignés par « temps CPU ».

Le temps CPU dépend généralement de la complexité de la modélisation, de la densité du maillage et du pas de temps critique Δt_{crit} . Ce dernier est calculé sur le plus petit élément du maillage. Dans le cas d'un calcul explicite, le temps CPU est lié au temps réel du phénomène à simuler, ce qui n'est pas le cas

pour un calcul implicite. Pour un calcul explicite couplé, dont les variables nodales sont à la fois les déplacements et les températures, le pas de temps critique correspond à la valeur minimale entre le pas de temps critique mécanique et thermique (voir équation (II-11)). Le pas critique mécanique, donné par l'équation (II-12), correspond au temps nécessaire pour qu'une onde de compression traverse le plus petit élément de maillage. En effet, ce pas de temps dépend principalement des propriétés mécaniques du matériau et de la longueur critique L_c du plus petit élément. Quant au pas critique thermique, décrit par l'équation (II-14), il est donné en fonction de la longueur L_c et de la diffusivité du matériau α_d .

$$(\Delta t)_{cri} = \min((\Delta t_{méc})_{cri}, (\Delta t_{ther})_{cri}) \quad (II-11)$$

$$(\Delta t_{méc})_{cri} = \min\left(\frac{L_c}{C_d}\right) \quad (II-12)$$

avec

$$\begin{cases} C_d = \sqrt{\frac{\lambda_L + 2\mu_L}{\rho}} \\ \lambda_L = \frac{E \times \nu}{(1 + \nu) \times (1 - 2\nu)} \\ \mu_L = \frac{E \times \nu}{2(1 + \nu)} \end{cases} \quad (II-13)$$

où C_d est la vitesse de propagation d'une onde de compression dans le matériau. λ_L et μ_L sont les coefficients de Lamé. ρ , E et ν sont respectivement la densité, le module d'Young et le coefficient de Poisson du matériau.

$$(\Delta t_{ther})_{cri} = \min\left(\frac{L_c^2}{2\alpha_d}\right) \quad (II-14)$$

avec α_d est la diffusivité thermique du matériau et elle est donnée par l'équation suivante :

$$\alpha_d = \frac{\lambda}{\rho \times C_p} \quad (II-15)$$

avec λ et C_p sont respectivement la conductivité thermique du matériau et sa chaleur spécifique.

Les résultats obtenus pour une vitesse de coupe de 75 m/min ($f = 0,1$ mm et $a_p = 3$ mm) et différentes tailles de maillage sont représentés par la Figure II-19. Ces résultats montrent que la discrétisation des zones d'endommagement avec des éléments de longueur d'arête égale à 4 μm entraîne une très forte augmentation du temps de calcul comparativement à un maillage de 14 μm . En effet, le temps *CPU* nécessaire pour la modélisation d'un même temps d'usinage (soit 0,5ms) passe selon le Tableau II-6 de 80min (1h 20min) à 7 303min (5j 1h 43min), ce qui est prohibitif. En se référant aux définitions précédentes (équations (II-12) et (II-14)), cette très forte augmentation du temps de calcul est compréhensible, car le temps *CPU* est piloté par la taille du plus petit élément. En plus de la diminution dans le temps critique, la diminution excessive de la taille des éléments entraîne une augmentation de la densité du maillage (35 725 éléments d'après le Tableau II-6) menant forcément à des temps de calcul très élevés. Le temps *CPU* doit être considéré comme un facteur critique des modélisations numériques, car le but est d'obtenir un bon compromis entre la pertinence des résultats et le coût des modélisations.

D'après le Tableau II-6, la définition d'un maillage de taille 10 $\mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$ contribue, non seulement à des résultats globalement en adéquation avec ceux expérimentaux, mais aussi à un temps *CPU* plus maîtrisé (343min, soit 5h 43min).

II.3.5 Synthèse

Dans cette étude, nous avons pris en considération, dès la définition du modèle initial, de l'importance de la minimisation des temps de calcul tout en maintenant un niveau de précision acceptable. Pour

réduire le temps de calcul, il faut utiliser la modélisation la plus simple, mais qui prend en compte tous les phénomènes importants comme le couplage déplacement-température, le contact outil-matière.... Une fois cette modélisation établie, seule la densité de maillage peut être modifiée afin de garantir à la fois la précision recherchée et un temps de calcul acceptable.

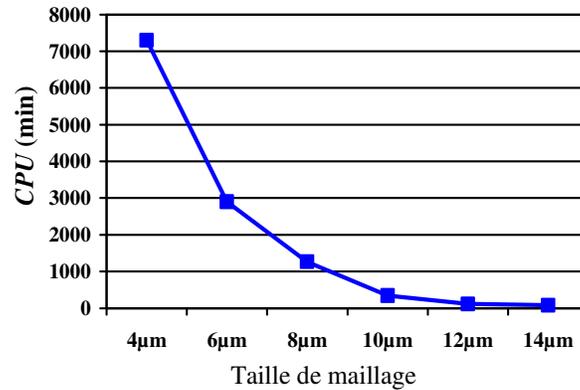


Figure II-19 Évolution du temps de calcul en fonction de la taille du maillage

Tableau II-6 Effet de la densité du maillage sur le temps nécessaire pour la modélisation de l'usinage d'une surface de longueur 0,625 mm ($V_c = 75$ m/min)

Longueur des arêtes (µm)	Nombre total d'éléments (éléments)	Nombre total des nœuds (nœuds)	Temps CPU (min)
4	35 725	37 671	7 303
6	17 041	18 351	2 903
8	10 921	9 929	1 265
10	6 281	7 081	343
12	4 348	5 020	114
14	3 468	4 049	80

Une forte dépendance des résultats numériques à la taille des éléments a pu être mise en évidence. Le Tableau II-7 regroupe les principaux résultats trouvés dans cette première étude. Il a été montré qu'un raffinement excessif du maillage n'est pas forcément bénéfique, car une forte localisation de la déformation (non physique) peut être produite. Cette localisation, obtenue même à une faible vitesse de coupe ($V_c = 33$ m/min), contribue à la segmentation du copeau, ce qui est en contradiction avec la morphologie réelle du copeau (faiblement ondulé). Bien qu'une stabilité des efforts de coupe et d'avance soit obtenue suite à un raffinement du maillage (éléments de taille $4 \mu\text{m} \times 4 \mu\text{m}$ ou $6 \mu\text{m} \times 6 \mu\text{m}$), les écarts mesurés sont cependant importants surtout dans le cas d'une vitesse de coupe élevée ($V_c = 180$ m/min). De plus, un maillage trop fin favorise la distorsion des éléments. Il conduit aussi à des temps de calcul très importants bien que les longueurs usinées soient faibles ce qui diminue significativement de l'efficacité des simulations numériques.

De même, l'utilisation d'un maillage grossier ne permet pas de modéliser convenablement les phénomènes physiques associés à une coupe orthogonale. En effet, une géométrie du copeau et des efforts de coupe en fort désaccord avec ceux expérimentaux sont obtenus. En revanche, l'utilisation d'un maillage de taille $10 \mu\text{m}$ a permis d'obtenir, avec les trois vitesses de coupe testées, des niveaux de corrélation intéressants avec les résultats expérimentaux (en termes de F_c , F_f et h) et un temps de calcul raisonnable. Pour cela, dans les études présentées ultérieurement, les éléments utilisés pour la discrétisation des zones de formation du copeau (P_1 et P_2) seront de taille $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$.

Tableau II-7 Écarts calculés entre les résultats numériques et expérimentaux pour différentes vitesses de coupe ($f = 0,3$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

V_c (m/min)	Taille (μm)	Erreur en F_c (%)	Erreur en F_f (%)	Erreur en H (%)	Erreur en h (%)	Temps CPU (min)
33	4	20,53	27,9	—	—	30 191
	6	15,8	10,8	—	—	13 575
	8	12,17	8,6	—	—	1 490
	10	5,7	11,3	—	—	892
	12	11	54,4	—	—	414
	14	12,3	60,8	—	—	303
75	5	23	18,8	30,76	28,5	7 303
	6	20,9	11,4	39	36,85	2 903
	8	18,8	16,8	27	43	1 265
	10	13,3	27	19,69	28,7	343
	12	21,4	55,36	15,46	65,14	114
	14	21,6	75,2	15,38	79	80
180	4	28,18	39,2	28,57	18,46	6 921
	6	22,4	28,3	36,8	23,23	1 673
	8	20,8	22,9	43	31,7	407
	10	4,6	27,1	28,7	0,77	139
	12	13,4	42,6	65,1	69,7	108
	14	20	49,2	79	77,4	61

II.4 Étude de l'effet du type de maillage et de sa formulation sur la simulation numérique

II.4.1 Modèle numérique

Le but de cette étude est de comparer les éléments quadrangulaires linéaires utilisant une intégration réduite à d'autres types d'éléments en termes de pertinence des résultats et de temps CPU. Trois types de maillage sont définis (voir Figure II-20) :

- Des éléments quadrangulaires linéaires (de 1^{er} ordre) utilisés précédemment dans la section II.3 : CPE4RT
- Des éléments triangulaires à 3 nœuds avec une interpolation linéaire (de 1^{er} ordre) : CPE3T
- Des éléments triangulaires à 6 nœuds avec une interpolation quadratique (de 2nd ordre) : CPE6MT

La différence entre les deux types d'éléments triangulaires comparés dans cette étude est le nombre total de nœuds par élément, et par conséquent l'ordre de la fonction d'interpolation utilisée comme il est illustré par la Figure II-21. Avec les éléments CPE3T, une fonction d'interpolation polynomiale linéaire est utilisée, tandis que les éléments CPE6MT se caractérisent par une fonction d'interpolation de 2nd ordre.

Les maillages comparés diffèrent aussi par le nombre de points de Gauss par élément. Contrairement aux quadrangles CPE4RT, les éléments triangulaires linéaires CPE3T et les éléments triangulaires quadratiques CPE6MT n'utilisent pas une intégration réduite, mais plutôt une intégration complète avec respectivement 1 et 3 points d'intégration. Similairement à l'étude précédente du chapitre II.3, le contrôle des effets indésirables liés à l'utilisation d'une intégration réduite se fait en définissant la méthode *Relax Stiffness* aux éléments CPE4RT.

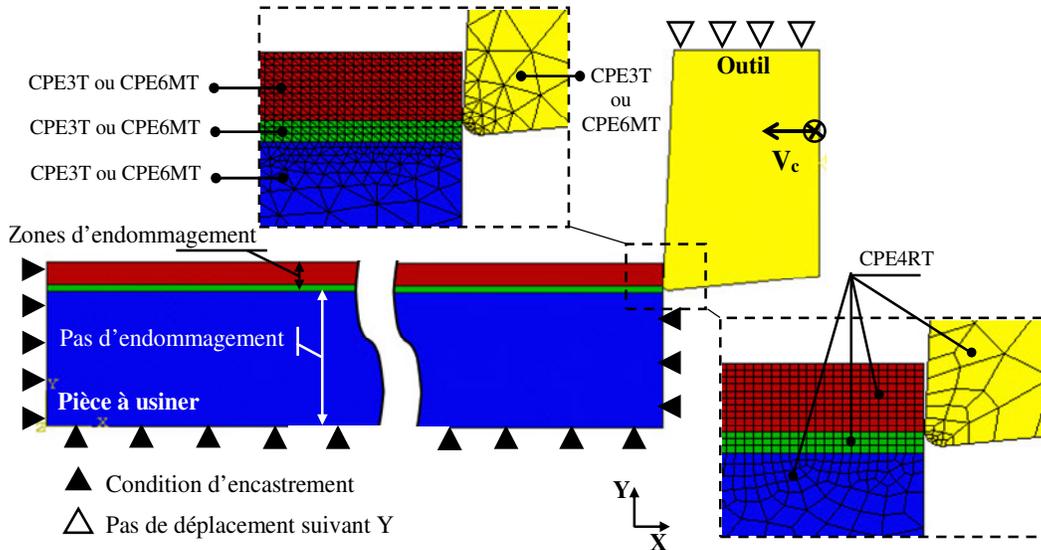


Figure II-20 Discretisation du modèle géométrique avec différents types de maillage

	Maillage initial	Fonctions de forme		
(a)				
(b)				
(c)				

Figure II-21 Représentation de quelques fonctions de forme correspondantes aux éléments (a) triangulaires linéaires, (b) triangulaires quadratiques et (c) quadrangulaires linéaires

Etant donné que la longueur caractéristique d'un élément de maillage est directement liée à sa géométrie et sa formulation (1^{er} ou 2nd ordre) (voir Figure II-22), une détermination de l'énergie à la rupture G_f , a été effectuée pour chaque type d'élément, et ceci en se basant sur la démarche décrite par la Figure II-11. Selon la documentation de Abaqus/Explicit®, l'effet du type des éléments (triangulaire ou quadrangulaire) et de sa formulation (1^{er} ou 2nd ordre) sur l'énergie G_f est expliqué par les modifications apportées sur sa longueur caractéristique L_c . Par exemple, pour un élément de 2nd ordre (comme le CPE6MT), l'introduction d'un nœud sur chacune des arêtes entraîne une diminution de moitié de la longueur caractéristique (Figure II-22a et b).

Comme pour le chapitre précédent, une formulation lagrangienne est définie. Un raffinement de maillage est appliqué aux zones d'endommagement (P_1 et P_2) et à la partie supérieure de la pièce finie (P_3). En se basant sur les résultats précédents de la section II.3, les éléments utilisés pour la discrétisation des zones d'endommagement sont tous de longueur d'arête égale à $10 \mu\text{m}$, et ceci quel que soit le type de maillage. Il est à noter que le modèle géométrique, les conditions aux limites, les modèles de comportement, les algorithmes de gestion de contact, les propriétés thermiques du contact, le modèle de

frottement et les propriétés thermo-physiques des matériaux en contact sont identiques à ceux précédemment utilisés dans la section II.3. Seul le type des éléments de maillage utilisés est modifié.

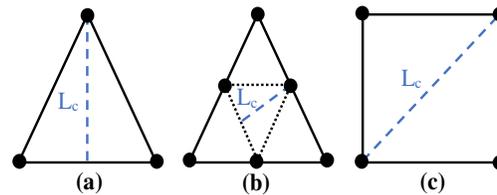


Figure II-22 Longueur caractéristique correspondante à chaque type de maillage : (a) CPE3T, (b) CPE6MT et (c) CPE4RT

Deux vitesses de coupe, 33 m/min et 75 m/min, sont appliquées à l'outil. La largeur de coupe et l'avance sont respectivement égales à 3 mm et 0,1 mm/tr. Les résultats prédits avec les différents types de maillage sont comparés à ceux expérimentaux décrits dans la partie II.1 de ce chapitre.

II.4.2 Étude de compatibilité des éléments triangulaires à un problème 2D de coupe orthogonale

Une étude préliminaire de la compatibilité de toutes les topologies de maillage à la forte non linéarité accompagnant le processus de coupe est effectuée dans cette partie. Il a été noté que seule la définition des éléments CPE6MT entraîne une interruption des calculs. D'après la Figure II-23, cette interruption est expliquée par la présence d'un chevauchement entre les arêtes des éléments situés au niveau de la zone de passage de l'outil (P_2). La pénétration de l'outil de coupe dans la matière entraîne des déformations importantes qui conduisent à une distorsion excessive des éléments de maillage située dans cette partie intermédiaire (P_2). En revanche, aucun élément distordu n'est obtenu au niveau de la partie supérieure de la pièce transformée en copeau (P_1).

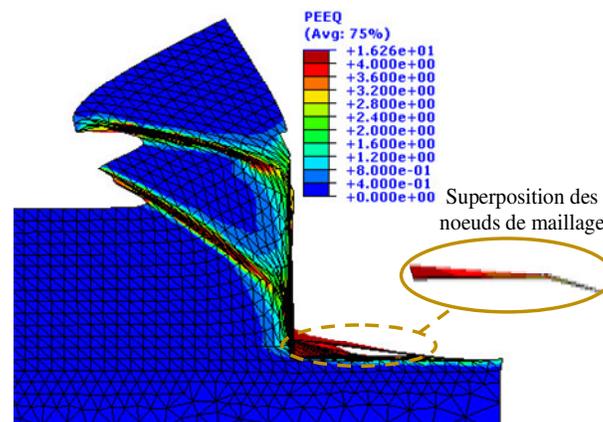


Figure II-23 Copeau simulé avec des éléments triangulaires CPE6MT

Pour pallier le problème de la forte distorsion des éléments de maillage de type CPE6MT situés dans la zone P_2 , il a été convenu de ne pas les définir à la partie de la pièce en contact avec la pointe outil (P_2). Des éléments triangulaires à 3 nœuds (CPE3T) seront alors utilisés pour la discrétisation de cette zone, et également de l'outil de coupe et de P_3 . Ces modifications ont pour but de résoudre les interruptions des simulations et de permettre de tester les éléments CPE6MT dans la zone utile de formation du copeau.

En conclusion, trois scénarios de discrétisation du modèle géométrique seront adoptés dans la suite :

- Scénario 1 : Modèle totalement discrétisé avec des éléments triangulaires linéaires (CPE3T)
- Scénario 2 : Modèle discrétisé avec un mélange d'éléments triangulaires linéaires et quadratiques (CPE6MT dans P_1 et CPE3T dans l'outil de coupe, P_2 et P_3)

- Scénario 3 : Modèle discrétisé avec des éléments quadrangulaires linéaires (CPE4RT)

II.4.3 Effet du type de maillage sur la morphologie du copeau

Les résultats numériques en termes du rayon de courbure R_c , de la morphologie du copeau et de sa géométrie, obtenus avec différents maillages et deux vitesses de coupe (33 m/min et 75 m/min) sont comparés aux résultats expérimentaux. Le but de cette étude est de déterminer l'effet de chaque type de maillage sur la modélisation de la formation du copeau.

La première remarque à souligner à partir des figures II-24, II-25 et II-26 est les changements significatifs dans la morphologie des copeaux numériques liés à la définition de différents types de maillage. Certains types de maillage, notamment les éléments CPE6MT et CPE4RT, montrent une capacité intéressante, par rapport aux éléments triangulaires linéaires (CPE3T), à reproduire les changements subits par la morphologie du copeau expérimentalement obtenu (voir Figure II-2), en fonction des vitesses de coupe testées. Ces éléments de maillage, CPE6MT et CPE4RT, ont permis de modéliser la transition d'un copeau faiblement ondulé à segmenté en passant d'une vitesse de coupe de 33 m/min à 75 m/min, alors que seulement un copeau segmenté a pu être prédit avec les éléments CPE3T.

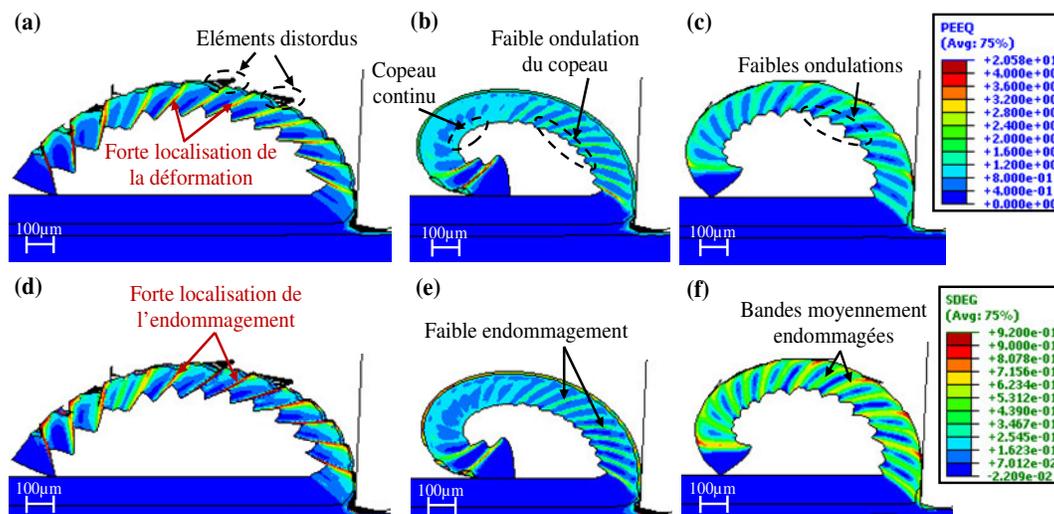


Figure II-24 Sensibilité de la déformation plastique équivalente et de l'endommagement au type de maillage : (a) et (d) CPE3T, (b) et (e) CPE6MT et (c) et (f) CPE4RT ($V_c = 33$ m/min)

Du point de vue du rayon de courbure du copeau, l'augmentation dans la vitesse de coupe conduit à la formation des copeaux plus enroulés avec les différents maillages testés (figures II-24 et II-25). Pour une vitesse de coupe fixée, le rayon R_c varie d'une modélisation à une autre en fonction du type des éléments utilisés. Un enroulement plus marqué du copeau a été simulé lorsqu'un maillage triangulaire CPE6MT est défini à P_1 .

Pour le cas d'une vitesse de coupe de 33 m/min, la définition des éléments triangulaires à 6 nœuds et des éléments quadrangulaires à 4 nœuds conduit à la formation d'un copeau continu avec quelques ondulations au niveau de sa surface libre. Ces ondulations deviennent moins prononcées avec les éléments CPE6MT et elles disparaissent dans certaines parties du copeau (voir Figure II-24b). Cependant, avec la définition d'un maillage triangulaire linéaire (CPE3T), une forte localisation non physique de la déformation est simulée dans le copeau fortement segmenté (Figure II-24a). La variable d'endommagement située au niveau des bandes de fortes déformations atteint sa valeur maximale avec ces éléments à 3 nœuds, ce qui est en contradiction aux résultats obtenus avec le maillage CPE6MT, dont l'endommagement reste faible sur toute l'épaisseur du copeau (Figure II-24d-e). Avec un maillage quadrangulaire, une alternance entre des faibles et moyennes valeurs d'endommagement est obtenue (Figure II-24f).

Suite à la définition d'une vitesse de coupe plus élevée, soit 75 m/min, la modélisation de la coupe avec chaque type de maillage a conduit à la formation d'un copeau festonné en accord avec les résultats expérimentaux (Figure II-25). D'après la Figure II-26, la définition des éléments triangulaires linéaires (CPE3T) donne une forte concentration de l'endommagement au niveau des bandes de cisaillement. Ces bandes de très faible épaisseur présentent des champs de déformations élevés. La localisation périodique de la déformation est reproduite avec le maillage triangulaire quadratique CPE6MT ce qui explique l'obtention d'un copeau parfaitement segmenté (Figure II-25 b). De plus, les copeaux simulés avec les deux types de maillage triangulaire se caractérisent par une alternance entre des zones fortement déformées ($\epsilon_p \approx (\epsilon_p)_{\max}$) et d'autres de très faibles déformations plastiques ($\epsilon_p \approx 0$).

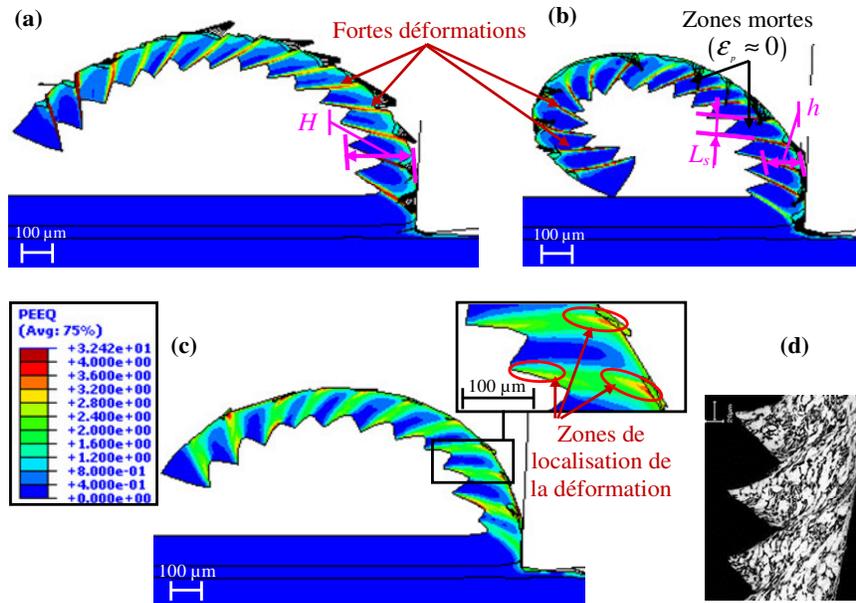


Figure II-25 Comparaison du copeau numérique prédit avec différents types de maillage ((a) CPE3T, (b) CPE6MT et (c) CPE4RT) à celui (d) expérimental de Calamaz (Calamaz, 2008) ($V_c = 75$ m/min)

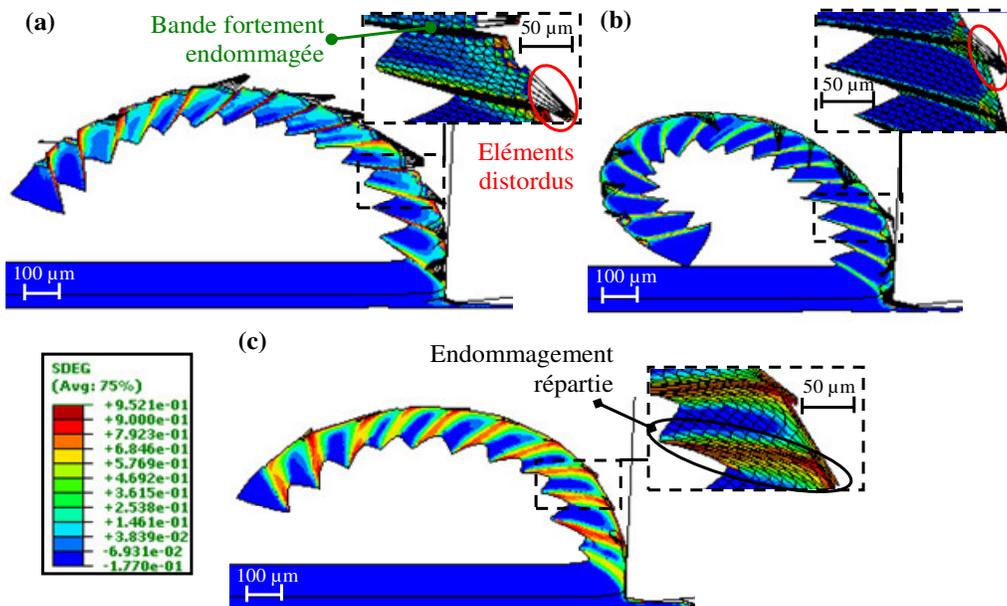


Figure II-26 Sensibilité de l'endommagement au type de maillage : (a) CPE3T, (b) CPE6MT et (c) CPE4RT ($V_c = 75$ m/min)

Avec un maillage quadrangulaire, cette alternance n'est plus aussi brusque. Des déformations plus faibles et moins localisées sont obtenues au niveau des bandes de cisaillement (Figure II-25c). L'observation de ces bandes montre une accentuation des déformations plastiques à leurs extrémités tandis que des valeurs moins importantes sont simulées dans leur centre, ce qui n'est pas le cas avec un maillage triangulaire (linéaire ou quadratique) dont des déformations plastiques élevées et uniformément réparties sont situées sur toute la bande de cisaillement.

Les hauteurs moyennes de crêtes H et de vallées h des copeaux obtenus avec les différents types de maillage sont représentées par la Figure II-27. La comparaison avec les mesures expérimentales montre que la définition d'un maillage triangulaire linéaire (CPE3T) conduit aux écarts les plus faibles en termes de H et h . Quant à la largeur moyenne des festons L_s , la comparaison avec les résultats expérimentaux montre que les éléments quadrangulaires CPE4RT permettent d'atteindre les niveaux de corrélation les plus élevés. Toutefois, l'utilisation d'un maillage triangulaire du 2nd ordre implique la formation d'un copeau segmenté, mais avec une géométrie des festons, notamment H et L_s , moins précise.

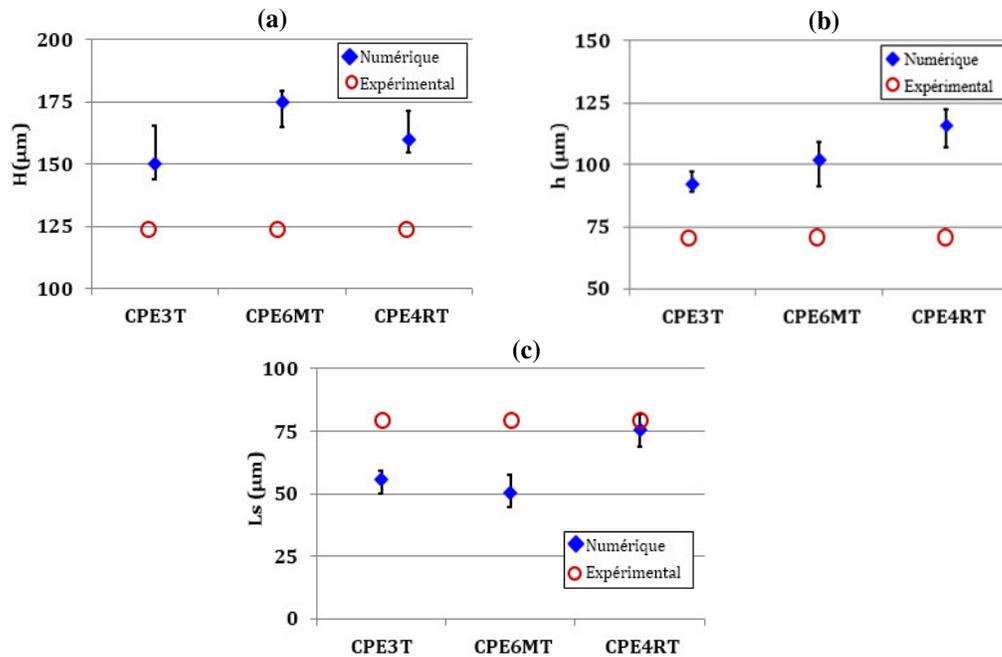


Figure II-27 Dépendance de (a) la hauteur de crêtes, (b) de la hauteur de vallées et (c) de la largeur des festons au type de maillage ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

II.4.3.1 Synthèse

En conclusion, le type de maillage défini dans une modélisation numérique de la coupe orthogonale présente aussi un effet crucial sur les résultats d'une simulation. Des changements importants sur la morphologie du copeau et sa géométrie, dus aux modifications apportées à la distribution de la déformation plastique et de l'endommagement dans le copeau, ont été remarqués. Les principaux résultats sont récapitulés par le Tableau II-8.

Il est montré par cette étude que le maillage triangulaire linéaire (CPE3T) a une capacité intéressante à reproduire avec précision les hauteurs moyennes de crêtes et de vallées des copeaux, dans le cas d'une vitesse de coupe de 75 m/min. Néanmoins, son inconvénient se présente principalement par son inadéquation aux faibles vitesses de coupe. Il est incapable de reproduire les faibles déformations de maillage, et par conséquent de simuler l'ondulation du copeau, expérimentalement obtenue à une vitesse de coupe de 33 m/min. Seuls des copeaux festonnés ont pu être simulés avec ce maillage, et ceci pour toutes les vitesses de coupe. Toutefois, la transition d'un copeau ondulé à un copeau festonné a été parfaitement reproduite avec les éléments quadrangles linéaires ou triangulaires quadratiques. La discrétisation de la partie supérieure de la pièce transformée en copeau (P_1) avec ces deux types

d'éléments a conduit à des résultats généralement acceptables. Cependant, la fiabilisation des simulations numériques basée seulement sur l'étude de la dépendance du copeau modélisé au type de maillage n'est pas suffisante. Il faut aussi examiner l'effet de chacun des maillages comparés sur la prédiction des efforts et sur le maintien des temps de calcul raisonnables, faisant l'objectif des parties suivantes.

Tableau II-8 Dépendance de la morphologie du copeau et sa géométrie au type de maillage

N° de scénario		1	2	3
$V_c = 33$ m/min	Morphologie du copeau	--	+	+
	Morphologie du copeau	+	+	+
$V_c = 75$ m/min	H (μm)	+	-	+
	h (μm)	+	-	-
	L_s (μm)	-	-	++

II.4.4 Effet du type de maillage sur les efforts de coupe

L'effet du type de maillage utilisé sur les efforts numériques a aussi été quantifié. Les variations apportées à F_c et F_f semblent être en accord avec la morphologie du copeau simulé. D'après la Figure II-28a, l'application d'une vitesse de coupe de 33 m/min entraîne des fluctuations importantes lorsqu'un maillage triangulaire linéaire (CPE3T) est utilisé. Les écarts importants entre les valeurs minimales et maximales de F_c sont en accord avec le festonnage prononcé du copeau, simulé pour une vitesse de coupe donnée. En revanche, ces fluctuations deviennent beaucoup plus maîtrisées avec les autres types de maillage (CPE6MT et CPE4RT). La stabilité notée dans l'évolution instantanée des efforts de coupe est expliquée par la forme continue du copeau, ce qui implique que plus le copeau présente une discontinuité dans sa morphologie (segmentation ou fragmentation) plus les fluctuations des efforts sont importantes.

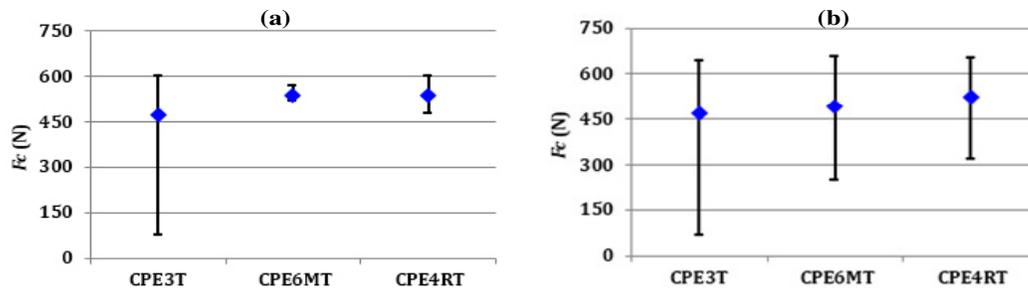


Figure II-28 Efforts de coupe obtenus avec différents maillages et vitesses de coupe :
(a) $V_c = 33$ m/min et (b) $V_c = 75$ m/min ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

Avec une vitesse de coupe de 75 m/min, la Figure II-28 montre une accentuation dans la fluctuation des efforts de coupe. Une forte oscillation de F_c est aussi obtenue avec des éléments triangulaires CPE3T lorsqu'une vitesse de coupe de 33 m/min est définie, ce qui est en accord au copeau fortement segmenté prédit avec les mêmes éléments. L'intensité de ces fluctuations est fortement atténuée avec les deux autres maillages (CPE6MT et CPE4RT). Toutefois, d'après la Figure II-28b, les efforts de coupe oscillent fortement avec tous les maillages définis. La modélisation de la coupe la plus stable correspond à la discrétisation du modèle avec des éléments quadrangulaires (CPE4RT), avec lesquels la distribution de la déformation plastique dans le copeau est lissée par rapport à celle d'un maillage triangulaire (linéaire ou quadratique) (voir Figure II-25).

La comparaison des efforts moyens de coupe et d'avance correspondants aux différentes modélisations avec ceux expérimentaux montre une différence importante dans les erreurs calculées (représentées par la Figure II-29). Pour les différents maillages, les écarts en F_c sont généralement inférieurs à ceux en F_f . Le désaccord le plus élevé entre les résultats expérimentaux et numériques correspond au maillage triangulaire CPE3T. Les écarts sont significativement diminués avec le maillage quadrangulaire

CPE4RT qui a montré une capacité intéressante à reproduire avec beaucoup de précision les résultats expérimentaux.

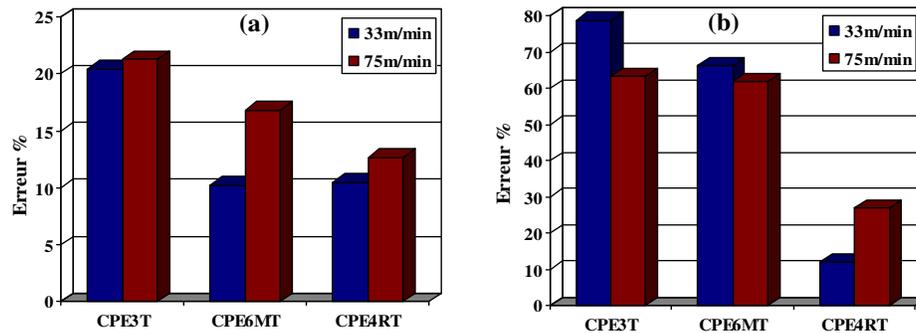


Figure II-29 Erreurs % correspondantes à (a) F_c et (b) F_f ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

II.4.5 Effet du type de maillage sur le temps de calcul

Les résultats en termes de temps de calcul ont été examinés afin de compléter l'étude de l'effet du type de maillage sur la modélisation de la coupe. Il est à noter que les résultats représentés par le Tableau II-9 correspondent tous à une même vitesse de coupe, soit 75 m/min et qu'ils sont tous obtenus pour un même temps d'usinage (égal à 1ms). Les temps de calcul obtenus avec les différents types d'éléments varient considérablement d'une simulation à l'autre. Ils passent de moins de 400min (6h 40min) à plus de 6 150min (4j 6h 30 min) lorsque les éléments quadrangulaires linéaires (scénario 3) et triangulaires (scénario 2) sont respectivement utilisés. Cette très forte augmentation du temps CPU (plus que 16 fois le temps CPU obtenu avec le maillage CPE4RT) est attribuée à l'augmentation combinée du nombre total de nœuds de maillage et de points d'intégration avec la définition du scénario 2. Le Tableau II-9 montre que la définition d'un maillage triangulaire linéaire (CPE3T) conduit aussi à un temps de calcul élevé (environ 5 fois supérieur à celui du maillage CPE4RT).

Tableau II-9 Temps de calcul CPU obtenu avec différents maillages ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

N° du scénario	Type de maillage	Nombre total d'éléments (éléments)	Nombre total de nœuds (nœuds)	Temps CPU (min)
(1)	CPE3T	12 024	6 811	1 544
(2)	CPE6MT et CPE3T	12 024	16 121	6 165
(3)	CPE4RT	6 281	7 080	369

II.4.6 Synthèse

Dans cette étude, l'effet du maillage, notamment le type et la formulation des éléments, sur la fiabilisation de la modélisation de la coupe a été soigneusement examiné. Il a été montré qu'un choix inadéquat du maillage peut contribuer à l'obtention d'une morphologie de copeau en désaccord avec celle expérimentale, à une diminution de la précision des efforts prédits, à l'interruption des calculs, à l'explosion des temps de calculs... pour une cause purement numérique, diminuant par conséquent considérablement de l'efficacité de la modélisation de la coupe.

La comparaison entre les morphologies du copeau correspondantes aux différents types de maillage met en valeur la dépendance du copeau simulé au type des éléments utilisés pour la discrétisation du modèle. Il a été montré dans cette étude l'effet important de la topologie des éléments sur la modélisation de la formation du copeau. À titre d'exemple, une localisation de la déformation dans les bandes de cisaillement a été obtenue avec le maillage triangulaire CPE3T alors qu'elle n'a pas été expérimentalement observée. La modélisation d'un copeau fortement segmenté dans le cas d'une faible vitesse de coupe (33 m/min) met en valeur l'incapacité de ce type de maillage à reproduire des formes

particulières de copeau (telle que sa faible ondulation) à cause du type d'interpolation qu'il utilise et qui lui permet des modes très limités de déformations (Figure II-21).

De plus, cette étude a mis l'accent sur l'effet de l'utilisation des éléments de faible nombre de nœuds et avec une interpolation linéaire, notamment les éléments CPE3T. Ce maillage conduit à une augmentation dans les temps de calcul par rapport à celui correspondant à un maillage quadrangulaire (CPE4RT). Des erreurs importantes en F_c et F_f ont été aussi associées à la définition de ces éléments triangulaires.

Quant aux éléments triangulaires à 6 nœuds, ils ont montré une capacité intéressante à modéliser avec beaucoup de précision les différentes morphologies du copeau, contrairement au maillage de type CPE3T. Cette adaptation parfaite à la déformation est expliquée par le type d'interpolation qu'ils utilisent (quadratique). Des résultats intéressants en effort de coupe ont été aussi obtenus avec les éléments CPE6MT. En revanche, les principaux problèmes rencontrés avec ce maillage se résument par :

- La distorsion plus prononcée des éléments finis
- L'augmentation significative dans les temps de calcul
- Les erreurs importantes en F_f

Cependant, la définition des éléments quadrangulaires CPE4RT a montré des résultats intéressants en termes de morphologies du copeau et d'efforts de coupe tout en maintenant un temps de calcul raisonnable. De plus, ces éléments présentent une capacité intéressante à supporter des grandes déformations (distorsion), comme celles rencontrées dans les essais d'usinage, ce qui encourage leur utilisation.

En conclusion, malgré la capacité des éléments CPE6MT à prédire des morphologies de copeau en corrélation avec celles expérimentales, leur fragilité à la distorsion et les temps de calcul très élevés diminuent de leur efficacité et les rendent non appropriés à la modélisation de l'usinage contrairement aux éléments quadrangulaires linéaires. Le maillage CPE4RT est alors le plus adapté pour la modélisation 2D de la coupe orthogonale lorsqu'une formulation lagrangienne est utilisée.

II.5 Étude de la sensibilité de la MEF au type de la formulation utilisée

Après avoir étudié l'effet du maillage (taille et type) sur la modélisation de la coupe orthogonale, nous mettons l'accent dans cette partie sur l'effet du type de la formulation utilisée sur la pertinence de la MEF. Trois formulations seront utilisées pour la modélisation 2D de la coupe orthogonale :

- La formulation Lagrangienne
- La méthode d'adaptation de maillage par une relocalisation des nœuds : formulation ALE
- La méthode d'adaptation de maillage par un remaillage

Les résultats obtenus avec ces formulations, avec et sans la définition du critère de rupture, seront comparés. Le modèle thermo-viscoplastique-endommagement de JC (donné par les équations (I-1) et (II-1)) et le critère énergétique d'évolution d'endommagement (donné par l'équation (II-3)) seront utilisés pour reproduire le comportement de la pièce à usiner.

Il est à noter que dans cette partie deux codes de calculs par EF sont utilisés : Abaqus® et Forge®. Le choix de l'outil de simulation numérique Forge®, dédié principalement à la modélisation des opérations de mises en forme, est justifié par le remaillage adaptatif puissant qu'il contient.

Pour toutes les modélisations, le modèle de frottement, les propriétés thermiques du contact, les caractéristiques thermo-physiques des matériaux mis en contact et les modèles de comportement sont similaires à ceux définis dans les sections précédentes II.3 et II.4. L'avantage de partir des mêmes conditions initiales se présente par la nécessité de maintenir un niveau élevé de similarité entre les différents modèles numériques, et par conséquent de mettre en évidence l'effet du type de la formulation sur la modélisation de la coupe.

Une seule configuration de coupe est testée où la vitesse de coupe, l'avance et la largeur de coupe sont respectivement égales à 75 m/min, 0,1 mm/tr et 3 mm. Pour toutes les formulations, les éléments utilisés

pour la discrétisation des zones de fortes sollicitations ont une longueur d'arrête égale à 10 μm . Il est à noter que la dépendance du temps de calcul à la formulation utilisée n'est pas tenue en considération dans cette étude à cause de la différence dans les méthodes de discrétisation adoptées, notamment dans le type de maillage utilisé (quadrangulaire de type CPE4RT avec le logiciel Abaqus® et triangulaire présentant une fonction *bulle* dans le code de calcul Forge®) et sa densité.

II.5.1 Présentation du code de calculs Forge2D®

Le logiciel numérique Forge2D® est commercialisé par la société TRANSVALOR. Il s'agit d'un code de calcul implicite qui utilise une formulation lagrangienne réactualisée. Le déplacement des nœuds de maillage se fait par rapport à celui des points matériels ce qui permet une reproduction précise des changements subits par la géométrie de la pièce. Grâce à son remaillieur, les problèmes de dégénération du maillage, souvent rencontrés avec la formulation lagrangienne, sont mieux maîtrisés.

Le remaillage se fait d'une façon automatique lorsque le volume global du modèle maillé suit à un instant donné des changements géométriques importants et/ou lorsque la déformation subite par les éléments dépasse une valeur critique. En effet, dès qu'un paramètre géométrique (taux de pénétration) et/ou mécanique (taux de déformation) est atteint, le remaillage est déclenché tout en maintenant une taille minimale des éléments à ne pas dépasser.

La discrétisation spatiale du domaine à modéliser se fait à l'aide des éléments triangulaires non structurés. Ces éléments sont basés sur une interpolation mixte en vitesse et en pression de type $P1^*/P1$ (Calamaz, et al., 2010), qui sert à déterminer la vitesse et à contrôler les conditions d'incompressibilité. Le contrôle d'incompressibilité est permis grâce à l'introduction d'un nœud supplémentaire, et par conséquent d'un degré de liberté interne, à chaque élément de maillage. Ce nœud situé au centre de gravité de l'élément se présente sous la forme d'une fonction '*bulle*' qui s'annule sur les frontières. Il garantit l'existence et l'unicité de la solution numérique.

Avec le code de calcul Forge2D®, la résolution des problèmes thermomécaniques se fait d'une manière successive (par bloc) sur chaque intervalle de temps $[t, t+\Delta t]$. La résolution commence par un traitement du bloc thermique obtenu à l'incrément précédent suivi par un calcul du bloc mécanique à l'incrément suivant (Garcia-Andrada, 2004). Cette résolution non simultanée (formulation faible) des problèmes thermomécaniques implique une mise à jour thermo-dépendante des variables mécaniques. Ces variables sont données en fonction des paramètres thermiques, prédéterminés à l'avance pour chaque pas de temps.

II.5.2 Présentation des formulations étudiées et des modèles correspondants

II.5.2.1 Adaptation de maillage par la méthode de relocalisation des nœuds (Méthode ALE)

L'idée de combiner les deux approches, lagrangienne et eulérienne, dans la formulation ALE est justifiée par le besoin de prédire une géométrie non prédéfinie du copeau tout en maîtrisant l'écoulement de la matière autour du rayon d'acuité de l'outil. La particularité de cette approche est présentée par le mouvement relatif du maillage qui est ni fixe dans l'espace ni lié à la matière, d'où son efficacité à réduire les problèmes de distorsion de maillage souvent rencontrés avec la formulation lagrangienne. Sa définition par Atlati et al (Atlati, et al., 2017) dans l'étude des conditions tribologiques locales se produisant à l'interface outil-copeau suite à l'usinage à sec de l'alliage d'aluminium AA2024-T351 a montré son adéquation pour la reproduction :

- Des conditions de contact très sévères (des coefficients de frottement très élevés)
- De l'écoulement de la matière autour du rayon d'acuité de l'outil

En revanche, l'utilisation de cette voie hybride (formulation ALE) présente quelques problèmes tels que :

- Le réglage délicat des paramètres contrôlant le mouvement du maillage (par exemple l'intensité et la fréquence de la relocalisation)
- Le transport des variables lors de la relocalisation des nœuds du maillage

C'est pour cette raison qu'un ajustement convenable du nombre d'éléments à repositionner et/ou de la fréquence de leur repositionnement est nécessaire. Dans le cas général, la définition non appropriée de l'un de ces paramètres régulateurs liés à la méthode ALE peut entraîner :

- La diminution de la précision de sa solution finale
- La résolution non complète des problèmes de distorsion de maillage
- L'augmentation des temps de calcul (cas d'une surestimation de ces paramètres)

Dans le but de ne pas trop augmenter le temps de calcul, la méthode d'adaptation de maillage est définie seulement à la pièce à usiner, tandis qu'une formulation lagrangienne est utilisée pour la modélisation de l'outil de coupe (Figures II-30 et II-32).

Deux types de formulation ALE sont définis dans cette étude. Elles diffèrent principalement par leurs conditions aux limites. Une première approche ALE à base eulérienne, désignée dans la suite par *ALE à tendance Eulérienne*, est définie. Cette approche permet la mise en place d'un modèle de coupe plutôt stationnaire. La deuxième forme de l'approche ALE définie dans cette étude sera désignée par *ALE à tendance Lagrangienne* et elle consiste à une reproduction du processus de coupe tout en conservant son aspect transitoire. Les particularités du modèle numérique correspondantes à chacune de ces approches sont décrites dans les parties suivantes.

II.5.2.1.1 Formulation ALE à tendance Eulérienne

Avec l'approche *ALE à tendance Eulérienne*, la matière est considérée comme étant un fluide qui entre par une face de la pièce et sort par l'autre. La vitesse de coupe est appliquée à la pièce à usiner tandis que l'outil de coupe est supposé fixe (Figure II-30). Des conditions eulériennes sont appliquées à certaines frontières de la pièce à usiner, notamment à ses deux côtés et à sa base inférieure. La définition d'un blocage au niveau des nœuds de ces surfaces a pour but de permettre la reproduction de l'écoulement de la matière comme étant un fluide traversant une géométrie prédéfinie de la pièce. Des conditions aux limites de type lagrangiennes sont définies à la surface libre du copeau dont aucun blocage n'est appliqué aux nœuds. Le but principal de la définition des conditions lagrangiennes est de permettre la simulation de la formation du copeau.

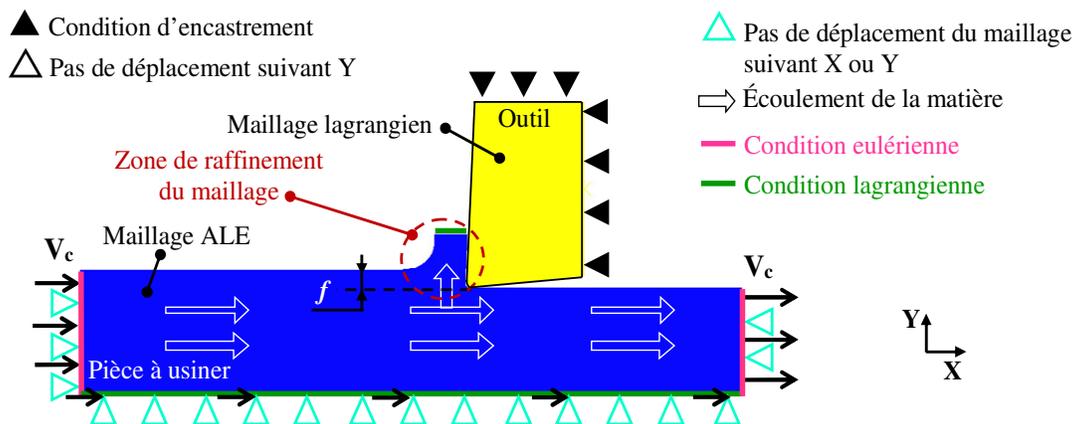


Figure II-30 Modèle géométrique et conditions aux limites correspondantes à la formulation ALE à tendance Eulérienne

En revanche, dans le cas d'une définition erronée de la géométrie initiale du domaine à modéliser ou d'une mauvaise discrétisation du modèle, une interruption rapide des calculs est obtenue. Ce problème se pose généralement lorsque la géométrie initialement définie du copeau n'est pas en corrélation à celle finale ou lorsque le maillage n'est pas parfaitement approprié aux changements importants subits par la géométrie du copeau avant qu'elle atteigne le régime stabilisé (voir Figure II-31). Le fait que le copeau puisse évoluer géométriquement jusqu'à ce que le régime stationnaire soit atteint, des déplacements très importants des nœuds de maillage peuvent avoir lieu. Ces déplacements ont pour but d'adapter le maillage à la nouvelle géométrie du domaine modélisé. Cependant, ils peuvent conduire à une forte

déformation des éléments, d'où la nécessité d'avoir soigneusement prédit la géométrie initiale du copeau. Pour cela, une étude préliminaire est nécessaire pour la détermination de la géométrie convenable du copeau et du maillage adéquat permettant le bon déroulement des calculs.

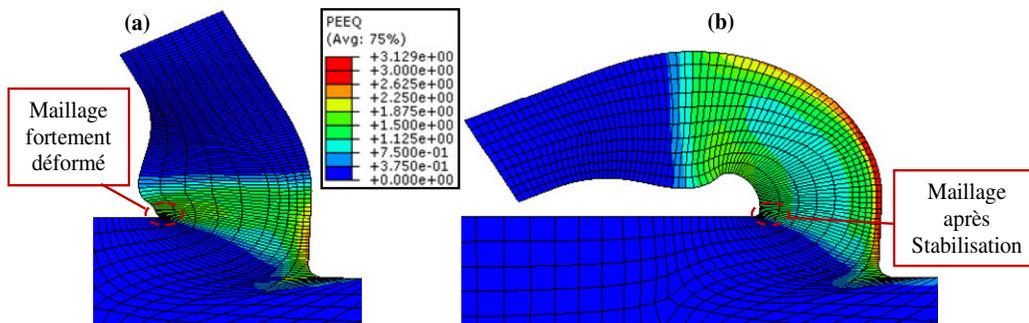


Figure II-31 Copeau simulé avec une modélisation *ALE* à tendance *Eulérienne* (a) avant et (b) après l'obtention d'un régime stabilisé

II.5.2.1.2 Formulation *ALE* à tendance *Lagrangienne*

En ce qui concerne l'approche *ALE* à tendance *Lagrangienne*, elle combine les avantages des deux formulations lagrangienne et eulérienne, mais sans avoir recours à une définition préalable de la géométrie du copeau. Avec cette approche, la pièce est supposée fixe alors qu'une vitesse de coupe est appliquée à l'outil (voir Figure II-32). Ce type d'approche ressemble en grande partie à la formulation lagrangienne mais avec la possibilité d'avoir un mouvement aléatoire des éléments.

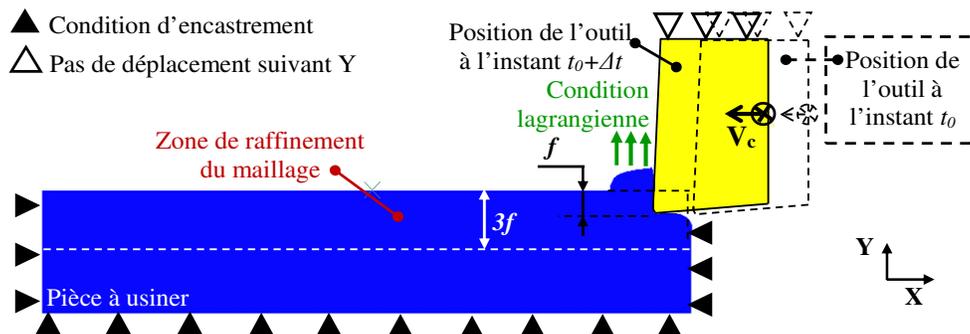


Figure II-32 Modèle géométrique et conditions aux limites définies dans le cas d'une formulation *ALE* à tendance *Lagrangienne*

II.5.2.2 Adaptation de maillage par un remaillage

Une troisième méthode d'adaptation de maillage basée sur le remaillage automatique de la pièce à usiner sera utilisée. Dans ce cas, où le logiciel Forge® est défini, la connectivité entre les nœuds est perdue après chaque remaillage contrairement à la formulation *ALE* (*ALE* à tendance *Eulérienne* et *ALE* à tendance *Lagrangienne*). La densité du maillage est alors modifiée dans le sens de son augmentation (raffinement) ou diminution (déraffinement), en fonction de l'intensité des sollicitations appliquées (faibles ou fortes déformations).

D'après la Figure II-33, une configuration particulière est adoptée dans le cas d'une modélisation de la coupe avec le code de calcul Forge2D®. Cette particularité a pour but d'adapter ce logiciel, dédié principalement à la modélisation des procédés de forgeage, au processus de coupe. En effet, en plus de l'outil de coupe et de la pièce à usiner, un deuxième outil est introduit au modèle numérique. Un collage parfait est supposé entre la surface inférieure de la pièce et ce deuxième outil pour le priver de tout déplacement possible.

Dans le but de diminuer les temps de calcul, généralement importants à cause de la création d'un nouveau maillage et du transfert des données de l'ancien au nouveau maillage, des éléments grossiers sont utilisés pour discrétiser les outils. De plus, un raffinement local est initialement défini à une partie de très faible dimension de la pièce à usiner, tandis que le reste de la pièce est discrétisé avec un maillage grossier. Les dimensions de la zone de raffinement du maillage restent fixes pendant toute la simulation tel que seuls les éléments situés dans cette zone sont raffinés, même après remaillage. Le raffinement de maillage concerne seulement la matière en contact avec la pointe de l'outil, et ceci pendant toute l'opération d'usinage (Figure II-33). Cette technique a pour but de réduire les temps de calcul sans influencer les résultats numériques.

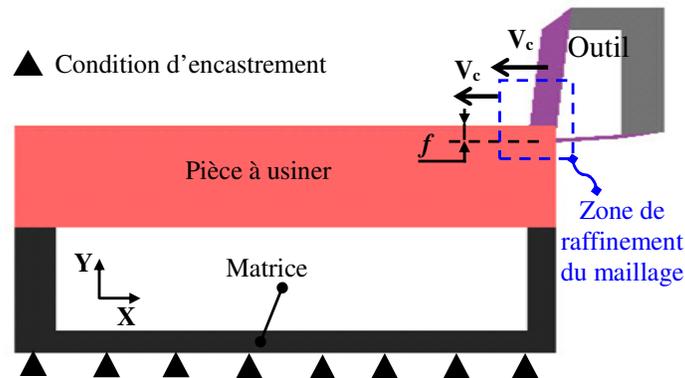


Figure II-33 Modèle géométrique défini dans le cas du remaillage

II.5.3 Résultats liés à la définition de la méthode d'adaptation de maillage

Dans cette partie, seul le modèle thermo-viscoplastique de JC (Johnson & Cook, 1983) est utilisé pour la modélisation de la coupe avec les différentes méthodes d'adaptation de maillage (*ALE à tendance Eulérienne*, *ALE à tendance Lagrangienne* et *remaillage*). À cause de la forte distorsion du maillage, rencontrée dans le cas de la modélisation de très fortes déformations avec la formulation lagrangienne, notamment lorsqu'aucun modèle d'endommagement n'est associé au modèle rhéologique de JC (donné par l'équation I-1), et menant à l'interruption rapide des calculs, cette formulation ne sera pas étudiée dans cette partie.

Le but de ne pas définir un modèle d'endommagement dans cette partie est d'étudier la capacité des méthodes d'adaptation de maillage à :

- Résoudre la distorsion des éléments de maillage
- S'adapter aux changements importants subits par la géométrie à modéliser au cours du temps
- Reproduire adéquatement le processus de coupe lorsque seul le modèle empirique de JC (donné par l'équation (I-1)) est défini

II.5.3.1 Résultats en termes de morphologie de copeau

D'après la Figure II-34, la modélisation de la formation du copeau en absence d'un critère d'endommagement est possible avec toutes les méthodes d'adaptation de maillage étudiées. Ce résultat justifie bien la capacité intéressante que présentent ces méthodes à éviter les problèmes de distorsion de maillage souvent rencontrés avec l'approche lagrangienne lors de la modélisation de l'usinage. Mais, l'absence d'un critère d'endommagement conduit à la formation d'un copeau continu. Cette morphologie de copeau est totalement différente de celle expérimentale (segmentée) obtenue pour la même condition de coupe (Figure II-2b).

La comparaison avec quelques résultats de la littérature souligne l'obtention d'un copeau continu par Muñoz-Sánchez et al (Muñoz-Sánchez, et al., 2011), Germain et al (Germain, et al., 2011) et Calamaz et al (Calamaz, et al., 2008) suite à la modélisation de la coupe orthogonale de différents matériaux à l'aide d'une approche *ALE à tendance Eulérienne*, d'une approche *ALE à tendance Lagrangienne* ou

du remaillage disponible dans Forge® respectivement, et ceci en définissant seulement le modèle thermo-viscoplastique de JC.

La Figure II-34(a et d) illustre la morphologie du copeau obtenue avec la formulation *ALE à tendance Eulérienne*. La non-homogénéité simulée à l'extrémité du copeau est due à l'adaptation de la géométrie du copeau en début de la simulation. La partie épaisse du copeau présente la partie de transition où la matière continue à évoluer jusqu'à ce qu'un régime stationnaire soit atteint.

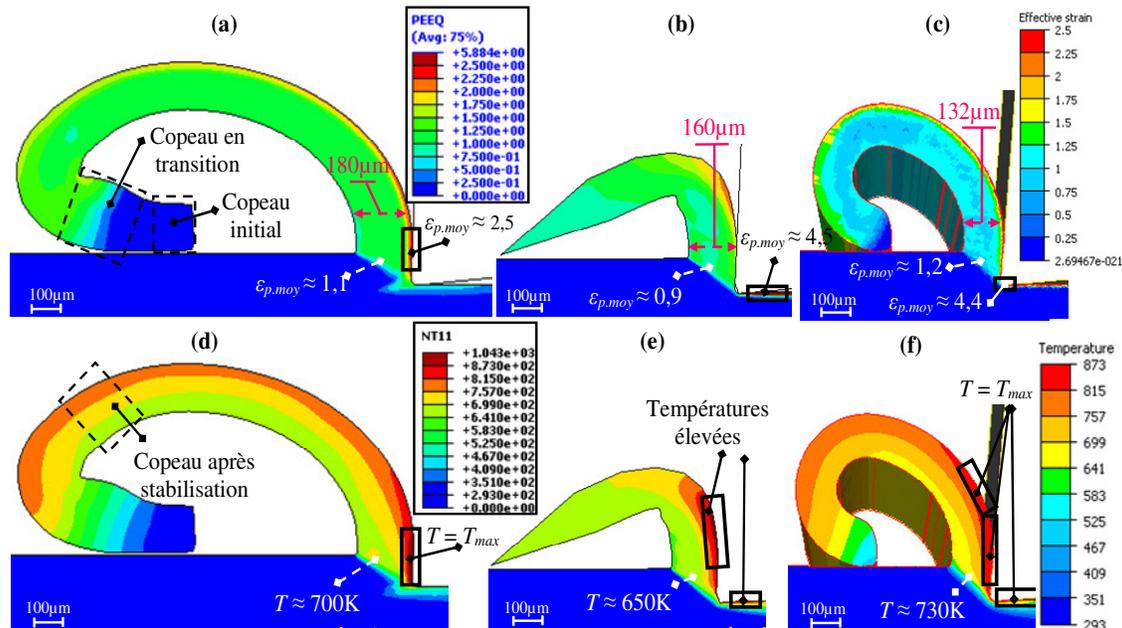


Figure II-34 Iso-valeurs de déformations plastiques et de températures simulées dans les copeaux correspondants aux différentes méthodes d'adaptation de maillage et sans la définition d'un critère d'endommagement : (a) et (d) *ALE à tendance Eulérienne*, (b) et (e) *ALE à tendance Lagrangienne*, (c) et (f) Remaillage

Les champs de déformations présentés par la Figure II-34(a, b et c) sont uniformément répartis avec les différentes méthodes d'adaptation de maillage. Les copeaux simulés diffèrent principalement par leurs épaisseurs, les zones de concentration de la déformation et ses niveaux maximaux. Avec l'approche *ALE à tendance Eulérienne*, la représentation du comportement de la pièce à usiner en tant qu'un fluide en écoulement donne plus de stabilité au moment de la déformation de la matière. Par conséquent, des faibles niveaux de déformations sont simulés dans les zones de cisaillement. L'épaisseur du copeau est d'environ deux fois l'avance définie. En revanche, la prise en compte de l'aspect transitoire de la coupe avec la formulation *ALE à tendance Lagrangienne* conduit à la formation d'un copeau moins épais. Une localisation plus prononcée des champs de déformation au niveau de la surface usinée est notée. Avec l'utilisation du remaillage disponible dans Forge®, des déformations très élevées sont obtenues sur toutes les surfaces en contact avec l'outil de coupe ainsi qu'à la zone où il n'y a plus de contact outil-matière. Le copeau avec la plus faible épaisseur correspond à celui modélisé avec cette méthode d'adaptation (par remaillage).

En ce qui concerne la distribution de la température, la Figure II-34(d, e et f) montre que pour la même condition de coupe, la chaleur créée, les températures atteintes et leur distribution ne sont pas identiques. En générale, les zones subissant des déformations importantes présentent les températures les plus élevées, comme pour l'approche *ALE à tendance Eulérienne* avec laquelle un échauffement intense de la matière est obtenu à l'interface de contact outil-copeau. Des températures d'environ 950K sont mesurées au niveau de cette interface. Néanmoins, des températures plus élevées (de l'ordre de 1000K) sont simulées avec l'approche *ALE à tendance Lagrangienne*. Elles sont situées au niveau de la surface usinée de la pièce finie et du copeau. Le copeau simulé avec le *remaillage* présente des températures

encore plus importantes (supérieures à 1000K) qui se propagent le long des surfaces en contact avec l'outil.

II.5.3.2 Résultats en efforts de coupe

En concordance avec la morphologie continue des copeaux simulés, les efforts numériques présentent de très faibles fluctuations. D'après la Figure II-35, les efforts F_c et F_f résultants d'une approche *ALE à tendance Eulerienne* et avec *remaillage* sont inférieurs à ceux obtenus avec la formulation *ALE à tendance Lagrangienne*. En effet, moins d'effort est requis pour former le copeau avec les deux premières modélisations, alors que pour la formulation *ALE à tendance Lagrangienne*, la distorsion des éléments a une tendance à 'rigidifier' la pièce. De plus, avec cette approche (*ALE à tendance Lagrangienne*), la déformation du maillage induit de faibles fluctuations des efforts numériques. Ces fluctuations ont pratiquement disparu avec les deux autres méthodes d'adaptation de maillage.

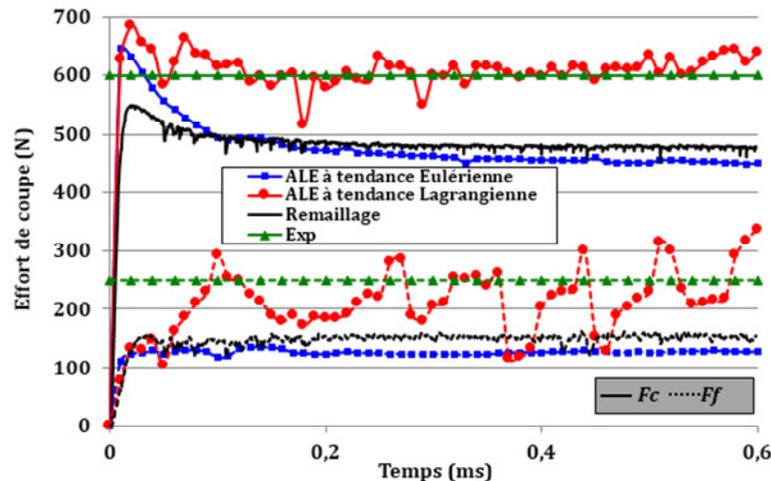


Figure II-35 Comparaison entre les efforts expérimentaux et numériques correspondants aux trois méthodes d'adaptation de maillage et sans la définition du modèle d'endommagement

II.5.3.3 Synthèse

On a montré dans cette étude que la modélisation du procédé d'usinage, notamment de la séparation de la matière en contact avec le rayon d'acuité de l'outil et de la formation du copeau, avec le modèle rhéologique de JC (équation I-1) et sans avoir recours à la définition d'un modèle d'endommagement est numériquement possible une fois l'une des méthodes d'adaptation de maillage est utilisée.

Bien que la création automatique d'un nouveau maillage risque souvent d'entraîner la perte de précision suite au transfert de données, le *remaillage* défini dans Forge2D® montre une capacité intéressante à reproduire l'échauffement important de la matière en contact avec l'outil. Cependant, du point de vue des efforts de coupe et d'avance, seule la méthode *ALE à tendance Lagrangienne* donne des valeurs en bonne corrélation avec les mesures expérimentales.

II.5.4 Résultats liés à la considération de l'endommagement

Dans cette partie, le comportement du matériau à usiner une fois un endommagement est y initié est pris en considération. Les formulations comparées sont :

- La formulation purement lagrangienne,
- La formulation *ALE à tendance Lagrangienne*
- Le *remaillage*.

L'objectif de cette étude est de montrer l'importance du critère d'endommagement couplé au modèle thermo-viscoplastique de JC (donné par l'équation (I-1)) sur la modélisation de la coupe orthogonale et sa fiabilisation, et ceci dans le cas d'une approche avec et sans adaptation de maillage. La méthode *ALE*

à *tendance Eulérienne* n'est pas définie dans cette partie à cause de son incapacité à reproduire la segmentation du copeau, le but principal de l'introduction du modèle d'endommagement aux modélisations.

II.5.4.1 Résultats correspondants à la morphologie du copeau

Avec la prise en considération de l'endommagement, différentes morphologies du copeau sont prédites en fonction de la formulation définie. D'après la Figure II-36, une variation notable dans les copeaux simulés, entre faiblement ondulés jusqu'à totalement fragmentés, est obtenue avec les trois formulations, pour la même condition de coupe ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm).

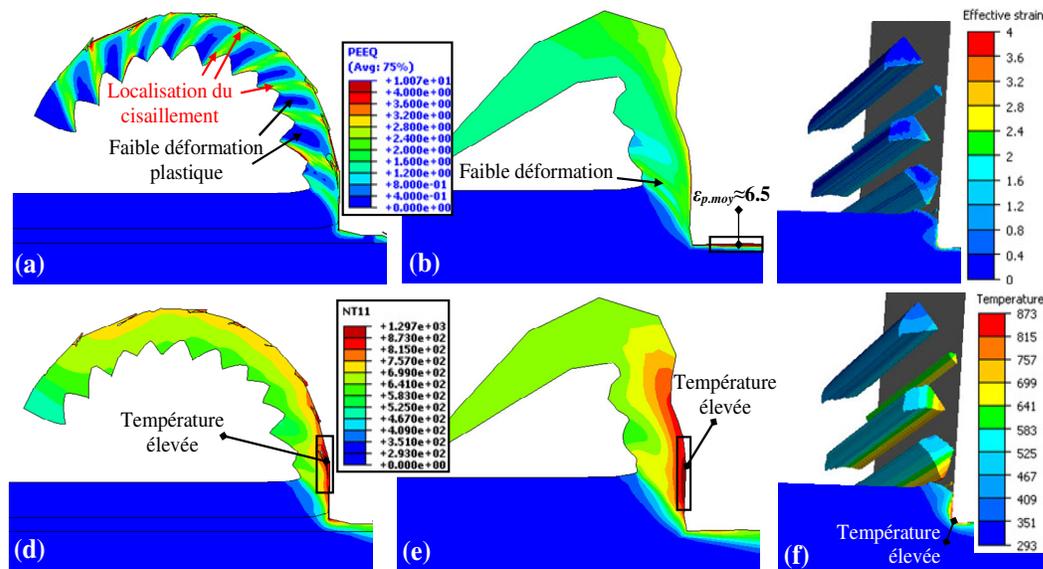


Figure II-36 Déformations plastiques et températures situées dans le copeau simulé avec différentes formulations ((a) et (d) Lagrangienne, (b) et (e) ALE à *tendance Lagrangienne*, (c) et (f) Remaillage) à lesquelles le critère d'endommagement de JC est défini

L'introduction de l'endommagement dans la formulation ALE à *tendance Lagrangienne* a permis la modélisation d'un copeau non continu, mais plutôt contenant des dents arrondies, adoucies et faiblement marquées (Figure II-36b et e). Cette faible ondulation est en désaccord avec la morphologie du copeau expérimental (fortement segmenté) obtenu par Calamaz (Calamaz, 2008) (voir Figure II-2b). En effet, la méthode de relocalisation des nœuds disponible dans le code de calcul Abaqus®/Explicit n'est pas appropriée à la reproduction de la segmentation du copeau lorsqu'un modèle d'endommagement est utilisé en parallèle au modèle de plasticité de JC (Johnson & Cook, 1983), ce qui n'est le cas de l'approche lagrangienne. La Figure II-36(a et d) illustre la formation d'un copeau parfaitement festonné, comparable qualitativement à celui expérimental de la littérature (Calamaz, 2008). La définition de l'endommagement au modèle lagrangien a contribué à une alternance entre des zones adoucies présentant des déformations plastiques élevées et d'autres faiblement déformées. Cette alternance est nécessaire pour la reproduction du festonnage du copeau. Son absence contribue à l'obtention d'un copeau faiblement ondulé alors que son accentuation peut entraîner la fragmentation du copeau comme pour le cas du *Remaillage* (voir Figure II-36c et f).

La propagation non physique des fissures le long du plan de cisaillement, obtenue avec le remaillage, est principalement liée à la définition seule du modèle d'endommagement de JC (donné par l'équation(II-1)) non associé à une loi d'évolution d'endommagement. Cela montre l'importance de la considération de la diminution progressive de la rigidité dans le matériau à usiner jusqu'à atteindre sa rupture finale.

En examinant le mode de propagation des fissures dès leur apparition jusqu'à l'obtention d'une fragmentation totale du copeau, il apparaît que dès que l'outil de coupe entre en contact avec la pièce, un glissement de la matière sur la face de coupe de l'outil se produit. Ce glissement est suivi par une

augmentation rapide de la température de la matière en contact avec l'outil. La température commence à se propager suivant le plan de cisaillement. Avec cet adoucissement, une bande de cisaillement commence alors à se former. Toutefois, avant qu'elle soit complètement formée, la déformation plastique située dans la zone de contact atteint sa valeur maximale ($\epsilon_p = \epsilon_{End0}$). Une fissure interne apparaît alors (voir Figure II-37a). Cette fissure se propage suivant le plan de cisaillement jusqu'à atteindre la surface libre du copeau. Un feston totalement détaché de la matière est donc formé.

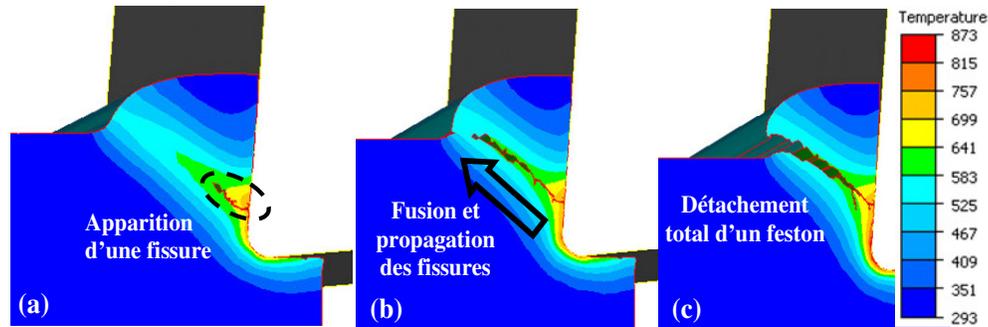


Figure II-37 Étapes de propagation des fissures obtenues dans le cas du *Remaillage*

II.5.4.2 Résultats correspondants aux efforts de coupe

Suite à la définition de l'endommagement, une fluctuation des efforts de coupe et d'avance est obtenue avec les deux méthodes d'adaptation de maillage, *ALE à tendance Lagrangienne* et *Remaillage* (Figure II-38). La comparaison avec les efforts obtenus sans la définition d'un modèle d'endommagement (illustrés par la Figure II-35) montre que dans le cas du *Remaillage*, une forte instabilité des efforts appliqués à l'outil de coupe est obtenue. Elle est directement liée à la fragmentation du copeau.

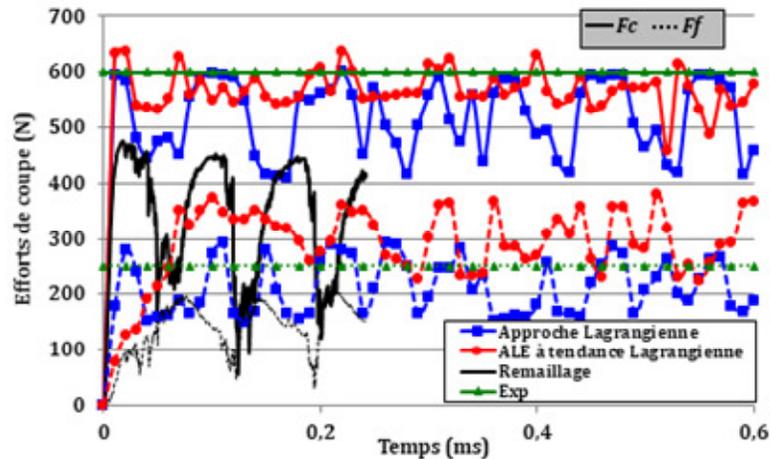


Figure II-38 Évolution des efforts de coupe en fonction du type de formulation : cas de la considération de l'endommagement présent dans le matériau à usiner

En concordance avec la morphologie du copeau, l'intensité des oscillations des efforts de coupe et d'avance est diminuée avec la formulation lagrangienne et presque absente dans le cas d'une approche *ALE à tendance Lagrangienne*. De plus, il paraît que même avec la faible diminution de F_c , remarquée suite à la définition du critère d'endommagement, la formulation *ALE à tendance Lagrangienne* résulte à la prédiction des efforts les plus élevés, corrélant parfaitement à ceux expérimentaux pour les conditions de contact définies. Les niveaux supérieurs de déformations simulés lorsqu'un critère d'endommagement est défini à cette approche (Figure II-36b) semblent être à l'origine de l'augmentation notée de F_f , et donc de la réduction des écarts avec l'effort d'avance expérimental.

II.5.4.3 Synthèse

Dans cette étude, nous avons montré que même avec les méthodes d'adaptation de maillage, la modélisation de la segmentation du copeau et de la propagation de fissures nécessite une description convenable du comportement du matériau à usiner. Dans le cas de la définition du modèle de comportement de JC, l'absence du critère d'évolution de la rupture a entraîné la formation d'un copeau fragmenté avec la méthode de remaillage disponible dans Forge®. Concernant la méthode *ALE à tendance Lagrangienne*, il est difficile même en présence des critères d'initiation et d'évolution de l'endommagement de modéliser la segmentation du copeau. Seul un copeau ondulé a pu être modélisé avec cette approche contrairement à la formulation lagrangienne reproduisant parfaitement la segmentation du copeau. Toutefois, il est à noter que cette méthode d'adaptation de maillage permet d'atteindre des niveaux de corrélation les plus élevés avec les efforts expérimentaux. Nous ajoutons que dans le cas de la modélisation 2D de la coupe orthogonale à l'aide de la formulation lagrangienne, la forte sous-estimation des efforts d'avance est principalement associée à l'endommagement des éléments situés dans la zone de passage de l'outil de coupe (entre le copeau et la surface finie de la pièce). La perte du contact de la matière avec la face en dépouille de l'outil a entraîné une chute des pressions de contact agissant dans la direction d'avance.

En conclusion, il est primordial dans une modélisation de la coupe orthogonale en utilisant la méthode d'adaptation de maillage de ne pas se limiter à la définition du modèle de plasticité de JC, pour lequel la contrainte d'écoulement continue à augmenter avec la déformation. Mais, son couplage avec des modèles d'endommagement n'est pas toujours une solution efficace (comme avec *ALE à tendance Lagrangienne*). L'adaptation de maillage a un effet sur la déformation appliquée aux éléments. Elle permet de diminuer l'intensité de la déformation dans les zones de sollicitation, d'où le 'retardement' de l'endommagement des éléments finis. Cela a contribué, dans le cas de la définition seule du modèle de comportement de JC, à la modélisation d'un copeau fragmenté. Alors que dans l'étude comparative de Liu et al (Liu, et al., 2013), les auteurs ont noté, dans le cas d'une formulation lagrangienne, la suppression rapide des éléments constituant les zones d'endommagement (le copeau et la zone de passage de l'outil) lorsque seulement le modèle de comportement de JC est défini au modèle de coupe (Figure II-39).

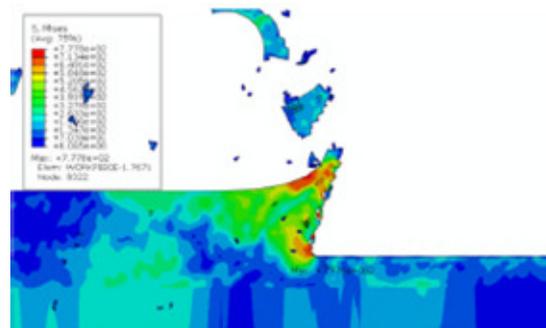


Figure II-39 Copeau obtenu avec le modèle thermo-viscoplastique de JC (Liu, et al., 2013)

II.6 Conclusion

L'étude paramétrique présentée dans ce chapitre a pour but d'examiner l'effet important des paramètres numériques sur la fiabilisation de la modélisation de la coupe orthogonale. L'effet du maillage, notamment sa taille, son type et son interpolation, a été étudié. Il a été montré que la taille de maillage doit être soigneusement déterminée en fonction de la géométrie du modèle, de l'intensité des sollicitations et de type de la formulation, tel qu'un raffinement de maillage n'est pas toujours bénéfique. Même s'il permet une adaptation parfaite à la géométrie du modèle, il est cependant d'une sensibilité extrême à la déformation ce qui résulte à la formation d'un copeau d'une morphologie différente à celle expérimentale. Par conséquent, il a été approuvé que le raffinement excessif du maillage diminue de l'efficacité de la simulation numérique tel qu'un faible rapport 'précision-coût de calculs' est obtenu.

Quant à l'étude de l'effet du type de maillage, il a été montré que les éléments triangulaires disponibles dans le code de calcul Abaqus® ne sont pas appropriés pour la modélisation de la coupe lorsque la formulation lagrangienne est utilisée. Les éléments triangulaires du 1^{er} ordre (CPE3T) se caractérisent par des modes de déformations limitées qui diminuent significativement leur capacité à reproduire avec précision la morphologie du copeau. Ces éléments ont montré leur faiblesse en termes de prédiction de l'ondulation du copeau, expérimentalement observée à une faible vitesse de coupe. D'autre part, les éléments triangulaires de 2nd ordre (CPE6MT) sont inappropriés pour la modélisation des fortes déformations subites par la matière. Une distorsion du maillage en contact avec la pointe outil est obtenue suivie par une interruption rapide des calculs. De plus, une très forte augmentation des temps de calcul est liée à la définition de ces éléments. Du point de vue prédiction des efforts de coupe, aucune amélioration n'a été remarquée avec ce type de maillage.

Par conséquent, les éléments quadrangulaires linéaires (CPE4RT) se présentent comme étant les plus appropriés à la modélisation 2D de la coupe orthogonale. L'adaptation de ce maillage aux fortes déformations de la matière en contact avec la pointe outil et sa capacité à reproduire avec précision les différentes morphologies du copeau rend ce maillage le plus optimal.

Après avoir élaboré l'effet du maillage, une étude de l'impact de la formulation utilisée sur l'amélioration des prédictions des modèles numériques a été effectuée. Il a été montré qu'avec la définition seule du modèle thermo-viscoplastique de JC, la formation du copeau peut être simulée lorsqu'une relocalisation des nœuds ou un remaillage est utilisé. Cependant, la modélisation des copeaux continus montre que la segmentation dépend plutôt de la loi d'endommagement, responsable de la reproduction de la chute de la contrainte dans le matériau au-delà d'une certaine déformation. Pour cela, le comportement en endommagement du matériau à usiner doit être pris en considération dans les simulations numériques.

Les résultats obtenus ont montré que la définition de l'endommagement dans une approche ALE induit un léger changement dans la morphologie du copeau qui passe d'un copeau continu à ondulé. En revanche, en absence d'une loi d'évolution d'endommagement, une fragmentation non physique du copeau est obtenue. Cependant, même si la définition de la formulation lagrangienne résulte à des écarts avec les efforts expérimentaux, pour le cas d'une vitesse de coupe de 75 m/min, elle est néanmoins la seule parmi les méthodes comparées dans cette étude qui a permis la modélisation de la segmentation du copeau en utilisant le modèle de comportement de JC. En effet, malgré que cette formulation soit basée sur le principe de la formation du copeau par une suppression des éléments, elle est considérée comme étant la plus appropriée, dans le cas d'une modélisation numérique de la coupe orthogonale en utilisant le modèle de comportement de JC, à la prédiction de la segmentation du copeau.

Chapitre III.

Étude de l'effet des coefficients de comportement sur les prédictions de la modélisation numérique 2D de la coupe orthogonale

Dans le chapitre précédent, une étude paramétrique focalisée sur la détermination de l'effet des paramètres numériques les plus agissants sur les résultats prédits et par conséquent sur la fiabilisation des simulations numériques. Cependant, afin de garantir une corrélation assez importante entre les prédictions et résultats expérimentaux, un compromis doit être vérifié entre (a) la définition convenable des paramètres numériques d'une part et (b) la description adéquate de la physique de la coupe d'autre part.

Une des principales données qui agit significativement sur la modélisation du procédé d'usinage est le modèle de comportement décrivant l'écoulement du matériau pendant son usinage. Il est donc primordial qu'il soit soigneusement défini. Pour cela, plusieurs travaux de la littérature ont porté sur le développement des critères de comportement plus fiables (voir section I.3.2.1 du chapitre bibliographique). Toutefois, en nous basant sur les études présentées dans l'état de l'art de ce rapport, nous pouvons conclure que même avec des modèles purement physiques, et donc très complexes, une identification inconvenable de leurs coefficients peut conduire à la divergence des résultats numériques. Il est donc avantageux d'utiliser une loi rhéologique de formulation mathématique moins complexe et avec des coefficients facilement identifiables plutôt que de se baser sur des lois physiques mais avec une identification moins maîtrisée. De ce fait, nous mettons l'accent dans ce chapitre sur l'effet d'une détermination adéquate des coefficients du modèle de comportement pour la fiabilisation des MEF.

Similairement à la partie précédente de ce rapport, le modèle thermo-viscoplastique de JC, la loi d'endommagement de JC et le critère énergétique d'évolution de l'endommagement (donnés respectivement par les équations (I.1), (II.1) et (II.5)) sont utilisés pour reproduire le comportement de la pièce à usiner. L'effet de chacun des coefficients de ces critères sur la modélisation numérique, notamment sur la segmentation du copeau et les efforts de coupe, est étudié. Concernant la dépendance du festonnage du copeau à ces paramètres, une étude quantitative est effectuée. Deux paramètres présentés par le facteur de sensibilité du festonnage $S_{seg}\%$ à chaque coefficient rhéologique et l'intensité de la segmentation CSI sont définis. La comparaison entre les résultats en $S_{seg}\%$ et CSI et l'étude de leur évolution en fonction des changements effectués ont pour but de déterminer les coefficients ayant plus d'effet sur la géométrie du copeau. Également, l'évolution de la déformation plastique équivalente dans l'épaisseur moyenne du copeau est examinée. Ces mesures visent à quantifier les niveaux de déformations atteintes dans la matière enlevée et leur dépendance aux coefficients du modèle de comportement. Une grande partie des résultats présentés dans ce chapitre ont été publiés dans l'article de Yaich et al. (Yaich, et al., 2016)

III.1 Description du modèle numérique

Similairement au chapitre précédent, des simulations en 2D de l'usinage orthogonal à sec du Ti6Al4V sont effectuées. Un outil non revêtu et en carbure de tungstène est utilisé. Les propriétés physiques de la pièce et de l'outil sont données par le Tableau II-2. Seul le code de calculs par EF Abaqus®/explicit est utilisé dans cette étude numérique. La modélisation de la formation du copeau se fait en utilisant la formulation lagrangienne tout en tenant compte du couplage entre les déplacements et les températures. Le modèle géométrique et les paramètres correspondants à l'outil et à la pièce sont donnés par le Tableau

II-1 et illustrés par la Figure II-5. Similairement à la section II.3.1, la pièce à usiner est supposée constituée de trois sous-parties superposées et collées l'une contre l'autre (voir Figure II-10). Les mêmes conditions aux limites et conditions de contact que celles décrites dans la section II.3.1 sont définies dans ce chapitre.

La chaleur générée suite au frottement outil-matière (équation (II.7)) et celle due à la déformation plastique (équation (II.9)) sont prises en compte. Les propriétés mécaniques du frottement sont décrites par le modèle de Coulomb avec une limitation Tresca (équation (II.6)), caractérisé par sa capacité de tenir compte de l'hétérogénéité du contact outil-matière pendant la coupe (contact collant et glissant). Le Tableau II-5 regroupe les valeurs correspondantes aux coefficients de frottement et de partage de la chaleur définies dans cette étude.

L'avance et la largeur de coupe définies dans toutes les simulations numériques sont respectivement égales à 0,1 mm/tr et 3 mm. Deux vitesses de coupe, soient égales à 75 m/min et 180 m/min, sont appliquées à l'outil, supposé rigide mais avec un comportement thermique, tandis que la pièce à usiner est fixée à sa base et sur ses deux cotés comme indiqué par la Figure II-10.

Les éléments quadrangulaires linéaires CPE4RT avec une intégration réduite sont utilisés pour la discrétisation spatiale du modèle numérique. Le contrôle des modes de déformations non-physiques liés à la définition d'une intégration réduite se fait par la méthode *Anti-Hourglass* de type *Relax Stiffness*, similairement au Chapitre II. En se basant sur les résultats précédents, les éléments finis utilisés pour mailler le copeau et la zone de passage (P_1 et P_2 de la Figure II-10) sont de taille $10\ \mu\text{m} \times 10\ \mu\text{m}$. D'après les résultats de la section II.3, cette longueur d'arête permet de garantir un compromis intéressant entre la convergence des résultats et l'optimisation des coûts de calcul. En revanche, un maillage progressif, dont la taille des éléments est de plus en plus grossière en s'éloignant des zones de sollicitations, est utilisé pour la discrétisation de la partie inférieure de la pièce (P_3). La taille des éléments discrétisant l'outil de coupe est aussi augmentée progressivement de sorte qu'un raffinement de maillage soit appliqué uniquement à son rayon d'acuité où les éléments utilisés sont de taille $5\ \mu\text{m} \times 5\ \mu\text{m}$.

III.2 Étude préliminaire sur la sensibilité de la MEF aux coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC

Le Tableau III-1 regroupe quelques résultats de la littérature des coefficients du modèle de JC identifiés pour le même alliage de titane, le Ti6Al4V. Ces jeux de coefficients diffèrent considérablement d'un auteur à un autre. Cela est due principalement à la diversité des essais mécaniques utilisés pour leur identification (compression, cisaillement...) ainsi qu'à la nature de la méthode adoptée (numérique, expérimentale...). De plus, nous remarquons que malgré l'utilisation du même type d'essai (SHPB par exemple), les coefficients du modèle de JC (donné par l'équation (I-1)) diffèrent d'une étude à une autre (cas des jeux de paramètres JC(a) et JC(f), par exemple). Cela peut être expliqué par la différence dans la microstructure des éprouvettes utilisées pendant l'identification et/ou la technique utilisée pour la détermination, à partir des courbes expérimentales, de ces coefficients.

Il est à noter que les coefficients d'endommagement donnés par le Tableau II-4 sont définis dans cette étude et ils sont maintenus constants dans toutes les simulations numériques, et ceci quel que soit le jeu de coefficients thermo-viscoplastiques.

Nous illustrons par la Figure III-1 les surfaces en contrainte d'écoulement résultantes de la définition des jeux de coefficients de JC donnés par le Tableau III-1. Il apparaît que, malgré l'utilisation d'un même modèle de comportement (modèle thermo-viscoplastique de JC (Johnson & Cook, 1983)), une différence significative dans l'évolution de la contrainte d'écoulement est obtenue. L'effet de cette non similarité sur les résultats numériques sera étudié dans la partie suivante.

III.2.1 Effet des coefficients de plasticité sur la formation du copeau

Des simulations numériques ont été effectuées en utilisant les jeux de paramètres du Tableau III-1. La Figure III-2 illustre la carte des déformations plastiques équivalentes obtenues pour le même temps d'usinage ($t_c = 0,96\text{ms}$) et avec une vitesse de coupe de 75 m/min.

Tableau III-1 Différents jeux de coefficients du modèle rhéologique de JC correspondants à l'alliage de titane Ti6Al4V

Désignation	JC(a)	JC(b)	JC(c)	JC(d)	JC(e)	JC(f)
Référence	(Lee & Lin, 1998)	(Calamaz, et al., 2008)	(Ozel & Karpat, 2007)	(Li & He, 2006)	(Braham-Bouchnak, 2010)	(Nemat-Nasser, et al., 2001)
Méthode d'identification	SHPB (compression)	Modèle analytique	Méthode numérique	SHPB	Méthode inverse	SHPB (compression)
A(MPa)	782,7	870	884	968	983	1119
B(MPa)	498,4	990	599	380	348	838,6
n	0,28	0,25	0,362	0,421	0,32	0,473
C	0,028	0,011	0,034	0,0197	0,024	0,019
m	1	1	1,04	0,577	0,69	0,643
$\dot{\epsilon}_0(s^{-1})$	10^{-5}	—	—	0,1	0,1	1

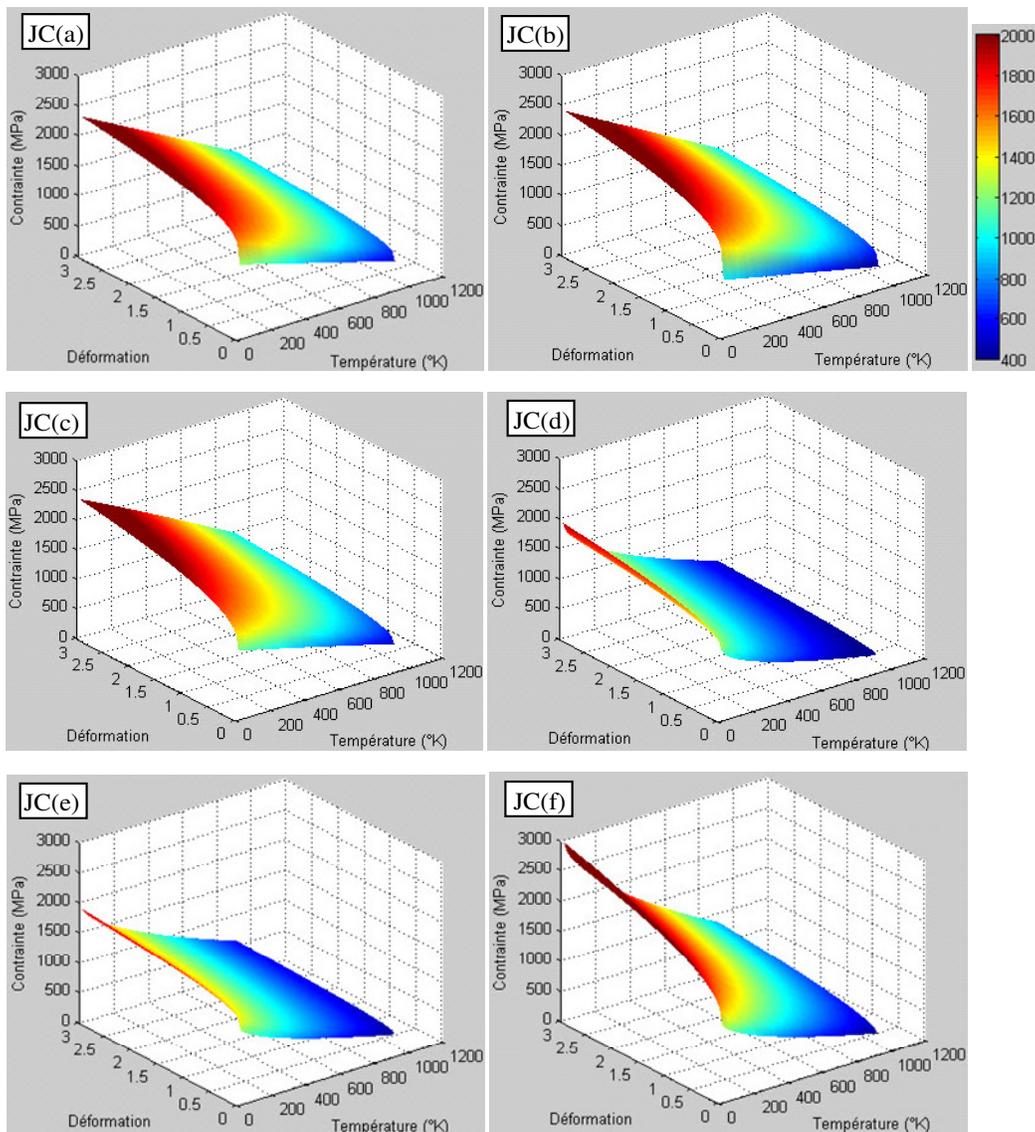


Figure III-1 Surfaces en contrainte d'écoulement obtenues avec différents jeux de coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC ($\dot{\epsilon} = 10^4 s^{-1}$)

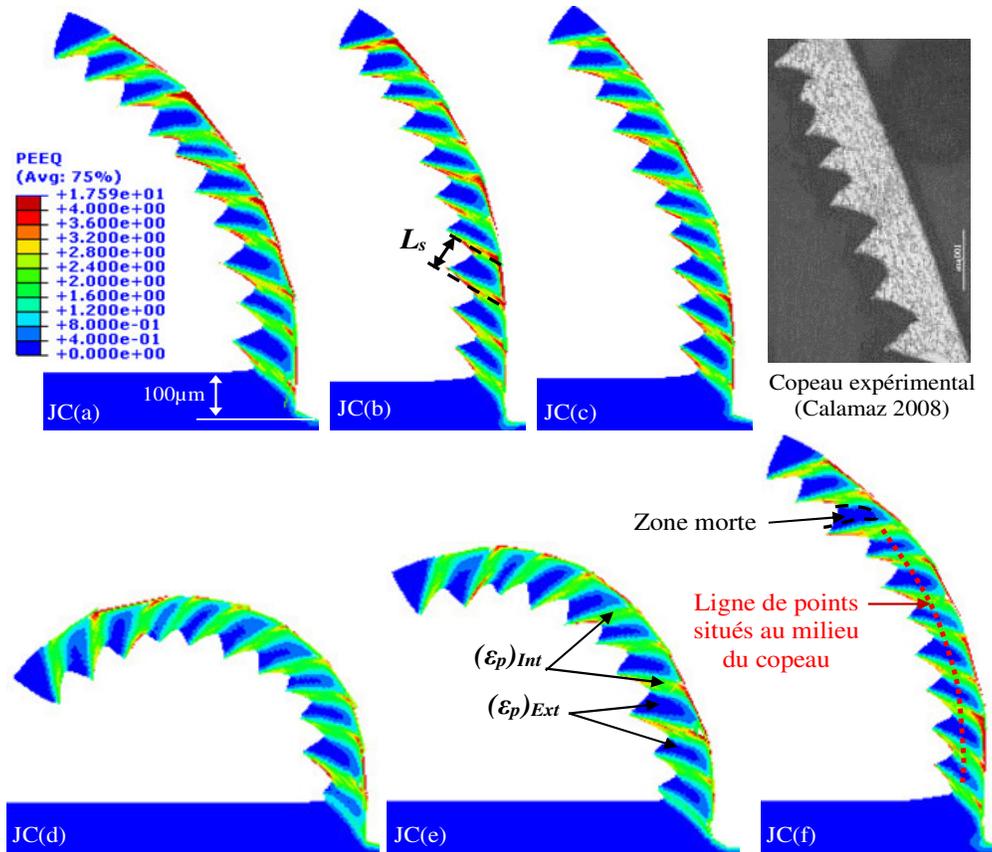


Figure III-2 Copeaux numériques obtenus avec différents jeux de coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC ($t_c = 0,96\text{ms}$, $V_c = 75\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/tr}$ et $a_p = 3\text{ mm}$)

Il est à noter qu'en accord avec les résultats expérimentaux, des copeaux segmentés ont été simulés avec les six jeux de coefficients. Ils sont caractérisés par une distribution sensiblement équivalente de la déformation plastique qui augmente dans les bandes de cisaillement et chute entre deux bandes consécutives. Seule l'intensité de la déformation dans les zones de fortes sollicitations varie en fonction du jeu de coefficients défini au modèle numérique.

Les copeaux prédits diffèrent aussi par leur rayon de courbure R_c dont le plus faible est celui correspondant au jeu de coefficients de JC(d) identifié par Li et He (Li & He, 2006). Cela montre que non seulement la géométrie de l'outil, notamment l'angle de coupe (Atlati, et al., 2011), et la densité du maillage (voir section II.3.2) ont un effet sur le rayon de courbure du copeau et de sa segmentation, mais aussi la loi de comportement agit aussi sur la morphologie du copeau.

L'effet des coefficients de plasticité de JC sur la morphologie du copeau a été étudié pour une vitesse de coupe plus élevée, soit 180 m/min. Les résultats obtenus avec les six jeux de paramètres du Tableau III-1 sont illustrés par la Figure III-3. La comparaison entre les différentes simulations numériques souligne la reproduction de la dépendance du rayon de courbure aux coefficients rhéologiques de JC, déjà notée pour une vitesse de coupe de 75 m/min. Cependant, une légère intensification de la segmentation du copeau est remarquée suite à l'augmentation de V_c , ce qui est en corrélation avec les observations expérimentales de Calamaz (Calamaz, 2008).

Du point de vue de la fréquence de segmentation f_{seg} , les Figures III-2 et III-3 montrent que pour des vitesses de coupe différentes (75 m/min et 180 m/min), mais une même distance parcourue par l'outil (1,2 mm), les simulations numériques résultent à la formation d'un même nombre de festons (10 festons), sauf avec le 4^{ème} jeu de paramètres (JC(d)). Dans ce cas, un feston supplémentaire est formé menant par conséquent à une légère augmentation de f_{seg} . D'autre part, en passant d'une vitesse de coupe

de 75 m/min à 180 m/min, la fréquence calculée a été fortement augmentée pour le même jeu de coefficients, ce qui a été expérimentalement obtenu par Calamaz (Calamaz, 2008).

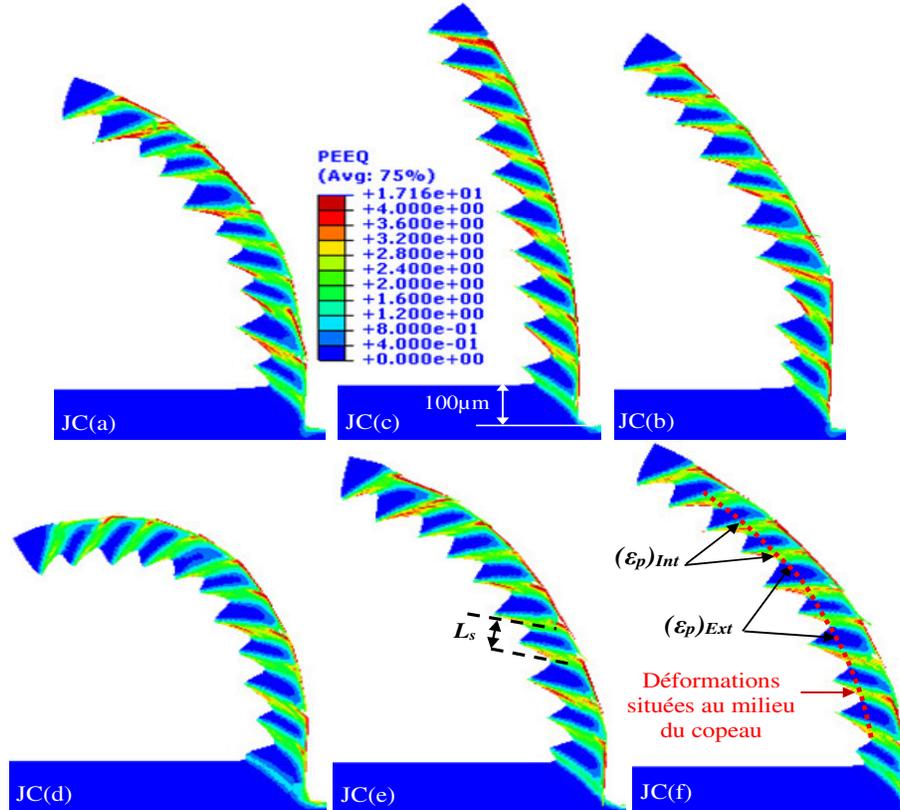


Figure III-3 Morphologie du copeau et distribution de la déformation plastique obtenues avec différents jeux de coefficients de JC ($t_c = 0,4\text{ms}$, $V_c = 180\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/tr}$ et $a_p = 3\text{ mm}$)

La déformation plastique simulée sur une ligne de points situés au milieu de l'épaisseur du copeau (comme indiqué par la Figure III-2(JC(f)) a été déterminée. Le but de quantifier la déformation à l'intérieur et à l'extérieur des bandes de cisaillement est de déterminer la liaison entre la segmentation des copeaux et la vitesse de coupe. Un facteur d'intensité de segmentation CSI , donné sous la forme d'un rapport entre la déformation plastique accumulée $(\epsilon_p)_{acc}$ et celle minimale $(\epsilon_p)_{min}$, a été défini (équation (III-1)). Il est à noter que les déformations maximales et minimales correspondent respectivement à celles mesurées dans les bandes de cisaillement $((\epsilon_p)_{int} = (\epsilon_p)_{max})$ et au centre de la zones morte $((\epsilon_p)_{ext} = (\epsilon_p)_{min})$, située entre deux bandes consécutives.

$$CSI = \frac{(\epsilon_p)_{acc}}{(\epsilon_p)_{min}} = \frac{(\epsilon_p)_{max} - (\epsilon_p)_{min}}{(\epsilon_p)_{min}} = \frac{(\epsilon_p)_{int} - (\epsilon_p)_{ext}}{(\epsilon_p)_{ext}} \quad (III-1)$$

La Figure III-4 montre que pour un même jeu de coefficients (par exemple, JC(f)), une augmentation de la vitesse de coupe n'a pratiquement aucun effet sur les déformations plastiques minimales. Cependant, une différence entre les déformations plastiques maximales, et donc dans le critère CSI , a été notée. Des déformations plus importantes ont été obtenues avec la vitesse de coupe la plus élevée, soit 180 m/min. Cette sensibilité est attribuée à la génération d'une chaleur plus importante lorsque la vitesse de coupe est augmentée, d'où l'apparition d'un adoucissement plus significatif de la matière. Le copeau formé glisse donc plus fortement suivant le plan de cisaillement entraînant une augmentation de la déformation. Nous ajoutons que la largeur des festons L_s , correspondante à la distance entre deux bandes de cisaillement consécutives, a été variée pendant la même opération d'usinage. Cette irrégularité dans le festonnage est accentuée en diminuant la vitesse de coupe (soit $V_c = 75\text{ m/min}$). Les mêmes tendances

ont été obtenues par Calamaz (Calamaz, 2008) tel qu'une alternance entre de valeurs inégales de L_s a été expérimentalement obtenue.

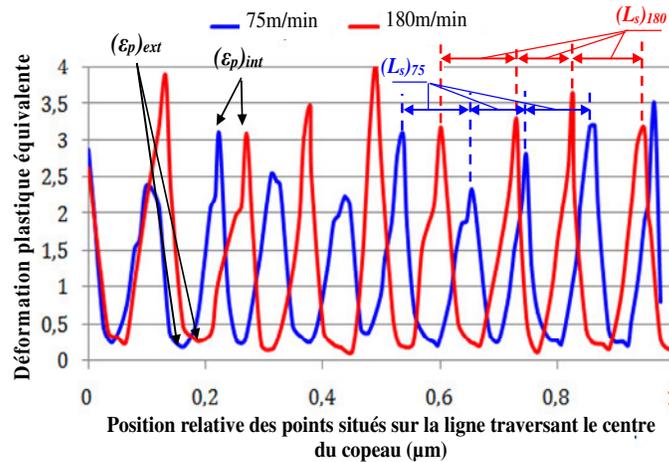


Figure III-4 Déformation plastique équivalente mesurée au milieu de l'épaisseur du copeau et avec deux vitesses de coupe (cas du jeu de coefficients JC(f))

La largeur moyenne des segments a été déterminée pour chaque jeu de coefficients du modèle de JC. Les résultats issus des simulations numériques ont été regroupés et comparés à ceux expérimentaux de la littérature. La Figure III-5 montre que, quelle que soit la vitesse de coupe définie, L_s reste pratiquement constante. La faible chute, presque de 5%, obtenue avec le jeu de coefficients JC(d) est due à la formation d'un feston supplémentaire pour la même distance parcourue. La largeur L_s augmente avec la vitesse de coupe, ce qui est aussi le cas avec les essais expérimentaux. En revanche, même si les tendances numériquement reproduites semblent être similaires à celles expérimentales, les largeurs moyennes des festons sont très différentes. En effet, les festons expérimentaux sont d'environ 40% moins larges.

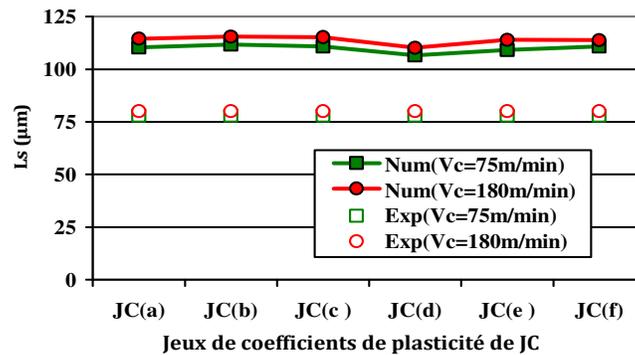


Figure III-5 Comparaison de la largeur moyenne des festons simulés avec les six jeux de coefficients de JC à celle expérimentale déterminée par Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010)

L'effet de la segmentation du copeau sur l'évolution instantanée de l'effort de coupe a été étudié. La Figure III-6 illustre les résultats obtenus avec le jeu de paramètre JC(f), pour une vitesse de coupe de 75 m/min. Un lien entre les valeurs instantanées de F_c et les étapes de formation du copeau a été noté. Une élévation de F_c a été remarquée lorsqu'une nouvelle bande de cisaillement commence à se former, soit après une distance parcourue de 0,125 mm, par exemple. Pour la même distance parcourue, des faibles déformations plastiques sont obtenues au niveau de la zone de cisaillement primaire et elles résultent à une amplification des pressions de contact appliquées à l'outil, et donc à l'augmentation notée dans la valeur instantanée de F_c .

Avec la pénétration de l'outil de coupe dans la pièce, la déformation plastique se propage progressivement suivant le plan de cisaillement jusqu'à atteindre la surface libre du copeau (voir Figure III-7b). La concentration de la déformation plastique d'une part et l'augmentation de la température d'autre part (illustrée par la Figure III-7e) résulte à l'adoucissement de la matière au niveau de la bande de cisaillement, qui est encore au cours de formation. Ceci explique la chute de la contrainte d'écoulement représentée par la Figure III-7h. Cependant, une fois la bande de cisaillement est complètement formée, la matière enlevée située juste au-dessus du plan de cisaillement glisse partiellement vers l'extérieur, permettant par suite la formation d'un nouveau feston. Cet adoucissement progressif de la matière jusqu'à l'obtention d'une bande de cisaillement totalement formée contribue à une diminution rapide de F_c (d'après la Figure III-6). L'effort simulé atteint donc son minimum après la formation complète de chaque feston.

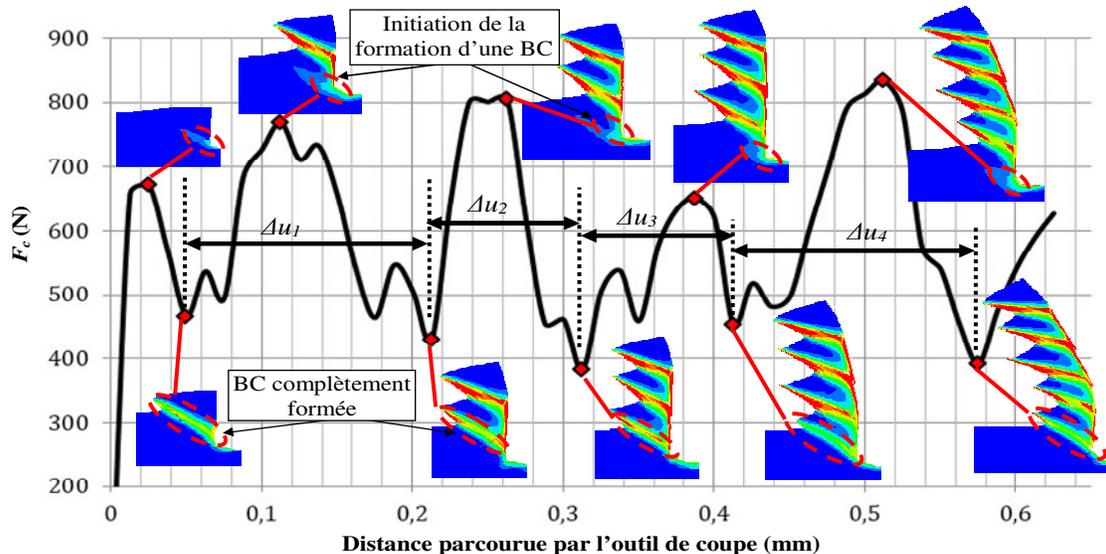


Figure III-6 Lien entre l'évolution instantanée de l'effort de coupe et la formation des bandes de cisaillement ($V_c = 75$ m/min)

La répétition de ces étapes conduit au festonnage du copeau tel que plus la matière est adoucie au niveau des bandes de cisaillement, plus le feston en cours de formation 'glisse' le long de la bande de cisaillement, plus la fluctuation des efforts de coupe est importante.

III.2.2 Effets des coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC sur les efforts prédits

La Figure III-8 illustre les efforts moyens de coupe et d'avance déterminés pour deux vitesses de coupe (75 m/min et 180 m/min) et différents jeux de coefficients (donnés par le Tableau III-1). Une variation prononcée des valeurs moyennes de F_c et F_f , dépassant pour certains jeux de coefficients les 100 N, a été obtenue. La définition du jeu de coefficients JC(d) a contribué non seulement à des faibles déformations plastiques situées dans les bandes de cisaillement (Figure III-2), mais à une sous-estimation des efforts moyens de coupe et d'avance, tel que les plus faibles efforts ont été prédits avec ce jeu de coefficients. Ces coefficients ont été déterminés par Li et He (Li & He, 2006) à partir des essais expérimentaux de compression sur des barres de type SHPB. Les vitesses de déformation appliquées par les auteurs ne dépassent pas 10^3s^{-1} , inférieures à celles atteintes réellement pendant un essai de coupe.

En contrepartie, le même type d'essais expérimentaux, mais avec des niveaux de sollicitations plus élevés (une déformation plastique et une vitesse de déformation allant jusqu'à 0,6 et 7.10^3 , respectivement) ont été utilisés par Nemat-Nasser et al (Nemat-Nasser, et al., 2001) lors de l'identification des coefficients de JC (cas du jeu de paramètres JC(f)). Avec la définition de ces coefficients dans la modélisation numérique de la coupe orthogonale, non seulement une segmentation plus prononcée du copeau est obtenue, mais aussi un niveau de corrélation plus intéressant avec les

efforts de coupe expérimentaux est atteint, et ceci quelle que soit la vitesse de coupe (voir Figure III-8a). Ce résultat met l'accent sur la nécessité de bien définir la plage de sollicitation (déformation, vitesse de déformation et température) pendant les essais de caractérisation afin de diminuer les écarts entre les efforts réels et prédits.

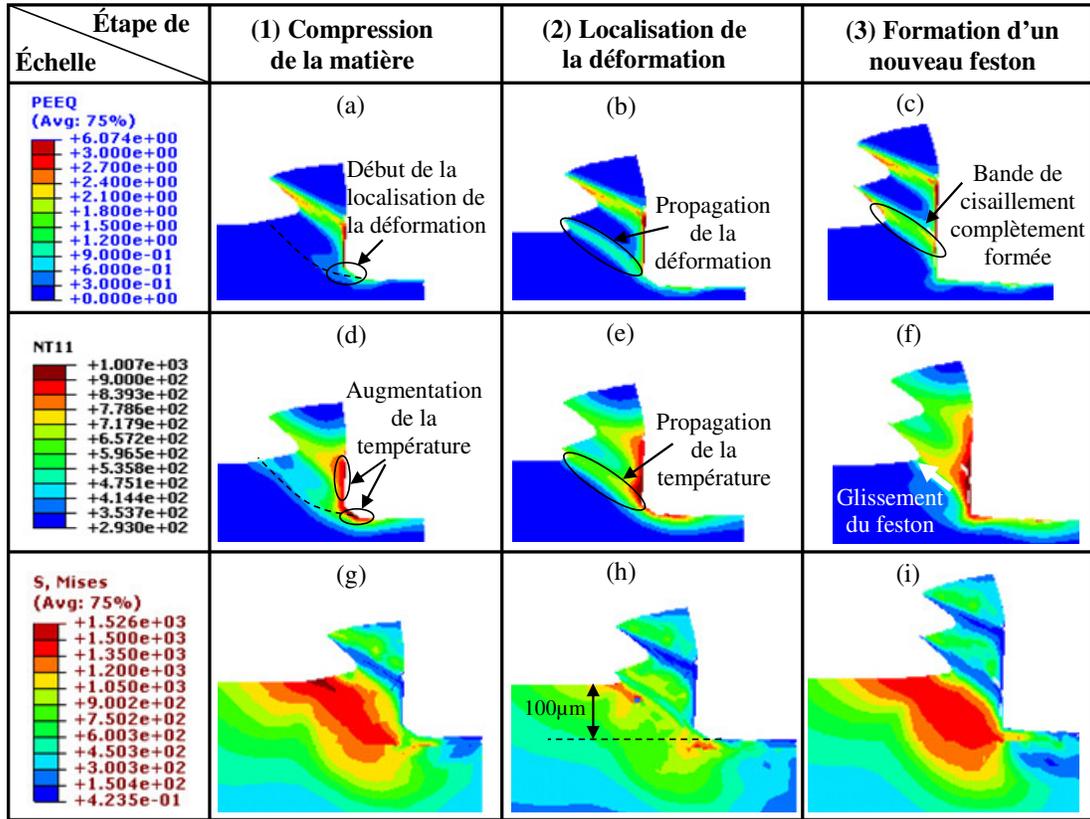


Figure III-7 Étapes de formation d'un feston et propagation instantanée (a, b et c) de la déformation plastique, (d, e et f) de la température et (g, h et i) de la contrainte de Von Mises

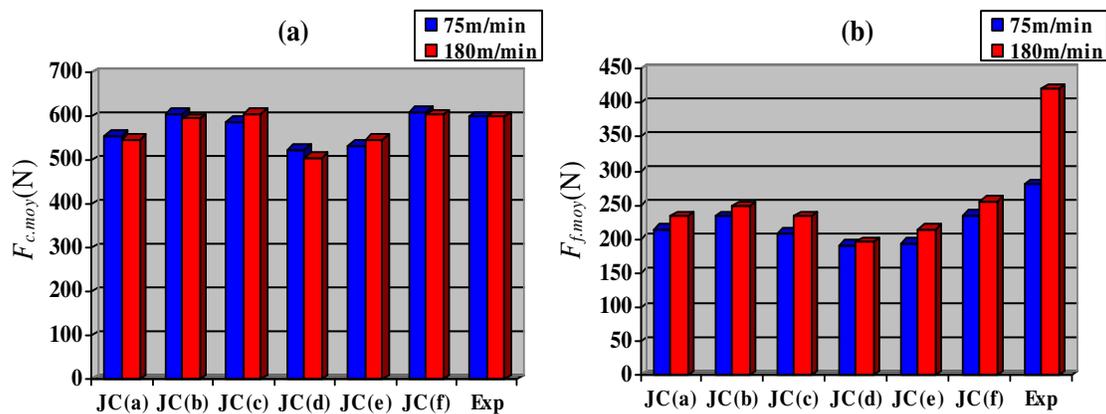


Figure III-8 Comparaison des efforts (a) de coupe et (b) d'avance simulés avec les six jeux de coefficients à ceux expérimentaux de Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010)

III.2.3 Synthèse

Les différentes méthodes d'identification utilisées dans la littérature ont conduit à la diversité notée des coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC qui correspondent tous à un même matériau (le

Ti6Al4V pour cette étude). Les résultats obtenus en définissant quelques jeux de coefficients pour la simulation numérique de la coupe orthogonale semblent être dans un premier temps assez proches, mais les différences sur l'intensité du cisaillement entre les festons, sur l'effort de coupe et sur la morphologie du copeau sont notables.

A partir des comparaisons menées dans ce chapitre, il a été montré qu'en plus du type de la méthode d'identification utilisée, les niveaux de sollicitations atteints pendant l'identification des coefficients du modèle de comportement influent aussi sur les résultats numériques. Parmi les différents jeux de paramètres comparés, les meilleurs résultats sont donnés par les coefficients JC(f) identifiés à partir des essais SHPB en compression et en appliquant des déformations plastiques et des vitesses de déformation élevées (par rapport à celles définies par Li et He (Li & He, 2006)). Ce jeu de paramètres sera donc utilisé dans la partie suivante qui s'intéressera à l'étude de l'effet de chaque coefficient du modèle rhéologique de JC sur les résultats numériques.

III.3 Etude de l'effet des coefficients du modèle de thermo-viscoplastique de JC sur la modélisation numérique de la coupe

Dans cette partie, l'effet de chacun des coefficients de JC est étudié séparément. Pour chaque simulation numérique, un seul paramètre est varié. Quant aux autres quatre coefficients, ils sont pris égaux à ceux de référence de JC(f) (donnés par le Tableau III-1). Il est à noter que les changements apportés aux valeurs des coefficients de référence ne dépassent pas les $\pm 25\%$ comme indiqué par le Tableau III-2. Un indice « 0 » est utilisé pour le coefficient de référence alors que les coefficients modifiés sont désignés par un indice « i » correspondant au numéro de la simulation. Une totalité de 20 simulations numériques a été effectuée pour chaque condition de coupe. L'objectif principal de cette étude paramétrique est de déterminer les coefficients de JC les plus influents sur les prédictions d'une simulation par EF de la coupe orthogonale et qui nécessitent une attention particulière lors de leurs identifications.

Tableau III-2 Changements effectués aux valeurs initiales des coefficients de JC et numéro de la simulation lui correspondant

N° de la simulation	1	2	3	4	5
Changement effectué	↓25% A_0	↓10% A_0	↑10% A_0	↑25% A_0	↓25% B_0
N° de la simulation	6	7	8	9	10
Changement effectué	↓10% B_0	↑10% B_0	↑25% B_0	↓25% n_0	↓10% n_0
N° de la simulation	11	12	13	14	15
Changement effectué	↑10% n_0	↑25% n_0	↓25% C_0	↓10% C_0	↑10% C_0
N° de la simulation	16	17	18	19	20
Changement effectué	↑25% C_0	↓25% m_0	↓10% m_0	↑10% m_0	↑25% m_0

III.3.1 Résultats correspondants à la morphologie du copeau

La Figure III-9 illustre la morphologie des copeaux simulés suite à la variation des valeurs des coefficients de JC. On peut remarquer qu'une diminution de la valeur de A a occasionné un copeau plus enroulé. De même, une diminution moins importante du rayon de courbure a été obtenue avec des coefficients B et m inférieurs à ceux de référence.

Quelques modifications ont aussi été apportées à la morphologie du copeau, de segmentation plus ou moins importante. Des niveaux élevés de déformations plastiques situées dans les bandes de cisaillement ont été atteints suite à une augmentation des coefficients A , B et m . Un glissement plus significatif des festons formés a été obtenu, résultant à son tour à une intensification de la segmentation des copeaux simulés. Ce résultat est expliqué par les changements apportés au comportement thermoplastique du matériau usiné telle qu'une surestimation de A , B et m fait retarder son adoucissement thermique. La transition écrouissage-adoucissement se produit alors à un niveau de contrainte plus élevé, ce qui entraîne un glissement brusque et prononcé de la matière, d'où l'obtention d'une segmentation plus

significative représentée par la Figure III-9 (simulations 4, 8 et 20). Pour les coefficients n et C , peu de changement a été remarqué sur le festonnage du copeau.

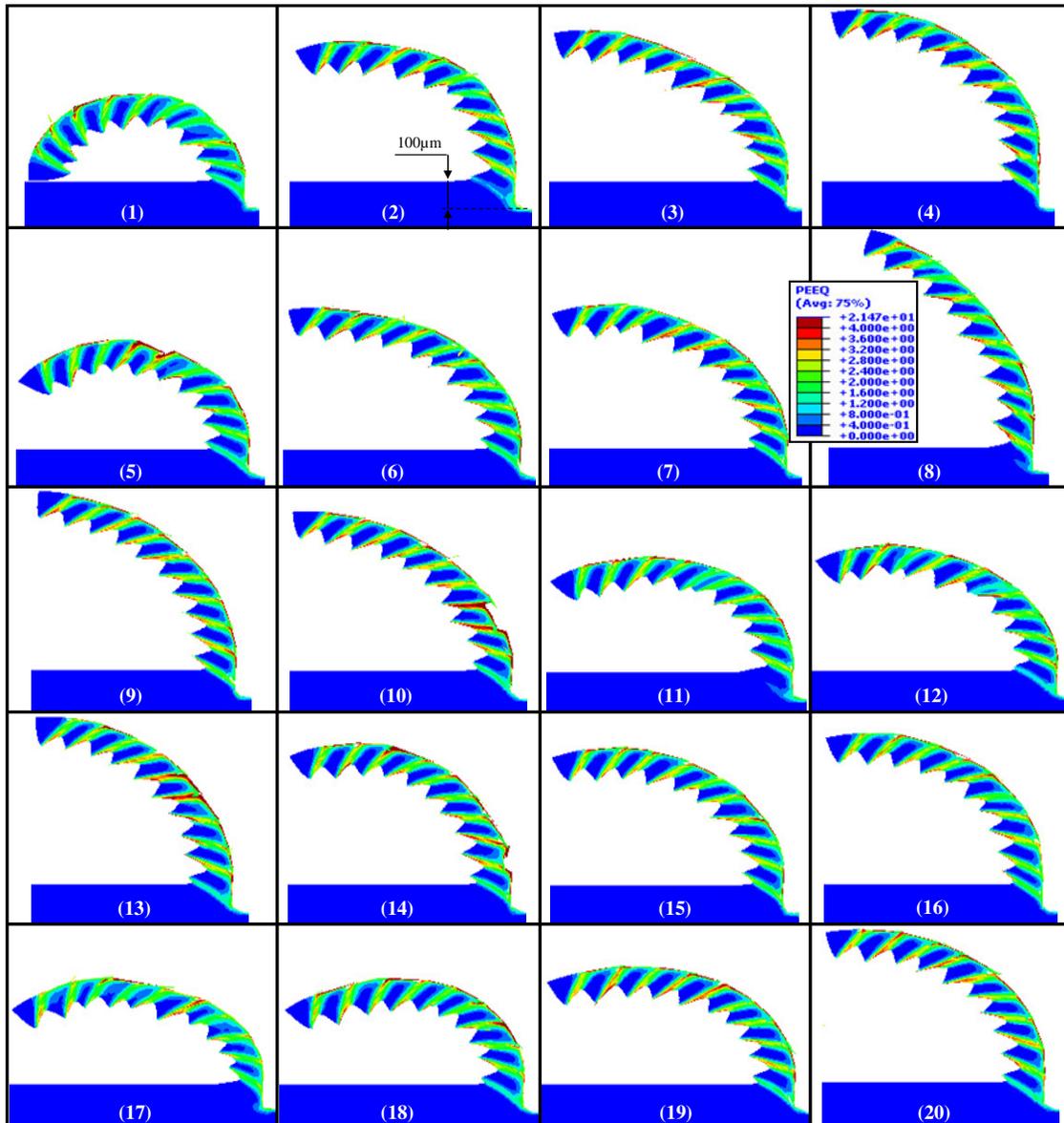


Figure III-9 Morphologie du copeau obtenue avec différents jeux de coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC

Afin d'expliquer ces résultats, l'évolution de la contrainte d'écoulement en fonction de la déformation plastique a été représentée. Seul l'effet des coefficients des termes d'écroutissage (A , B et n) et d'adoucissement thermique (m) a été étudié. Les résultats illustrés par la Figure III-10(a, b et c) montrent que A présente un effet dominant sur la contrainte d'écoulement par rapport à celui des autres coefficients du terme d'écroutissage du modèle de JC. La variation de ce coefficient dans la gamme étudiée a conduit à une translation de la contrainte calculée tout en gardant la même allure de la courbe. Quant au coefficient B , son effet sur la contrainte d'écoulement devient plus important lorsque la déformation augmente (voir Figure III-10b). En contrepartie, le coefficient n agit faiblement sur la contrainte d'écoulement dans le matériau, et cela, quelle que soit la déformation plastique. Cette faible dépendance est à l'origine de l'effet négligeable que ce coefficient a montré sur la segmentation du copeau. Pour le terme d'adoucissement thermique du modèle de JC, nous constatons qu'une

surestimation de la valeur de m agit significativement sur la contrainte d'écoulement. L'ordre de changements apportés par ce coefficient d'adoucissement thermique est similaire à celui lié à l'augmentation du coefficient A (voir Figure III-10d).

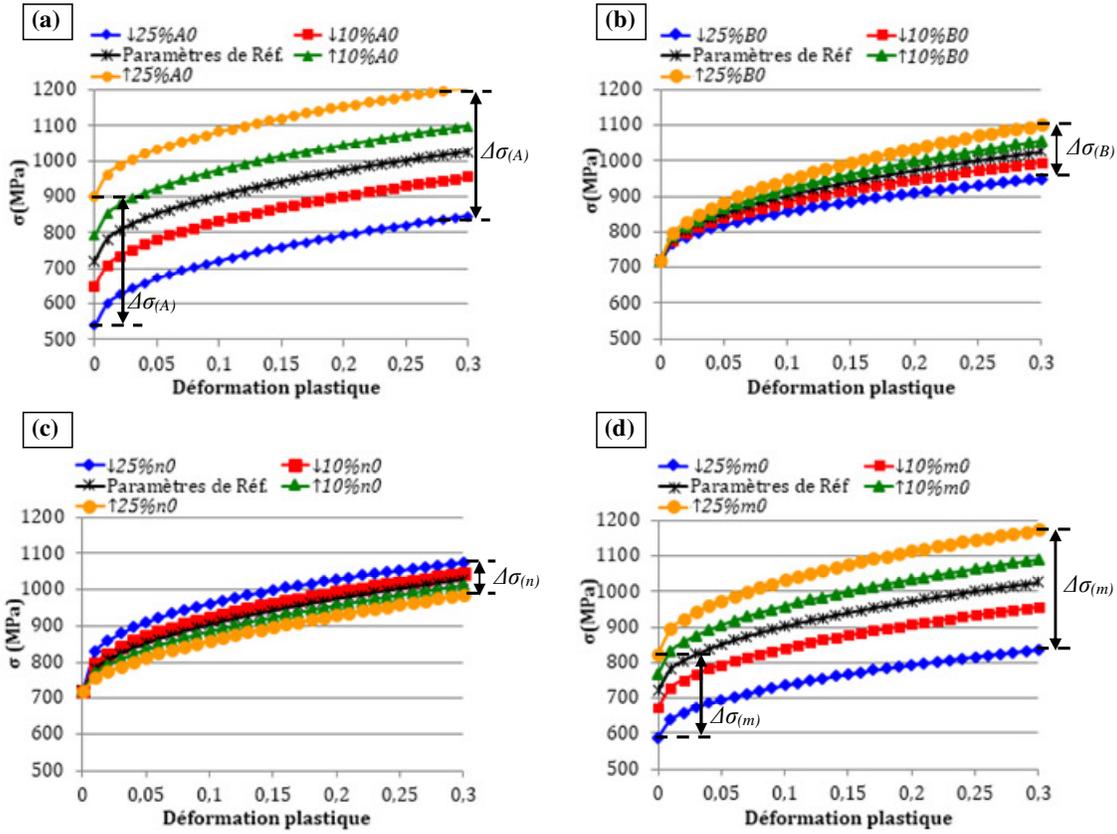


Figure III-10 Dépendance de la contrainte d'écoulement aux coefficients des termes d'écrouissage et d'adoucissement thermique du modèle de JC : (a) A , (b) B , (c) n et (d) m variables ($T = 773\text{K}$ et $\dot{\epsilon} = 10^4\text{s}^{-1}$)

Ces premiers résultats sur la morphologie globale du copeau ont été complétés par une analyse quantitative de l'effet de chaque coefficient sur les caractéristiques géométriques des festons formés. Un facteur décrivant la sensibilité du festonnage $S_{seg}\%$ a été défini. D'après sa formulation mathématique (voir équation (III.2)), le facteur $S_{seg}\%$ est basé sur la comparaison entre le rapport de segmentation déterminé pour le $i^{\text{ème}}$ jeu de paramètres $(G_{seg}\%)_i$ et celui obtenu avec les coefficients de référence $(G_{seg}\%)_0$. Il est à noter que la définition du facteur $G_{seg}\%$ (donné par l'équation (III.3)) permet de quantifier l'intensité du festonnage du copeau simulé. En effet, plus la segmentation est prononcée, plus le rapport entre la hauteur de vallées h et de crêtes H est proche de 0. Par suite, une réduction dans la valeur de $G_{seg}\%$ menant à une diminution du facteur $S_{seg}\%$ est obtenue. Une valeur négative de $S_{seg}\%$ indique la formation d'un copeau plus festonné que celui de référence. Autrement dit, à partir de la valeur calculée de $S_{seg}\%$ et de son signe, il est possible de connaître l'importance du coefficient étudié sur le festonnage du copeau et le sens de sa variation.

$$S_{seg}\% = 100 \times \left(\frac{(G_{seg})_i - (G_{seg})_0}{(G_{seg})_0} \right) \quad (\text{III-2})$$

où

$$G_{seg}\% = 100 \times (h/H) \quad (\text{III-3})$$

En corrélation avec les résultats de la Figure III-9, la sous-estimation des coefficients A et B a entraîné une augmentation du facteur de sensibilité $S_{seg}\%$ (voir Figure III-11a). L'atténuation notée dans la

segmentation du copeau, correspondante aux simulations 1 et 5, a été obtenue avec les deux vitesses de coupe testées (75 m/min et 180 m/min), mais moins de changements sont notés pour la vitesse la plus élevée (voir Figure III-11b). Pour le coefficient d'adoucissement thermique m , son effet sur $S_{seg}\%$ est plus faible. En contrepartie, la définition des différentes valeurs de n a montré un effet inverse par rapport aux autres paramètres, avec un facteur $S_{seg}\%$ qui augmente avec sa surestimation. Ce changement dans la géométrie des festons, obtenus avec les simulations 9-12, est plus significatif pour une vitesse de coupe de 75 m/min. Toutefois, la variation du coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation C n'a pratiquement aucun effet sur la segmentation du copeau.

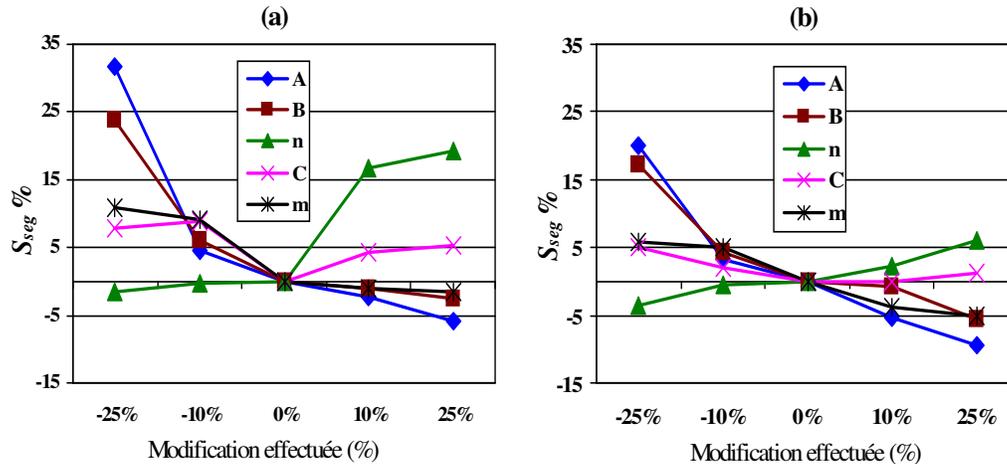


Figure III-11 Dépendance du facteur de sensibilité du festonnage aux coefficients de JC et à la vitesse de coupe : (a) $V_c = 75$ m/min et (b) $V_c = 180$ m/min ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

Pour comprendre l'origine de la différence dans la segmentation liée à la variation des coefficients de JC, les champs de température mesurés dans le copeau après la formation d'une première bande de cisaillement ont été examinés (voir Figure III-12). Nous constatons que suite à l'augmentation des coefficients A , B et m , les températures d'origine déformations plastiques et frottement outil-matière ont été intensifiées dans les bandes de cisaillement présentant un adoucissement important de la matière. Par conséquent, un glissement plus significatif de la matière a lieu au niveau du plan de cisaillement entraînant une segmentation plus prononcée. En revanche, une augmentation du coefficient n a mené à une légère diminution de la température située dans la bande de cisaillement. Cet adoucissement moins significatif de la matière participe à la réduction notée dans la segmentation, d'où l'augmentation notée dans le facteur $S_{seg}\%$.

III.3.2 Résultats en efforts de coupe et d'avance

Les efforts moyens de coupe et d'avance obtenus suite à la variation de chacun des coefficients de JC sont illustrés par la Figure III-13. En corrélation avec les résultats en $S_{seg}\%$, les efforts moyens prédits varient aléatoirement d'un faible pourcentage avec le changement apporté au coefficient C , et ceci quelle que soit la vitesse de coupe définie. Quant au coefficient n , les simulations numériques ont montré que son augmentation entraîne une diminution des efforts F_c et F_f . Contrairement, l'augmentation de la valeur des coefficients A , B et m a conduit à une augmentation des efforts de coupe et d'avance.

L'ordre de variations apportées aux efforts numériques change non seulement en fonction des coefficients de JC, mais aussi de la vitesse de coupe. En effet, la Figure III-13a montre que pour une vitesse de coupe de 75 m/min, une variation du coefficient B n'a entraîné pratiquement aucun changement sur l'effort de coupe, contrairement aux coefficients A et m . Mais, pour une vitesse de coupe plus élevée (soit $V_c = 180$ m/min), l'effet de B sur F_c est du même ordre de grandeur que celui de n et de m . En revanche, quelle que soit la vitesse de coupe, le coefficient A a gardé son effet dominant sur les prédictions en termes d'efforts de coupe. Il est donc important de bien déterminer sa valeur afin de réduire les écarts avec les efforts expérimentaux de coupe. Ce coefficient A a permis aussi de minimiser

les erreurs en termes d'efforts d'avance, surtout dans le cas d'une plus faible vitesse de coupe (75 m/min) (voir Figure III-13(c)). Nous ajoutons que la dépendance de F_f aux coefficients de JC a été diminuée avec l'augmentation de la vitesse de coupe, sauf avec n qui maintient un effet important sur les efforts prédits (voir Figure III-13d).

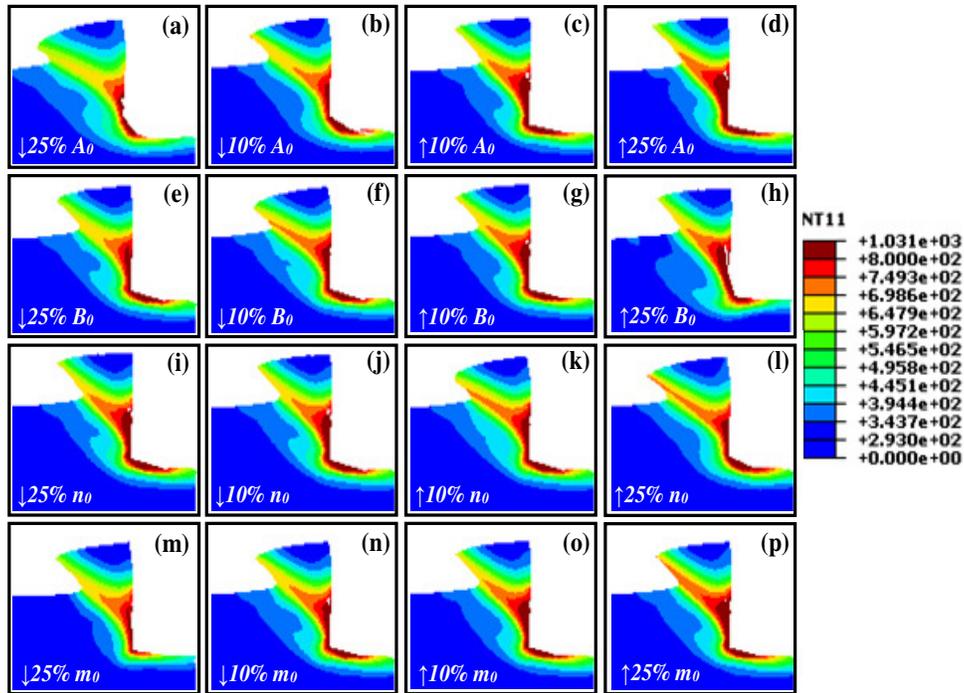


Figure III-12 Effet des coefficients (a-d) A, (e-h) B, (i-l) n et (m-p) m de la loi de JC sur la distribution de la température dans les bandes de cisaillement ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

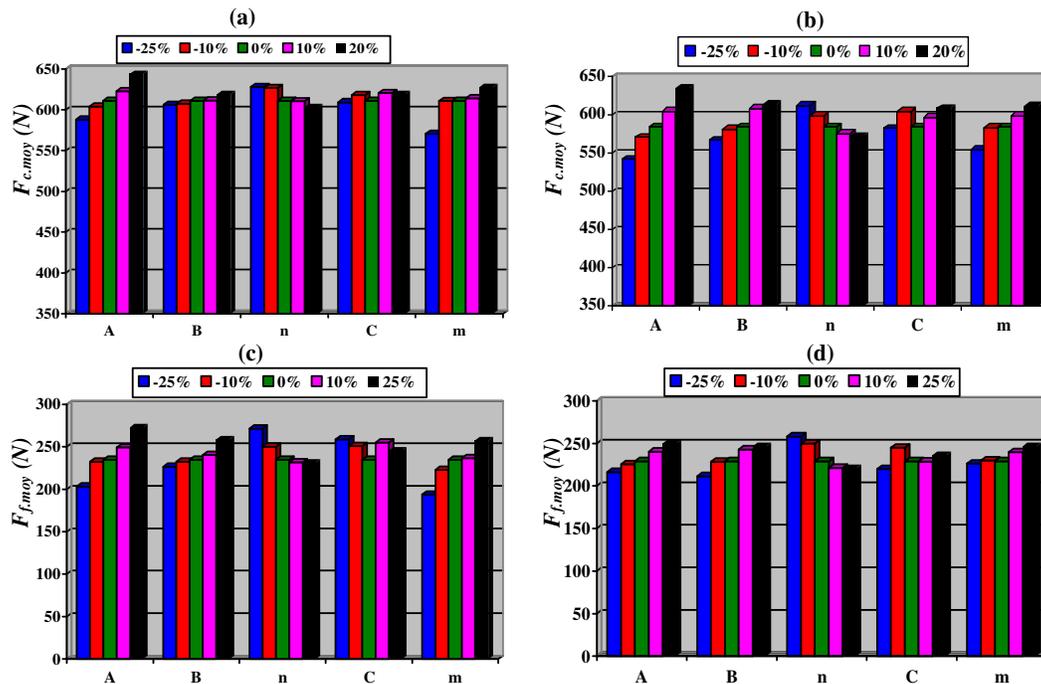


Figure III-13 Efforts moyens (a et b) de coupe et (c et d) d'avance correspondants aux différentes valeurs étudiées des coefficients de JC : (a et c) $V_c = 75$ m/min et (b et d) $V_c = 180$ m/min

III.3.3 Étude d'un cas particulier

L'étude précédente est basée sur l'utilisation des coefficients fixes du modèle de JC (donné par l'équation (I-1)). Or, il a été montré dans plusieurs études de la littérature (Vaultrot, 2012), (Germain, et al., 2013), (Kpenyigba, 2013)) qu'une identification adéquate, sur des intervalles élevés de vitesses de déformation et de températures, des coefficients de la loi de JC est nécessaire. Elle vient du fait que la valeur des coefficients des termes de viscosité (C) et/ou d'adoucissement thermique (m) varie significativement, dans le cas du Ti6Al4V, en fonction de la vitesse de déformation et de la température, respectivement. Par conséquent, la modélisation de la coupe en utilisant des coefficients fixes du modèle thermo-viscoplastique de JC peut conduire à une mauvaise reproduction du comportement du matériau sur tout le domaine de sollicitations. Pour cela, l'étude présentée dans cette section consiste à comparer entre l'efficacité des modélisations numériques, et ceci en utilisant des coefficients de comportement de JC fixes ou variables. Les critères pris en considération dans cette étude sont la convergence de la morphologie du copeau et le maintien des temps de calcul raisonnables. Seul l'effet de la définition des coefficients C et m variables sur la modélisation de la coupe est étudié.

Des simulations numériques 2D sont effectuées en prenant compte de la dépendance des coefficients C et m à la vitesse de déformation et à la température, respectivement. Ils seront désignés dans la suite par $C(\dot{\epsilon})$ et $m(T)$. La définition de ces deux coefficients, sur des domaines de sollicitations, a pour but d'étudier l'intérêt de prendre compte de leur variation en fonction de la température et de la vitesse de déformation sur la modélisation de l'usinage du Ti6Al4V. Les valeurs de $C(\dot{\epsilon})$ et $m(T)$ ainsi que des autres coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC correspondent à celles déterminées par Germain et al (Germain, et al., 2013) (voir simulation (1) du Tableau III-3). Les résultats numériques obtenus avec ces coefficients ainsi qu'avec d'autres simulations numériques (simulations 2, 3, 4, 5 et 6 du Tableau III-3), à lesquelles un seul coefficient est supposé variable ($C(\dot{\epsilon})$ ou $m(T)$), ont été comparés à ceux expérimentaux de la littérature.

Tableau III-3 Coefficients de JC utilisés pour la modélisation de la coupe orthogonale du Ti6Al4V

N° de la simulation	A (MPa)	B (MPa)	n	C		m	
				$\dot{\epsilon} < 10^3 \text{s}^{-1}$	$\dot{\epsilon} > 10^3 \text{s}^{-1}$	$T^\circ < 600^\circ\text{C}$	$T^\circ > 600^\circ\text{C}$
1	950	331	0,378	0,02	0,09	1,1	0,18
2	950	331	0,378	0,02		1,1	0,18
3	950	331	0,378	0,09		1,1	0,18
4	950	331	0,378	0,02	0,09		0,18
5	950	331	0,378	0,02	0,09		1,1
6	950	331	0,378	0,02	0,09		0,64

Il est à noter que les lois de comportement ont été définies sous une forme tabulée. La vitesse de coupe, l'avance et la largeur de coupe étudiées dans cette partie sont respectivement égales à 75 m/min, 0,1 mm/tr et 3 mm.

La morphologie du copeau obtenue avec les six lois de comportement est représentée par la Figure III-14. Les copeaux simulés diffèrent considérablement d'une modélisation à une autre tel qu'ils passent d'une morphologie continue (cas de la simulation (4)) à une autre parfaitement segmentée (cas de la simulation (3)). Dans le cas de la définition simultanée de $C(\dot{\epsilon})$ et $m(T)$, un copeau en dents de scie est obtenu. Cette segmentation a été maintenue même avec un coefficient de viscosité C fixe (Figure III-14(2 et 3)). Toutefois, les géométries des festons formés avec deux valeurs de C (soient de 0,02 et 0,09) diffèrent légèrement. Dans le cas où seule la dépendance du coefficient C à la vitesse de

déformation est considérée, la Figure III-14(4-6) montre que plus m est faible plus la segmentation du copeau disparaît, donnant lieu à un copeau parfaitement continu (cas de $m = 0,2$). Ce résultat justifie que même si ce coefficient n'a pas montré un effet assez prononcé sur la segmentation lorsqu'il a été varié dans des intervalles plus maîtrisés ($m_0 \pm 2,5\%$), une mauvaise détermination de sa valeur risque de contribuer à une morphologie du copeau en désaccord à celle expérimentale.

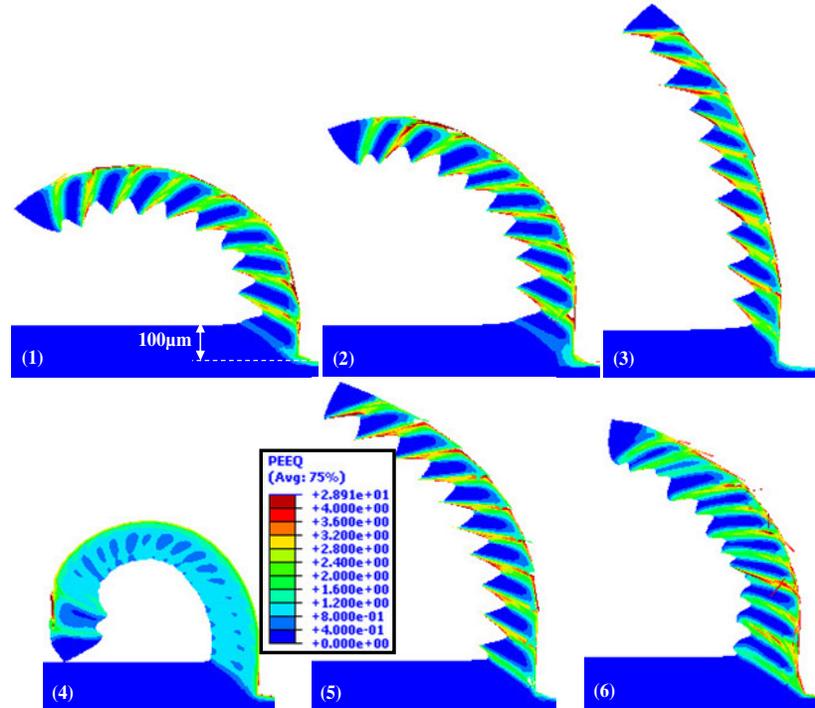


Figure III-14 Morphologie du copeau obtenue avec différents jeux de coefficients de JC : (1) m et C variables, (2) m variable et $C = 0,02$, (3) m variable et $C = 0,09$, (4) $m = 0,18$ et C variable, (5) $m = 1,1$ et C variable et (6) $m = 0,64$ et C variable

Le rapport de segmentation $G_{seg}\%$ correspondant à chaque simulation numérique a été déterminé et comparé à celui expérimental. La Figure III-15 montre la diminution du rapport $G_{seg}\%$ avec l'augmentation du coefficient C . Un niveau intéressant de corrélation avec les résultats expérimentaux, supérieur à celui résultant de la simulation (1), a été obtenu avec un coefficient de viscosité de 0,02 et un coefficient d'adoucissement thermique variable ($C = 0,02$ et m variable).

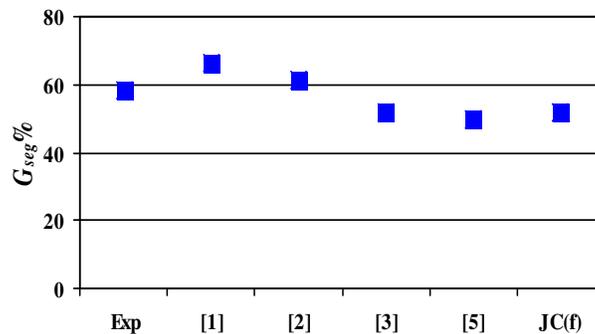


Figure III-15 Comparaison du degré de segmentation du copeau expérimental à celui numérique simulé avec différents jeux de coefficients de JC ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

D'après le Tableau III-4, un temps de calcul CPU raisonnable, proche de celui correspondant à la modélisation de la coupe avec des coefficients de JC fixes (cas des coefficients de JC(f)), est obtenu avec la simulation (2). Toutefois, l'augmentation significative du temps CPU lorsque des coefficients

variables sont définis au modèle numérique, soient $C(\dot{\epsilon})$ et $m(T)$, diminue de l'efficacité de la modélisation.

Tableau III-4 Effet de la définition des coefficients variables du modèle de plasticité de JC sur le temps de calcul

N° de la simulation	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	JC(f)
Temps CPU (min)	1 326	797	1 094	967	1 184	833	700

D'autre part, la comparaison avec les résultats de la simulation de la coupe en utilisant des coefficients constants de JC (JC(f) du Tableau III-1) montre un rapport de segmentation très proche à celui obtenu avec les simulations (3) et (5), ayant des temps de calcul plus supérieurs (voir Tableau III-4).

En conclusion, il a été montré dans cette étude que remplacer les coefficients fixes des termes de viscosité et d'adoucissement thermique par des fonctions, soient $C(\dot{\epsilon})$ et $m(T)$, n'est pas toujours la solution la plus efficace, notamment dans le cas des faibles avances, et ceci à cause de l'augmentation notée dans les temps de calcul. De plus, l'obtention des résultats en $G_{seg}\%$ très proches lorsque des simulations numériques ont été effectuées en utilisant des coefficients variables (simulations (3) et (5)) ou fixes (JC(f)) met en évidence l'intérêt d'utiliser des coefficients fixes, adéquatement identifiés, de la loi de comportement de JC que plutôt alourdir les calculs par l'introduction des couplages de type 'coefficient de viscosité-vitesse de déformation'.

Complémentairement aux résultats de la partie précédente (III.3.1), il a été montré par la présente étude que même avec une variation plus importante de la valeur du coefficient C , son effet sur la morphologie du copeau est très inférieur à celui des autres coefficients du modèle de JC. La prise en considération de la dépendance de C à la vitesse de déformation ne fait qu'augmenter les temps de calcul sans trop agir sur la fiabilité des modèles numériques, alors qu'avec la définition d'un coefficient variable du terme d'adoucissement thermique ($m(T)$), la segmentation du copeau a été parfaitement reproduite sans trop augmenter les temps de calcul.

III.3.4 Synthèse

Le Tableau III-5 regroupe les principaux résultats liés à l'effet des coefficients rhéologiques de JC sur la modélisation de la coupe orthogonale du Ti6Al4V. Il a été montré dans un premier temps que les coefficients du terme d'écrouissage du modèle de JC (A , B et n), suivi en deuxième lieu par ceux du terme d'adoucissement thermique (m), sont les plus agissants sur la MEF de la coupe orthogonale du Ti6Al4V, contrairement au coefficient C qui agit faiblement sur les résultats numériques. De plus, il a été montré qu'une variation des valeurs des coefficients A , B et n a moins d'effet sur la segmentation du copeau et la géométrie des festons lorsque la vitesse de coupe augmente. L'étude menée dans cette section a mis l'accent sur la dépendance de l'effort de coupe au coefficient A . Par contre, un effet significatif des coefficients A , n et m du modèle de plasticité de JC sur l'effort d'avance a été souligné.

Tableau III-5 Dépendance de la morphologie du copeau et des efforts de coupe aux coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC et aux intervalles de leurs variations (pas d'effet (-), changement dans le sens de diminution (-) ou d'augmentation (+) du paramètre étudié)

	$A^{\pm 25\%}$	$B^{\pm 25\%}$	$n^{\pm 25\%}$	$C^{\pm 25\%}$	$C^{\pm 64\%}$	$m_0^{\pm 25\%}$	$m_0^{\pm 72\%}$
$S_{seg}\%$	--	--	++	~	~	-	--
F_c	++	+	-	~		+	
F_f	++	+	--	~		++	

La faible dépendance de la segmentation du copeau au coefficient C a été maintenue même avec une variation plus importante de sa valeur ($C = 0,02$ et $C = 0,09$). Ces résultats confirment l'intérêt de ne pas alourdir les calculs, dans le cas des faibles avances, par la définition d'un coefficient C qui varie avec la vitesse de déformation. En contrepartie, la transition d'un copeau continu à fortement segmenté suite à une variation plus prononcée du coefficient m (soit m varie entre 0,18 et 1,1) justifie l'importance de ce coefficient sur la fiabilisation de la modélisation numérique en termes de la morphologie du copeau.

Nous ajoutons que suite à la définition d'une fonction $m(T)$ l'obtention des niveaux de corrélation plus intéressants avec les résultats expérimentaux met en évidence l'avantage de prendre en considération de cette dépendance dans les futures études numériques de la coupe orthogonale du Ti6Al4V pour garantir des modélisations plus fiables.

III.4 Dépendance de la MEF aux coefficients d'endommagement

Nous nous intéressons dans cette partie à étudier la dépendance des modèles numériques aux paramètres de la loi d'endommagement. Comme pour la partie précédente, les mêmes modèles d'endommagement (d'initiation et de propagation) sont définis, mais dont seuls leurs coefficients sont variés de façon séparée. Les coefficients donnés par le Tableau II-4 présentent les coefficients définis dans cette étude. Nous présentons par le Tableau III-6 les différents jeux de coefficients définis aux modèles numériques et le numéro de la simulation qui la correspond.

Tableau III-6 Coefficients d'endommagement étudiés et numéro de la simulation correspondante

N° de la simulation	1	2	3	4	5	6
Changement effectué	↓25% D_1	↓10% D_1	↑10% D_1	↑25% D_1	↓25% D_2	↓10% D_2
N° de la simulation	7	8	9	10	11	12
Changement effectué	↑10% D_2	↑25% D_2	↓25% D_3	↓10% D_3	↑10% D_3	↑25% D_3
N° de la simulation	13	14	15	16	17	18
Changement effectué	↓25% D_4	↓10% D_4	↑10% D_4	↑25% D_4	↓25% D_5	↓10% D_5
N° de la simulation	19	20	21	22	23	24
Changement effectué	↑10% D_5	↑25% D_5	↓25% G_f	↓10% G_f	↑10% G_f	↑25% G_f

Il est à noter que les coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC utilisés dans toutes les simulations numériques correspondent au jeu de paramètres JC(f) donné par le Tableau III-1. Ces coefficients sont maintenus constants dans toutes les simulations numériques. L'effet de l'énergie à la rupture G_f sur la morphologie du copeau et les efforts de coupe a été aussi étudié. Comme pour les paramètres de la loi d'endommagement, une variation de $\pm 10\%$ et $\pm 25\%$ a été effectuée à la valeur initiale de cette énergie.

III.4.1 Étude de la dépendance de la morphologie du copeau aux coefficients d'endommagement

La Figure III-16 illustre les copeaux simulés avec les différents jeux de coefficients d'endommagement dans le cas d'une vitesse de coupe de 75 m/min. La morphologie du copeau, notamment son rayon de courbure, est faiblement influencée par les changements apportés aux coefficients d'endommagement du modèle de JC, ce qui n'est pas le cas pour l'énergie G_f . Un copeau de faible rayon de courbure a été simulé en diminuant la valeur de l'énergie de la rupture. De même la segmentation du copeau a été atténuée suite à la diminution de G_f . En contrepartie, les copeaux obtenus avec les simulations de (1) à (20) sont généralement d'une segmentation très proche. Cette faible dépendance du festonnage aux coefficients du modèle d'initiation d'endommagement de JC (D_i) met l'accent sur l'effet prépondérant de la loi contrôlant l'évolution de l'endommagement jusqu'à la rupture totale de l'EF (G_f). Notons tout de même que pour une même distance parcourue (soit de 1,25 mm), une réduction dans le nombre de festons a été remarquée suite à une augmentation du coefficient D_2 .

L'effet de chacun des coefficients des modèles d'initiation et d'évolution d'endommagement sur la géométrie des festons a été étudié. Des mesures des hauteurs de crêtes H et de vallées h des copeaux ont été effectuées. Le rapport de segmentation $G_{seg}\%$ et le facteur de sensibilité $S_{seg}\%$ obtenus avec les différents jeux de coefficients d'endommagement ont été calculés pour les deux vitesses de coupe étudiées, soient 75 m/min et 180, m/min. La Figure III-17 montre que quelle que soit la vitesse de coupe, l'énergie à la rupture est d'un effet crucial sur la modélisation de la segmentation du copeau tel qu'une forte élévation du facteur $S_{seg}\%$ a été obtenue suite à l'augmentation de G_f ce qui n'est le cas avec les coefficients de la loi d'endommagement de JC. L'ordre des variations dans les valeurs déterminées de

$S_{seg}\%$ dues à la définition des différentes valeurs de D_i est très inférieur à celui correspondant à G_f . Un changement ne dépassant pas les 15% a été obtenu suite à la définition des valeurs différentes de D_1 , D_2 et D_5 . Pour le cas de la modélisation de la coupe en utilisant différentes valeurs de D_4 , $S_{seg}\%$ varie d'environ 5%, très inférieur à celui dû aux changements apportés à la valeur de l'énergie à la rupture G_f . Toutefois, les modélisations numériques montrent que le coefficient D_3 n'a pratiquement aucun effet sur l'intensité de la segmentation du copeau.

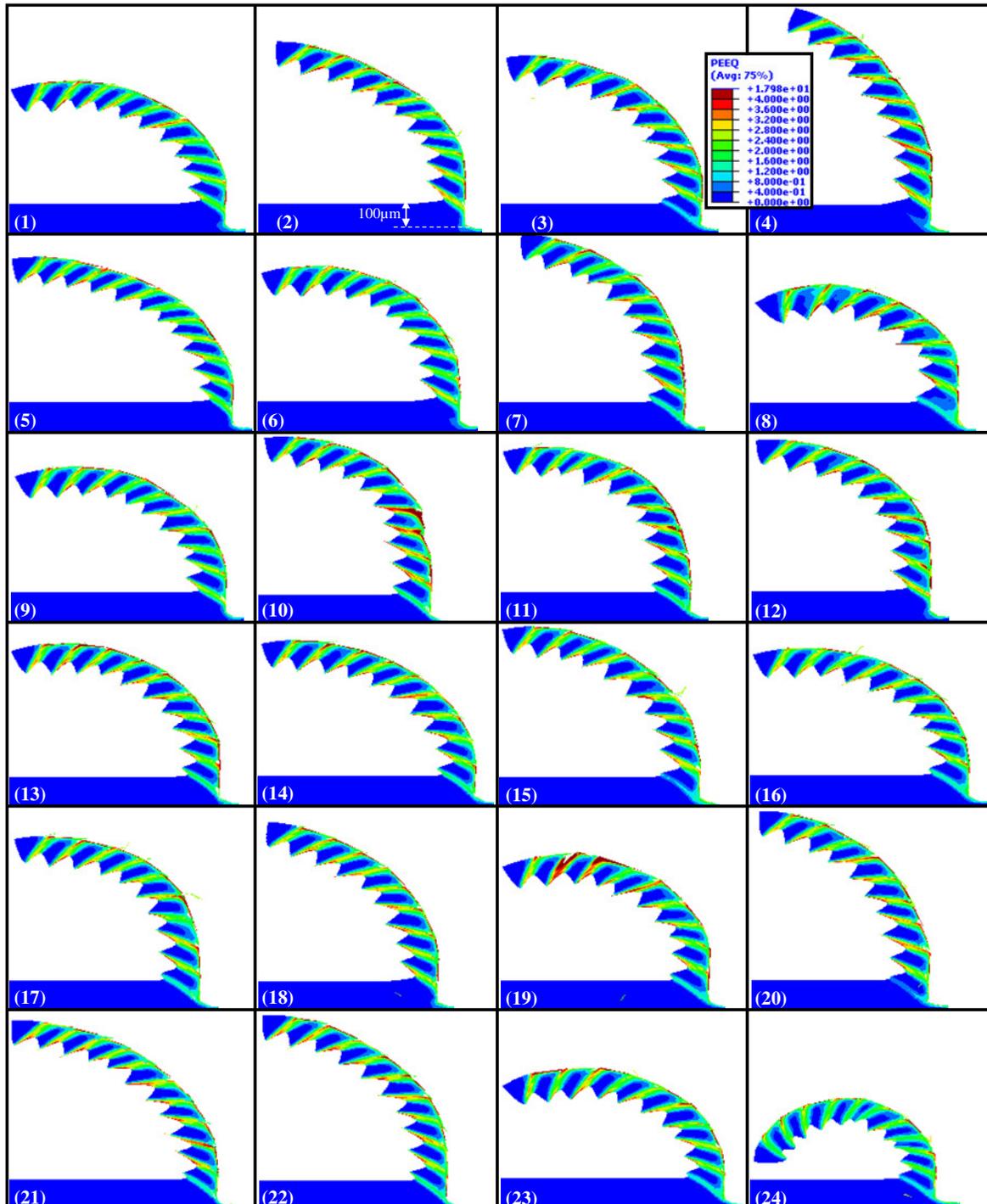


Figure III-16 Effet des coefficients d'endommagement sur la morphologie du copeau ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)

Pour expliquer cette indépendance de la géométrie des festons au coefficient D_3 , la déformation plastique correspondante à l'initiation de l'endommagement ε_{End0} a été déterminée pour différentes valeurs de D_3 . La Figure III-18c illustre un effet négligeable de ce coefficient sur l'initiation de l'endommagement dans le matériau. En contrepartie, l'augmentation de D_1 (ou de D_2) résulte à une élévation de ε_{End0} , et donc à une initiation tardive de l'endommagement. Par conséquent, des copeaux moins festonnés sont susceptibles d'être modélisés lorsque le coefficient D_1 (ou D_2) est augmenté (voir Figure III-17). Pour la même raison, une élévation dans D_5 a entraîné une augmentation du facteur de segmentation $S_{seg}\%$. Toutefois, c'est avec l'élévation dans la valeur du coefficient D_4 que la segmentation du copeau devient moins significative.

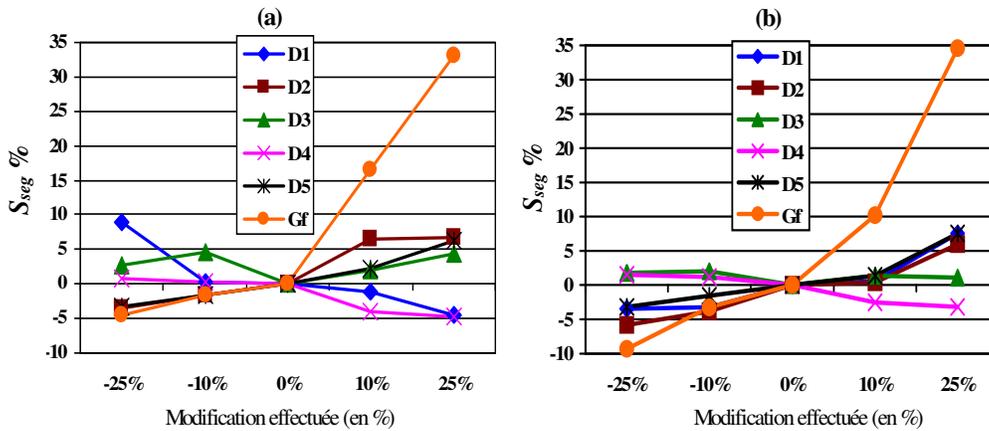


Figure III-17 Dépendance du facteur de sensibilité de la segmentation du copeau aux coefficients d'endommagement : (a) $V_c = 75$ m/min et (b) $V_c = 180$ m/min

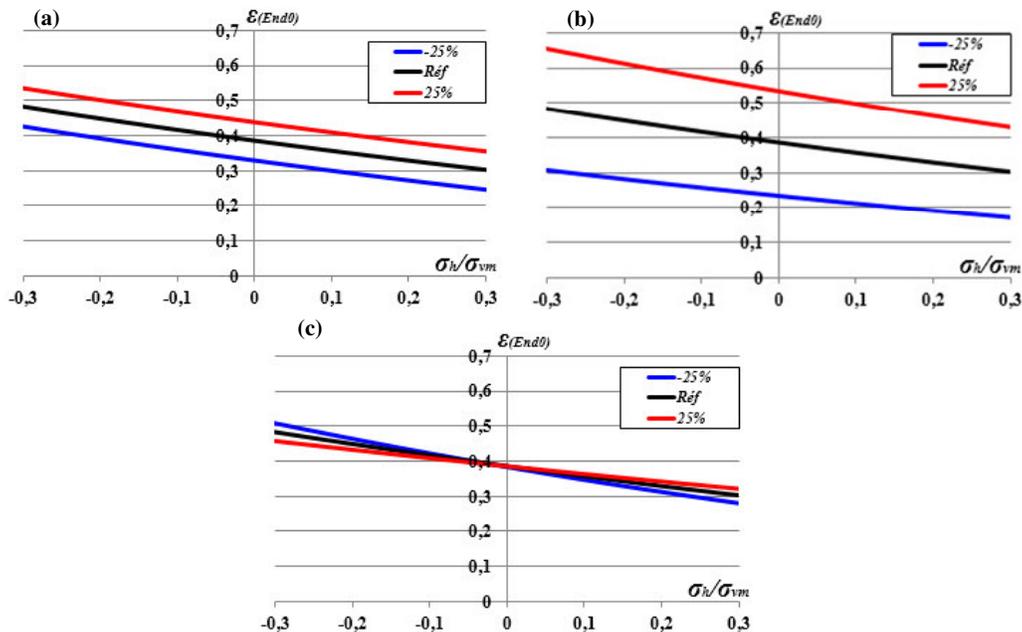


Figure III-18 Effet des coefficients (a) D_1 , (b) D_2 et (c) D_3 sur la déformation correspondante à l'initiation d'endommagement

La modélisation de l'usinage du Ti6Al4V à une vitesse de coupe plus élevée, soit 180 m/min, a entraîné une légère diminution de l'ordre de variations du facteur $S_{seg}\%$ lorsque la valeur des coefficients d'endommagement de JC est changée, ce qui n'est pas le cas de l'énergie à la rupture. D'après la Figure

III-17, les changements subits par le facteur $S_{seg}\%$ suite à la variation de l'énergie G_f sont plus significatifs pour une vitesse de coupe de 180 m/min.

III.4.2 Effet des coefficients d'endommagement sur les efforts numériques

L'effet des coefficients d'endommagement sur les efforts numériques a été étudié. La Figure III-19 illustre les efforts moyens de coupe et d'avance obtenus par les deux vitesses de coupe étudiées, soient 75 m/min et 180 m/min.

En corrélation avec les conclusions énoncées sur la dépendance de la morphologie du copeau aux coefficients d'endommagement, l'énergie G_f a un effet dominant sur F_c et F_f , et ceci quelle que soit la vitesse de coupe. La variation de sa valeur dans les intervalles étudiés a entraîné des modifications d'environ 22% et 32% pour les efforts de coupe et d'avance, respectivement. Par conséquent, l'énergie à la rupture permet non seulement un meilleur contrôle de la segmentation, mais aussi la réduction des écarts avec les efforts expérimentaux.

En ce qui concerne le modèle d'initiation d'endommagement de JC, une haute précision est demandée lors de la détermination du coefficient D_2 vue son effet prononcé sur F_c et F_f (d'après la Figure III-19). Pour les autres coefficients du terme de triaxialité (D_1 et D_3), ils agissent de façon moins significative sur les efforts simulés. En général, les deux termes de sensibilité à la vitesse de déformation et à la température présentent moins d'effet, notamment sur F_c , ce qui est attribué principalement à leur faible effet sur l'initiation de l'endommagement dans le matériau.

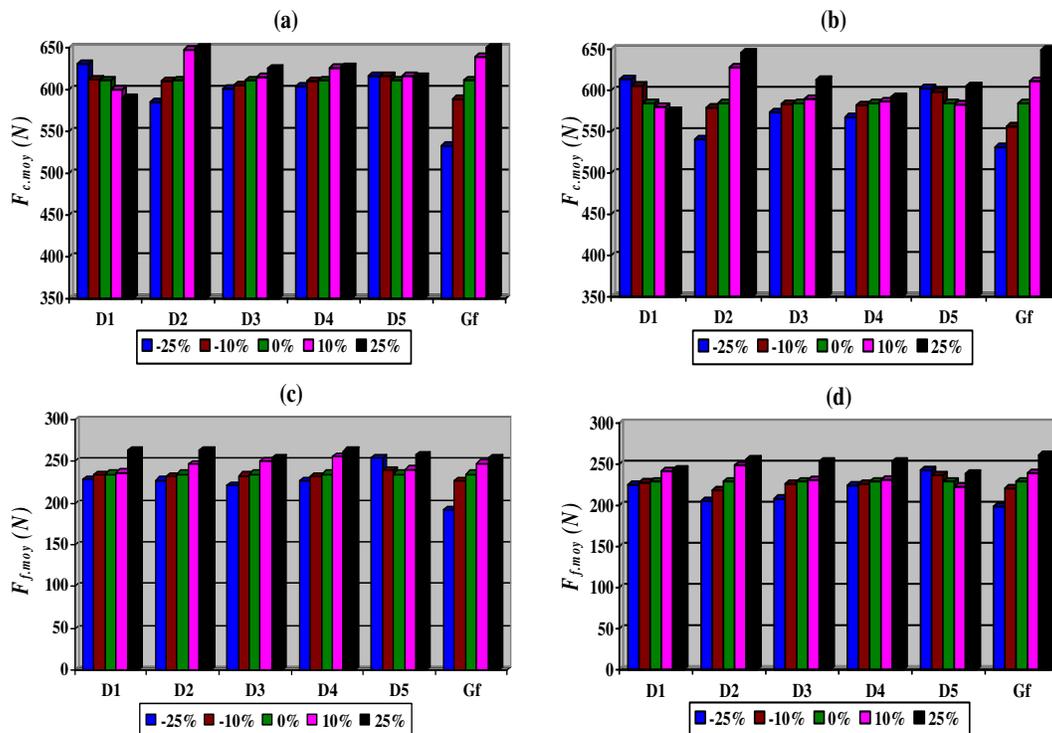


Figure III-19 Effet des coefficients d'endommagement sur les efforts moyens (a et b) de coupe et (c et d) d'avance : (a et c) $V_c = 75$ m/min et (b et d) $V_c = 180$ m/min

III.4.3 Étude d'un cas particulier

Le but de cette étude est de déterminer l'effet de la déformation initiale à la rupture, du taux de triaxialité, de la vitesse de déformation et de la température sur la segmentation du copeau et la localisation du cisaillement dans les bandes fortement déformées. Pour cela, des simulations numériques ont été

effectuées lorsqu'un seul coefficient du modèle d'endommagement de JC est supposé nul ($D_i = 0$ avec i varie entre 1 et 5) tandis que les autres sont pris égaux à ceux du Tableau II-4.

D'après la Figure III-20, nous constatons que lorsque D_1 est nul, le glissement de la matière selon le plan de cisaillement devient faible, inférieur à celui résultant des autres simulations. Cette diminution dans la segmentation a été suivie par une augmentation de la largeur des festons, d'où son effet combiné sur la segmentation du copeau et sa fréquence. Toutefois, avec une valeur nulle des deux autres coefficients du terme de sensibilité au taux de triaxialité (D_2 et D_3), le festonnage du copeau a été légèrement intensifié et le nombre des festons simulés après une même distance parcourue a été augmenté. Cela montre bien que, complémentirement aux conclusions précitées, la définition des coefficients nuls du modèle d'endommagement de JC agit faiblement sur le festonnage du copeau, impliquant par conséquent un effet médiocre du modèle d'initiation d'endommagement (par rapport à celui d'évolution d'endommagement) sur la modélisation du processus de formation du copeau.

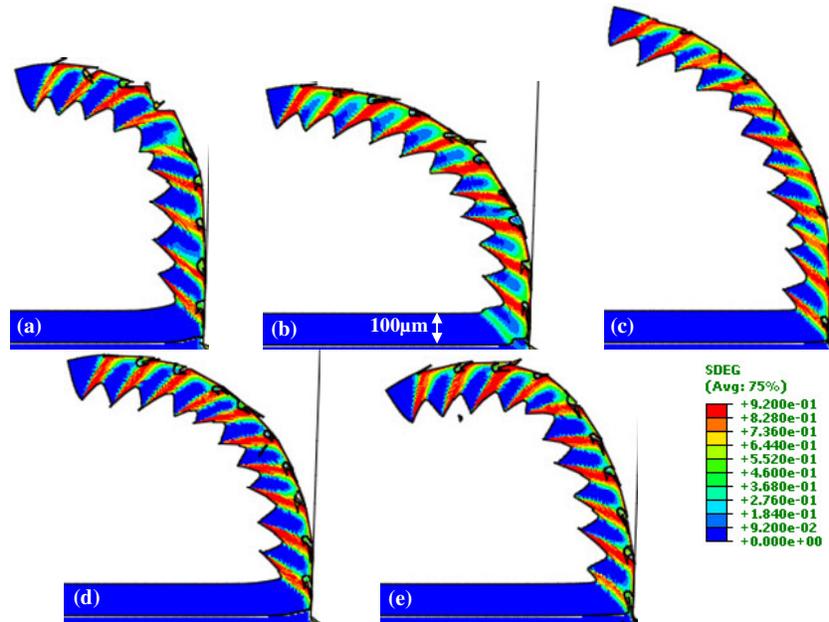


Figure III-20 Morphologie du copeau obtenue avec des coefficients nuls du modèle d'endommagement de JC : (a) $D_1 = 0$, (b) $D_2 = 0$, (c) $D_3 = 0$, (d) $D_4 = 0$ et (e) $D_5 = 0$ ($V_c = 75$ m/min)

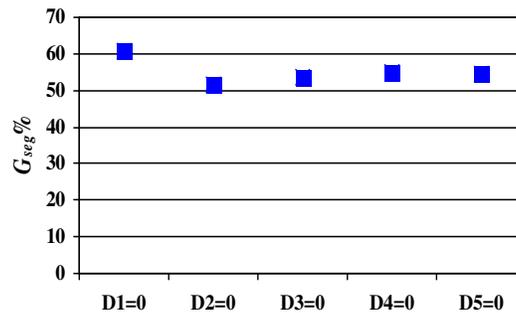


Figure III-21 Comparaison des rapports de segmentation obtenus en utilisant des coefficients nuls du modèle d'initiation d'endommagement de JC ($D_i = 0$ avec $i = 1, 2, \dots, 5$)

D'après la Figure III-21, le rapport de segmentation $G_{seg} \%$ est légèrement varié suite à l'annulation de l'un des coefficients du modèle d'endommagement de JC. Des rapports $G_{seg} \%$ très proches de celui résultant de la définition des coefficients d'endommagement de référence (donnés par le Tableau II-4) ont été obtenus avec les différentes simulations numériques. Ce résultat met l'accent sur l'effet négligeable que présente le modèle d'initiation de l'endommagement. En effet, la fiabilisation de la

reproduction du comportement du matériau endommagé, notamment dans le cas de l'usinage du Ti6Al4V, nécessite en premier lieu une détermination précise de son énergie à la rupture G_f .

III.4.4 Synthèse

Il a été montré par la présente étude que la précision dans la définition du comportement du matériau endommagé lors de la MEF de la coupe orthogonale est cruciale pour atteindre des niveaux de corrélation assez importants. La définition adéquate du critère énergétique décrivant l'évolution de l'endommagement dans le matériau à usiner a un effet dominant sur les résultats de la simulation numérique tel qu'il entraîne des changements significatifs en termes de la segmentation du copeau et des efforts numériques. Quant au modèle d'initiation d'endommagement (modèle de JC dans notre cas), il intervient faiblement sur la fiabilisation de la modélisation du processus de coupe. Le Tableau III-7 regroupe les principaux résultats obtenus dans cette étude paramétrique sur l'effet des coefficients d'endommagement.

Tableau III-7 Effet de la surestimation des coefficients d'endommagement sur la segmentation du copeau et les efforts de coupe ((~) pas d'effet, (+) augmentation et (-) diminution du paramètre étudié

	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	G_f
$S_{seg} \%$	+	+	~	-	+	++
F_c	-	++	+	+	~	++
F_f	+	++	+	~	~	++

Une faible dépendance de la segmentation du copeau et de la géométrie des festons aux coefficients du modèle d'endommagement de JC a été remarquée. Toutefois, un effet plus marqué du coefficient D_2 sur la prédiction des efforts F_c et F_f a été notée, notamment dans le cas d'une vitesse de coupe de 75 m/min.

Suite à la définition des valeurs nulles des coefficients d'endommagement de JC ($D_i = 0$ avec $i = 1, 2, \dots, 5$), des faibles changements ont été apportés au rapport de segmentation $G_{seg} \%$, ce qui n'est pas le cas pour l'énergie à la rupture G_f . Cette énergie doit être adéquatement déterminée (et ceci en tenant compte des propriétés mécaniques de la pièce à usiner, du type de maillage utilisé, de la taille des éléments, etc.) afin de permettre une augmentation des niveaux de corrélation avec les résultats expérimentaux, et donc la fiabilisation des modèles numériques, sans la nécessité d'apporter des coûts supplémentaires à la modélisation numérique.

III.5 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons étudié la dépendance de la morphologie du copeau et des efforts numériques aux coefficients des lois de plasticité et d'endommagement (initiation et évolution). Trois facteurs présentés par le rapport de segmentation $G_{seg} \%$, le facteur de sensibilité de la segmentation au coefficient de comportement étudié $S_{seg} \%$ et l'intensité du festonnage CSI ont été définis. Ces paramètres ont pour but de quantifier l'effet des coefficients des lois étudiées sur la segmentation et la propagation de la déformation plastique dans le copeau.

Les travaux menés dans ce chapitre ont montré que les écarts entre les résultats numériques et ceux expérimentaux peuvent être significativement diminués avec une identification adéquate de certains coefficients de la loi thermo-viscoplastique de JC. Les variations effectuées sur les coefficients A , B et n du terme d'écrouissage ont apporté des changements significatifs sur la segmentation du copeau. Avec un ordre de variation plus élevé du coefficient d'adoucissement thermique m , une dépendance plus significative de la morphologie du copeau à ce coefficient a été notée. Des copeaux de morphologie continue jusqu'à fortement segmentée ont été simulés, traduisant la nécessité de maintenir un niveau de précision acceptable lors de l'identification du coefficient m . Pour les efforts de coupe, ils dépendent principalement du coefficient A tandis que les efforts d'avance varient en fonction des valeurs définies des coefficients A , B , n et m .

Une variation séparée des coefficients du modèle d'endommagement de JC et de l'énergie à la rupture a été effectuée tout en maintenant constants les coefficients de plasticité. Les résultats trouvés ont

souligné l'effet important de l'énergie à la rupture (contrôlant l'évolution de l'endommagement) sur la segmentation des copeaux ainsi que sur la prédiction des efforts de coupe et d'avance, par rapport aux coefficients de la loi d'endommagement de JC (décrivant l'initiation de l'endommagement). En contrepartie, il a été montré que la définition adéquate de la déformation initiale à la rupture et de l'exposant de triaxialité contribue à une minimisation des erreurs en termes de F_c . Quant à l'effort d'avance, il est principalement influencé par l'énergie G_f et le coefficient D_2 .

Après avoir détaillé la modélisation 2D de la coupe orthogonale et les principaux facteurs permettant sa fiabilisation, nous étudions dans le chapitre suivant les phénomènes 3D accompagnant le processus d'enlèvement de la matière. L'objectif principal des travaux présentés ultérieurement est de déterminer les apports d'une modélisation 3D ainsi que son efficacité en termes de la reproduction de l'usinage du Ti6Al4V à différentes conditions de coupe.

Chapitre IV.

Analyse expérimentale et modélisation numérique 3D de la coupe orthogonale

La compréhension approfondie des phénomènes thermomécaniques accompagnant la formation du copeau nécessite l'utilisation des modèles numériques fiables. Malgré les résultats intéressants obtenus avec la modélisation numérique 2D de la coupe orthogonale, il ne faut pas oublier les nombreuses simplifications qui lui sont associées. À titre d'exemple, on peut citer qu'une hypothèse d'une déformation plane, par exemple, fréquemment utilisée dans les simulations 2D d'un essai de tournage, est focalisée sur l'étude des phénomènes se produisant au plan médian de la pièce, alors que l'écoulement de la matière sur les bords est plutôt observé avec une hypothèse de contrainte plane (Germain, 2006). Ces effets de bords ne peuvent pas être considérés comme négligeables et par conséquent l'hypothèse d'une déformation plane n'est pas valable sur toute la largeur de coupe. De plus, Pottier et al (Pottier, et al., 2014) ont montré, à partir des observations par caméra rapide de la zone de coupe, que la formation du copeau est un phénomène 3D même pour une configuration de coupe orthogonale. Une modélisation 3D s'impose alors à cause de sa capacité de tenir en considération des changements subits par la matière sur toute la largeur de coupe. Cependant, il reste à vérifier, comme pour la modélisation 2D, la stabilité des simulations numériques ainsi que leur pertinence en fonction des données d'entrées.

Dans ce chapitre, des essais expérimentaux du tournage orthogonal du Ti6Al4V à différentes vitesses de coupe et différentes avances ont été effectués dans un premier temps. La dépendance de la morphologie du copeau, de la géométrie des festons et des efforts expérimentaux aux conditions de coupe testées est étudiée. Par la suite, des modélisations numériques 3D du processus d'enlèvement de la matière à différentes conditions de coupe sont mises en place. La capacité de ces modèles à prédire précisément la segmentation du copeau et les efforts de coupe est déterminée. La validation de ces modèles 3D est effectuée pour plusieurs vitesses de coupe et d'avance et ceci en comparant les résultats numériques à ceux expérimentaux a montré un niveau intéressant de corrélation pour des faibles avances, mais aussi des avances élevées. La distribution de la déformation plastique, de la température et de l'endommagement dans le copeau formé, ainsi que leur propagation dans l'épaisseur, sont soigneusement déterminées et analysées. L'impact des conditions de coupe sur les effets de bords est aussi étudié.

IV.1 Étude expérimentale de la coupe orthogonale de l'alliage de titane Ti6Al4V

IV.1.1 Mise en place des essais expérimentaux

Des essais de coupe orthogonale ont été menés sur un tour à commande numérique de type LEADWELL LTC25iL (2500 tr/min et 25 kW). La pièce à usiner a été préalablement préparée avec des rainures de largeur 3 mm (voir Figure IV-1). Des plaquettes (AP40 122002 de chez ARNO) en carbure de tungstène ont été montées sur l'outil de coupe. Ces plaquettes dont aucun revêtement n'est utilisé sont toutes de la même géométrie. Les angles de coupe et en dépouille sont respectivement égaux à 7° et 6°. Le Tableau IV-1 regroupe les conditions de coupe définies dans cette étude.

Pour chaque condition de coupe, la mesure de l'effort de coupe et d'avance a été effectuée en utilisant une platine Kistler 5297B. Des observations au microscope optique à lumière polarisée ont été effectuées sur les copeaux préalablement enrobés, polis et attaqués chimiquement par du réactif de Kroll (pendant environ 5 secondes). L'utilisation de ce réactif a pour but de révéler la microstructure de l'alliage étudié, le Ti6Al4V.

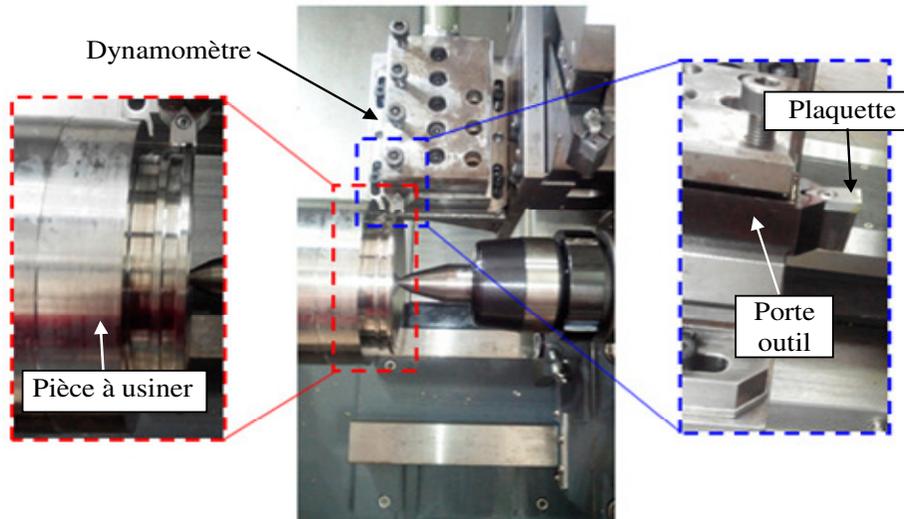


Figure IV-1 Montage expérimental des essais de tournage orthogonal

Tableau IV-1 Conditions de coupe des essais expérimentaux

Paramètre de coupe	Valeur
Vitesse de coupe V_c (m/min)	45 _ 60 _ 75
Avance f (mm/tr)	0,15 _ 0,22 _ 0,3
Largeur de coupe a_p (mm)	3

IV.1.2 Résultats expérimentaux

IV.1.2.1 Effet des conditions de coupe sur la morphologie du copeau

La Figure IV-2 illustre la morphologie du copeau expérimentalement obtenu pour chaque condition de coupe. Un copeau en dents de scie est formé tel que l'intensité de sa segmentation et la géométrie des festons varie en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. La propagation des fissures au sein des bandes de cisaillement diffère aussi d'un copeau à un autre. Avec l'application de la plus faible vitesse de coupe et d'avance (45 m/min et 0,15 mm/tr respectivement), un copeau segmenté avec une alternance entre des segments inégaux est notée. Cette alternance a disparue progressivement en augmentant la vitesse de coupe et l'avance jusqu'à ce qu'un copeau avec des festons parfaitement réguliers, de taille plus importante, et des bandes de cisaillement plus marquées est formé avec des conditions de coupe plus sévères ($V_c = 75$ m/min et $f = 0,3$ mm/tr par exemple).

Ces premiers résultats expérimentaux montrent un effet dominant de l'avance sur la morphologie du copeau par rapport à celui de la vitesse de coupe. La définition d'une avance élevée (soit de 0,3 mm/tr) entraîne un élargissement des festons ainsi qu'un glissement plus marqué de la matière enlevée au sein des bandes de fortes déformations, d'où la formation d'un copeau fortement segmenté avec des fissures plus propagées au sein des bandes de cisaillement.

Dès la pénétration de l'outil dans la pièce à usiner, un glissement de la matière a lieu entraînant un déplacement des nodules de la phase β , situés dans les bandes de cisaillement, dans la même direction d'écoulement et ceci quel que soit la vitesse de coupe. En revanche, entre deux bandes de cisaillement consécutives, la déformation est très faible. Le cœur des festons garde pratiquement sa microstructure initiale. D'autre part, des fissures sont également remarquées en continuité des bandes de cisaillement fortement déformées. Ces fissures sont de plus en plus marquées avec des conditions de coupe sévères (vitesse de coupe et d'avance élevées).

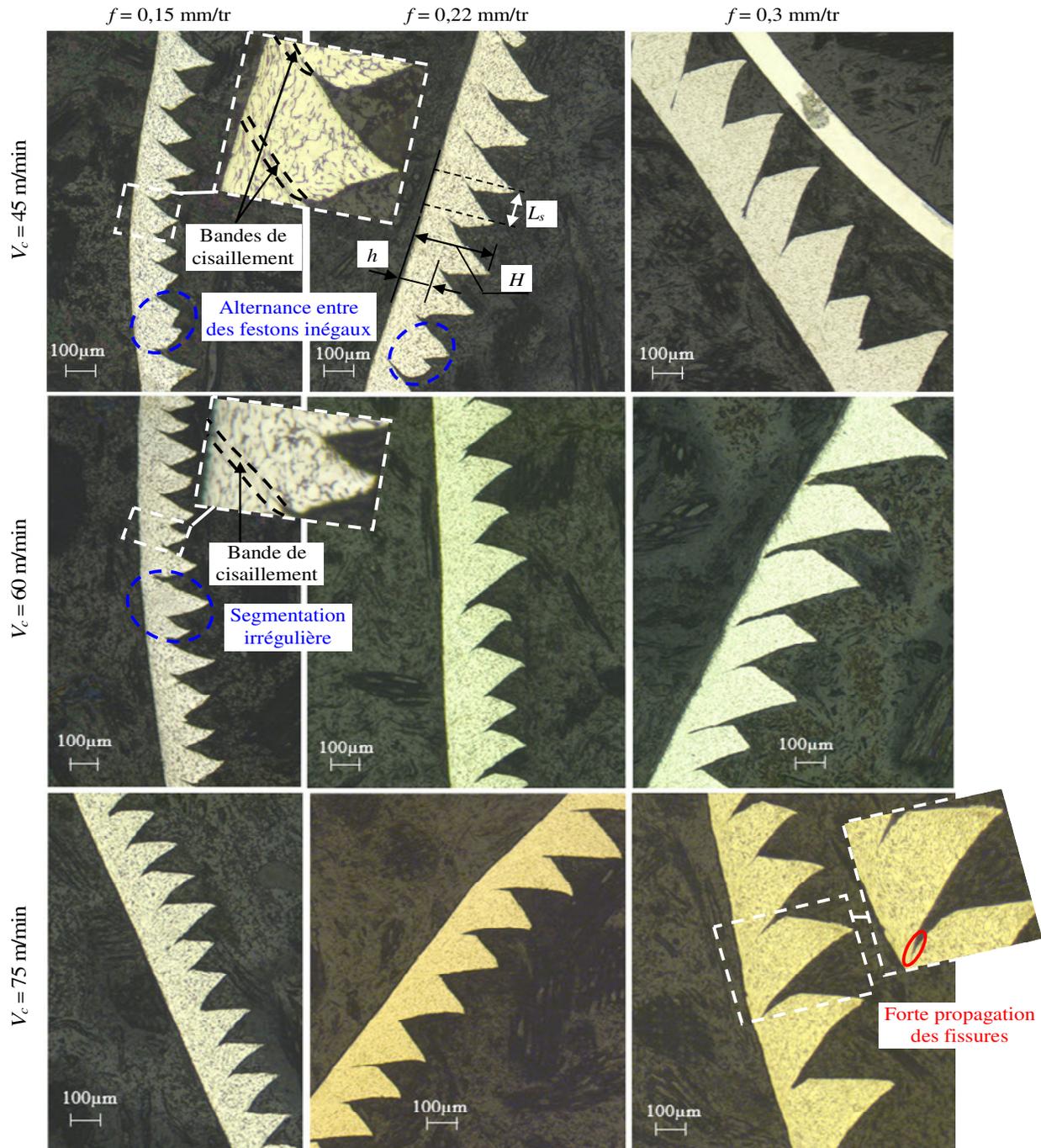


Figure IV-2 Morphologie du copeau obtenue avec différentes conditions de coupe

Toutefois, il est difficile avec des observations post-mortem des copeaux de savoir où la fissure s'est initiée et dans quelle direction elle s'est propagée. Pottier et al (Pottier, et al., 2014) ont proposé plusieurs scénarios pour la formation des fissures qui s'initient au niveau de la pointe outil et se propagent vers la surface libre (voir Figure I-27). Cette observation est d'ailleurs conforme aux résultats numériques précédemment présentés par les chapitres II et III où il a été montré par les différentes simulations que de très fortes déformations sont propagées de la surface interne de la matière enlevée, en contact avec la pointe outil, vers celle externe. En revanche, le fait que la base des festons, située contre la face de coupe de l'outil, reste 'soudée' (à cause de très fortes contraintes hydrostatiques

soumises à cette zone), cela donne l'impression d'avoir une fissure qui s'est initiée sur la surface libre du copeau et propagée vers celle en contact avec l'outil de coupe.

Du point de vue qualitatif, des mesures des hauteurs moyennes de crêtes (H) et de vallées (h) des festons ainsi que de leurs largeurs (L_s) ont été effectuées. Les résultats obtenus sont illustrés par la Figure IV-3. Ces trois paramètres géométriques montrent une faible dépendance à la vitesse de coupe. Toutefois, avec la définition de différentes avances, des changements plus significatifs ont été remarqués, particulièrement pour H et L_s . En effet, une augmentation de l'avance de 0,15 mm/tr à 0,3 mm/tr a conduit, sous certaines conditions ($V_c = 45$ m/min par exemple), à doubler les valeurs moyennes de H et L_s . En revanche, une variation moins significative de la hauteur de vallées, ne dépassant pas les 17%, a été notée pour les différentes conditions de coupe.

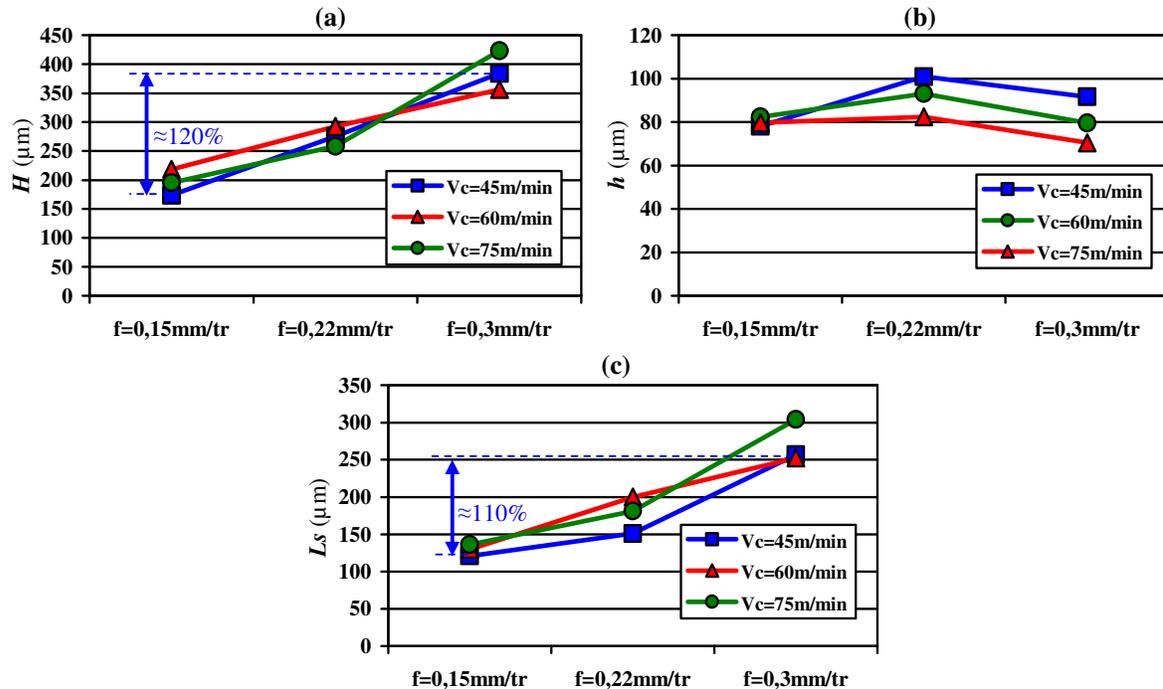


Figure IV-3 Sensibilité de la géométrie des festons aux conditions de coupe : (a) hauteur moyenne de crêtes, (b) hauteur moyenne de vallées et (c) largeur moyenne des festons

IV.1.2.2 Effet des conditions de coupe sur les efforts de coupe et d'avance

Afin d'étudier l'effet des conditions de coupe sur la formation du copeau, la dépendance de l'effort spécifique de coupe K_c à la vitesse de coupe et à l'avance a été déterminée. La Figure IV-4 illustre une diminution dans la valeur de K_c avec l'application des conditions de coupe plus élevées. Une diminution plus prononcée de K_c (environ 300 MPa) a été notée suite à l'augmentation de l'avance. Cette diminution est expliquée par la quantité supérieure de matière à enlever. Toutefois, en maintenant f constante et faisant varier V_c dans la gamme des vitesses étudiées, un changement moins significatif (<100MPa) a été noté pour l'effort spécifique de coupe.

Nous illustrons par la Figure IV-5 les efforts moyens de coupe (tangential) et d'avance (radial) déterminés pour les différentes conditions de coupe testées. Ces efforts sont mesurés une fois le régime stabilisé est établi. En corrélation avec la forte dépendance du copeau et de l'effort spécifique à l'avance, des changements prononcés au niveau de la valeur moyenne des efforts moyens de coupe et d'avance ont été remarqués en faisant varier l'avance.

Nous ajoutons aussi que, quelle que soit l'avance définie, F_c diminue légèrement avec l'augmentation de la vitesse de coupe. Cette diminution est attribuée à l'augmentation de la température dans les interfaces de contact et dans les bandes de cisaillement lorsque la vitesse de coupe croît. L'augmentation

de la chaleur dans les bandes de cisaillement entraine un adoucissement plus prononcé de la matière et donc une contrainte d'écoulement plus faible. La variation des efforts mesurés reste cependant faible (environ 5%) et quelle que soit l'avance. Il en ressort alors la faible sensibilité de F_c à la vitesse de coupe. Cependant, l'augmentation de la vitesse de coupe a entrainé une élévation de l'effort moyen d'avance qui devient plus marqué pour les grandes avances (0,22 mm/tr et 0,3 mm/tr). À titre d'exemple, pour une avance de 0,3mm/tr, F_f passe d'environ 850 N à 1 100 N en augmentant la vitesse de coupe de 45 m/min à 75 m/min (voir Figure IV-5b).

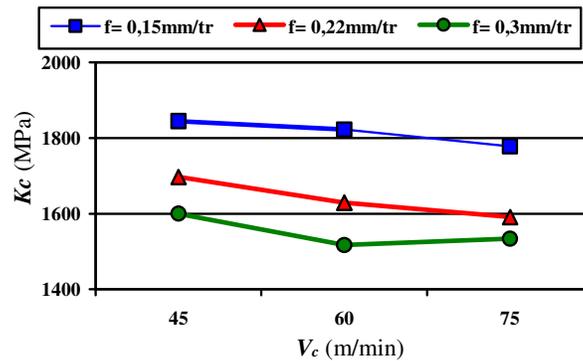


Figure IV-4 Effort spécifique de coupe correspondant aux différentes vitesses de coupe et avances

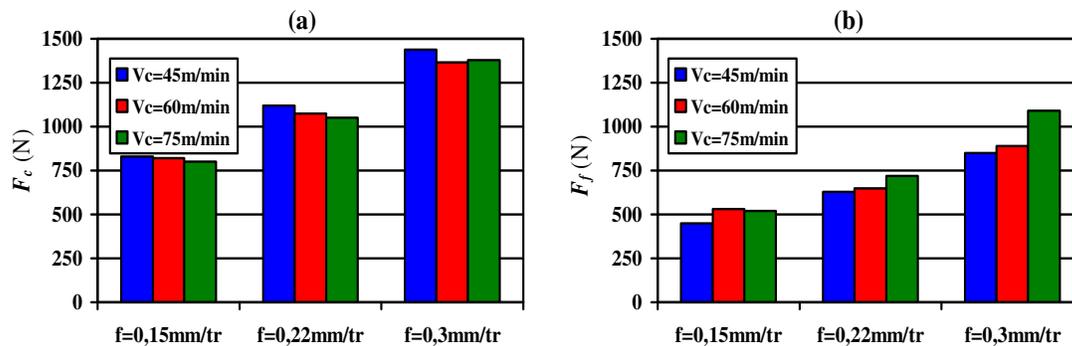


Figure IV-5 Sensibilité des efforts (a) de coupe et (b) d'avance à la vitesse de coupe et à l'avance

IV.1.2.3 Synthèse

Dans cette partie, des essais expérimentaux de tournage orthogonal à différentes vitesses de coupe et avances ont été effectués. L'effet de ces deux paramètres de coupe sur la morphologie du copeau, la géométrie des festons et les efforts appliqués à l'outil de coupe a été étudié. En apparence, sans la considération de phénomènes d'usure, les résultats expérimentaux ont montré que la vitesse de coupe influe peu sur le procédé d'usinage du Ti6Al4V en le comparant à l'avance. Cette faible dépendance à la vitesse de coupe a été aussi remarquée par d'autres auteurs dans le cas de l'usinage d'autres types d'alliages de titane (tel que le Ti555-3 étudié par Braham-Bouchnak (Braham-Bouchnak, 2010)).

Il a été montré par la présente étude qu'avec une avance de 0,15 mm/tr, la variation de la vitesse de coupe dans la gamme étudiée (entre 45 m/min et 75 m/min) un effet négligeable sur les hauteurs de crêtes et de vallées, les largeurs des festons et les efforts moyens de coupe et d'avance. Avec la définition des avances plus élevées, la sensibilité de ces paramètres à la vitesse de coupe devient plus significative, mais reste faible par rapport à f ayant plus d'effet sur le processus de coupe. L'augmentation de l'avance (de 0,15 mm/tr à 0,3 mm/tr), et donc de la quantité de la matière à enlever, a conduit à des variations prononcées au niveau des paramètres géométriques du copeau (H , h et L_s) et des efforts expérimentaux (F_c et F_f).

Afin de mieux comprendre l'origine de ces variations, il est important de connaître les changements instantanés subits par le matériau pendant son usinage. L'évolution de la déformation plastique, de la

température et de l'endommagement dans différentes zones de sollicitations (les bandes de cisaillement et les interfaces de contact), situées au niveau du plan médian de la pièce ainsi que sur toute la largeur de coupe, doit être déterminée. Par conséquent, une étude numérique 3D s'est avérée nécessaire pour une compréhension plus approfondie des phénomènes accompagnant la formation du copeau. Elle présente l'objectif principal de la partie suivante. Le choix de procéder à ce type d'analyse numérique 3D est expliqué par la présence des écoulements latéraux intenses qui accompagnent la définition des avances élevées et qui n'ont pas été observés avec les modélisations numériques 2D présentées par les deux chapitres précédents. Ces écoulements contribuent à la formation des bourrelets de taille non négligeable, appliquant à leur tour des chargements supplémentaires sur l'outil de coupe. La distribution instantanée des champs thermiques, de la déformation plastique équivalente et de l'endommagement sur toute la largeur du copeau sera aussi soigneusement analysée afin de déterminer le mode de propagation des fissures dans le copeau.

IV.2 Modélisation 3D de la coupe orthogonale

Dans cette partie, des modélisations 3D de la coupe orthogonale sont mises en place. Elles sont considérées comme avantageuses du fait qu'elles permettent d'éviter les hypothèses formulées pour les modèles numériques 2D, et donc d'aboutir à la fiabilisation des simulations numériques. Les avantages de la modélisation numérique 3D, notamment de la réduction des hypothèses simplificatrices (comme la considération d'un cas simplifié de déformation plane) et son effet sur les prédictions seront comparés à ceux obtenus avec une simulation numérique 2D, tout en tenant compte de sa capacité à maintenir des temps de calcul raisonnables. En effet, la capacité des modèles 3D à reproduire avec précision les différents phénomènes mis en jeu sur toute la largeur de coupe lors de la formation du copeau sera analysée.

La validation des modèles numériques est effectuée par la comparaison des résultats prédits (la morphologie des copeaux et les efforts) pour différentes conditions de coupe à ceux expérimentaux présentés par la section IV.1.2. L'évolution instantanée des déformations et des températures ainsi que la propagation de l'endommagement sur la largeur de coupe seront déterminées. Cette étude s'intéressera aussi à déterminer l'effet des conditions de coupe sur la formation des bourrelets, expérimentalement observées, ainsi que sur leur géométrie. Les résultats obtenus seront utilisés pour déterminer les conditions opérationnelles à partir desquelles les modèles numériques 2D basés sur une hypothèse de déformation plane ne sont plus capables de reproduire fidèlement le processus de tournage orthogonal du Ti6Al4V.

IV.2.1 Description du modèle numérique

Dans cette partie, une modélisation 3D de la coupe orthogonale est mise en place en utilisant le code de calculs par EF Abaqus®/Explicit dans sa version 6.14. La formulation lagrangienne est définie en dynamique avec la prise en compte des phénomènes thermiques. Similairement à l'étude 2D du chapitre précédent, la vitesse de coupe est définie à l'outil tandis que la pièce à usiner est supposée fixe. Des conditions d'encastrement sont appliquées à sa base inférieure et à son extrémité comme il est indiqué par la Figure IV-6. Afin de mieux contrôler les interactions outil-matière et de minimiser les problèmes de distorsion de maillage, trois sous-parties superposées et liées (TIE) l'une contre l'autre sont utilisées pour représenter la pièce à usiner. Nous désignons par P_1 , P_2 et P_3 la zone d'avance, la zone de passage de l'outil de coupe et le support de la pièce finie, respectivement. Aucun plan de symétrie n'a été défini au modèle numérique ce qui permet une liberté d'écoulement latéral de la matière sur les deux extrémités du copeau.

Afin d'alléger les calculs et de réduire suffisamment les temps nécessaires pour la modélisation d'un essai d'usinage de très courte durée ($< 2\text{ms}$), la largeur de coupe a été fixée à 0,5 mm (soit égale à $1/6 a_p$). Pour la discrétisation du modèle numérique, des éléments finis hexaèdres à 8 nœuds C3D8RT, auxquels une intégration réduite et un couplage en déplacement et température sont définis, ont été utilisés dans cette étude 3D. La définition d'une intégration réduite a pour but de minimiser les temps de calculs très élevés liés à la définition d'une intégration complète (Atlati, 2012). Afin de mieux

contrôler les déformations parasites connues par les modes *Hourglass*, la méthode *Relax Stiffness* basée sur une intégration viscoélastique a été définie aux éléments de maillage.

Différentes tailles des EF sont utilisées pour la discrétisation spatiale du modèle géométrique de sorte que le maillage soit raffiné aux zones supposées à de fortes sollicitations et déraffiné avec la diminution des gradients de contrainte. Ceci permet de ne pas augmenter déraisonnablement les temps de calculs tout en maintenant la pertinence de l'étude numérique. Les éléments hexaèdres utilisés pour mailler les parties supérieures de la pièce à usiner (P_1 et P_2) fortement sollicitées sont de taille $20\ \mu\text{m} \times 20\ \mu\text{m} \times 100\ \mu\text{m}$. Pour la partie P_3 , la même taille des éléments a été définie à sa face supérieure mais le maillage devient plus grossier en profondeur. Le même principe a été utilisé pour la discrétisation de l'outil de coupe dont seul son rayon d'acuité est finement maillé (voir Figure IV-6). Il est à noter que pour les différentes conditions de coupe (données par le Tableau IV-2), aucun changement n'est apporté sur la discrétisation du modèle numérique.

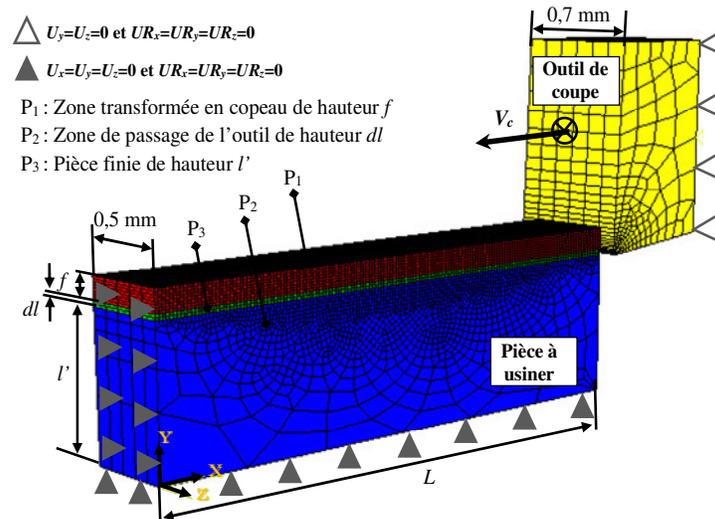


Figure IV-6 Modèle géométrique et conditions aux limites

Tableau IV-2 Propriétés géométriques et conditions d'usinage

Paramètre étudié	Valeur
Angle de coupe γ ($^\circ$)	2
Angle en dépouille α ($^\circ$)	7
Rayon d'acuité r_b (μm)	20
Longueur de la pièce L (mm)	3
Hauteur de la pièce finie l' (mm)	1
Hauteur de la zone de passage de l'outil dl (mm)	0,03
Avance f (mm/tr)	0,1 – 0,15 – 0,22 – 0,3
Vitesse de coupe V_c (m/min)	45 – 60 – 75
Largeur de coupe a_p (mm)	0,5
Coefficient de frottement de Coulomb μ	0,1
Coefficient de Tresca m_{Tresca}	1
Fraction de la chaleur d'origine déformation plastique η_p	0,9
Fraction de chaleur d'origine frottement η_f	1
Chaleur d'origine frottement transmise vers la pièce f_f	0,5

Pour la gestion du contact outil-pièce, l'algorithme *maître-esclave* a été défini tel que les surfaces de l'outil de coupe sont les surfaces *maître*. Un deuxième algorithme d'auto-contact a été utilisé afin de gérer le contact copeau-face supérieure de la pièce.

Il est à noter que pour la reproduction de l'aspect mécanique du frottement outil-pièce, le modèle de frottement de Coulomb avec une limitation Tresca (donné par l'équation (II.6)) a été défini. L'avantage principal de cette loi se présente par sa capacité de tenir compte des deux types de contact entre l'outil de coupe et la pièce (collant et glissant) sans la nécessité d'augmenter le nombre des coefficients à identifier. Quant à l'aspect thermique du contact, nous supposons dans cette étude que la chaleur créée lors de la formation du copeau provienne uniquement de la déformation plastique de la matière enlevée et du frottement outil-pièce. Les valeurs correspondantes aux coefficients de partage de la chaleur et à ceux du modèle de frottement sont données par le Tableau IV-2.

Concernant le comportement des matériaux en contact, il est à noter que, similairement à l'étude 2D précédemment présentée (par les Chapitres II et III), l'outil de coupe en carbure de tungstène est considéré rigide tandis que la pièce à usiner est supposée déformable. Le Tableau IV-2 regroupe les différentes propriétés géométriques et les conditions d'usinage définies aux modèles numériques 3D.

Pour la modélisation de la séparation de la matière et la reproduction de la segmentation du copeau, le modèle de comportement de JC, donné par les équations (I.1) et (II.1), a été défini. A titre de rappel, nous regroupons par le Tableau IV-3 les coefficients de comportement correspondant à la loi de plasticité et d'endommagement de JC. Dès qu'un endommagement est initié dans le matériau à usiner, le critère énergétique de Hillerborg et al (Hillerborg, et al., 1976), décrit par l'équation (II.4), intervient pour la reproduction de l'évolution de l'endommagement dans le matériau jusqu'à atteindre la rupture totale. Les propriétés physiques du matériau à usiner et de l'outil de coupe sont regroupées par le Tableau II-2.

Tableau IV-3 Coefficients de la loi de plasticité et d'endommagement de JC

Coefficients de plasticité						Coefficients d'endommagement				
A(MPa)	B(MPa)	n	C	m	$\dot{\epsilon}_0(s^{-1})$	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1119	838,6	0,473	0,019	0,643	1	-0,09	0,25	-0,5	0,014	3,87

IV.2.2 Modélisation 3D de la formation du copeau

La Figure IV-7 illustre la morphologie du copeau prédite avec une modélisation 3D de la coupe orthogonale à une vitesse de coupe et d'avance de 45 m/min et 0,3 mm/tr, respectivement. On remarque que suite à la pénétration de l'outil dans la pièce, un écoulement dans les trois directions a eu lieu. Des bourrelets ont été formés sur les deux cotées libres du copeau simulé. Une zone de forte pression hydrostatique a été obtenue au niveau du plan médian du copeau, notamment à l'interface de contact copeau-outil de coupe. L'intensité de cette pression s'atténue en se déplaçant du centre de la pièce (plan médian, déformation plane) vers les bords (extrémités de la pièce, contrainte plane). Ceci met l'accent sur le fait que la pièce à usiner ainsi que l'outil de coupe ne sont pas sollicités de la même façon sur toute sa largeur de coupe, ce qui confirme l'intérêt de procéder à des modélisations numériques 3D.

La Figure IV-8 illustre la morphologie du copeau et la distribution de la déformation plastique équivalente obtenues avec deux types de modélisation numérique, 2D et 3D. Les résultats obtenus avec le modèle numérique 3D, notamment au niveau du plan médian ($Z = 0$ mm) et ses bords ($Z = \pm 0,25$ mm), ne sont pas identiques tel qu'en passant d'une section à une autre, une légère différence dans la géométrie des festons a été obtenue. Le glissement de la matière enlevée suivant son plan de cisaillement est accentué au niveau du plan médian du copeau par rapport à celui obtenu sur les bords. Le festonnage, à son tour, devient moins prononcé sur les extrémités où la matière usinée se déforme aussi latéralement. Même si le pourcentage de la matière écoulee sur les bords (selon la direction Z) est négligeable par rapport à celui obtenu en épaisseur (dans le plan XY), il peut cependant avoir un effet non négligeable sur la formation du copeau. Car, les charges thermiques et mécaniques supplémentaires, d'origine bourrelets, appliqués à l'outil de coupe gênent le processus d'enlèvement de matière.

D'après la Figure IV-8b-c, les bandes de cisaillement, sont soumises sur toute la largeur de coupe à des niveaux de déformation très élevés. Les déformations simulées sur les bords (les bourrelets) sont supérieures à celles correspondantes au plan médian du copeau. Ces premiers résultats confirment

l'intérêt des modélisations numériques 3D qui permettent de tenir compte de la différence des grandeurs physiques situées le long de la largeur de coupe, et donc d'approfondir la compréhension et la maîtrise du processus de coupe.

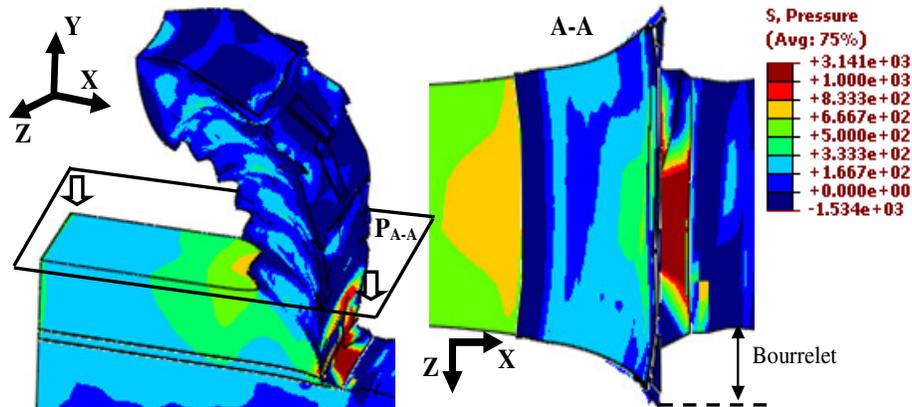


Figure IV-7 Distribution de la pression hydrostatique dans le cas d'une modélisation 3D de la coupe orthogonale ($V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,3 \text{ mm}$)

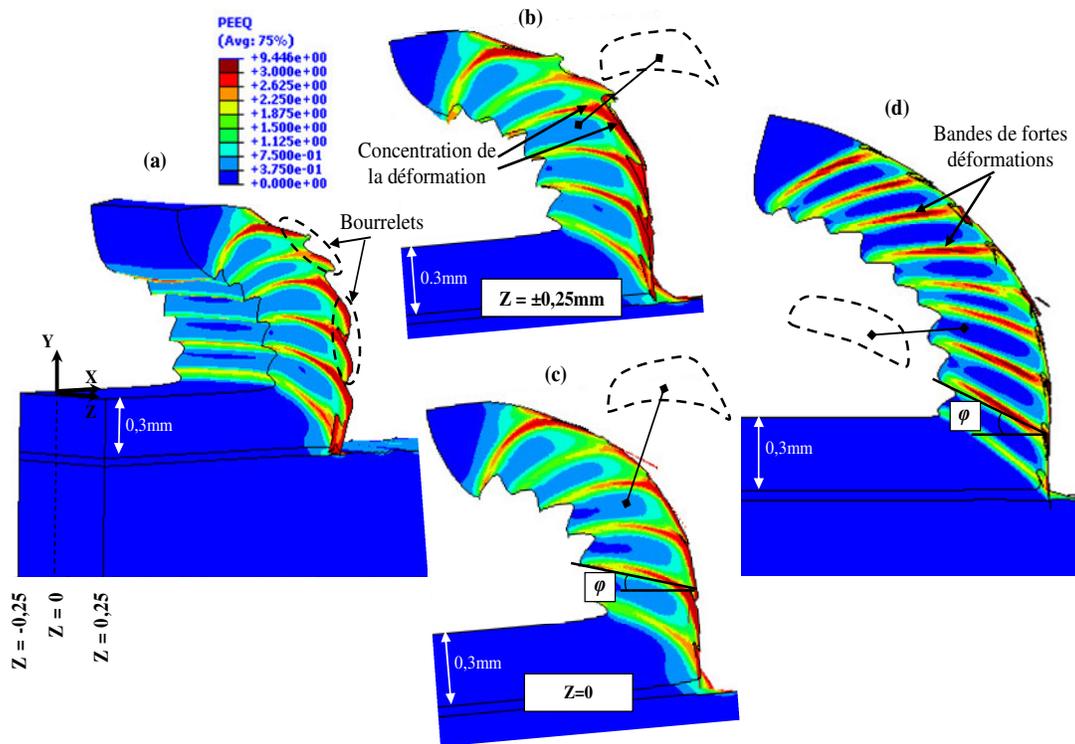


Figure IV-8 Morphologie du copeau et distribution de la déformation plastique équivalente dans le cas d'une modélisation (a) 3D, (b) 3D_bord, (c) 3D_plan médian et (d) 2D ($V_c = 45\text{m/min}$ et $f = 0,3\text{mm}$)

La comparaison avec les résultats numériques obtenus avec une modélisation 2D de coupe orthogonale (Figure IV-8d) montre la formation d'un copeau de morphologie différente pour les mêmes conditions de coupe. Le copeau est devenu plus ondulé dont une accélération dans la formation des bandes de déformation est remarquée. Une réduction de la largeur des festons est donc obtenue. De plus, une concentration de la déformation est prédite au milieu des bandes de cisaillement ce qui n'est pas le cas d'une modélisation 3D. De plus, l'angle de cisaillement correspondant à la modélisation 2D est supérieure à celui obtenu par une modélisation 3D. La différence notée entre les résultats numériques (2D, 3D_plan médian et 3D_bords) montre d'une part l'effet des simplifications associées à l'utilisation

des modèles numériques 2D, présentées principalement par la négligence des effets de bords et la supposition d'un cas de déformation plane, et d'autre part la différence entre les phénomènes se produisant sur toute la largeur de coupe.

Une analyse détaillée des différentes étapes contrôlant la formation d'un feston a été effectuée. L'évolution instantanée de la température et de la déformation plastique dans le copeau a été déterminée. La Figure IV-9 montre que dès la pénétration de l'outil de coupe dans la pièce, l'écoulement de la matière a induit une augmentation de la température, notamment au niveau de la matière usinée en contact avec le rayon d'acuité de l'outil. La température n'est pas également répartie sur toute la largeur de coupe. Elle est plus importante au niveau du plan médian qu'à sur les bords de la pièce. Cela est expliqué par la différence dans les grandeurs mécaniques locales (frottement, pression...) appliquées en tous points du copeau.

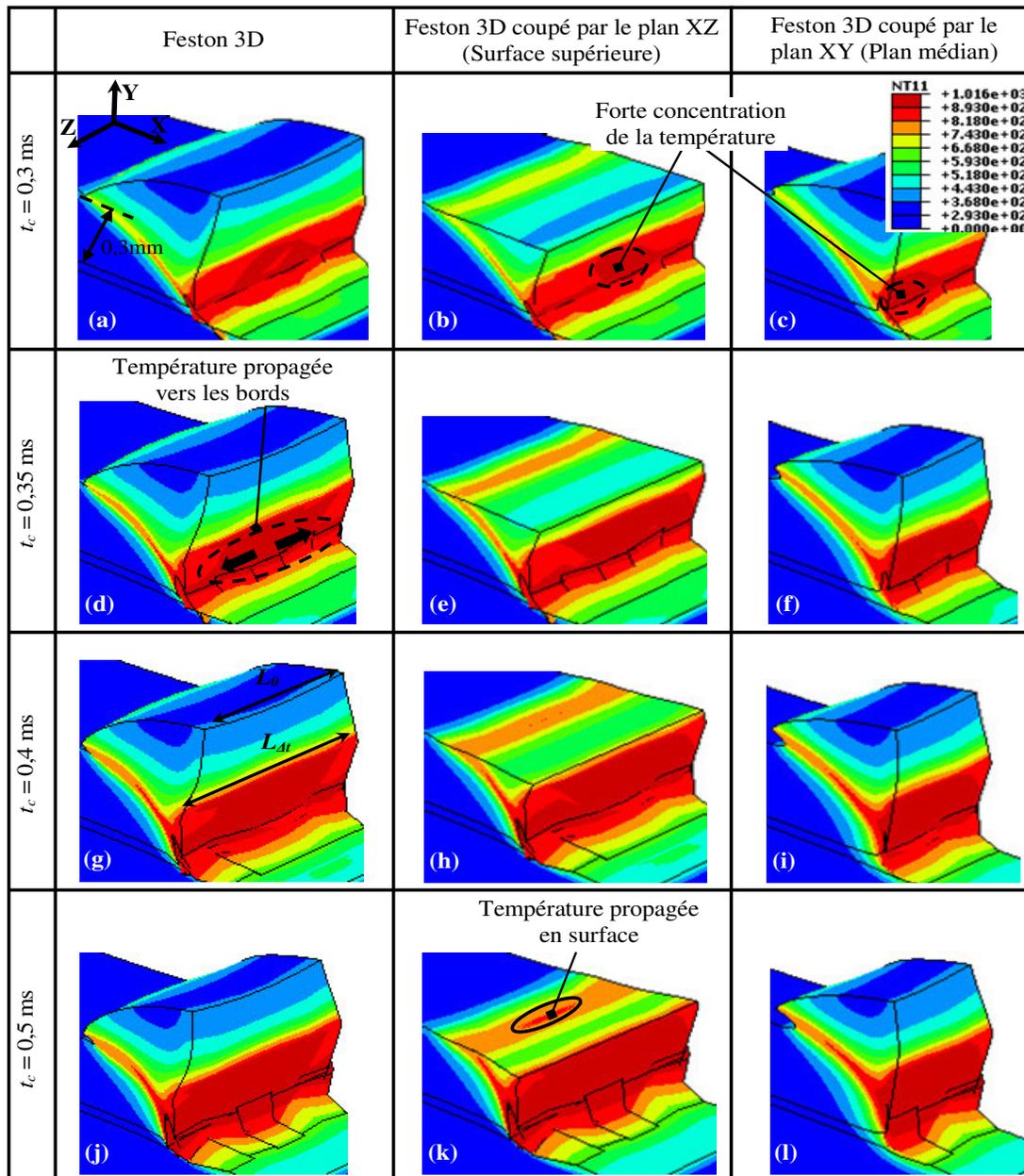


Figure IV-9 Distribution de la température pour différents temps de coupe et plans d'observation ($V_c = 45 \text{ m/min}$ et $f = 0,3 \text{ mm}$)

Suite à la pénétration progressive de l'outil de coupe dans la pièce, la chaleur concentrée au niveau du plan médian commence à se propager vers les bords (selon la direction Z) et le long du plan de cisaillement. Cette chaleur, provenant principalement de l'auto échauffement de la pièce (par sa déformation plastique), mais aussi du frottement outil-matière, et propagée de façon non identique sur la largeur du copeau est en corrélation avec la légère différence déjà notée dans la géométrie des festons (Figure IV-8b et c).

Après la formation d'une première bande de cisaillement, des mesures de la température en cinq points différents situés sur la surface libre supérieure du copeau et sur celle intérieure en contact avec l'outil de coupe ont été effectuées. Les résultats obtenus sont représentés par la Figure IV-10. Quelle que soit la surface considérée, la température évolue de la même façon tel qu'elle est maximale au niveau du plan médian ($Z = 0$) et elle diminue sur les bords. La différence calculée est d'environ 130°C , soit environ 12%, ce qui n'est pas négligeable. Nous ajoutons que les températures sont atténuées en s'éloignant de la zone de contact, où la matière est fortement déformée (voir Figure IV-8b).

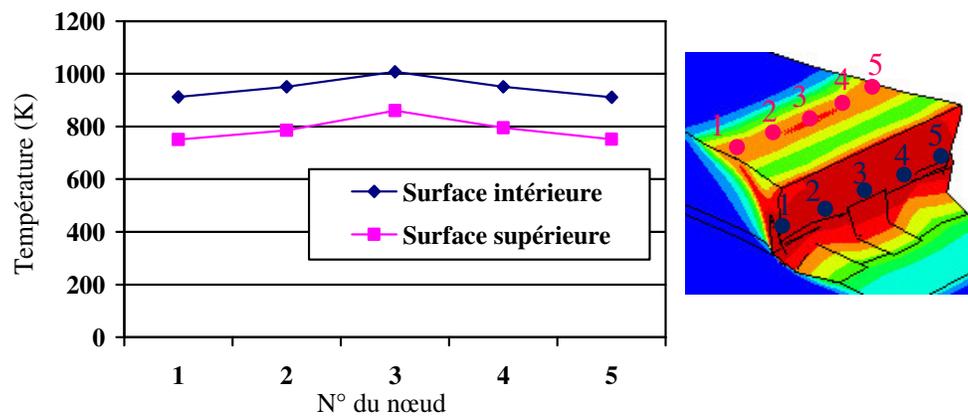


Figure IV-10 Distribution de la température obtenue après formation d'une première bande de cisaillement ($t_c = 0,45\text{ms}$, $V_c = 45\text{ m/min}$ et $f = 0,3\text{ mm}$)

Le plan médian, caractérisé par des températures supérieures à celles situées sur les bords, présente une contrainte d'écoulement plus faible, ce qui conduit à des déformations plus importantes et concentrées comme indiqué par la Figure IV-11. L'adoucissement prononcé de la matière au niveau de ce plan ($Z = 0$) conduit à la formation d'une bande de cisaillement primaire plus concentrée que celle formée aux extrémités.

Même si les grandeurs thermomécaniques sont plus prononcées sur le plan médian, les mécanismes contrôlant la formation d'un feston sont identiques à ceux se produisant sur les bords. Les déformations plastiques sont élevées au niveau de la matière en contact avec la pointe outil et elles se propagent vers la surface libre créant la bande de cisaillement primaire (Figure IV-11). La comparaison entre la géométrie du feston simulée sur les deux plans d'observation montre un glissement de la matière, toujours plus important au centre de la pièce, selon son plan de cisaillement. Cela explique la différence illustrée par la Figure IV-11 dans la géométrie des festons simulés sur le plan médian et les bords.

La Figure IV-11 montre aussi que pour le même temps de coupe, le copeau ne subit pas les mêmes étapes sur toute sa largeur de coupe. En effet, l'image (e) fait apparaître le début de la formation d'un premier feston alors que pour le même instant ($t_c = 0,3\text{ms}$) le copeau n'est pas encore formé sur les bords (image (a)). De même, en comparant les images (d) et (h), on s'aperçoit que le copeau est totalement formé sur le plan médian, mais pas sur le bord, d'où le décalage dans les phénomènes se produisant sur toute la largeur du copeau. Ces constatations confirment l'hypothèse d'une initiation de la segmentation du copeau à partir du plan médian de la pièce vers les bords.

Pour déterminer le mode de propagation de l'endommagement, l'évolution de la variable d'endommagement *SDEG* a été suivie à des instants différents (de $0,3\text{ms}$ jusqu'à $0,5\text{ms}$) et sur deux plans d'observation (le plan médian et les bords de la pièce). La Figure IV-12 montre une concentration

de l'endommagement au niveau de la première bande de cisaillement formée, notamment dans le plan médian du copeau, en accord avec la distribution de la déformation. Cet endommagement se propage de façon plus accélérée au centre du premier feston simulé. Cette description est en accord avec la supposition faite par Pottier et al (Pottier, et al., 2014) qui ont pensé à une propagation de l'endommagement du plan médian de la pièce vers les bords (voir Figure I-27c).

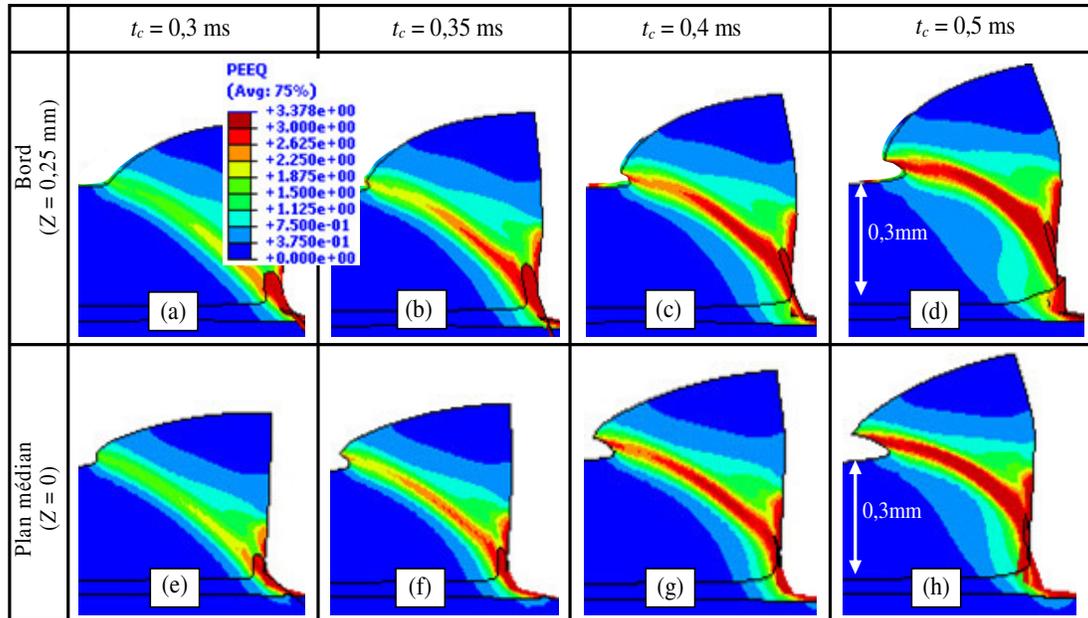


Figure IV-11 Déformation plastique équivalente obtenue sur (a-d) les bords et (e-h) le plan médian du copeau

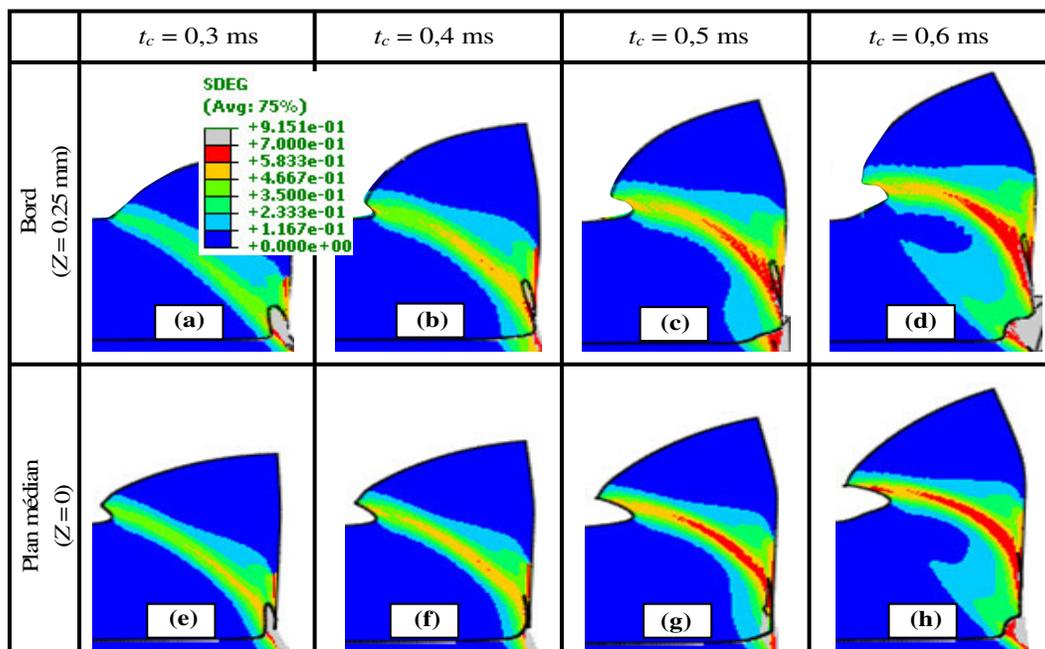


Figure IV-12 Distribution de la variable d'endommagement en fonction du temps de coupe et du plan d'observation

IV.2.3 Sensibilité des copeaux aux conditions de coupe

IV.2.3.1 Effet des conditions de coupe sur la morphologie du copeau

La modélisation de la coupe à différentes conditions de coupe (trois vitesses de coupe et quatre avances) a été effectuée. La morphologie du copeau correspondante à chaque condition de coupe est représentée par la Figure IV-13. Nous remarquons que, du point de vue qualitatif, l'intensité de la segmentation du copeau diffère avec la vitesse de coupe, mais plus significativement avec l'avance, ce qui est conforme aux résultats expérimentaux (Figure IV-2). Numériquement, l'augmentation de la vitesse de coupe entraîne visiblement une forte segmentation du copeau dans le cas des faibles avances (soient égales à 0,1 mm/tr et 0,15 mm/tr). Avec ces avances, le copeau passe d'une morphologie ondulée à une autre parfaitement segmentée en augmentant la vitesse de coupe (de 45 m/min à 75 m/min). En revanche, avec des avances plus élevées (soient de 0,22 mm/tr et 0,3 mm/tr), le copeau simulé avec les trois vitesses de coupe est légèrement segmenté ce qui est en contradiction avec le copeau expérimental. Cependant, les bandes de cisaillement présentent toujours des niveaux élevés de déformations plastiques lorsque la vitesse de coupe augmente.

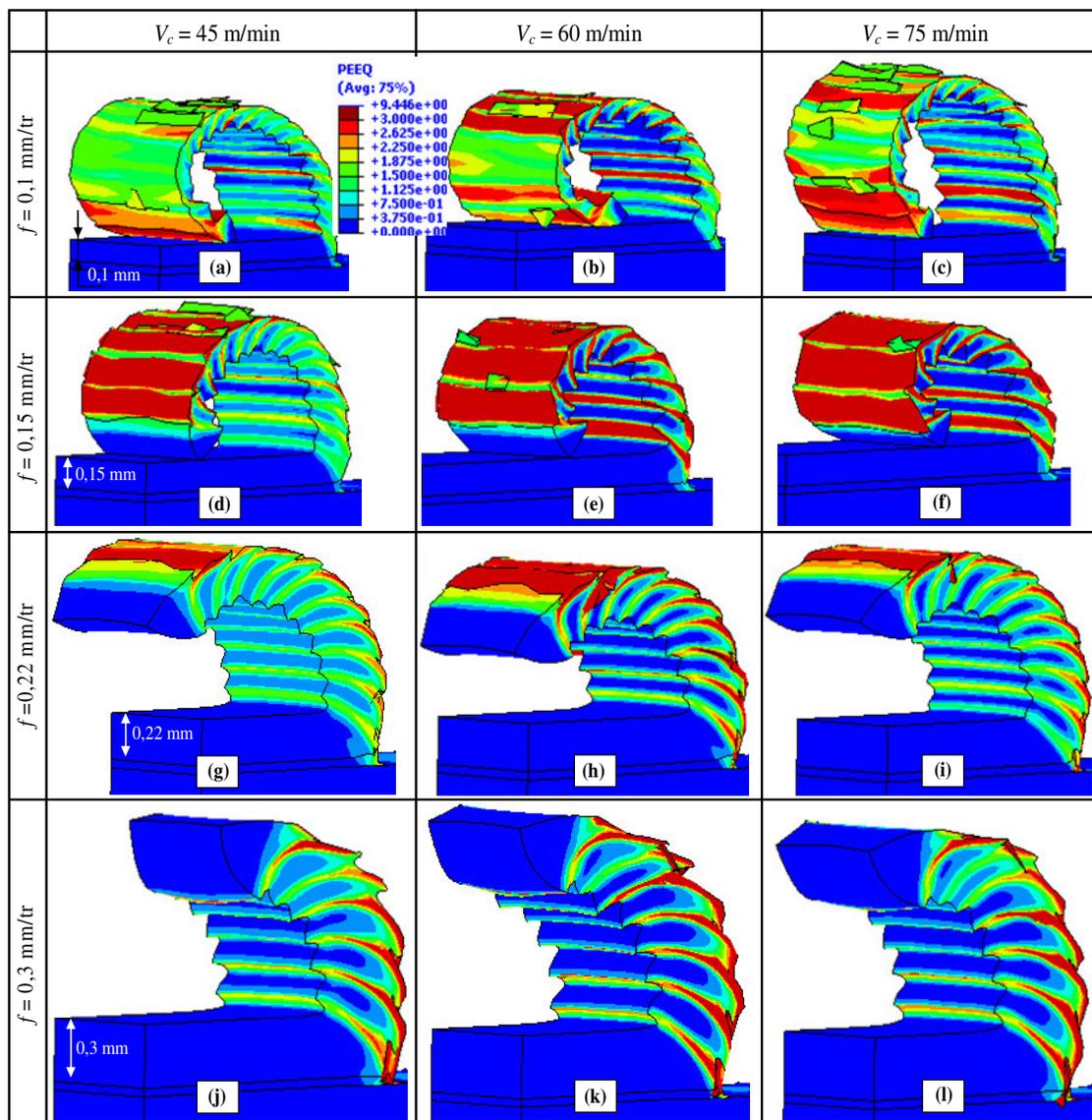


Figure IV-13 Morphologie du copeau correspondant à différentes vitesses de coupe et avances

L'effet de la vitesse de coupe sur la distribution de la température et de la variable d'endommagement a été étudié. La Figure IV-14 montre une élévation des températures situées sur la surface usinée du copeau, en frottement avec l'outil, en augmentant la vitesse de coupe. La propagation, par auto-échauffement, de la chaleur dans l'épaisseur du copeau vers la surface libre a été aussi simulée. Cela montre que dans le cas de l'usinage des matériaux de faible conductivité thermique, comme le Ti6Al4V, il faut éviter la définition des vitesses de coupe élevées qui entraînent une augmentation des températures non seulement au niveau des interfaces de contact, mais aussi dans les bandes de cisaillement. De plus, pour une vitesse de coupe élevée (60 m/min et 75 m/min dans notre cas), la forte déformation subite par la matière enlevée au niveau du plan de cisaillement (illustrée par la Figure IV-13e-f) entraîne un glissement prononcé des festons, accélérant à leur tour l'endommagement (voir Figure IV-14e et f). Tandis qu'à une vitesse de coupe de 45 m/min, le matériau usiné est faiblement endommagé et des bandes de cisaillement très diffuses sont notées.

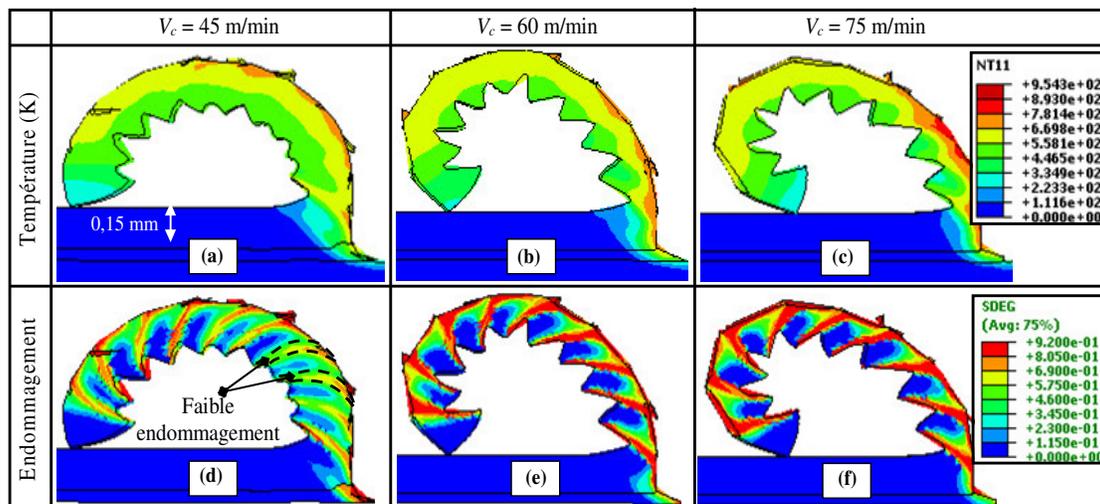


Figure IV-14 Distribution des iso-valeurs de température et de la variable d'endommagement obtenue avec différentes vitesses de coupe : (a et d) 45 m/min, (b et e) 60 m/min et (c et f) 75 m/min ($f = 0,15$ mm/tr)

Les copeaux simulés à une vitesse de coupe de 60 m/min et différentes avances sont regroupés par la Figure IV-15 et comparés à ceux expérimentaux. Contrairement aux résultats expérimentaux, une diminution de l'intensité du festonnage a été notée pour les avances élevées, soit à 0,22 mm/tr et 0,3 mm/tr. Pour ces avances où le contrôle de la distorsion de maillage devient plus critique et les temps de calcul sont fortement augmentés, le modèle numérique 3D défini dans cette étude pour la reproduction du processus de formation du copeau, notamment sa forte segmentation, s'avère d'une faible efficacité, dont des améliorations seront proposées dans le chapitre suivant.

D'après la Figure IV-16, les températures situées à l'interface de contact outil-copeau sont accentuées en augmentant l'avance. Leurs valeurs maximales passent de moins de 800K à plus de 1000K pour respectivement des avances de 0,1 mm/tr et 0,3 mm/tr. De plus, la chaleur simulée devient plus propagée en épaisseur du copeau lorsque l'avance augmente et elle entraîne la formation d'une zone affectée thermiquement ZAT plus étendue.

Des mesures de l'épaisseur de ZAT ont été effectuées. Les températures moyennes prédites dans cette zone et leur pourcentage en épaisseur par rapport à l'épaisseur moyenne du copeau ont été aussi déterminés. Les résultats trouvés sont regroupés par le Tableau IV-4. Nous remarquons que plus l'avance augmente, plus le pourcentage de la ZAT augmente et sa température moyenne est accentuée. Ces températures élevées de coupe vont agir négativement sur l'outil de coupe et sa durée de vie.

D'après la Figure IV-17, l'augmentation de la température et l'étendue de la zone fortement chauffée avec l'avance sont aussi constatés sur les faces de coupe et de dépouille de l'outil. Des températures toujours plus importantes au centre de l'outil (plan médian) qu'à ses extrémités ont été simulées. Elles

sont de plus de 500K pour une avance de 0,3 mm/tr, alors qu'elle ne dépasse pas 400K dans le cas d'une faible avance (soit égale à 0,1 mm/tr). Cette augmentation de la température agit non seulement sur la durée de vie des outils de coupe, mais aussi sur l'intégrité de la surface usinée (contrainte résiduelle).

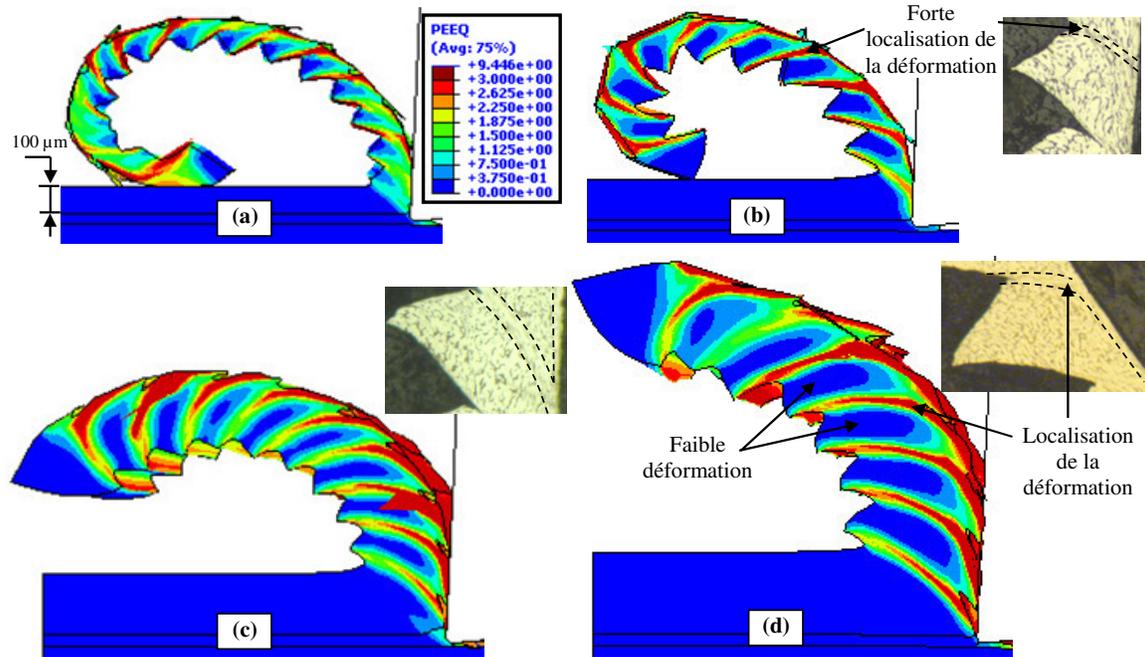


Figure IV-15 Déformations plastiques équivalentes obtenues avec différentes avances : (a) 0,1 mm/tr, (b) 0,15 mm/tr, (c) 0,22 mm/tr et (d) 0,3 mm/tr ($V_c = 60$ m/min)

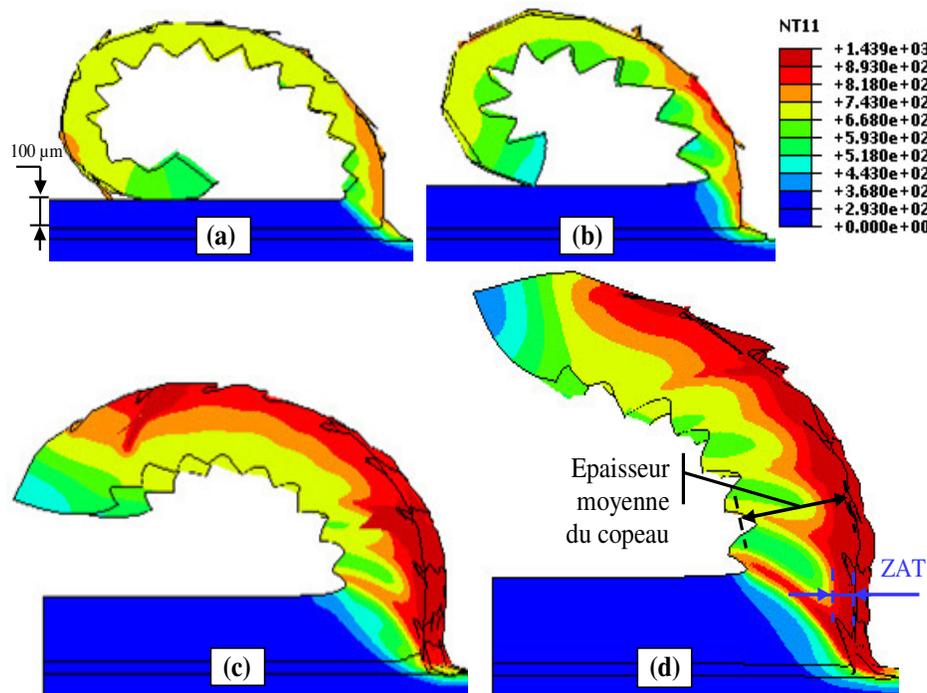


Figure IV-16 Iso-valeurs de températures simulées avec différentes avances : (a) 0,1 mm/tr, (b) 0,15 mm/tr, (c) 0,22 mm/tr et (d) 0,3 mm/tr ($V_c = 60$ m/min)

Tableau IV-4 Effet de l'avance sur la zone affectée thermiquement ($V_c = 60$ m/min)

Avance (mm/tr)	0,1	0,15	0,22	0,3
Température moyenne de Z_{II} (K)	795	846	951	1016
Epaisseur de la ZAT (mm)	0,04	0,11	0,26	0,4
Epaisseur en % de la ZAT par rapport à celle du copeau	34	41,5	48,8	55,5

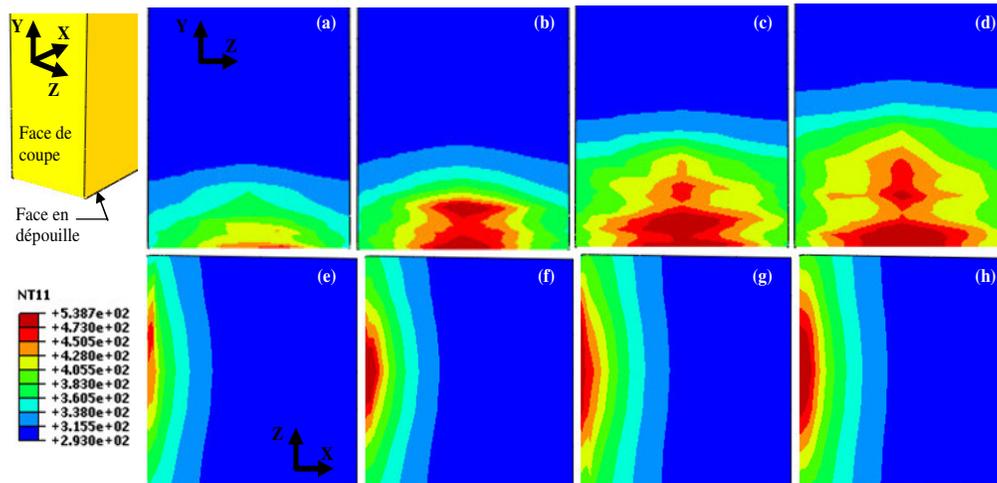


Figure IV-17 Distribution de la température simulée sur (a-d) la face de coupe et (e-h) en dépouille de l'outil lorsque différentes avances sont définies : (a et e) 0,1 mm/tr, (b et f) 0,15 mm/tr, (c et g) 0,22 mm/tr et (d et h) 0,3 mm/tr ($t_c = 1,5$ ms et $V_c = 60$ m/min)

IV.2.3.2 Effet des conditions de coupe sur la géométrie des festons

Après avoir déterminé l'effet des conditions de coupe sur le procédé de formation du copeau en termes de chargements thermomécaniques, nous passons à étudier la capacité des modèles numériques à prédire fidèlement la géométrie du copeau. Des mesures des hauteurs moyennes de crêtes H et de vallées h des copeaux simulés, issues de la modélisation du tournage orthogonal du Ti6Al4V à différentes vitesses de coupe et avances, ont été effectuées. Les résultats obtenus sont représentés par la Figure IV-18. Des comparaisons avec les hauteurs H et h expérimentalement déterminées (données par la section IV.1.2.1) ont été effectuées.

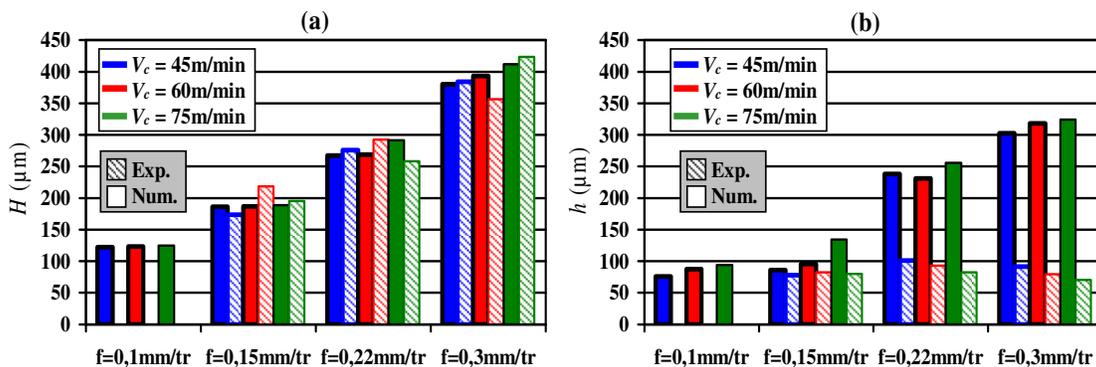


Figure IV-18 Comparaison des hauteurs moyennes prédites (a) de crêtes et (b) de vallées à celles expérimentales correspondantes à différentes conditions de coupe

Similairement aux essais expérimentaux, la faible dépendance de la géométrie des festons à la vitesse de coupe a été numériquement reproduite. En revanche, une augmentation continue de h avec l'application des avances plus élevées a été simulée avec les différentes vitesses de coupe, ce qui est en

contradiction avec les résultats expérimentaux. Du point de vue corrélation expérimentation/simulation, seules les hauteurs de vallées déterminées avec une avance de 0,15 mm/tr sont proches de celles expérimentales. Toutefois, pour des avances plus élevées (0,22 mm/tr et 0,3 mm/tr), la comparaison avec les résultats expérimentaux souligne une surestimation importante de la valeur moyenne de cette hauteur, et cela pour les trois vitesses de coupe étudiées. Cette faible fiabilité des modèles numériques peut être liée aux éléments de maillage utilisés pour la discrétisation des zones d'endommagement (P_1 et P_2) qui sont de taille $20 \mu\text{m} \times 20 \mu\text{m} \times 100 \mu\text{m}$, mais dont leur diminution risque de faire encore augmenter les temps de calcul.

Quant à la hauteur moyenne des crêtes, l'analyse 3D menée dans ce chapitre a montré une capacité intéressante à reproduire avec beaucoup de précision ce paramètre géométrique pour les différentes conditions de coupe étudiées. Les écarts calculés sont présentés par la Figure IV-19. Ils sont généralement très faibles par rapport à ceux correspondants à h . À titre d'exemple, pour une vitesse de coupe de 75 m/min et une avance de 0,15 mm/tr, une sous-estimation de presque 3,3% a été obtenue pour H , alors qu'elle dépasse 60% pour h .

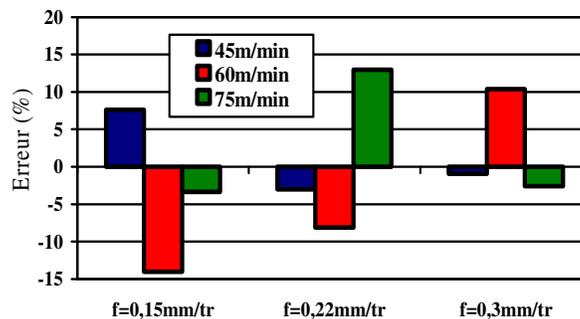


Figure IV-19 Erreurs calculées (%) en termes de hauteurs moyennes de crêtes

IV.2.3.3 Effet des conditions de coupe sur la formation de bourrelets

D'après la Figure IV-13, un écoulement latéral de la matière a lieu pour les différentes conditions de coupe. La quantité de cette matière écoulee sur les bords (bourrelets) varie en fonction de la vitesse de coupe et de l'avance. D'après la Figure IV-20, la vitesse de coupe est d'un effet négligeable sur la formation de bourrelets, et cela quelle que soit l'avance utilisée. En revanche, pour la gamme des vitesses de coupe étudiées, une augmentation de la taille de bourrelets est remarquée suite à l'augmentation de l'avance. Dans le cas d'une avance de 0,3 mm/tr, la largeur de bourrelets formés est de plus de 3 fois celle obtenue avec une avance de 0,1 mm/tr. La quantité de la matière formée sur les bords présente environ 40% l'avance définie, et ceci quelle que soit la vitesse de coupe. Ce résultat met en évidence l'intérêt des modélisations numériques 3D, notamment pour les avances élevées, du fait qu'elles sont capables de prendre compte de l'effet des bourrelets sur le procédé de formation du copeau, ce qui est impossible dans le cas d'une simulation numérique 2D avec une hypothèse de déformation plane.

IV.2.4 Sensibilité des efforts aux conditions de coupe

La variation des efforts spécifiques de coupe en fonction des conditions de coupe est présentée par la Figure IV-21. Contrairement aux résultats expérimentaux (donnés par la Figure IV-4), l'effort K_c ne diminue pas de façon continue en augmentant l'avance. Pour une avance de 0,22 mm/tr, K_c augmente légèrement ($\approx 0,2\%$) avec une vitesse de coupe de 75 m/min alors que pour des vitesses plus faibles, la variation de K_c est d'environ 7%. En augmentant l'avance ($f = 0,3$ mm/tr), l'effort spécifique est de nouveau diminué mais d'un faible pourcentage.

La comparaison entre les efforts de coupe numériques et expérimentaux est représentée par la Figure IV-22. Des tendances similaires ont été notées pour F_c tel qu'un effet plus important de l'avance par rapport à celui de la vitesse de coupe est obtenu. Nous ajoutons que la définition de différentes avances a entraîné une variation plus significative de l'effort de coupe, en la comparant à celle résultante des

essais expérimentaux. De façon générale, une prédiction fiable de F_c est obtenue dans le cas des faibles avances, mais elle devient médiocre pour les fortes avances, où le bourrelet est plus important et la géométrie des festons est mal prédite. Pour une avance de 0,3 mm/tr, par exemple, les écarts calculés entre les efforts de coupe numériques et expérimentaux sont supérieurs à 20%, et ceci pour les différentes vitesses de coupe étudiées.

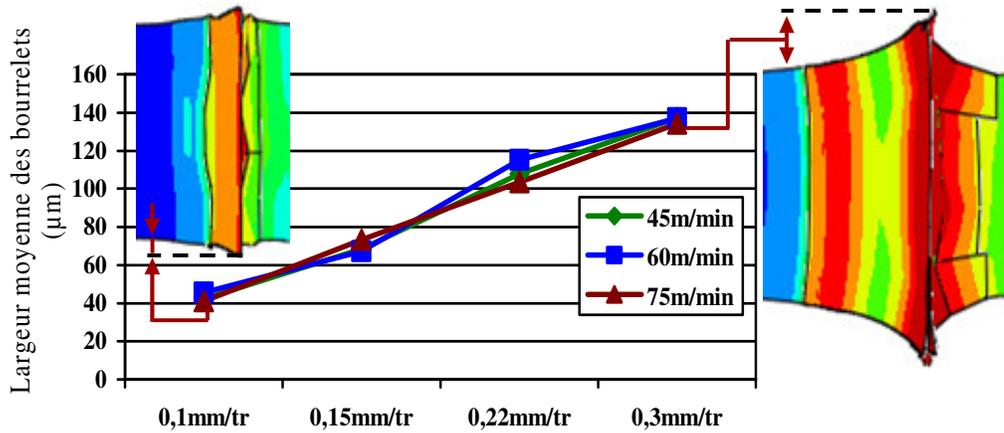


Figure IV-20 Effet de la vitesse de coupe et de l'avance sur la formation de bourrelets

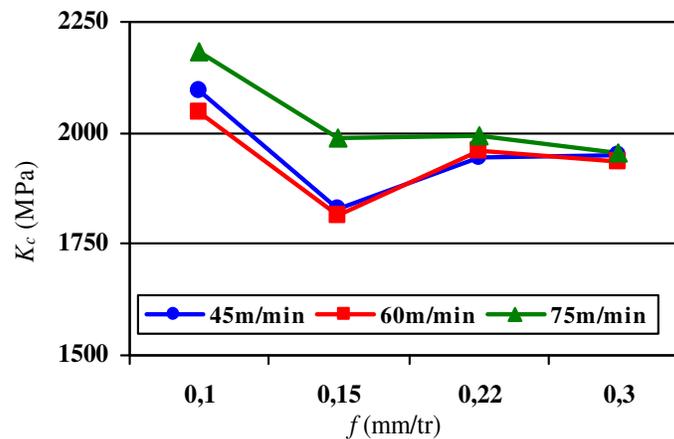


Figure IV-21 Dépendance de l'effort spécifique de coupe aux conditions de coupe

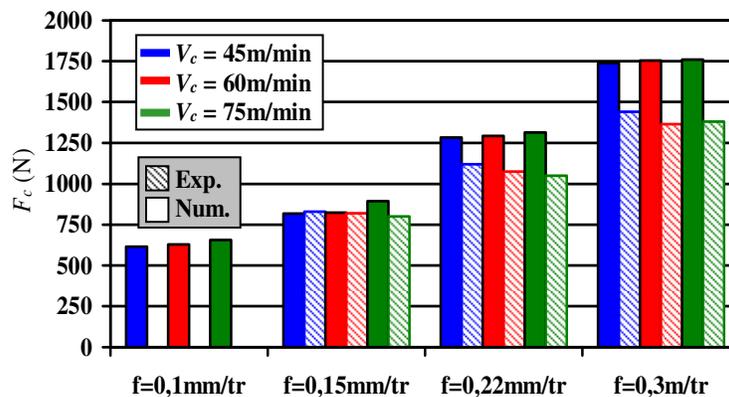


Figure IV-22 Comparaison des efforts de coupe numériques à ceux expérimentaux obtenus pour différentes conditions de coupe

IV.3 Conclusion

Dans ce chapitre, des essais expérimentaux de tournage orthogonal du Ti6Al4V à différentes conditions de coupe ont été effectués. Pendant cette étude, trois vitesses de coupe (45 m/min, 60 m/min et 75 m/min) et d'avance (0,15 mm/tr, 0,22 mm/tr et 0,3 mm/tr) ont été définies. Les résultats en termes de morphologie de copeau, géométrie des festons et efforts moyens de coupe et d'avance ont été présentés et analysés. Trois paramètres géométriques (la hauteur de crêtes, la hauteur de vallées et la largeur des festons) ont été mesurés afin de déterminer leur dépendance aux conditions de coupe, et donc d'étudier l'effet des paramètres de coupe sur la morphologie du copeau du point de vue qualitatif et quantitatif.

Il a été montré que pour les neuf conditions de coupe définies, un copeau segmenté est formé dont sa géométrie varie d'une condition de coupe à une autre. En général, l'effet de la vitesse de coupe sur la morphologie du copeau est inférieur à celui de l'avance. Contrairement à la hauteur de vallées h , qui varie aléatoirement avec l'avance, la hauteur de crêtes H augmente fortement avec l'avance donnant naissance à une segmentation plus prononcée du copeau. De plus, un effet dominant de l'avance sur la quantité de la matière écoulee sur les bords et les efforts F_c et F_f a été noté. En revanche, une faible variation de la valeur moyenne de ces efforts a été notée suite à la définition des différentes vitesses de coupe.

La modélisation numérique 3D élaborée dans cette étude a montré des niveaux de températures et d'endommagement plus importants dans le plan médian du copeau et qui s'atténuent en s'approchant des bords. Le fait que les températures et l'endommagement simulés sur les bourrelets sont légèrement inférieurs à ceux obtenus au centre du copeau, cela induit des efforts supplémentaires pour leur formation, notamment dans le cas des avances élevées. Ce phénomène intervient à l'augmentation notée des efforts de coupe et d'avance quand la largeur des bourrelets est assez élevée (cas des fortes avances).

Ces premiers résultats ont mis l'accent sur la nécessité de mettre en place une simulation numérique 3D fiable pour une étude plus fine des phénomènes accompagnant la formation du copeau, notamment dans le cas des avances élevées. De plus, ils ont montré que même dans le cas de la coupe orthogonale, la formation du copeau est bien un phénomène 3D avec des champs thermiques et mécaniques différents entre les bords et le cœur de la pièce. En revanche, même si de nouveaux phénomènes, plus proches de la réalité, sont visibles, comme la formation de bourrelets latéraux, les prédictions de la géométrie du copeau et des efforts de coupe ne gagnent pas forcément en pertinences. Les simulations numériques effectuées pour différentes conditions de coupe montrent des écarts avec les résultats expérimentaux qui deviennent plus significatifs en augmentant l'avance.

Pour cela, des modifications seront apportées dans le chapitre suivant à la loi thermo-viscoplastique de JC (donnée par l'équation (I-1)) dans le but d'améliorer la fiabilité des modèles numériques 3D. Ces modifications concernent principalement les termes de viscosité et d'adoucissement thermique reproduisant mal la sensibilité à la vitesse de déformation et à la température sur des intervalles étendus de sollicitations. Une routine VUMAT© sera alors développée.

Chapitre V.

Modélisation 3D de la coupe orthogonale du Ti6Al4V en utilisant un modèle thermo-viscoplastique modifié de Johnson-Cook

La plupart des codes de calcul par EF, tel qu'Abaqus®, intègre un nombre limité de lois de comportement standards. L'implémentation numérique de nouveaux modèles (ou la modification de ceux qui existent déjà) est un besoin fort. L'utilisation de ces nouveaux modèles s'avère intéressante pour l'amélioration de la fiabilité des modélisations numériques. Mais l'efficacité de ces nouvelles lois dépend fortement de leur implémentation, qui peut être réalisée de plusieurs façons. Prenons l'exemple de l'introduction du modèle de comportement sous une forme tabulée (cas étudié dans le Chapitre III.3.3). Cette méthode consiste à introduire les courbes d'écoulement sur des plages de sollicitations en déformations, vitesses de déformation et températures. Des réseaux de courbes doivent donc être définis à des pas réguliers de températures et de vitesses de déplacement. Dans ce cas, la précision dans la reproduction du comportement du matériau à usiner dépend significativement des intervalles définis entre les courbes. Ces intervalles doivent être minimisés afin de garantir une bonne convergence et une précision suffisante du modèle numérique. Les données à implémenter sont donc très nombreuses pour couvrir tout le domaine de sollicitation. Par conséquent, il s'avère souvent intéressant de procéder à la programmation des modèles de comportement sous leur forme mathématique à l'aide d'une sous-routine. Cette méthode est intéressante car elle permet de garantir la précision du modèle. De plus, la sous-routine développée peut être appliquée à différents matériaux en changeant tout simplement le jeu de coefficients du modèle de comportement.

Une routine utilisateur VUMAT® sera alors développée dans ce dernier chapitre. Elle a pour but de permettre, après sa validation, la définition d'un nouveau modèle de comportement, proposé et identifiée dans cette étude. Ce modèle a pour but de mieux tenir compte de l'effet de la vitesse de déformation et de la température sur le comportement mécanique du Ti6Al4V, et par suite d'améliorer la précision des modélisations 3D de la coupe orthogonale.

Ce chapitre est décomposé en trois sous-chapitres. Le premier portera sur la présentation des principales parties qui constituent l'algorithme implémenté. Un cas particulier du modèle d'écrouissage isotrope de JC couplé avec le critère d'initiation et d'évolution d'endommagement (donnés par les équations (II-1), et (II-2) et (II-3)) est étudié. La deuxième partie est consacrée à la validation de la sous-routine développée. Pour cela, la loi thermo-viscoplastique de JC sous sa forme classique a été définie. Les résultats numériques obtenus avec la VUMAT® sont alors directement comparés à ceux du modèle standard d'Abaqus®/Explicit. Après la validation de la sous-routine VUMAT®, des modifications sur les termes de viscosité et d'adoucissement thermique de la loi rhéologique de JC seront effectuées dans la troisième partie de ce chapitre. L'effet de ces modifications sur la MEF de la coupe orthogonale est alors discuté. Ce chapitre est clôturé par une conclusion sur l'intérêt des modifications effectuées, au niveau de la sensibilité à la température et à la vitesse de déformation, sur la fiabilisation de la modélisation numérique 3D d'un essai de tournage orthogonal du Ti6Al4V.

V.1 Démarche adoptée pour l'implémentation du modèle de comportement dans Abaqus®/Explicit à travers la routine VUMAT®

Avec le code de calcul Abaqus®/Explicit, l'implémentation d'un nouveau modèle de comportement peut être effectuée à travers la programmation d'une sous-routine VUMAT® (Vectorized User MATerial). Son utilisation entraîne la désactivation des lois existantes dans la bibliothèque d'Abaqus®. Par conséquent, toute la partie comportement doit être redéfinie. Les principaux points de la démarche

adoptée pour la définition du comportement du matériau seront détaillés. Nous commençons tout d'abord par le choix de la méthode de résolution en fonction du type de calcul (fortement dynamique pour cette étude).

V.1.1 Méthode de résolution

La technique adoptée lors d'une analyse par éléments finis nécessite la discrétisation du modèle à travers une formulation variationnelle en temps et en déplacement. Cette technique permet la résolution des équations aux dérivées partielles dans un solide, et ceci pour des conditions initiales et des conditions aux limites particulières. De façon générale, l'équilibre mécanique global dans un solide est écrit sous la forme suivante :

$$\{I\} = \sum_e \{I_e\} = \left[\sum_e \left([M_e] \cdot \{\ddot{u}_e\} + \{F_e\}_{int} - \{F_e\}_{ext} \right) \right] \cdot \{\partial \dot{u}\} = 0 \quad (V-1)$$

où $\{I_e\}$ présente le vecteur des fonctionnelles élémentaires sur toute la structure. $[M_e]$ est la matrice masse élémentaire. $\{F_e\}_{int}$ et $\{F_e\}_{ext}$ sont respectivement les vecteurs des efforts élémentaires internes et externes.

En Supposant $\{R_e\} = \|\{F_e\}_{int} - \{F_e\}_{ext}\|$, l'équation (V-1) peut alors être reformulée selon l'écriture suivante :

$$[M_e] \cdot \{\ddot{u}_e\} + \{R_e\} = 0 \quad (V-2)$$

Ce système algébrique exprime l'équilibre dynamique dans une structure. Pour sa résolution, plusieurs schémas d'intégration peuvent être envisagés (e.g. schéma implicite ou explicite). Ces schémas se distinguent par la méthode utilisée pour la discrétisation temporelle du problème. Chacun de ces schémas présente des avantages et des inconvénients qui seront mis en évidence dans une étude préliminaire de la performance du schéma d'intégration adopté. Le but d'une telle étude est de vérifier l'adéquation du schéma défini au procédé étudié (l'usinage du Ti6Al4V pour notre cas).

V.1.1.1 Schéma implicite

Un schéma d'intégration implicite est généralement utilisé pour la résolution des problèmes mécaniques statiques à faiblement dynamiques. Ce schéma est inconditionnellement stable, mais son problème majeur est la nécessité de procéder, après chaque pas de temps Δt , à l'inversion de la matrice de rigidité pour résoudre le système d'équations d'équilibre. L'inversion incrémentale de cette matrice est généralement impossible pour les problèmes fortement non linéaires (avec un changement significatif du comportement du matériau, des conditions sévères de contact, des grandes transformations géométriques...). La divergence fréquemment rencontrée de la solution rend ce schéma d'intégration inapproprié pour la modélisation de ce type de problème.

V.1.1.2 Schéma explicite

Contrairement à la méthode implicite, le schéma de résolution explicite est non itératif et est conditionnellement stable. La résolution des problèmes mécaniques en dynamique se fait donc immédiatement en se basant sur le principe de condensation diagonale de la matrice masse. Théoriquement, la détermination des termes correctifs et de l'évolution de la matrice tangente globale se fait sans la nécessité de son inversion. Les variables nodales sont donc directement mises à jour sans la nécessité d'une résolution onéreuse du système d'équilibre. Ceci permet d'alléger les calculs dans le cas des modèles de comportement complexes.

Ce type d'intégration basé sur le principe de la détermination de la solution à l'instant $t+\Delta t$ à partir des données récupérées à l'instant précédent t est pratique. Cependant, une détermination adéquate du pas de temps est requise pour garantir la stabilité et la précision de la solution. De façon générale, un faible

pas de temps, mais ne dépassant pas une certaine valeur critique, doit être utilisé dans le cas d'un calcul explicite (Zhang, et al., 2011a).

Le schéma d'intégration explicite sera utilisé dans ce chapitre pour la modélisation de la coupe 3D du Ti6Al4V. Par conséquent, les valeurs des composantes du tenseur de contraintes σ_{ij} , de déformations incrémentales $\Delta\varepsilon_{ij}$ et de variables d'état seront récupérées au début de chaque pas de temps et utilisées pour la mise à jour du comportement du matériau.

V.1.2 Démarche adoptée pour l'implémentation du comportement de la pièce

L'analyse par éléments finis des problèmes de type statique à forttement dynamique nécessite l'utilisation d'un algorithme approprié pour la résolution des équations d'équilibre. Pour le cas d'un essai d'usinage, la reproduction des différentes étapes suivies par le matériau à usiner (élasticité, plasticité et endommagement) rend l'implémentation de son comportement très délicate. Elle se fait à travers la routine VUMAT© utilisée par Abaqus®/Explicit. Cette subroutine reste pratique vu qu'elle permet de stocker les variables sous la forme vectorielle, contrairement à la routine UMAT© adoptée généralement pour un calcul implicite. Cela implique que, lors de l'implémentation d'une VUMAT©, toutes les variables doivent être programmées en vecteurs. Par conséquent, l'ordre de leurs composantes doit être impérativement respecté.

La méthode explicite itérative basée sur la prédiction élastique et la correction plastique avec un retour radial est adoptée. Elle est représentée par le diagramme de la Figure V-1. Pour chaque pas de temps et élément de maillage, de nouveaux termes traduisant la variation incrémentale de la contrainte, de la déformation et des variables étudiées sont calculés. Ils sont ensuite ajoutés aux données récupérées à l'instant précédent t afin de déterminer l'état de la contrainte d'écoulement dans le matériau à l'instant $t+\Delta t$.

Une fois l'endommagement est initié dans un élément, une correction est effectuée sur l'expression de la contrainte d'écoulement (Figure V-1). De plus, dès qu'un élément de maillage est totalement dégradé, sa raideur devient nulle et le calcul est automatiquement repris pour un nombre inférieur d'éléments effectifs. En revanche, la modélisation de l'endommagement produit dans les éléments de maillage est difficile à contrôler avec un calcul implicite et risque de faire diverger la solution finale. C'est pour cette raison que ce type de calcul reste à nos jours peu utilisé pour la modélisation d'un comportement fortement dynamique avec la présence d'un endommagement, comme celui produit dans le cas de l'usinage du Ti6Al4V.

La Figure V-1 illustre les différentes parties de la subroutine VUMAT© implémentée dans cette étude. Dans les parties suivantes de cette section, nous reprenons de façon plus détaillée les principales parties nécessaires pour l'implémentation d'un modèle de comportement dans le cas d'un écrouissage isotrope.

V.1.2.1 Contrôle de la transition élasticité-plasticité

Les critères de plasticité ont pour but de permettre la transition entre les deux domaines, élastique et plastique, et ceci en délimitant le domaine d'élasticité pure par une surface de charge. A l'intérieur de ce domaine, le matériau se déforme élastiquement sous l'effet de la variation de la contrainte alors qu'une déformation plastique est produite à partir de ses frontières.

La surface de charge est définie par une fonction seuil, notée f_{seuil} , qui permet de déterminer, pour chaque incrément de temps Δt , le comportement du matériau en fonction des sollicitations appliquées. Nous distinguons trois domaines de déformation :

- $f_{seuil} < 0$ (Domaine élastique)
- $f_{seuil} = 0$ et $\frac{df_{seuil}}{dt} = 0$ (Domaine plastique)
- $f_{seuil} = 0$ et $\frac{df_{seuil}}{dt} < 0$ (Domaine de décharge élastique)

Rappelons que cette étude ne s'intéresse pas à la décharge élastique (relaxation) produite dans la pièce après son usinage sous l'effet des contraintes internes.

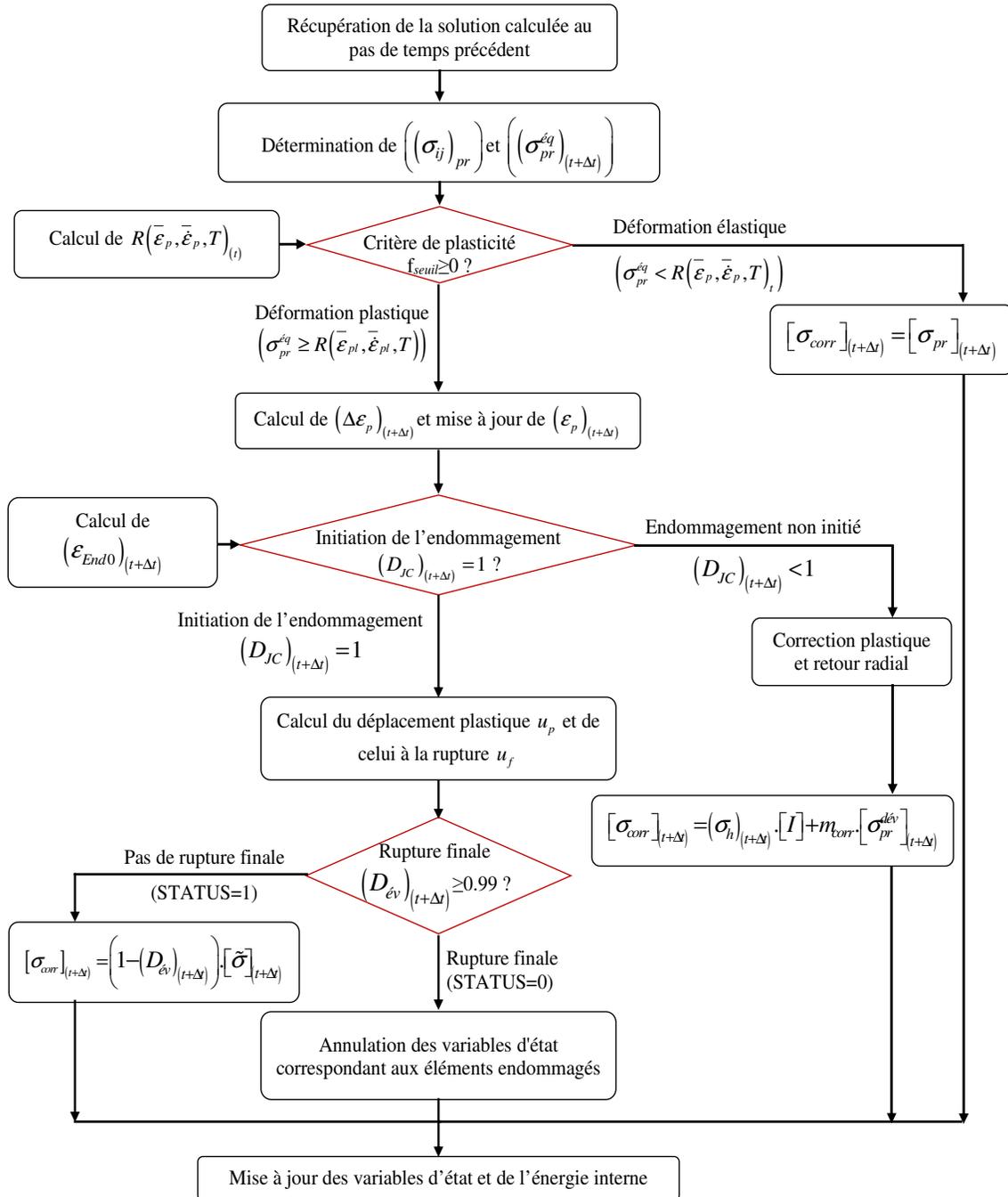


Figure V-1 Algorithme implémenté dans la VUMAT© développée

La limite d'écoulement plastique peut être donnée par un critère isotrope ou anisotrope. Dans le cas de la modélisation du procédé d'usinage, le critère isotrope de Von Mises (Mises, 1913), schématisé par la Figure V-2, est fréquemment utilisé. Ce critère, insensible aux chargements sphériques correspondant à une pression (Hamitouche, 2015), est donné par la fonction de charge suivante :

$$f_{seuil} = \sigma_{pr}^{éq} - R(\bar{\epsilon}_p, \bar{\dot{\epsilon}}_p, T) \tag{V-3}$$

où $R(\bar{\epsilon}_p, \bar{\dot{\epsilon}}_p, T)$ est la contrainte d'écoulement donnée par le modèle de comportement défini pour la modélisation de la coupe et $\sigma_{pr}^{éq}$ est la contrainte équivalente de Von Mises (nommé aussi prédicteur élastique équivalent). $\sigma_{pr}^{éq}$ est donnée par l'équation (V-4). Dans le cas d'une étude 3D, l'expression de cette contrainte est donnée par l'équation (V-7).

$$\sigma_{pr}^{éq} = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot [\sigma_{pr}^{dév}] : [\sigma_{pr}^{dév}]} = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot (\sigma_{pr}^{dév})_{ij} \cdot (\sigma_{pr}^{dév})_{ij}} \quad (V-4)$$

où $(\sigma_{pr}^{dév})_{ij}$ sont les composantes du tenseur déviateur du prédicteur élastique $[\sigma_{pr}^{dév}]$ (décrit par l'équation (V-5)). Elles sont données par le système d'équations (V-6).

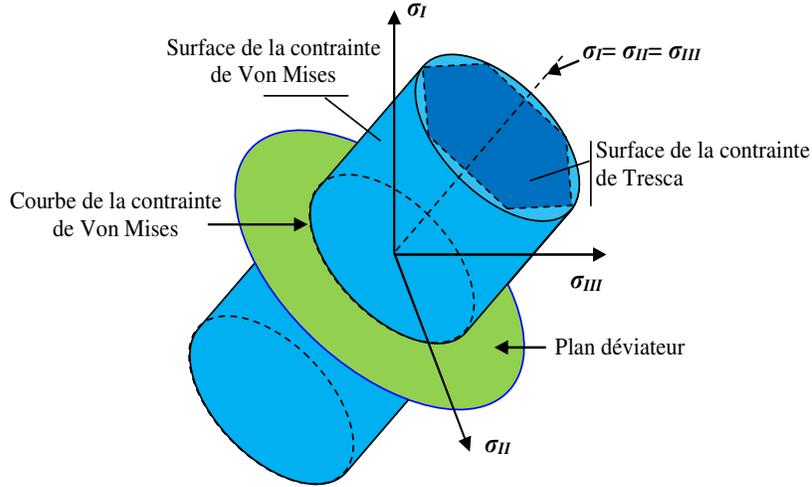


Figure V-2 Critère de Von Mises correspondant à l'espace des contraintes principales

$$[\sigma_{pr}^{dév}] = [\sigma_{pr}] - \frac{1}{3} tr([\sigma_{pr}]) \cdot [I] = [\sigma_{pr}] - \sigma^h \cdot [I] \quad (V-5)$$

avec σ^h est la contrainte hydrostatique, $[\sigma_{pr}]$ est le tenseur prédicteur élastique et $[I]$ est le tenseur d'identité.

$$\begin{cases} (\sigma_{pr}^{dév})_{11} = (\sigma_{11})_{pr} - \sigma^h = 2\mu_L \epsilon_{11}^{dév} \\ (\sigma_{pr}^{dév})_{22} = (\sigma_{22})_{pr} - \sigma^h = 2\mu_L \epsilon_{22}^{dév} \\ (\sigma_{pr}^{dév})_{33} = (\sigma_{33})_{pr} - \sigma^h = 2\mu_L \epsilon_{33}^{dév} \\ (\sigma_{pr}^{dév})_{12} = (\sigma_{12})_{pr} - \sigma^h = 2\mu_L \epsilon_{12}^{dév} \\ (\sigma_{pr}^{dév})_{13} = (\sigma_{13})_{pr} - \sigma^h = 2\mu_L \epsilon_{13}^{dév} \\ (\sigma_{pr}^{dév})_{23} = (\sigma_{23})_{pr} - \sigma^h = 2\mu_L \epsilon_{23}^{dév} \end{cases} \quad (V-6)$$

$$\sigma_{pr}^{éq} = \sqrt{\frac{1}{2} \times \left[\left((\sigma_{11})_{pr} - (\sigma_{22})_{pr} \right)^2 + \left((\sigma_{22})_{pr} - (\sigma_{33})_{pr} \right)^2 + \left((\sigma_{33})_{pr} - (\sigma_{11})_{pr} \right)^2 + 6 \times \left((\sigma_{12})_{pr}^2 + (\sigma_{23})_{pr}^2 + (\sigma_{13})_{pr}^2 \right) \right]} \quad (V-7)$$

D'après le système d'équations (V-6), le tenseur déviateur du prédicteur élastique peut aussi être donné sous la forme suivante :

$$[\sigma_{pr}^{dév}] = 2\mu_L \cdot [\varepsilon^{dév}] \quad (V-8)$$

En se basant sur cette équation, le tenseur déviateur à l'instant $t+\Delta t$ est écrit comme suit :

$$[\sigma_{pr}^{dév}]_{(t+\Delta t)} = [\sigma_{pr}^{dév}]_{(t)} + [\Delta\sigma_{pr}^{dév}]_{(t+\Delta t)} = [\sigma_{pr}^{dév}]_{(t)} + 2\mu_L \times [\Delta\varepsilon^{dév}]_{(t+\Delta t)} \quad (V-9)$$

Dans le cas d'un calcul Explicit, la méthode de retour radial est utilisée. Elle consiste à faire revenir la contrainte $R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\varepsilon}_p, T)$ sur la surface de charge (voir Figure V-3). Cette méthode permet d'augmenter la précision de la solution explicitement déterminée. Un facteur de correction m_{corr} donné par l'équation (V-10) sera alors utilisé. Son rôle consiste à corriger l'expression du tenseur de contrainte (équation V-11).

$$m_{corr} = \frac{\left(R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\varepsilon}_p, T)\right)_{(t+\Delta t)}}{(\sigma_{pr}^{éq})_{(t+\Delta t)}} \quad (V-10)$$

$$[\sigma_{corr}]_{(t+\Delta t)} = m_{corr} \times [\sigma_{pr}]_{(t+\Delta t)} \quad (V-11)$$

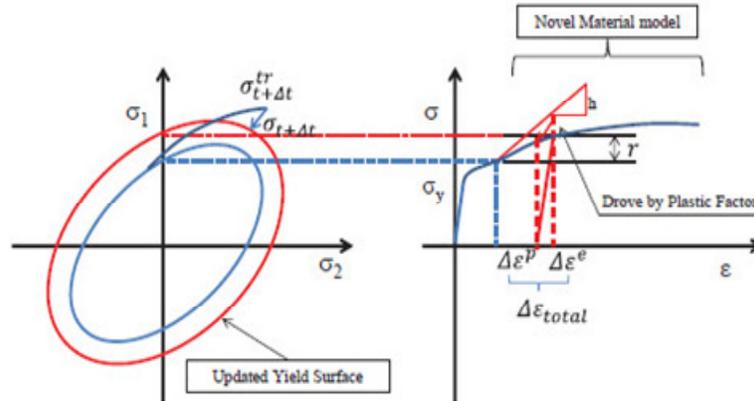


Figure V-3 Méthode de retour radial basée sur la définition d'un facteur de correction (Chen, 2013)

V.1.2.2 Cas d'un comportement élastique du matériau

Suite à une sollicitation thermomécanique, le matériau se déforme initialement d'une façon réversible (déformation élastique) puis il subit une déformation irréversible (déformation plastique). Dans le cas d'une déformation réversible, la contrainte d'essai reste toujours à l'intérieur du domaine élastique et le matériau retrouve son état initial après l'arrêt de la sollicitation. Pour reproduire ce type de déformation, la loi de Hooke, donnée par l'équation (V-12), est généralement utilisée. Cette loi consiste à définir, sous une forme linéaire, le tenseur des contraintes en fonction de celui des déformations élastiques.

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \cdot (\varepsilon_{el})_{kl} \quad (V-12)$$

où σ_{ij} , ε_{ijkl} et C_{ijkl} sont respectivement les éléments du tenseur de contrainte, du tenseur de déformation et de la matrice d'élasticité $[C]$. Il est à noter que dans le cas d'une déformation isotrope élastique, généralement adoptée pour les matériaux métalliques, la matrice d'élasticité est définie comme suit :

$$[C] = \begin{bmatrix} \lambda_L + 2\mu_L & \lambda_L & \lambda_L & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_L & \lambda_L + 2\mu_L & \lambda_L & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_L & \lambda_L & \lambda_L + 2\mu_L & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \mu_L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \mu_L & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \mu_L \end{bmatrix} \quad (V-13)$$

avec λ_L et μ_L sont respectivement le premier et le second coefficient de Lamé. Ils sont exprimés en fonction du module d'Young E et du coefficient de Poisson ν (voir équations (V-14) et (V-15)).

$$\lambda_L = \frac{E}{2 \times (1 + \nu)} \quad (V-14)$$

$$\mu_L = \frac{E \times \nu}{(1 - 2\nu) \times (1 + \nu)} \quad (V-15)$$

Le fait que la matrice $[C]$ est une matrice diagonale, l'équation (V-12) peut alors être donnée sous la forme suivante :

$$[\sigma] = 2\mu_L [\varepsilon] + \lambda_L \cdot \text{tr}([\varepsilon]) \cdot [I] \quad (V-16)$$

ou encore comme suit :

$$\begin{bmatrix} \sigma_{11} & \sigma_{12} & \sigma_{13} \\ \sigma_{21} & \sigma_{22} & \sigma_{23} \\ \sigma_{31} & \sigma_{32} & \sigma_{33} \end{bmatrix} = 2\mu_L \begin{bmatrix} \varepsilon_{11} & \varepsilon_{12} & \varepsilon_{13} \\ \varepsilon_{21} & \varepsilon_{22} & \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} & \varepsilon_{32} & \varepsilon_{33} \end{bmatrix} + \lambda_L \cdot \sum_{i=1}^3 \varepsilon_{ii} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (V-17)$$

V.1.2.3 Plasticité : Cas d'un écrouissage isotrope

Une déformation plastique est gouvernée, du point de vue microscopique, par un mouvement irréversible des dislocations (défauts d'empilement cristallin) dans différents sens et/ou par la création de nouvelles dislocations. Ce type de changement d'empilement cristallin est produit dans les matériaux métalliques quand une valeur critique d'énergie, à partir de laquelle les dislocations ne retrouvent plus leur état initial, est atteinte.

À l'échelle macroscopique, le tenseur de déformation plastique est utilisé pour représenter ces défauts produits à l'échelle cristallin. En partant de l'hypothèse de petites déformations, nous pouvons alors décomposer la déformation totale ε_{tot} en une déformation purement élastique ε_{el} et une autre purement plastique ε_p , ce qui permet de passer à une écriture simplifiée de ε_p (équation V-18).

$$\varepsilon_p = \varepsilon_{tot} - \varepsilon_{el} \quad (V-18)$$

À partir de l'équation précédente, la déformation plastique à l'instant $t + \Delta t$ est alors exprimée comme suit :

$$(\varepsilon_p)_{(t+\Delta t)} = (\varepsilon_p)_{(t)} + (\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)} = (\varepsilon_{tot})_{(t+\Delta t)} - (\varepsilon_{el})_{(t+\Delta t)} \quad (V-19)$$

avec $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$, $(\Delta \varepsilon_{el})_{(t+\Delta t)}$ et $(\Delta \varepsilon_{tot})_{(t+\Delta t)}$ sont respectivement les incréments de déformations plastiques, élastiques et totales à l'instant $t + \Delta t$.

L'équation (V-19) montre que pour la mise à jour de la déformation plastique $(\varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$, il est crucial de passer par une détermination convenable de l'incrément de la déformation plastique $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$. À

titre de rappel, $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$ est explicitement déterminé dans cette étude. Ce qui donne :

$$(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)} = \sqrt{\frac{2}{3}} \left[\Delta \varepsilon_p^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} : \left[\Delta \varepsilon_p^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} \quad (V-20)$$

avec $\left[\Delta \varepsilon_p^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}$ est le déviateur de la déformation plastique incrémentale à l'instant $t+\Delta t$.

Du point de vue théorique, une fois le matériau est plastiquement déformé, la fonction seuil f n'est plus négative et la contrainte d'essai n'est plus située sur la surface de charge du domaine élastique (voir Figure V-3). Par conséquent, les équations utilisées en élasticité ne sont plus valables et un nouvel état de contrainte doit être déterminé. Une correction plastique des composantes du prédicteur de contrainte $(\sigma_{ij})_{pr}$ est également nécessaire.

Etant donné que la déformation plastique des matériaux métalliques se fait généralement à volume constant (condition d'incompressibilité), cela implique que seul le déviateur des contraintes $\left[\sigma_{pr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}$ nécessite d'être corrigé pour mieux prédire la contrainte dans un matériau plastiquement déformé. L'équation (V-11) devient alors égale à :

$$\left[\sigma_{corr} \right]_{(t+\Delta t)} = (\sigma_h)_{(t+\Delta t)} \times [I] + \left[\sigma_{corr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} \quad (V-21)$$

avec

$$\left[\sigma_{corr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} = m_{corr} \times \left[\sigma_{pr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} \quad (V-22)$$

En se référant à l'équation (V-19), le déviateur $\left[\Delta \varepsilon_p^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}$ peut être donné sous la forme suivante :

$$\left[\Delta \varepsilon_p^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} = \left[\Delta \varepsilon_{tot}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} - \left[\Delta \varepsilon_{él}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} \quad (V-23)$$

avec $\left[\Delta \varepsilon_{tot}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}$ et $\left[\Delta \varepsilon_{él}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}$ sont respectivement les déviateurs de la déformation totale et élastique incrémentale à l'instant $t+\Delta t$. En se basant sur l'équation (V-8), $\left[\Delta \varepsilon_{tot}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}$ et $\left[\Delta \varepsilon_{él}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}$ peuvent être exprimées respectivement par les équations (V-24) et (V-25).

$$\left[\Delta \varepsilon_{tot}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} = \frac{\left[\sigma_{pr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} - \left[\sigma_{corr}^{dév} \right]_{(t)}}{2\mu_L} \quad (V-24)$$

$$\left[\Delta \varepsilon_{él}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} = \frac{\left[\sigma_{corr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} - \left[\sigma_{corr}^{dév} \right]_{(t)}}{2\mu_L} \quad (V-25)$$

La déformation $\left[\Delta \varepsilon_p^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}$ (donnée par l'équation (V-23)) est donc égale à :

$$\left[\Delta \varepsilon_p^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} = \frac{\left[\sigma_{pr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} - \left[\sigma_{corr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)}}{2\mu_L} = \left(\frac{1 - m_{corr}}{2\mu_L} \right) \cdot \left[\sigma_{pr}^{dév} \right]_{(t+\Delta t)} \quad (V-26)$$

La déformation $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$ (donnée par l'équation (V-20)) correspond alors à l'équation suivante :

$$(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)} = \left(\frac{1 - m_{corr}}{3\mu_L} \right) \cdot (\sigma_{pr}^{éq})_{(t+\Delta t)} = \frac{(\sigma_{pr}^{éq})_{(t+\Delta t)} - \left(R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\varepsilon}_p, T) \right)_{(t+\Delta t)}}{3\mu_L} \quad (V-27)$$

Une fois la contrainte $R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t+\Delta t)}$ est connue, la déformation $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$ est facilement déterminée. Dans cette étude, le développement limité de Taylor-Lagrange (donné par l'équation V-28) est utilisé pour la détermination de $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$. Les termes d'ordres supérieurs sont négligés.

$$R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t+\Delta t)} = R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t)} + \frac{\partial R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t)}}{\partial \varepsilon_p} \cdot (\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)} + \dots \quad (V-28)$$

Dans le cas d'un écrouissage isotrope, la déformation $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$ est déduite explicitement à partir des équations (V-27) et (V-28). Elle correspond à :

$$(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)} = \frac{(\sigma_{pr}^{eq})_{(t+\Delta t)} - (R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T))_{(t)}}{3\mu_L + R'} \quad (V-29)$$

avec

$$R' = \frac{\partial (R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t)})}{\partial \varepsilon_p} \quad (V-30)$$

Nous désignons par R' la quantité d'écrouissage obtenue après chaque incrément de temps. Cette approximation nécessite que le pas de temps soit infiniment petit pour garantir la précision de la solution. Une fois l'incrément de déformation plastique $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$ est calculé, la nouvelle expression de la contrainte d'écoulement $R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t+\Delta t)}$ est déterminée. Le facteur de correction m_{corr} donné par l'équation (V-10) est donc calculé. La contrainte corrigée $[\sigma_{corr}]_{(t+\Delta t)}$ vérifiant une fonction de charge nulle ($f = 0$) est déduite à partir de l'équation (V-21).

V.1.2.3.1 Cas particulier du modèle rhéologique de Johnson Cook

Dans le cas de la définition du modèle d'écrouissage isotrope de JC, $R(\bar{\varepsilon}_{pl}, \bar{\dot{\varepsilon}}_{pl}, T)$ est égale à la contrainte d'écoulement donnée par l'équation (I-1). La quantité d'écrouissage R' correspond alors à l'équation suivante :

$$R' = \left[R'_1 \times \left(1 + C \times \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \right] + \left[R'_2 \times (A + B \times \varepsilon_p^n) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^m \right) \right] \quad (V-31)$$

avec

$$\begin{cases} R'_1 = \frac{\partial (R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t)})}{\partial \varepsilon_p} = B \times n \times (\varepsilon_p)^{n-1} \\ R'_2 = \frac{\partial (R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t)})}{\partial \dot{\varepsilon}_p} \times \frac{1}{\Delta t} = \frac{C}{\Delta \varepsilon_p} \end{cases} \quad (V-32)$$

Nous remplaçons le facteur R' de l'équation (V-29) par sa valeur pour déterminer l'incrément de la déformation plastique $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$. En se basant sur la valeur récupérée de la déformation plastique

$(\varepsilon_p)_{(t)}$, $(\varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$ est directement calculée à partir de l'équation (V-19).

Quand l'endommagement n'est pas encore initié dans l'élément de maillage, le facteur de correction

m_{corr} , la contrainte dans le matériau $[\sigma_{corr}]_{(t+\Delta t)}$ et la contrainte d'écoulement $R(\bar{\varepsilon}_p, \bar{\dot{\varepsilon}}_p, T)_{(t+\Delta t)}$ (donnés respectivement par les équations (V-10), (V-21) et (V-28)) sont mis à jour comme indiqué par la Figure V-1.

V.1.2.4 Implémentation du critère d'initiation d'endommagement de Johnson-Cook

Dans cette partie, nous nous intéressons à la démarche adoptée pour l'implémentation du modèle d'initiation d'endommagement de JC (donné par l'équation (II-1)). En se basant sur la quantité d'endommagement récupérée à l'incrément précédent $(D_{JC})_{(t)}$ et de l'incrément d'endommagement calculé à l'instant $t+\Delta t$ $(\Delta D_{JC})_{(t+\Delta t)}$, la nouvelle constante d'endommagement $(D_{JC})_{(t+\Delta t)}$ est mise à jour (voir équation V-33). Dès qu'elle est égale à 1, une rupture est initiée dans l'élément de maillage.

$$(D_{JC})_{(t+\Delta t)} = (D_{JC})_{(t)} + (\Delta D_{JC})_{(t+\Delta t)} \quad (V-33)$$

avec $(\Delta D_{JC})_{(t+\Delta t)}$ est l'incrément d'endommagement à l'instant $t+\Delta t$. D'après l'équation (V-34), $(\Delta D_{JC})_{(t+\Delta t)}$ est donné en fonction de l'incrément de la déformation plastique équivalente $(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}$ (équation (V-29)) et la déformation plastique à l'initiation de l'endommagement $(\varepsilon_{End0})_{(t+\Delta t)}$ (équation (V-35)) déterminées à $t+\Delta t$.

$$(\Delta D_{JC})_{(t+\Delta t)} = \frac{(\Delta \varepsilon_p)_{(t+\Delta t)}}{(\varepsilon_{End0})_{(t+\Delta t)}} \quad (V-34)$$

$$(\varepsilon_{End0})_{(t+\Delta t)} = \left(D_1 + D_2 \exp\left(D_3 \frac{\sigma_h}{\sigma_{pr}^{\dot{\varepsilon}_q}} \right) \right) \times \left(1 + D_4 \ln\left(\frac{(\Delta \varepsilon_p / \Delta t)}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \times \left(1 + D_5 \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right) \right) \quad (V-35)$$

Le calcul du critère $(D_{JC})_{(t+\Delta t)}$ se fait en parallèle au calcul du tenseur des contraintes $[\sigma_{corr}]_{(t+\Delta t)}$ sans agir sur sa valeur ou sur les variables d'état.

V.1.2.5 Implémentation du critère d'évolution d'endommagement

Dès que l'endommagement est initié dans un élément de maillage $((D_{JC})_{(t+\Delta t)} = 1)$, le modèle d'évolution d'endommagement de Hillerborg et al (Hillerborg, et al., 1976) est utilisé pour reproduire le comportement du matériau. Dans ce cas, $[\sigma_{corr}]_{(t+\Delta t)}$ est donné par l'équation (V-36). Comme le montre sa formulation, la contrainte commence à chuter progressivement jusqu'à s'annuler, impliquant la reproduction de la rupture finale dans un élément de maillage. A cet instant, l'élément est totalement endommagé et sa raideur devient nulle.

$$[\sigma_{corr}]_{(t+\Delta t)} = (1 - (D_{év})_{(t+\Delta t)}) \cdot [\tilde{\sigma}]_{(t+\Delta t)} \quad (V-36)$$

avec $[\tilde{\sigma}]_{(t+\Delta t)}$ est le tenseur de contraintes dans le matériau calculé sans la considération de l'endommagement. $(D_{év})_{(t+\Delta t)}$ est le paramètre d'évolution d'endommagement obtenu à l'instant $t+\Delta t$. Il est donné par l'équation suivante :

$$(D_{év})_{(t+\Delta t)} = (D_{év})_{(t)} + (\Delta D_{év})_{(t+\Delta t)} \quad (V-37)$$

où $(D_{\acute{e}v})_{(t)}$ est la valeur du paramètre d'évolution d'endommagement récupérée à l'instant t et $(\Delta D_{\acute{e}v})_{(t)}$ est l'incrément d'endommagement calculé par les équations (V-38) et (V-39) dans le cas d'une évolution de type linéaire ou exponentiel, respectivement.

$$(\Delta D_{\acute{e}v})_{(t+\Delta t)} = \frac{(\Delta u_p)_{(t+\Delta t)}}{u_R} = \frac{(\Delta u_p)_{(t+\Delta t)}}{2 \times G_f} \times R(\bar{\epsilon}_p, \bar{\dot{\epsilon}}_p, T)_{End0} \quad (V-38)$$

$$(\Delta D_{\acute{e}v})_{(t+\Delta t)} = 1 - \exp\left(-\int_0^{u_{pl}} \frac{R(\bar{\epsilon}_p, \bar{\dot{\epsilon}}_p, T)_{End0} \times du_p}{G_f}\right) \quad (V-39)$$

avec $(R(\bar{\epsilon}_p, \bar{\dot{\epsilon}}_p, T))_{End0}$ est la contrainte correspondante à l'initiation de l'endommagement. $(u_p)_{(t+\Delta t)}$

et u_R sont respectivement le déplacement plastique actualisé et celui à la rupture.

V.2 Validation de la routine VUMAT©

Le modèle de comportement de JC (plasticité et endommagement) et le critère énergétique d'évolution d'endommagement seront définis dans cette étude. Le but principal est de vérifier la capacité de la routine développée à reproduire fidèlement le comportement du matériau. Des simulations numériques sont effectuées dans un premier temps sur un élément de maillage sollicité en traction et dans un deuxième temps sur un modèle numérique 3D de coupe orthogonale.

V.2.1 Étude d'un cas simple de traction

V.2.1.1 Modèle numérique et conditions d'essai

Pour la vérification du bon fonctionnement des différentes parties de la subroutine VUMAT©, des essais de traction selon la direction X, à différentes vitesses de déformation et températures, ont été effectués. Un seul élément de maillage de type C3D8RT a été utilisé. Il est caractérisé par la définition d'une intégration réduite et la prise en compte de la dépendance au déplacement et à la température. Le modèle géométrique et les conditions aux limites définies dans cette étude sont illustrés par la Figure V-4. Le modèle élémentaire est encastré sur une face et une vitesse est imposée sur l'autre face.

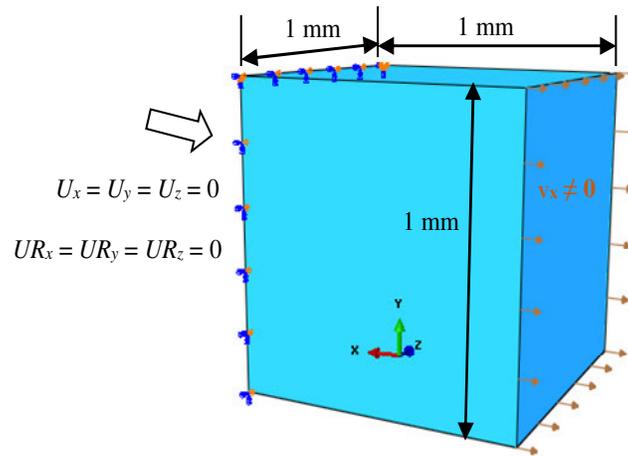


Figure V-4 Conditions aux limites et modèle géométrique

Cette étude préliminaire a pour but de permettre une vérification rapide et simple de la subroutine développée VUMAT© et ceci en comparant ses résultats à ceux obtenus directement par le code de calcul Abaqus® en définissant le même modèle de comportement.

Il est à noter que les propriétés physiques du matériau sollicité sont identiques pour les deux modélisations (avec et sans la définition de la VUMAT©). Elles sont données par le Tableau II-2. Les coefficients du modèle de comportement de JC (plasticité et endommagement) définis dans cette étude sont regroupés respectivement par les Tableaux II-3 et II-4.

Le Tableau V-1 donne les conditions d'essais définies dans cette étude. Il est à noter que les deux formes d'évolution d'endommagement, linéaire et exponentielle, données respectivement par les équations (V-38) et (V-39), ont été implémentées et vérifiées.

Tableau V-1 Conditions des essais numériques

Vitesse de déformation $\dot{\epsilon}$ (s ⁻¹)	1 _ 10 _ 100 _ 1000
Température T (K)	293 _ 473 _ 673 _ 873 _ 1073
Energie à la rupture G_f (N/mm)	100

V.2.1.2 Résultats numériques

V.2.1.2.1 Vérification de la loi rhéologique d'écroutissage isotrope

Des simulations numériques à des conditions d'essais identiques ont été initialement effectuées en introduisant seulement la loi rhéologique de JC. Les Figures V-5, V-6 et V-7 illustrent respectivement l'évolution du déplacement, de la contrainte de Von Mises et de la température dans le matériau, obtenue avec la routine VUMAT© ou calculée directement par le logiciel Abaqus®/Explicit. Nous constatons que pour le cas d'un essai de traction simple (selon X), les résultats obtenus avec la VUMAT© sont très proches de ceux d'Abaqus®, et ceci pour une large gamme de vitesses de déformation (entre 1s⁻¹ et 10³s⁻¹) et de températures (entre 293 K et 1 073 K). Une très faible erreur (<2%) a été obtenue.

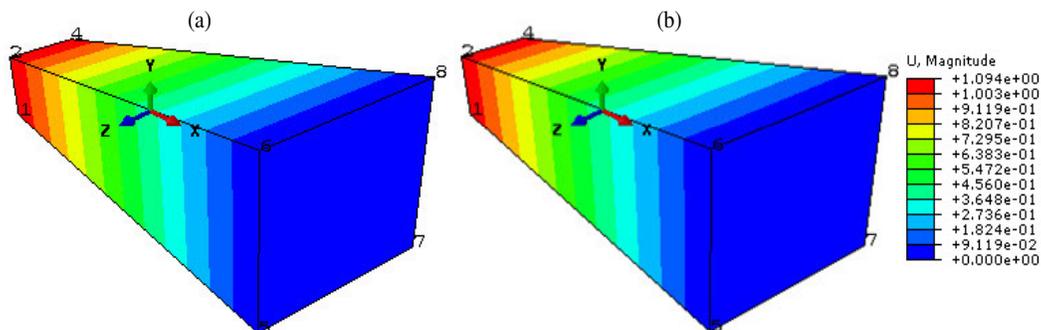


Figure V-5 Résultats correspondants à un essai de traction selon l'axe X : (a) Abaqus® et (b) VUMAT© ($\dot{\epsilon} = 1s^{-1}$ et $T = 293$ K)

Le niveau élevé de corrélation entre les résultats de la routine VUMAT© et ceux d'Abaqus® pour le cas d'un comportement thermo-viscoplastique nous a permis de passer à la validation de la partie endommagement du modèle de comportement implémenté.

V.2.1.2.2 Vérification de la partie endommagement : initiation et évolution

Pour valider la partie endommagement du comportement de la pièce à usiner, les équations des modèles d'initiation et d'évolution d'endommagement (détaillées dans les sections V.1.2.4 et V.1.2.5) ont été implémentées à la routine VUMAT©. Pour une température et une énergie à la rupture fixes (soient de 293 K et 100 N/mm respectivement), différentes vitesses de déformation ont été appliquées à la pièce.

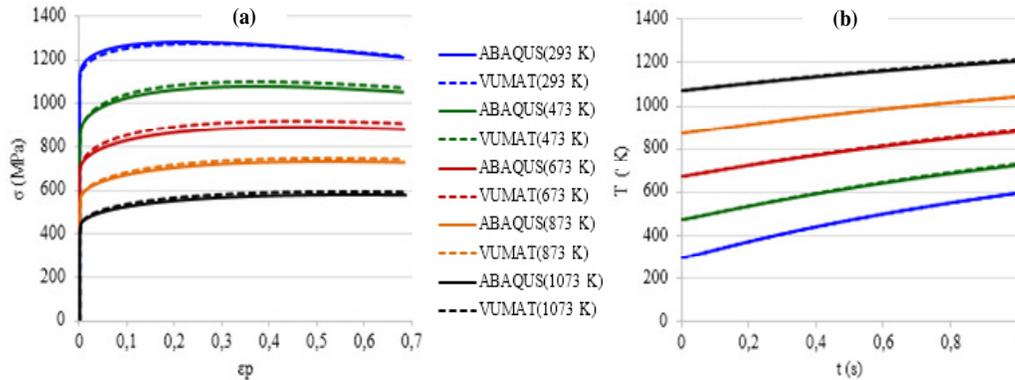


Figure V-6 Comparaison des courbes (a) contrainte-déformation et (b) température-temps obtenues avec Abaqus® et la VUMAT© à différentes températures ($\dot{\epsilon} = 1s^{-1}$)

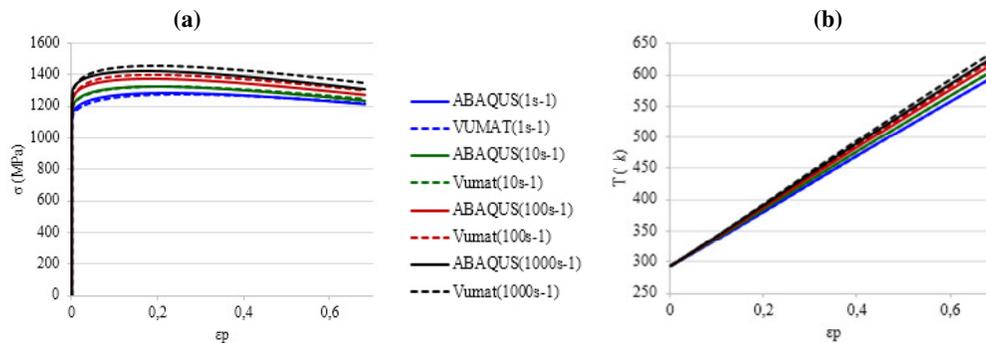


Figure V-7 Courbes (a) contrainte-déformation et (b) température-déformation correspondantes à différentes vitesses de déformation ($T = 293$ K)

D'après la Figure V-8, la subroutine développée permet de reproduire parfaitement la chute de la contrainte prenant place une fois l'endommagement est initié dans le matériau, et ceci en fonction du type d'évolution d'endommagement défini (linéaire ou exponentiel).

Un petit décalage est remarqué entre les deux modélisations numériques. En diminuant la vitesse de déformation, nous constatons que l'endommagement simulé avec la subroutine développée est initié à une déformation ϵ_{End0} légèrement inférieure à celle correspondante à Abaqus®, mais sans agir sur son évolution. La chute de la contrainte après l'initiation de l'endommagement suit la même tendance avec les deux types de modélisation.

En conclusion, les simulations effectuées pour un essai de traction (selon X) sur un élément de maillage et en utilisant l'interface VUMAT© ont donné des résultats très proches de ceux prédits directement avec le logiciel Abaqus®, et ceci pour les différentes conditions de chargements. Les faibles erreurs obtenues montrent une capacité intéressante de la routine programmée à modéliser un cas de sollicitation simple. En revanche, son adéquation à un essai plus complexe, soit la modélisation 3D de la coupe orthogonale de l'alliage Ti6Al4V, doit être vérifiée.

V.2.2 Cas de la modélisation d'un essai de coupe orthogonale

L'adéquation de la routine développée à des problèmes fortement non linéaires, notamment à un essai de coupe orthogonale, sera vérifiée dans cette section. Un cas particulier d'un essai d'usinage de l'alliage Ti6Al4V à une vitesse de coupe de 75 m/min et trois avances (soient 0,15 mm/tr, 0,22 mm/tr et 0,3 mm/tr) est étudié. Le modèle numérique décrit par la section IV.2.1 est utilisé. Le modèle de comportement de JC (plasticité et endommagement) et le critère d'évolution d'endommagement sont définis et utilisés pour la validation de la subroutine développée. Les coefficients du modèle de

comportement de JC donnés par le Tableau IV-2 ont été utilisés pour la MEF de la coupe orthogonale du Ti6Al4V avec et sans la routine VUMAT[®]. Les mêmes conditions thermiques et mécaniques de contact ont été définies. Les coefficients de frottement sont donnés par le Tableau IV-2. Seuls la forme du copeau et l'effort de coupe seront comparés à ceux obtenus directement par Abaqus[®]/Explicit (donnés par la section IV.2.3.1).

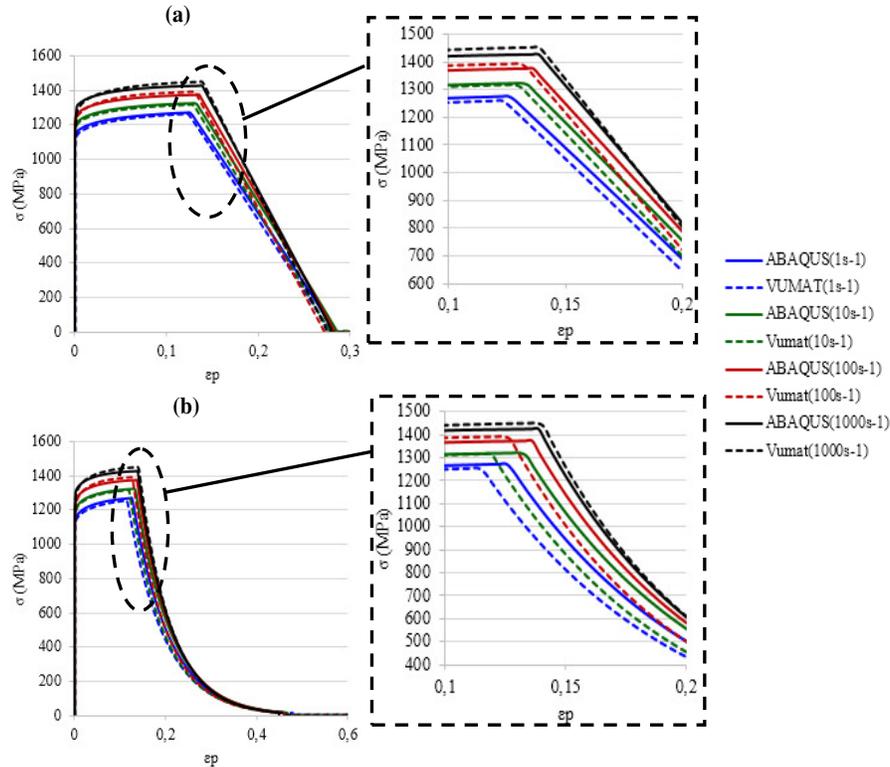


Figure V-8 Courbes contrainte-déformation obtenues avec différentes vitesses de déformation : cas d'un critère d'évolution d'endommagement (a) linéaire et (b) exponentielle ($G_f = 100$ N/mm et $T = 293$ K)

D'après la Figure V-9, les copeaux simulés avec et sans la définition de la routine développée sont généralement d'une morphologie comparable, et ceci pour les trois avances définies. Quelques différences dans la distribution de la contrainte de Von Mises situées dans la zone de cisaillement primaire sont notées, mais qui agissent faiblement sur la forme globale du copeau simulé.

La Figure V-10 montre que pour la même vitesse de coupe et avance, l'évolution de l'effort prédit de coupe avec et sans la routine VUMAT[®] sont très similaires. Cette corrélation justifie la validité de la routine programmée pour le cas de la modélisation 3D de la coupe orthogonale. Par conséquent, des modifications peuvent être procédées au modèle thermo-viscoplastique de JC (donné par l'équation I-1), déjà implémenté à cette subroutine. Le but de ces modifications est de mieux reproduire le comportement de l'alliage de titane Ti6Al4V lors de son usinage.

V.3 Proposition d'une nouvelle loi rhéologique et vérification de son adéquation à la modélisation numérique 3D de la coupe orthogonale du Ti6Al4V

L'objectif de cette étude est de discuter l'effet de la loi rhéologique, qui tient compte du comportement du Ti6Al4V sur une large gamme de températures et de vitesses de déformation, sur la fiabilisation de la modélisation numérique 3D de la coupe orthogonale. En effet, une nouvelle loi de plasticité sera

proposée dont sa capacité à améliorer considérablement les simulations numériques dans le cas des grandes avances sera vérifiée.

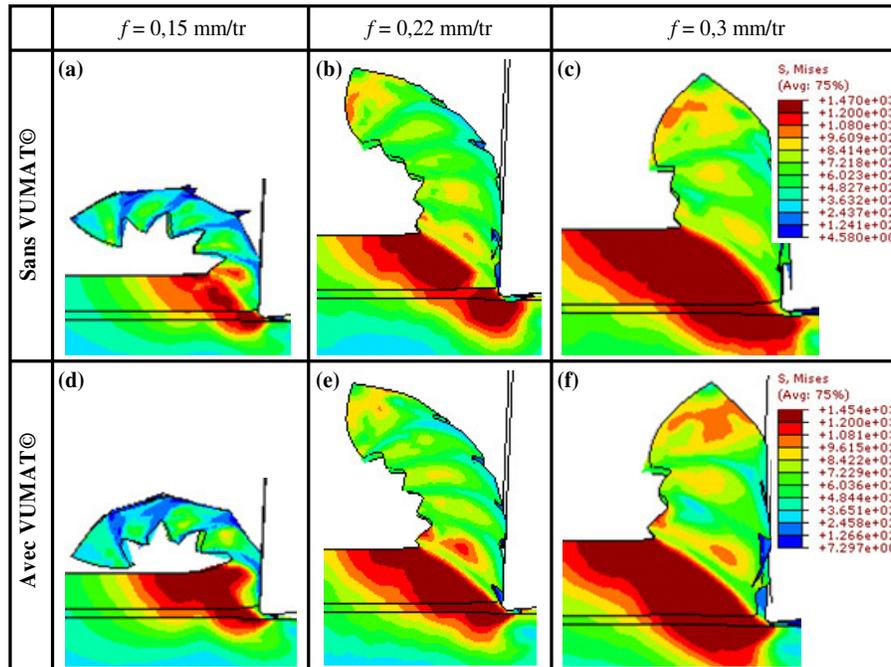


Figure V-9 Comparaison entre la morphologie des copeaux simulés (a-c) directement par Abaqus® et (d-f) avec la routine VUMAT© pour différentes avances ($V_c = 75$ m/min)

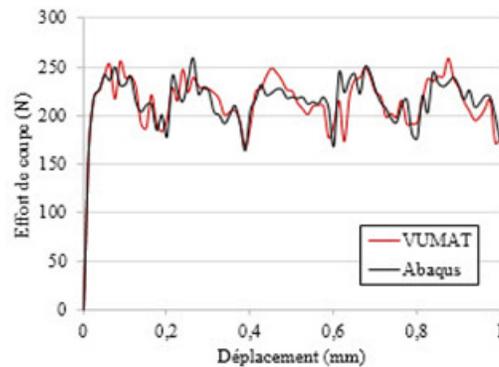


Figure V-10 Effort de coupe simulé avec Abaqus® et VUMAT© ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr et $a_p = 0,5$ mm)

V.3.1 Formulation mathématique et identification des coefficients du modèle rhéologique proposé

Les modifications effectuées sur la loi rhéologique de JC (donnée par l'équation I-1) concernent seulement les termes de viscosité et d'adoucissement thermique. La formulation mathématique de la loi proposée (par Y. Ayed) est donnée par l'équation (V-40). Une fonction qui évolue avec la température a été définie au terme d'adoucissement thermique (voir équation V-41). Cette modification a pour but de prendre en compte de façon plus fiable le comportement du matériau à usiner sur une large gamme de températures. La fonction logarithmique du terme de viscosité du modèle standard de JC a été aussi modifiée. Elle a été remplacée par une fonction exponentielle à laquelle la sensibilité à la vitesse de déformation est définie par trois nouveaux coefficients : Y_0 , A_0 et R_0 . Les modifications apportées au modèle d'origine de JC sont avantageuses du fait qu'elles permettent de mieux reproduire le

comportement du Ti6Al4V sur une large gamme de vitesse de déformation et de températures sans la nécessité de procéder à des essais supplémentaires pour l'identification des coefficients de la loi proposée. De plus, elles rendent l'intégration du comportement de la pièce à usiner plus simple du fait qu'elles posent moins de problèmes de divergence de calcul lors de la dérivation de la loi rhéologique.

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \times \left(Y_0 + A_0 \exp\left(R_0 \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^{m^*} \right) \quad (V-40)$$

avec
$$m^* = m_1 \times \left(1 - \exp\left(m_2 (T - T_\beta)\right) \right) \quad (V-41)$$

où A , B et n correspondent aux coefficients d'écrouissage du modèle d'origine de JC. Y_0 , A_0 et R_0 sont les coefficients du terme de viscosité. m_1 et m_2 sont les coefficients traduisant la sensibilité à la température.

Pour l'identification des coefficients de la loi proposée, les courbes expérimentales correspondantes aux essais de compression à différentes températures et vitesses de déformation, effectués par Braham-Bouchnak (Braham-Bouchnak, 2010), ont été utilisées. D'après Ayed et al (Ayed, et al., 2017), ce type d'essais a l'avantage de permettre un accès direct aux résultats en contraintes et en déformations, sans la nécessité de passer par des simulations numériques (comme pour le cas des essais de cisaillement). Mais, il est à noter que les vitesses de déformation atteintes pendant un essai de compression direct ne sont généralement pas assez élevées, ce qui réduit la plage d'identification (et de validité) de la loi.

La procédure utilisée pour la détermination des coefficients de la loi thermo-viscoplastique proposée est la suivante :

- Le coefficient A traduisant la limite d'élasticité du matériau à une température ambiante est déterminé à partir de la courbe contrainte-déformation obtenue pour une vitesse de déformation de référence. Pour cette condition, l'expression de la loi proposée correspond à l'équation (V-42).
- Les coefficients B et n du terme d'écrouissage sont aussi déterminés à une température et une vitesse de déformation de référence. La courbe expérimentale de $\text{Ln}(\sigma - A) = f(\text{Ln}(\varepsilon))$ est approchée à une droite d'équation $Y = a + bx$, avec $a = \text{Ln}(B)$ et $b = n$.
- Les courbes expérimentales contrainte-déformation correspondantes à différentes vitesses de déformation et à une déformation fixée ε_1 sont utilisées pour la détermination des coefficients Y_0 , A_0 et R_0 du terme de viscosité. Pour une température de référence, la loi modifiée de JC est décrite par l'équation (V-43). La détermination du coefficient Y_0 se fait à partir de la courbe $\text{Ln}(\sigma / (A + B\varepsilon^n)) = f(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)$. Une fois sa valeur est connue, la fonction $\text{Ln}[(\sigma / (A + B\varepsilon^n)) - Y_0] = f(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0)$ est approchée à une droite linéaire d'ordonnée $\text{Ln}(A_0)$ et de pente R_0 .
- La fonction m^* du terme d'adoucissement thermique doit représenter la courbe d'évolution du coefficient m de la loi de plasticité standard de JC en fonction de la température (voir Tableau V-3). Pour une vitesse de déformation de référence, la loi à identifier est donnée par l'équation (V-44). Les courbes expérimentales à différentes températures sont utilisées pour la détermination des coefficients m_1 et m_2 . Ils sont estimés à partir des courbes données par les équations (V-45) et (V-46), tels que m_1 et m_2 correspondent respectivement à leurs coordonnées à l'origine.

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \quad (V-42)$$

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \times \left(Y_0 + A_0 \exp\left(R_0 \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right) \quad (V-43)$$

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n) \times \left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}} \right)^{m^*} \right) \times (Y_0 + A_0 \exp(R_0)) \quad (V-44)$$

$$\frac{\text{Ln}(1 - \sigma / ((A + B\varepsilon^n) \times (Y_0 + A_0 \exp(R_0))))}{\text{Ln}\left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}}\right)} = f(T - T_\beta) \quad (V-45)$$

$$\text{Ln} \left(1 - \frac{\text{Ln}(1 - \sigma / ((A + B\varepsilon^n) \times (Y_0 + A_0 \exp(R_0))))}{\text{Ln}\left(\frac{T - T_{amb}}{T_f - T_{amb}}\right) \times m_1} \right) = f(T - T_\beta) \quad (V-46)$$

Les coefficients identifiés du modèle de plasticité proposé sont regroupés dans le Tableau V-2.

Tableau V-2 Valeurs correspondantes aux coefficients du modèle rhéologique proposé

Coefficient	A (MPa)	B (MPa)	n	Y ₀	A ₀	R ₀	m ₁	m ₂
Valeur	800,19	806,73	0,354	1,105	-0,1	-0,0055	1,946	0,0009

Les mêmes essais expérimentaux de compression ont été utilisés pour la détermination des coefficients C et m de la loi rhéologique (non modifié) de JC à différentes vitesses de déformation et températures, respectivement. Les valeurs trouvées de ces deux coefficients sont regroupées par les Tableaux V-3 et V-4.

Tableau V-3 Variation du coefficient m de la loi de plasticité de JC en fonction de la température

Température (K)	473	673	873	1073
m	0,798	0,864	0,585	0,23

Tableau V-4 Variation du coefficient C de la loi de plasticité de JC en fonction de la vitesse de déformation

Vitesse de déformation (s ⁻¹)	1	10	100
C	0,003	0,0015	0,0157

D'après le Tableau V-3, le coefficient m du terme d'adoucissement thermique commence à diminuer à partir d'une température de 600°C. Cette diminution a été aussi notée pour d'autres alliages de titane (le Ti555-3 (Germain, et al., 2013) et le Ti17 (Ayed, et al., 2017), par exemple). La variation prononcée de ce coefficient ne peut pas être prise en compte par la définition d'une valeur fixe de m, comme exige le modèle standard de JC, qui résulte à des courbes identifiées de la contrainte en désaccord à celles expérimentalement obtenues (voir Figure V-11a). Cela justifie l'intérêt des modifications proposées sur le terme d'adoucissement thermique.

Similairement, les différentes valeurs du coefficient C regroupées par le Tableau V-4 montrent que même dans le cas d'un régime quasi-statique à faiblement dynamique, comme celui reproduit par les essais de compression utilisés dans cette identification, la définition d'une valeur fixe de ce coefficient ne permet pas une reproduction fidèle du comportement du Ti6Al4V sur la plage étudiée de vitesses de déformation (voir Figure V-11b), et à fortiori pour un régime fortement dynamique comme celui rencontré en usinage.

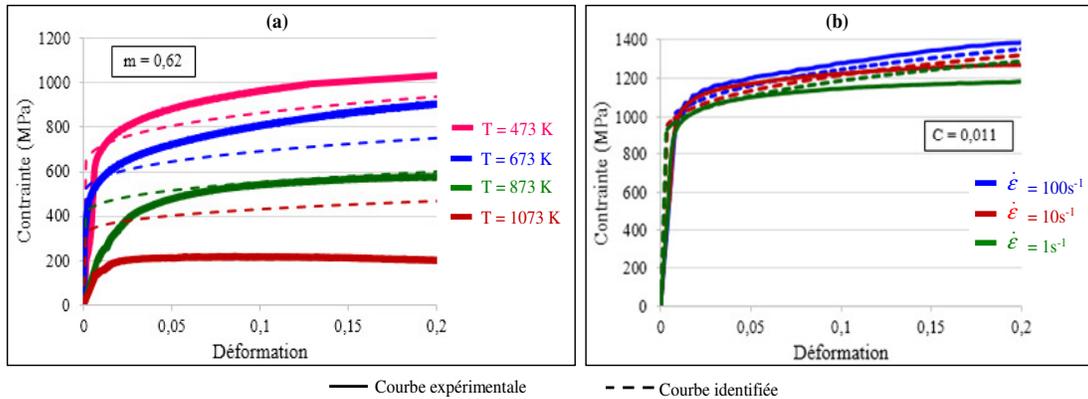


Figure V-11 Comparaison des courbes contraintes-déformations expérimentales à celles identifiées par la loi de thermo-viscoplasticité de JC : (a) à une température variable et $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0$ et (b) à une vitesse de déformation variable et $T = 293$ K

En revanche, la comparaison des courbes contrainte-déformation expérimentalement obtenues à celles identifiées pour le modèle rhéologique proposé, pour une vitesse de déformation de référence et différentes températures, montre un très bon niveau de corrélation (voir Figure V-12a). Cette reproduction fiable du comportement du matériau sur une large gamme de températures est difficile à reproduire par le modèle standard de plasticité de JC avec un coefficient de sensibilité à la température m fixe. En effet, la réduction des écarts suite à la définition de la loi proposée met l'accent sur sa capacité à reproduire de façon plus précise le comportement de l'alliage de titane étudié, le Ti6Al4V.

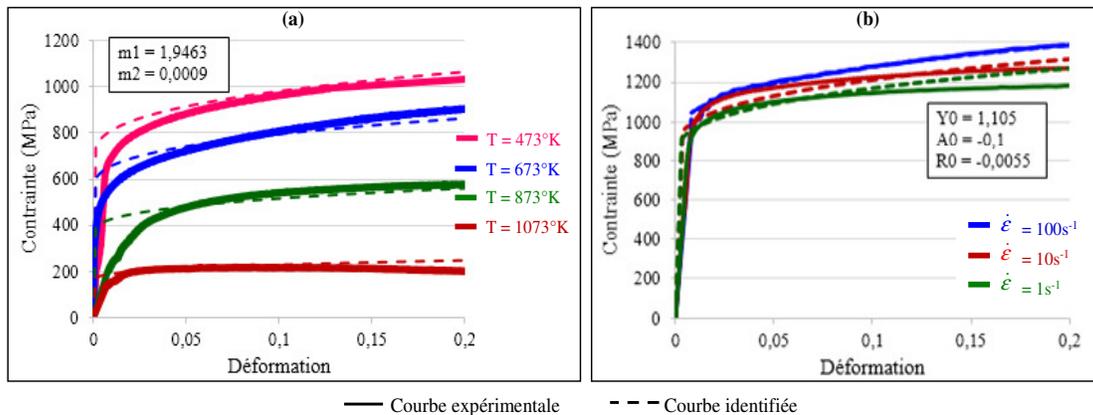


Figure V-12 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale à celle calculée avec la loi rhéologique proposée : (a) à une température variable et $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0$ et (b) à une vitesse de déformation variable et $T = 293$ K

D'après la Figure V-12b, la courbe contrainte-déformation identifiée avec le modèle proposé diffère légèrement de celle expérimentale. Les écarts obtenus entre les courbes expérimentales et numériques sont alors diminués par rapport à ceux liés à la définition de la loi rhéologique de JC (avec un coefficient C fixe). Cela implique que la modification effectuée sur le terme de viscosité du modèle de JC permet d'avoir des contraintes d'écoulement plus en accord avec celles expérimentales, mais sans éliminer totalement les erreurs.

Cette fiabilisation du modèle de plasticité de JC à travers les modifications proposées aux termes de viscosité et d'adoucissement thermique est expliquée d'après la Figure V-13 par la capacité des nouveaux termes de prédire l'évolution notée des coefficients m et C du modèle standard sur la gamme étudiée de températures et de vitesses de déformation.

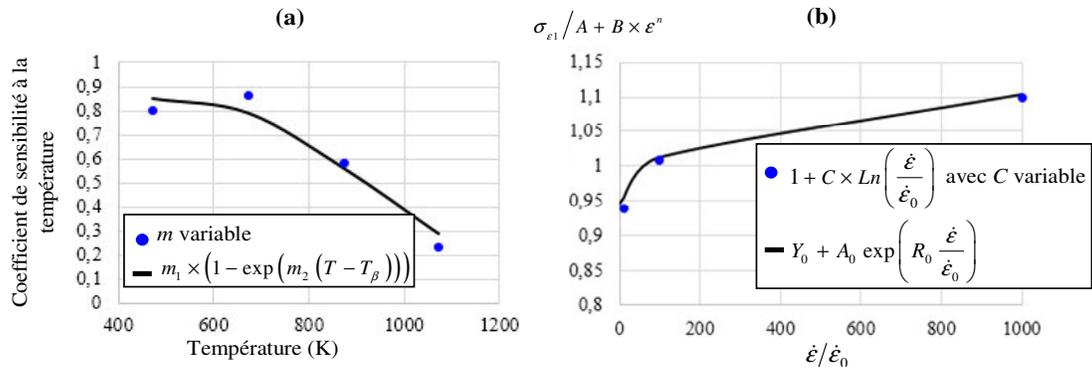


Figure V-13 Comparaison des coefficients identifiés des termes (a) d'adoucissement thermique et (b) de viscosité du modèle de plasticité de JC à ceux correspondants au modèle proposé

V.3.2 Résultats numériques et comparaison avec le modèle de Johnson-Cook

Dans cette partie, la modélisation 3D de la coupe orthogonale du Ti6Al4V sera effectuée en utilisant la subroutine VUMAT[®] à laquelle le modèle rhéologique proposé (donné par l'équation V-40) est implémenté. Pour les différentes simulations, le modèle numérique utilisé est identique à celui défini par la section IV.2.1. Les conditions de coupe appliquées dans cette étude correspondent à celles définies dans l'étude expérimentale détaillée par le chapitre IV.1.

Le copeau et les efforts numériques seront comparés à ceux expérimentaux du chapitre IV. Des comparaisons seront aussi effectuées avec les résultats numériques 3D de la section IV-2 obtenus avec le même modèle numérique, mais en définissant la loi de plasticité standard de JC (au lieu de celle proposée). L'objectif de cette étude est de montrer les avantages des modifications apportées aux termes de viscosité et d'adoucissement thermique sur la fiabilisation de la modélisation numérique 3D de la coupe orthogonale du Ti6Al4V.

V.3.2.1 Morphologie du copeau et géométrie des festons

Les copeaux numériques obtenus par la VUMAT[®], à laquelle le modèle de plasticité proposé est implémenté, sont regroupés par la Figure V-14. Ils sont comparés à ceux expérimentaux correspondants aux mêmes conditions de coupe testées.

La définition du modèle rhéologique proposé aux modèles numériques résulte à une forte segmentation du copeau, en accord aux résultats expérimentaux, et ceci en augmentant la vitesse de coupe et/ou l'avance. Des festons assez réguliers et avec des bandes de cisaillement bien formées sont simulés en augmentant l'avance, ce qui a été mal reproduit avec le modèle de plasticité standard de JC (voir IV-2.3). Ce résultat confirme l'intérêt de la prise en compte de la dépendance des coefficients de la loi JC à la température et de à la vitesse de déformation.

Une forte concentration de la déformation dans la zone de cisaillement secondaire et dans les bandes de déformation est visible dans la Figure V-14 en augmentant l'avance, et cela pour toutes les vitesses de coupe testées. En accord avec cette concentration de la déformation, la température simulée dans les zones fortement déformées (Z_{II} et les bandes de cisaillement) est d'autant plus élevée que la déformation plastique est importante (voir Figure V-15).

L'évolution de la température en fonction de l'avance a été étudiée pour une vitesse de coupe de 60 m/min. D'après la Figure V-15, des températures généralement supérieures à 600°C sont obtenues sur toute l'épaisseur des copeaux correspondants aux trois avances. De plus, les températures situées dans les zones fortement déformées sont augmentées et sont devenues plus diffuses dans l'épaisseur du copeau en définissant des avances plus élevées. La comparaison avec les résultats de la section IV.2.3.1, correspondants au modèle de plasticité de JC (non modifié), montre l'effet des changements effectués, notamment ceux du terme d'adoucissement thermique, sur la modélisation des champs thermiques générés dans le copeau. Pour une avance de 0,3 mm/tr et une vitesse de coupe de 60 m/min, par exemple,

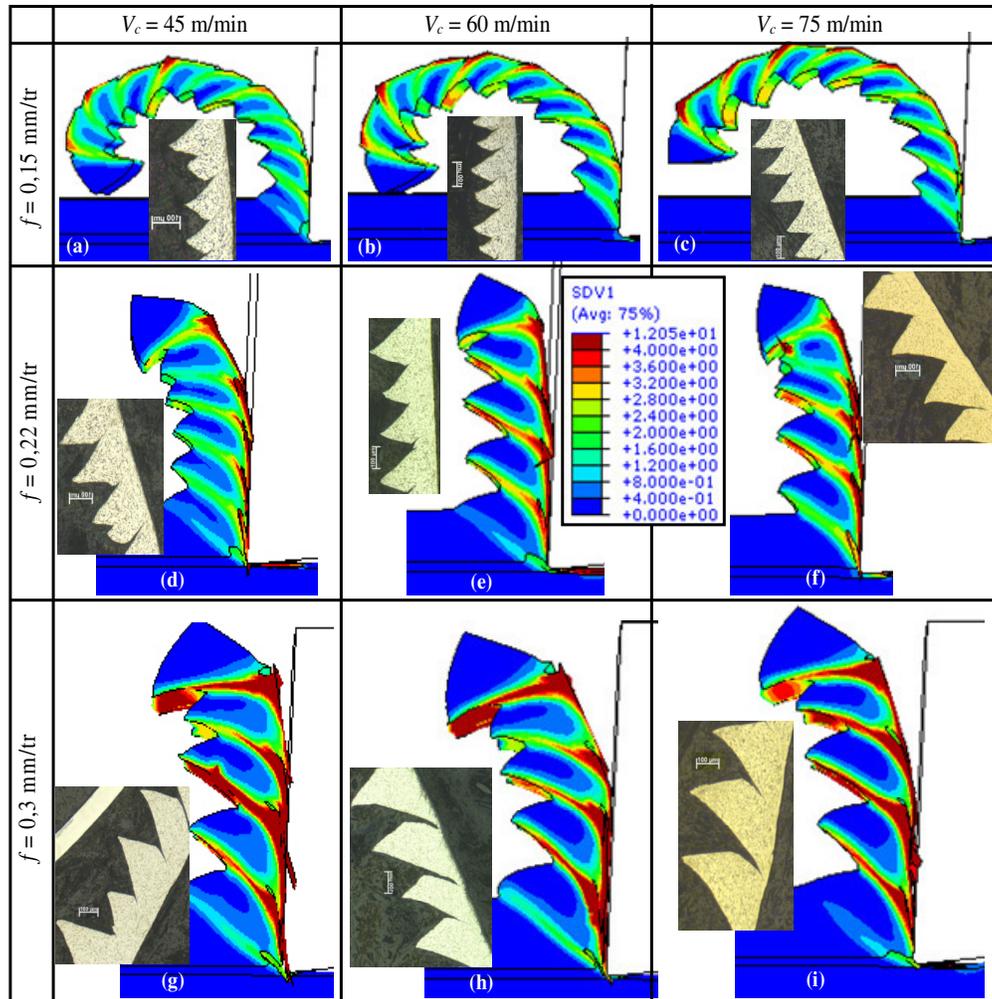


Figure V-14 Comparaison de la morphologie des copeaux simulés par la VUMAT© à différentes conditions de coupe à celle expérimentale (SDV1 : déformation plastique équivalente)

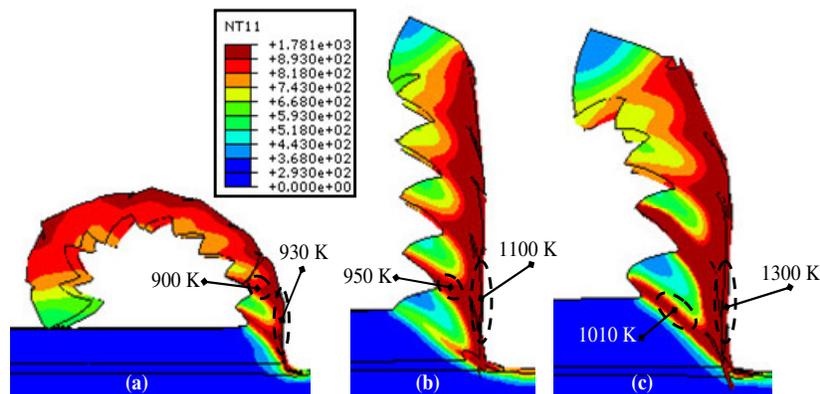


Figure V-15 Évolutions de la température dans le copeau simulé avec le modèle rhéologique proposé : (a) $f = 0,15$ mm/tr, (b) $f = 0,22$ mm/tr et (c) $f = 0,3$ mm/tr ($V_c = 60$ m/min)

une température moyenne de 1300 K, provenant principalement de l'auto-échauffement de la pièce et aussi du frottement, a été simulée à l'interface de contact outil-copeau. La même modélisation mais en définissant le modèle rhéologique de JC a conduit à des températures moyennes plus faibles (d'environ

1016 K d'après le tableau IV-4) dans cette zone de contact. Cette différence non négligeable dans les températures, remarquée aussi pour les autres avances étudiées, nécessite d'être expérimentalement validée pour déterminer l'efficacité du modèle proposé du point de vue de la prédiction des propriétés thermiques de la coupe orthogonale du Ti6Al4V.

Des mesures des hauteurs moyennes de crêtes H et de vallées h ont été effectuées sur les copeaux segmentés simulés avec le modèle rhéologique proposé pour des conditions de coupe différentes. Les résultats trouvés ont été comparés à ceux expérimentaux. D'après la Figure V-16, les modifications effectuées permettent généralement une bonne estimation de la géométrie des festons. Contrairement au modèle de comportement standard de JC, les erreurs géométriques, notamment en termes de la hauteur moyenne de vallées, sont considérablement diminuées pour les avances élevées (soit $f = 0,3$ mm/tr). Il est à noter que dans le cas d'une avance de 0,22 mm/tr, une diminution moins prononcée des écarts en h a été obtenue. Ces écarts ont été diminués en augmentant la vitesse de coupe, mais sans qu'ils soient totalement éliminés. Cela peut être attribué à une définition erronée de l'énergie à la rupture qui agit significativement sur la géométrie des festons prédits (d'après Chapitre III.4).

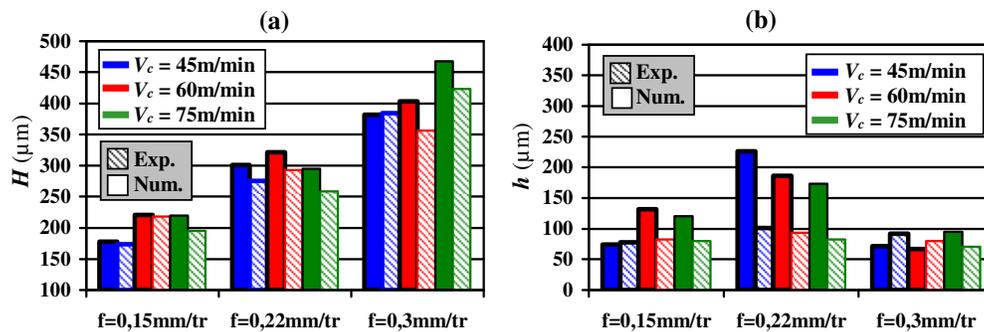


Figure V-16 Comparaison des propriétés géométriques du copeau simulé à celles réelles : (a) hauteur moyenne de crêtes et (b) de vallées

V.3.2.2 Efforts de coupe et d'avance

La modélisation numérique de la coupe orthogonale du Ti6Al4V en utilisant la loi rhéologique proposée a donné un niveau intéressant de corrélation avec les essais expérimentaux en termes d'efforts de coupe (voir Figure V-17). L'erreur calculée pour les différentes conditions de coupe testées n'a pas dépassé 10%, légèrement inférieure à celle obtenue en utilisant le modèle de plasticité de JC (voir Figure IV-22). Cela justifie que les modifications proposées dans ce chapitre sur les termes d'adoucissement thermique et de viscosité ont conduit à la fiabilisation de la modélisation par éléments finis 3D du procédé d'usinage du Ti6Al4V.

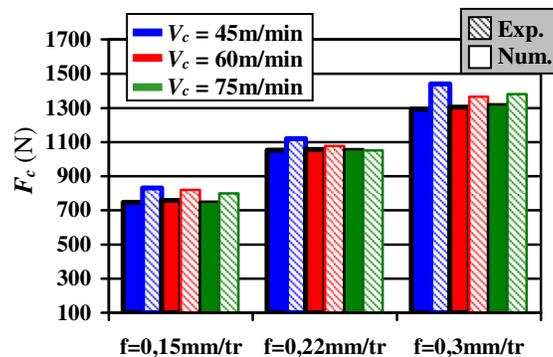


Figure V-17 Comparaison entre les efforts de coupe numériques et expérimentaux obtenus à différentes conditions de coupe

V.3.3 Synthèse

L'étude présentée dans cette partie a montré que le modèle proposé permet d'améliorer significativement les prédictions en termes de la segmentation du copeau et des efforts de coupe. Ce modèle a permis l'obtention d'un festonnage plus réaliste, notamment pour les avances élevées, et d'améliorer la prédiction de certaines de ses propriétés géométriques comme la hauteur moyenne de vallées, largement sous-estimée avec le modèle de plasticité de JC (non modifié). Les modifications effectuées sur le terme d'adoucissement thermique (la définition d'une fonction m^* qui dépend de la température) a permis de mieux prendre compte de l'échauffement de la matière provenant de sa déformation plastique, mais aussi du frottement. Les comparaisons effectuées avec les résultats du chapitre précédent ont montré une augmentation au niveau des températures simulées dans les zones fortement déformées (comme Z_{II} et les bandes de cisaillement). Elles sont supérieures à celles correspondantes au modèle de plasticité standard de JC. De plus, une légère amélioration au niveau de la prédiction des efforts de coupe a été notée suite à la définition du nouveau modèle rhéologique.

V.4 Conclusion

Dans ce chapitre, une nouvelle loi rhéologique a été proposée. L'objectif principale de cette loi est de mieux reproduire la dépendance du comportement de l'alliage de titane Ti6Al4V à la température et à la vitesse de déformation. L'identification des coefficients du modèle proposé a été effectuée à partir des résultats expérimentaux des essais de compression à des vitesses de déformation et des températures variables. Pour implémenter cette nouvelle loi rhéologique, une sous-routine utilisateur VUMAT© a été développée.

Dans un premier temps, une étape de validation de la sous-routine développée a été effectuée. Pour cela, le modèle de comportement de JC (plasticité et endommagement) et le critère énergétique d'évolution d'endommagement existants dans le code de calcul Abaqus® ont été introduits à la VUMAT© écrite. Les différentes parties (plasticité, initiation et évolution d'endommagement) de la routine ont été testées et validées pour un cas simple de traction sur un modèle élémentaire. Les comparaisons effectuées entre les résultats obtenus par la VUMAT© et ceux calculés directement par Abaqus®/Explicit, pour des conditions d'essais variables, ont montré des niveaux de corrélation intéressants, que ce soit dans le cas de la modélisation 3D d'un essai de traction ou de coupe orthogonale.

Après la validation de la VUMAT©, des modifications ont été apportées à la loi rhéologique de JC. La modélisation de la coupe orthogonale en utilisant le modèle proposé a montré une amélioration notable de la segmentation du copeau. Des niveaux de corrélations supérieures, notamment pour des avances élevées, ont été obtenus. Non seulement, la prédiction des efforts de coupe a été améliorée avec ce modèle rhéologique, d'où l'intérêt des modifications proposées sur la fiabilisation de la modélisation numérique 3D de la coupe orthogonale.

Conclusion et perspectives

L'objectif principal des travaux présentés consiste à augmenter la fiabilité des simulations par éléments finis de la coupe orthogonale des matériaux de faible usinabilité, notamment de l'alliage de titane le Ti6Al4V. Pour répondre à cet objectif, il est crucial de comprendre la dépendance des résultats numériques aux données d'entrée (paramètres numériques du modèle, modèle de comportement...) en liaison directe avec le code de calcul utilisé, le matériau étudié et le procédé à modéliser. Il est question de déterminer les paramètres, que ce soient numériques ou physiques, les plus influents sur la prédiction des résultats. Des améliorations permettant de minimiser les écarts avec les résultats expérimentaux, tout en évitant d'augmenter sensiblement les coûts de calcul, sont proposées par cette étude. Une nouvelle loi empirique a été également proposée afin de reproduire le plus fidèlement possible le comportement du Ti6Al4V. Cette loi tient mieux en compte de la dépendance des termes d'adoucissement thermique et de viscosité à la température et à la vitesse de déformation respectivement, que le modèle standard de JC. Elle se caractérise par un nombre supérieur de coefficients, mais utilise le même nombre d'essais expérimentaux que ceux utilisés pour l'identification des coefficients de comportement de JC.

Le *premier chapitre* est consacré à une étude bibliographique sur le processus de formation du copeau, particulièrement la segmentation du copeau, et sa modélisation. Différents paramètres, d'aspect numérique, ont été présentés et leurs effets sur les résultats ont été identifiés. Les problèmes d'usinabilité de l'alliage Ti6Al4V ainsi que la modélisation de son comportement ont été discutés. Cette revue bibliographique nous a alors permis de dégager les points durs de la modélisation de la coupe.

Le *second chapitre* s'est concentré à l'étude de la dépendance des modélisations 2D de la coupe orthogonale au maillage et au type de formulation, avec et sans la définition d'une loi d'endommagement. L'étude préliminaire sur la convergence du maillage a souligné que même si un raffinement des éléments garantit une représentation plus fine de la géométrie initiale du modèle, il n'est pas toujours bénéfique. La sensibilité extrême d'un maillage trop raffiné à la déformation, conduisant à la formation des copeaux différents de ceux expérimentaux, diminue de son efficacité. De plus, une forte augmentation du temps de calculs est toujours liée à un raffinement excessif du maillage.

Afin de compléter cette étude sur la dépendance des résultats numériques au maillage, des simulations ont été effectuées en utilisant différents types d'éléments. Le maillage discrétisant le modèle géométrique diffère par la topologie des éléments définis (triangulaire ou quadrangulaire) et leur fonction d'interpolation (1^{er} ou 2nd ordre). La comparaison entre trois types d'éléments 2D (CPE3T, CPE6MT et CPE4RT) disponibles dans la bibliothèque du code de calcul Abaqus®/explicit a souligné l'importance de procéder à un choix convenable du type de maillage sur la modélisation de la coupe. Il a été montré par la présente étude que les éléments triangulaires, à 3 et à 6 nœuds, sont d'une efficacité inférieure à celle d'un maillage quadrangulaire. Les modes de déformations limités, que les éléments triangulaires CPE3T présentent, diminuent de leur capacité à reproduire adéquatement la différence dans la morphologie du copeau en fonction des conditions de coupe, mais ils garantissent des temps de calcul raisonnables par rapport à ceux obtenus avec un maillage triangulaire à 6 nœuds. Toutefois, suite à la discrétisation de la partie supérieure de la pièce transformée en copeau avec des éléments de nombre de nœuds supérieur (à 4 ou 6 nœuds), des copeaux de morphologie comparable à ceux expérimentaux ont pu être simulés. En revanche, les fortes déformations subites par les éléments en contact avec le rayon d'acuité de l'outil de coupe ont conduit à une forte distorsion de maillage lorsque des éléments triangulaires à 6 nœuds sont définis, diminuant par conséquent de leur pertinence. De plus, les temps de calcul très élevés obtenus avec ce maillage, le CPE6MT, expliquent l'intérêt de définir les éléments quadrangulaires disponibles dans Abaqus®/Explicit lors d'une étude 2D de la coupe orthogonale.

Dans ce *second chapitre*, une étude de l'effet du type de la formulation numérique sur la modélisation de la coupe a été aussi effectuée. Il a été montré que même si les méthodes d'adaptation de maillage (telle que la formulation ALE utilisée par Abaqus® et le remaillage défini dans Forge®) sont

caractérisées par une capacité intéressante à résoudre les problèmes de distorsion de maillage, notamment en absence d'un modèle d'endommagement, elles reproduisent mal la segmentation du copeau. Ce résultat a mis en évidence que, parmi les différentes approches définies dans cette étude, la formulation lagrangienne, à laquelle des modèles d'endommagement adéquats permettant de mieux prédire la suppression des éléments endommagés sont définis, est la plus appropriée pour la modélisation de la coupe orthogonale du Ti6Al4V, notamment de la segmentation de son copeau.

Toutefois, un choix convenable des paramètres numériques n'est pas suffisant pour garantir des résultats numériques en corrélation avec ceux expérimentaux. La reproduction précise du comportement du matériau à usiner est aussi très importante telle qu'une loi appropriée et adéquatement identifiée doit être utilisée pour une meilleure fiabilisation des modèles numériques. Ce point fait l'objectif du *troisième chapitre*.

Les comparaisons effectuées en faisant varier les coefficients de la loi rhéologique de JC dans des intervalles limités ($\pm 25\%$ la valeur initiale des coefficients de comportement) ont souligné l'intérêt d'une détermination précise des coefficients A , B et n , contrôlant l'écrouissage dans le matériau, pour une meilleure prédiction de la segmentation du copeau et de la géométrie des festons. Les différences notées dans la morphologie du copeau (faiblement ondulé à fortement segmenté), suite à une forte augmentation du coefficient m (de 0,18 à 1,1) a mis en évidence son effet et a permis de conclure que son identification doit être soignée pour avoir une géométrie du copeau plus en accord avec celle expérimentale. Une forte dépendance de l'effort de coupe au coefficient A et de l'effort d'avance aux coefficients A , B , n et m du modèle thermo-viscoplastique de JC a été aussi soulignée.

La détermination de l'effet des coefficients des modèles d'endommagement (d'initiation et d'évolution) sur la fiabilisation de la modélisation par éléments finis de la coupe orthogonale a fait aussi l'objectif de ce *troisième chapitre*. Un effet dominant du critère d'évolution de l'endommagement par rapport à celui d'initiation d'endommagement donné par JC a été noté. Des variations significatives ont été apportées à la segmentation du copeau et aux efforts prédits de coupe et d'avance, d'où la nécessité d'une détermination précise de la valeur de l'énergie à la rupture G_f . En contrepartie, parmi les coefficients du modèle d'endommagement de JC, le coefficient D_2 a montré un effet plus prononcé sur les prédictions en termes de F_c et F_f .

Malgré les résultats intéressants obtenus avec la modélisation 2D de la coupe, les nombreuses simplifications, présentées principalement par la considération d'un cas de déformation plane, ne permettent pas de reproduire l'écoulement latéral (sur les bords) de la matière, et donc de tenir compte de son effet sur le processus de formation du copeau. De plus, le fait que le mode de propagation de l'endommagement fait encore débat, une modélisation 3D s'impose pour une compréhension approfondie du processus de formation du copeau. En effet, après avoir identifié les principaux facteurs, numériques et physiques, agissant sur la fiabilité des modèles numériques 2D, nous étudions dans le *quatrième chapitre* la modélisation 3D de la coupe orthogonale.

Ce chapitre commence par une étude expérimentale du tournage orthogonal du Ti6Al4V. Des essais de coupe à différentes vitesses de coupe et avances ont été effectués. Cette étude a mis en évidence l'effet important de l'avance sur le procédé d'usinage, notamment sur le copeau et les efforts, par rapport à celui de la vitesse de coupe.

La capacité de la modélisation 3D à reproduire cette forte dépendance du procédé d'usinage à l'avance a été étudiée. Bien que cette approche soit coûteuse du point de vue temps de calculs, elle a permis d'obtenir des informations complémentaires sur le processus de formation du copeau, impossible de les avoir avec une modélisation 2D. En effet, l'avantage principal des modèles numériques 3D est présenté par leur capacité à reproduire des phénomènes multi-physiques intervenants lors de l'usinage, non seulement au niveau du plan médian de la pièce, mais aussi sur les bords. Des différences ont été notées au niveau de la distribution des déformations, des températures et de l'endommagement sur toute la largeur de coupe. Cette différence a permis de prédire le sens de propagation des fissures dans le copeau, initiées en pointe outil, au niveau du plan médian, et se propageant vers la surface libre du copeau. La non-similarité des champs calculés sur la largeur de coupe et des phénomènes apparaissant en simulation, malgré il s'agit d'une configuration de coupe orthogonale, montre la pertinence de la

modélisation 3D. En revanche, bien que des résultats physiquement plus appropriés aient été obtenus avec une approche 3D, la prédiction fiable de la géométrie des festons et des efforts de coupe reste encore un défi à relever, notamment dans le cas des avances élevées.

Vu que le modèle de plasticité de JC, utilisé dans les chapitres précédents de ce rapport, présente des coefficients de viscosité et d'adoucissement thermique constants, et donc d'une validité limitée sur des intervalles particuliers de sollicitations, la fiabilité des modélisations numériques n'est pas garantie. Afin de mieux reproduire le comportement du matériau à usiner, des modifications ont été apportées à cette loi rhéologique dans le *cinquième chapitre*. Ces modifications ont pour but de mieux tenir compte de la sensibilité à la température et à la vitesse de déformation, tout en maintenant la 'simplicité' de l'identification de ses coefficients.

L'identification des coefficients de la loi proposée a été effectuée à partir d'une série d'essais expérimentaux de compression à différentes vitesses de déformation et températures. La comparaison entre la loi identifiée et la contrainte expérimentale a souligné la capacité intéressante du modèle proposé à reproduire avec plus de précision le comportement du matériau sur une toute la gamme étudiée de sollicitations.

Pour l'implémentation de la loi proposée dans le code de calcul Abaqus®/Explicit, une subroutine VUMAT© a été développée. Une première étape de validation de cette subroutine a été faite, et ceci en comparant les résultats obtenus avec la VUMAT©, à laquelle la loi classique de JC est définie, à ceux correspondant à la loi standard de JC utilisée par Abaqus®. Les niveaux élevés de corrélation obtenus avec les méthodes de modélisation nous ont permis de passer à des simulations numériques 3D de la coupe orthogonale du Ti6Al4V, mais cette fois-ci en utilisant le modèle rhéologique proposé et identifié. Une amélioration dans les résultats numériques, notamment en termes de la géométrie des festons, a été notée. En effet, une segmentation du copeau plus en accord avec celle obtenue expérimentalement, a pu être modélisée pour des fortes avances (0,3 mm/tr).

En se basant sur les résultats présentés par ce manuscrit, un bilan de perspectives pour des futurs travaux peut être dressé.

La modélisation 3D de la coupe est l'approche la plus pertinente, mais les résultats dépendent fortement de la loi d'endommagement utilisée. En effet, la loi d'endommagement doit reproduire le comportement du matériau tout en évitant la distorsion des éléments (suppression des éléments avant qu'ils soient trop déformés). Il paraît alors judicieux de découpler ces deux besoins. Dans ce contexte, une thèse a été lancée en 2014 à l'ENSAM centre d'Angers dans le but de faire introduire un remaillleur au code de calcul Abaqus®/Explicit. Ce remaillleur a pour but principal de permettre une meilleure prédiction de la formation du copeau et de sa segmentation tout en contrôlant parfaitement la distorsion du maillage, généralement rencontrée dans une modélisation numérique de la coupe. De plus, similairement à l'étude paramétrique 2D de ce rapport, une étude de la pertinence du maillage 3D utilisé et de son effet sur la fiabilisation de la modélisation de la coupe orthogonale s'imposera.

D'autre part, l'étude menée sur l'effet des coefficients du modèle de comportement permet de déterminer ceux les plus influents sur la modélisation de la coupe, et donc ceux nécessitant d'être précisément identifiés. De même, les conditions de contact (frottement variable, répartition de la chaleur entre l'outil et la pièce) doivent être étudiées. Pour cela, il sera intéressant de définir des lois de frottement plus physiques (qui prennent compte de la vitesse relative des deux corps, de la répartition de la pression de contact et la température, etc.), notamment lorsque les phénomènes d'aspect thermique et tribologiques font l'objectif de la modélisation numérique. En effet, l'étude du couplage conditions tribologiques-comportement du matériau semblera être intéressante.

La loi rhéologique proposée et identifiée dans ce manuscrit a permis de diminuer les écarts avec les essais expérimentaux, et par conséquent d'augmenter la fiabilité des modélisations numériques 3D. Cependant ses coefficients identifiés à partir des essais de compression de la littérature peuvent à leur tour apporter certaines erreurs. Pour cela, il sera judicieux de procéder à une identification en utilisant

d'autres types d'essais (comme des essais de cisaillement), qui permettent d'atteindre des niveaux plus élevés de vitesses de déformation et de voir de près leurs effets sur la modélisation de la coupe.

De plus, l'auto-échauffement, pris en compte par le coefficient de Taylor-Quinnet, et le partage de chaleur doivent être correctement définis pour une prédiction précise de la thermique dans les interfaces de contact. Tous ces points devraient être étudiés de près lors de futures études.

Bibliographie

- Abolfazl Zahedi, S., Demiral, M., Roy, A. & Silberschmidt, V. V., 2013. FE/SPH modelling of orthogonal micro-machining of f.c.c single crystal. *Computational materials Science*, 78, pp. 104-109.
- Akbar, F., Mativenga, P. & Sheikh, M., 2007. An investigation of the tool-chip interface temperature and heat partition in high-speed machining of AISI/SAE 4140 steel with TiN-coated tool. *Proceedings of the 35th International MATADOR Conference*, pp. 215-218.
- Ambati, R., Pan, X., Yuan, H. & Zhang, X., 2012. Application of material point methods for cutting process simulations. *Computational Materials Science*, 57, pp. 102-110.
- Arrazola, P.J., Garay, A., Iriarte, L.-M., Armendia, M., Marya, S & Le Maître, F, 2009. Machinability of titanium alloys (Ti6Al4V and Ti555.3). *Journal of Material Processing Technology*, 209, pp. 2223-2230.
- Arrazola, P.J. & Ozel, T., 2010. Investigations on the effects of friction modeling in finite element simulation of machining. *International Journal of Mechanical Sciences*, 52(1), pp. 31-42.
- Arrazola, P.J., Ozel, T, Umbrello, D, Davies, M & Jawahir, I.S., 2013. Recent advances in modelling of metal machining processes. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 62, pp. 695-718.
- Arrazola, P.J., Ugarte, D, Montoya, J & Marya, S, 2005. Finite element modeling of chip formation process with Abaqus/Explicit 6.3. *8th International Conference on Computational Plasticity, CIMNE*.
- Asad, M., 2011. *Elaboration of concepts and methodologies to study peripheral down-cut milling process from macro-to-micro-scales*. Thèse doctorale, Institut National des sciences appliquées de Lyon.
- Atlati, S., 2012. *Développement d'une nouvelle approche hybride pour la modélisation des échanges thermiques à l'interface outil-copeau: Application à l'usinage de l'alliage d'aluminium aéronautique AA2024-T351*. Thèse doctorale, Université de Lorraine _ GIP-InSIC.
- Atlati, S., Haddag, B., Nouari, M. & Zenasni, M., 2011. Analysis of a new segmentation intensity ratio "SIR" to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51, pp. 687-700.
- Atlati, S., Moufki, A., Nouari, M. & Haddag, B., 2017. Interaction between the local tribological conditions at the tool-chip interface and the thermomechanical process in the primary shear zone when dry machining the aluminum alloy AA2024-T351. *Tribology International*, 105, pp. 326-333.
- Avevor, Y., Moufki, A. & Nouari, M., 2017. Analysis of the frictional heat partition in sticking-sliding contact for dry machining: an analytical-numerical modelling. *Procedia CIRP, 16th Conference on Modelling of Machining Operations*, pp. 539-542.
- Ayed, Y., 2013. *Approches expérimentales et numériques de l'usinage assisté jet d'eau haute pression: étude des mécanismes d'usure et contribution à la modélisation multi-physiques de la coupe*. Thèse doctorale. Arts et Métiers - Centre d'Angers.
- Ayed, Y., Germain, G., Ammar, A. & Furet, B., 2013. Degradation modes and tool wear mechanisms in finish and rough machining of Ti17 Titanium alloy under high-pressure water jet assistance. *Wear*, 305, pp. 228-237.
- Ayed, Y., Germain, G., Ammar, A. & Furet, B., 2017. Thermo-mechanical characterization of the Ti17 titanium alloy under extreme loading conditions. *The International Journal of Manufacturing Technology*, 90(5-8), pp. 1593-1603.
- Ayed, Y., Germain, G., Ben Salem, W. & Hamdi, H., 2014. Experimental and numerical study of laser-assisted machining of Ti6Al4V titanium alloy. *Finite Elements in Analysis and Design*, 92, pp. 72-79.

- Bahi, S., Nouari, M., Moufki, A., El Mansori, M & Molinari A, 2011. A new friction law for sticking and sliding contacts in machining. *Tribology International*, 44(7-8), pp. 764-771.
- Bahi, S., Nouari, M., Moufki, A., El Mansori, M & Molinari, A, 2012. Hybrid modelling of sliding-sticking zones at the tool-chip interface under dry machining and tool wear analysis. *Wear*, 286-287, pp. 45-54.
- Baizeau, T., Campocasso, S., Fromentin, G., Rossi, F & Poulachon, G., 2015. Effect of rake angle on strain field during orthogonal cutting of hardened steel with c-BN tools. *Procedia CIRP, 15th Conference on Modelling of Machining Operations*, 31, pp. 166 – 171.
- Baker, M., 2003. The influence of plastic properties on chip formation. *Computational Materials Science*, 28(3-4), pp. 556-562.
- Baker, M., 2006. Finite element simulation of high-speed cutting forces. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1-3), pp. 117–126.
- Barelli, M., 2016. *Développement d'une méthodologie d'optimisation des conditions d'usinage, application au fraisage de l'alliage de titane TA6V*. Thèse doctorale, Université de Toulouse.
- Barge, M., 2005. *Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion*. Thèse doctorale, Ecole Centrale de Lyon.
- Barry, J. & Byrne, G., 2002. The mechanisms of chip formation in machining hardened steels. *Journal of Manufacturing Sciences and Engineering*, 124(3), pp. 528-535.
- Barry, J., Byrne, G. & Lennon, D., 2001. Observations on chip formation and acoustic emission in machining Ti-6Al-4V alloy. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 41(7), pp. 1055-1070.
- Bayoumi, A.E. & Xie, J.Q., 1995. Some metallurgical aspects of chip formation in cutting Ti-6wt%Al-4wt%V alloy. *Materials Science and Engineering A*, 190(1-2), pp. 173-180.
- Birmingham, M. et al., 2011. New observations on tool life, cutting forces and chip morphology in cryogenic machining Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(6), pp. 500-511.
- Braham-Bouchnak, T., 2010. *Etude du comportement en sollicitations extrêmes et de l'usinabilité d'un nouvel alliage de titane aéronautique: le Ti555-3*. Thèse doctorale, Arts et Métiers - Centre d'Angers.
- Braham-Bouchnak, T., Germain, G., Morel, A. & Lebrun, J., 2013. The influence of laser assistance on the machinability of the titanium alloy Ti555-3. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 68(9-12), pp. 2471-2481.
- Calamaz, M., 2008. *Approches expérimentale et numérique de l'usinage à sec de l'alliage aéronautique Ti-6Al-4V*. Thèse doctorale, Université Bordeaux 1.
- Calamaz, M., Coupard, D. & Girot, F., 2008. A new material model for 2D numerical simulation of serrated chip formation when machining titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 48(3-4), pp. 275–288.
- Calamaz, M., Coupard, D. & Girot, F., 2010. Numerical simulation of titanium alloy dry machining with a strain softening constitutive law. *Machining Science and Technology*, 14(2), pp. 244-257.
- Calamaz, M., Coupard, D., Nouari, M. & Girot, F., 2011. Numerical analysis of chip formation and shear localization process in machining the Ti-6Al-4V titanium alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 52(9-12), pp. 887-895.
- Castro, R. & Seraphin, L., 1966. Contribution à l'étude métallographique. *Mémoires scientifiques de la revue de métallurgie et structurale de l'alliage de titane TA6V*, 63(12), pp. 1025-1058.
- Ceretti, E., Filice, L., Umbrello, D. & Micari, F., 2007. ALE simulation of orthogonal cutting : a new approach to model heat transfer phenomena at the tool-chip interface. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1), pp. 69-72.

- Changeux, B., 2001. *Loi de comportement pour l'usinage: Localisation de la déformation et aspects microstructuraux*. Thèse doctorale, Arts et Métiers - Centre de Paris.
- Che-Haron, C.H. & Jawaid, A., 2005. The effect of machining on surface integrity of titanium alloy Ti-6% Al-4% V. *Journal of Materials Processing Technology*, 166(2), pp. 188-192.
- Chen, G, Ren, C, Yang, X, Jin, X & Guo, T., 2011. Finite element simulation of high-speed machining of titanium alloy (Ti-6Al-4V) based on ductile failure model. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 56(9-12), pp. 1027-1038.
- Chen, Y., 2013. *Prediction of subsurface damage during machining nickel based superalloys*. Thèse doctorale, Université de Clemson.
- Childs, T.H.C., 2006. Friction modelling in metal cutting. *Wear*, 260(3), pp. 310-318.
- Choi, H.-H, Hwang, S.-M., Kang, Y.H., Kim, J & Kang, B.S., 2002. Comparison of implicit and explicit fine element methods for the hydroforming process of an automobile Lower arm. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 20(6), pp. 407-413.
- Constantin, C., Croitoru, S.-M., Constantin, G. & Strajescu, E., 2012. FEM tools for cutting process modelling and simulation. *UPB Scientific Bulletin, Series D: Mechanical Engineering*, 74(4), pp. 149-162.
- Cotterell, A. & Byrne, G., 2008. Characterisation of chip formation during orthogonal cutting of titanium alloy Ti-6Al-4V. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 1(2), pp. 81-85.
- Courbon, C., 2011. *Vers une modélisation physique de la coupe des aciers spéciaux : intégration du comportement métallurgique et des phénomènes tribologiques et thermiques aux interfaces*. Thèse doctorale, École Centrale de Lyon.
- Cui, T., Zhao, H., Liu, C. & Ye, T., 2013. Microstructure evolution of Ti-6Al-4V alloy during high speed cutting: an investigation using finite element simulation. *Applied Mechanics and Materials*, 421, pp. 193-200.
- Dandekar, C. R., Shin, Y. C. & Barnes, J., 2010. Machinability improvement of titanium alloy (Ti-6Al-4V) via LAM and hybrid machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(2), pp. 174-182.
- Daoud, M., Chatelain, J. F. & Bouzid, A., 2015. Effect of rake angle on Johnson-Cook material constants and their impact on cutting process parameters of of Al2024-T3 alloy machining simulation. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81(9-12), pp. 1987-1997.
- Davies, M.A., Cao, Q., Cooke, A.L. & Iveste, R., 2003. On the measurement and prediction of temperature fields in machining AISI 1045 steel. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 52(1), pp. 77-80.
- Davies, M., Chou, Y. & Evans, C.J., 1996. On chip morphology, tool wear and cutting mechanics in finish hard turning. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 45(1), pp. 77-82.
- Delalondre, F., 2008. *Modélisation et étude 3D des phénomènes de cisaillement adiabatiques dans les procédés de mise en forme à grande vitesse*, Thèse doctorale, École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Ding, R. & Guo, ZX, 2004. Microstructural evolution of a Ti-6Al-4V alloy during β -phase processing: Experimental and simulative investigations. *Materials Science and Engineering A*, 365(1-2), pp. 172-179.
- Duan, C. & Zhang, L., 2013. A reliable method for predicting serrated chip formation in high speed cutting: analysis and experimental verification. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 64(9-12), pp. 1587-1597.

- Ducobu, F., 2013. *Contribution à l'étude de la formation du copeau de Ti6Al4V en coupe orthogonale- Approche numérique et expérimentale pour la compréhension des mécanismes de coupe macroscopique et microscopique*. Thèse doctorale, Faculté Polytechnique de Mons.
- Ducobu, F., Rivière-Lorphèvre, E. & Filippi, E., 2016a. Material constitutive model and chip separation criterion influence on the modeling of Ti6Al4V machining with experimental validation in strictly orthogonal cutting condition. *International Journal of Mechanical Sciences*, 107, pp. 136-149.
- Ducobu, F., Rivière-Lorphèvre, E. & Filippi, E., 2016. Experimental and numerical investigation of the uncut chip thickness reduction in Ti6Al4V orthogonal cutting. *Meccanica*, 52(7), pp. 1577-1592.
- Ezugwu, E. O. & Wang, Z. M., 1997. Titanium alloys and their machinability - a review. *Journal of Materials Processing Technology*, 68(3), pp. 262-274.
- 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), pp. 709-714.
- Fourment, L. & Delalandre, F., 2008. A 3D study of the influence of friction on the adiabatic shear band formation during high speed machining. *International Journal of Material Forming*, 1, pp. 1415-1418.
- Gadala, M.S, Movahhedy, M.R. & Wang, J., 2002. On the mesh motion of ALE modeling of metal forming processes. *Finite Elements in Analysis and Design*, 38(5), pp. 435-459.
- Garcia-Andrada, L., 2004. *Etude thermomécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'Usibor 1500*. Thèse doctorale, École des Mines de Paris.
- Germain, G., 2006. *Contribution à l'optimisation du procédé d'usinage assisté laser*. Thèse doctorale, Arts et Métiers - Centre d'Angers.
- Germain, G., 2013. *Conditions thermomécaniques à la formation de copeaux en usinage-Rôle des assistances*. HDR. Arts et Métiers - Centre d'Angers
- Germain, G., Morel, A & Braham-Bouchnak, T, 2013. Identification of material constitutive laws representative of machining conditions for two titanium alloys: Ti6Al4V and Ti555-3. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 135(3).
- Germain, G., Ayed, Y., Braham Bouchnak, T. & Morel, A., 2013a. Identification de lois de comportement représentatives des conditions d'usinage pour des alliages de titane à différents teneurs alpha/beta, *21^{ème} Congrès Français de Mécanique*, Bordeaux
- Germain, G., coupard, D. & Braham-Bouchnak, T., 2009. Approche expérimentale et numérique de la formation du copeau à l'échelle méso. *Journée "Modélisation expérimentale et numérique de la coupe*.
- Germain, G., Dal Santo, P. & Lebrun, J., 2011. Comprehension of chip formation in laser assisted machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 51(3), pp. 230-238.
- Grzesik, W. & Nieslony, P., 2004. A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 44(13), pp. 1311-1317.
- Guo, Y.B. & Liu, C.R., 2002. 3D FEA modeling of hard turning. *Journal of Manufacturing science and Engineering*, 124(2), pp. 189-199.
- 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), pp. 749-759.
- Haddag, B., Atlati, S., Nouari, M. & Moufki, A., 2016. Dry machining aeronautical aluminum alloy AA2024-T351: Analysis of cutting forces, chip segmentation and built-up edge formation. *Metals*, 6(9).
- 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), pp. 452-460.

- Hamitouche, K., 2015. *Endommagement ductile des métaux sous sollicitations dynamiques*, Thèse doctorale, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou - Faculté de Génie construction.
- Harewood, F.J. & McHugh, P.E., 2007. Comparaison of the implicit and explicit finite element methods using crystal plasticity. *Computational Materials Science*, 39(2), pp. 481–494.
- Hillerborg, A., Modéer, M. & Petersson, P.-E., 1976. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6(6), pp. 773–781.
- Hor, A., 2011. *Simulation physique des conditions thermomécaniques de forgeage et d'usinage- Caractérisation et modélisation de la réhologie et de l'endommagement*. Thèse doctorale, Arts et Métiers-Centre d'Angers.
- Hor, A., Morel, F., Lebrun, J.-L. & Germain, G., 2013. Modelling, identification and application of phenomenological constitutive laws over a large strain rate and temperature range. *Mechanics of Materials*, 64, pp. 91-110.
- Hua, J. & Shivpuri, R., 2004. Prediction of chip morphology and segmentation during the machining of titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 150(1-2), pp. 124-133.
- Ijaz, H., Zain-ul-abdein, M., Saleem, W., Asad, M. & Mabrouki, T., 2016. A numerical approach on parametric sensitivity analysis for an aeronautic aluminium alloy turning process. *Mechanika*, 22(2), pp. 149-155.
- Illoul, L. & Lorong, P., 2011. On some aspects of the CNEM implementation in 3D in order to simulate high speed machining or shearing. *Computers and Structures*, 89(11-12), pp. 940-958.
- 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*, pp. 541–547.
- 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), pp. 31-48.
- Karpat, Y. & Ozel, 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), pp. 435-444.
- Kay, G., 2003. *Failure Modelling of Titanium 6Al-4V and Aluminum 2024-T3 with the Johnson-Cook Material Model*, Thèse doctorale, U.S. Lawrence Livermore Nat. Lab. Rep. DOT/FAA/AR-03/57.
- Kim, K.W., Lee, W.Y. & Sinc, H.C., 1999. A finite-element analysis of machining with the tool edge considered. *Journal of Materials Processing Technology*, 86(1-3), pp. 45-55.
- 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), pp. 89-107.
- Komanduri, R. & Hou, Z.B., 2002. On thermoplastic shear instability in the machining of a titanium alloy (Ti-6Al-4V). *Metallurgical and Materials Transactions A*, 33, pp. 2995-3010.
- Kouadri, S., Necib, K., Atlati, S., Haddag, B. & Nouari, M., 2013. Quantification of the chip segmentation in metal machining: Application to machining the aeronautical aluminium alloy AA2024-T351 with cemented tools WC-Co. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 64, pp. 102-113.
- Kpenyigba, K., 2013. *Etude du comportement dynamique et modélisation thermoviscoplastique de nuances d'acier soumises à un impact balistique*, Thèse doctorale. Université de Lorraine.
- Laheurte, R., 2004. *Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux*, Bordeaux: Université de Bordeaux, École Doctorale Des Sciences Physiques et De l'Ingénieur.
- Le Calvez, C., 1995. *Étude des aspects thermiques et métallurgiques de la coupe orthogonale d'un acier au carbone*, Thèse doctorale.

- Lee, W.-S. & Lin, C.-F., 1998. High-temperature deformation behavior of Ti6Al4V alloy evaluated by high strain-rate compression tests. *Journal of Materials Processing Technology*, 75(1-3), p. 127–136.
- Li, L. & He, N., 2006. A FEA study on mechanisms of saw-tooth chip deformation in high speed cutting of Ti–6–Al–4V alloy. *5th International Conference on High Speed Machining (HSM)*, 14-16, pp. 759-767.
- Liu, J., Bai, Y. & Xu, C., 2013. Evaluation of ductile fracture models in finite element simulation of metal cutting processes. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 136(1).
- Lorentzon, J., Jarvstrat, N. & Josefson, B.L., 2009. Modelling chip formation of alloy 718. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(10), pp. 4645-4653.
- Lo, S.-P., 2000. An analysis of cutting under different rake angles using the finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 105(1-2), pp. 143–151.
- Lurdos, O., 2008. *Loi de comportement et recristallisation dynamique : approches empirique et physique*, Thèse doctorale. École Nationale Supérieure des Mines de Saint-Etienne.
- M'saoubi, R., Lebrun, J.L. & Changeux, B., 1998. A new method for cutting tool temperature measurement using CCD infrared technique: influence of tool and coating. *Machining Science and Technology*, 2(2), pp. 369-382.
- Mabrouki, T., Courbon, C., Zhang, Y., Rech, J., Nélias, D., Asad, M., Hamdi, H., Belhadi, S & Salvatore, F., 2016. Some insights on the modelling of chip formation and its morphology during metal cutting operations. *Comptes Rendus Mécanique*, 344(4-5), pp. 335–354.
- Mabrouki, T., Girardin, F., Asad, M. & Rigal, J.F., 2008. Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351). *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 48(11), pp. 1187– 1197.
- Mabrouki, T. & Rigal, J.-F., 2006. A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning. *Journal of Materials Processing Technology*, 176(1-3), pp. 214-221.
- Madaj, M. & Piska, M., 2013. On the SPH orthogonal cutting simulation of A2024-T351 alloy. *Procedia CIRP*, 8, pp. 152-157.
- Merchant, M.E., 1945. Mechanics of the metal cutting process: I. orthogonal cutting and a type 2 chip. *Journal of applied Physics*, 16(5), pp. 267-275.
- Meyer, H.W. & Kleponis, D.S., 2001. Modeling the high strain rate behavior of titanium undergoing ballistic impact and penetration. *International Journal of Impact Engineering*, 26(1-10), pp. 509-521.
- Miguélez, M.H., Muñoz-Sánchez, A., Cantero, J.L. & Loya, J.A., 2009. An efficient implementation of boundary conditions in an ALE model for orthogonal cutting. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 47(3), pp. 1–20.
- Miguélez, M.H., Soldani, X. & Molinari, A., 2013. Analysis of adiabatic shear banding in orthogonal cutting of Ti alloy. *International Journal of Mechanical Sciences*, 75, pp. 212-222.
- Miller, R.M., Bieler, T.R. & Semiatin, S.L., 1999. Flow softening during hot working of Ti–6Al–4V with a lamellar colony microstructure. *Scripta Materialia*, 40(12), pp. 1387–1393.
- Mises, R.V., 1913. The mechanics of solids in the plastically-deformable state. *Math.- phys. Klasse*, 4, pp. 582-592.
- Mohammadpour, M., Razfar, M.R. & Saffar, J., 2010. Numerical investigating the effect of machining parameters on residual stresses in orthogonal cutting. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 18(3), pp. 378-389.
- Molinari, A. & Moufki, A., 2008. The Merchant's model of orthogonal cutting revisited: A new insight into the modeling of chip formation. *International Journal of Mechanical Sciences*, 50(2), pp. 124-131.

- Molinari, A., Musquar, C. & Sutter, G., 2002. Adiabatic shear banding in high speed machining of Ti-6Al-4V: experiments and modeling. *International Journal of Plasticity*, 18(4), pp. 443-459.
- Mondelin, A., Valiorgue, F, Rech, J, Coret, M & Feulvarch, E, 2012. Hybrid model for the prediction of residual stresses induced by 15-5PH steel turning. *International Journal of Mechanical Sciences*, 58(1), pp. 69-85.
- Moufki, A., Dudzinski, D. & Le Coz, G., 2015. Prediction of cutting forces from an analytical model of oblique cutting, application to peripheral milling of Ti-6Al-4V alloy. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81(1-4), pp. 615-626.
- Moufki, A., Le Coz, G. & Dudzinski, D., 2017. End-milling of Inconel 718 superalloy - An analytical modelling, *Pocedia CIRP*, 58, pp. 358-363.
- Moufki, A., Molinari, A. & Dudzinski, D., 1998. Modelling of orthogonal cutting with a temperature dependent friction law. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 46(10), pp. 2103-2138.
- Moussaoui, K., Mousseigne, M., Senatore, J., Chieragatti, R. & Lamesle, P., 2015. Influence of milling on the fatigue lifetime of a Ti6Al4V titanium alloy. *Metals*, 5(3), pp. 1148-1162.
- Muñoz-Sánchez, A., González-Farias, I. M., Soldani, X. & Miguélez, M.H., 2011. Hybrid FE/ANN and LPR approach for the inverse identification of material parameters from cutting tests. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 54(1-4), pp. 21-33.
- Nandy, A.K., Gowrishankar, M.C. & Paul, S., 2009. Some studies on high-pressure cooling in turning of Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(2), pp. 182-198.
- Nemat-Nasser, S., Guo, W.-G., Nesterenko, V.F., Indrakanti, S.S. & Gu, Y.-B., 2001. Dynamic response of conventional and hot isostatically pressed Ti-6Al-4V alloys: experiments and modeling. *Mechanics of Materials*, 33(8), pp. 425-439.
- Nouari, M., Calamaz, M. & Girod, F., 2008. Mécanismes d'usure des outils coupants en usinage à sec de l'alliage de titane aéronautique Ti-6Al-4V. *Comptes Rendus Mécanique*, 336(10), pp. 772-781.
- Nouari, M. & Makich, H., 2014. On the physics of machining titanium alloys: Interactions between cutting parameters, microstructure and tool wear. *Metals*, 4(3), pp. 335-358.
- Onate, E. & Rojek, J., 2004. Combination of discrete element and finite element methods for dynamic analysis of geomechanics problems. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 193(27-29), pp. 3087-3128.
- Öpöz, T.T. & Chen, X., 2016. Chip formation mechanism using finite element simulation. *Journal of Mechanical Engineering*, 62(11), pp. 636-646.
- Ozel, T., 2006. The influence of friction models on finite element simulations of machining. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46(5), pp. 518-530.
- Ozel, T. & Karpaz, 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), pp. 659-667.
- Ozel, T. & Sima, M., 2010. Finite element simulation of high speed machining Ti-6Al-4V alloy using modified material models. *Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of SME*, 38.
- Ozlu, E., Budak, E. & Molinari, A., 2009. Analytical and experimental investigation of rake contact and friction behavior in metal cutting. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(11), pp. 865-875.
- Pawade, R.S., Sonawane, H.A. & Joshi, S.S., 2009. An analytical model to predict specific shear energy in high-speed turning of Inconel 718. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49, pp. 979-990.

- Philippe, S., 2009. *Développement d'une formulation arbitrairement lagrangienne eulérienne pour la simulation tridimensionnelle du laminage de produits plats*, Thèse doctorale. École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Pottier, T., Germain, G., Calamaz, M., Morel, A. & Coupard, D., 2014. Sub-millimeter measurement of finite strains at cutting tool tip vicinity. *Experimental Mechanics*, 54(6), pp. 1031-1042.
- Poulachon, G., 1999. *Aspect phénoménologiques, mécaniques et métallurgiques en tournage c-BN des aciers durcis. Application : usinabilité de l'acier 100Cr6*, Thèse doctorale. Arts et Métiers - Centre de Paris.
- Puerta Velásquez, J.D., Bolle, B., Chevrier, P., Geandier, G. & Tidu, A., 2007. Metallurgical study on chips obtained by high speed machining of a Ti-6 wt.%Al-4 wt.%V alloy. *Materials Science and Engineering A*, 452-453, pp. 469-474.
- Puerta Velásquez, J., Tidu, A., Bolle, B., Chevrier, P. & Fundenberger, J.-J., 2010. Sub-surface and surface analysis of high speed machined Ti-6Al-4V alloy. *Materials Science and Engineering A*, 527(10-11), pp. 2572-2578.
- Rech, J., 2006. Influence of cutting tool coatings on the tribological phenomena at the tool-chip interface in orthogonal dry turning. *Surface and Coatings Technology*, 200(16-17), pp. 5132-5139.
- Rech, J., Claudin, C. & D'Eramo, E., 2009. Identification of a friction model-Application to the context of dry cutting of an AISI 1045 annealed steel with a TiN-coated carbide tool. *Tribology International*, 42(5), pp. 738-744.
- Rhim, S.H. & Oh, S.I., 2006. Prediction of serrated chip formation in metal cutting process with new flow stress model for AISI 1045 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 171(3), pp. 417-422.
- Rotella, G., Dillon Jr, O.W., Umbrello, D., Settineri, L., Jawahir, I.S., 2013. Finite element modeling of microstructural changes in turning of AA7075-T651 Alloy. *Journal of Manufacturing Processes*, 15(1), pp. 87-95.
- Saleem, W., Asad, M., Zain-ul-abdein, M., Ijzaz, H. & Mabrouki, T., 2016. Numerical investigations of optimum turning parameters—AA2024-T351 aluminum alloy. *Machining Science and Technology*, 20(4), pp. 634-654.
- Semiatin, S.L., Montheillet, F., Shen, G. & Jonas, J.J., 2002. Self-consistent modeling of the flow behavior of wrought Alpha/Beta titanium alloys under isothermal and nonisothermal hot-working conditions. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 33(8), pp. 2719-2727.
- Shatter, G., 2005. Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(6), pp. 719-726.
- Shaw, M.C. & Vyas, A., 1998. The mechanism of chip formation with hard turning steel. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*, 47(1), pp. 77-82.
- Shet, C & Deng, X., 2000. Finite element analysis of the orthogonal metal cutting process. *Journal of Materials Processing Technology*, 105(1-2), pp. 95-109.
- Siemers, C., Bäker, M., Mukherji, D. & Rösle, J., 2003. Microstructure evolution in shear bands during the chip formation of Ti6Al4V. *10th World Conference on Titanium (Ti-2003)*, 1, pp. 839-846.
- Sima, M. & Ozel, T., 2010. Modified material constitutive models for serrated chip formation simulations and experimental validation in machining of titanium alloy Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 50(11), pp. 943-960.
- Strenkowski, J.S. & Carroll, J.T., 1985. A finite element model of orthogonal metal cutting. *Journal of Engineering for Industry*, 107(4), pp. 349-354.

- Sun, S., Brandt, M. & Dargusch, M.S., 2009. Characteristics of cutting forces and chip formation in machining of titanium alloys. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 49(7-8), pp. 561–568.
- Sutter, G., 2005. Chip geometries during high-speed machining for orthogonal cutting conditions. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(6), pp. 719–726.
- Sutter, G. & Ranc, N., 2007. Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting—An experimental investigation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(10), pp. 1507–1517.
- Trabelsi, S., Morel, A., Germain, G. & Bouaziz, Z., 2016. Tool wear and cutting forces under cryogenic machining of titanium alloy (Ti17). *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 91(5-8), pp. 1493-1505.
- Umbrello, D., 2008. Finite element simulation of conventional and high speed machining of Ti-6Al-4V alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 196(1-3), pp. 79-87.
- Vaultrot, M., 2012. *Étude du comportement mécanique des matériaux dans des conditions étendues de vitesses et de températures: application à l'acier C68 dans le cas d'une opération de formage incrémental*, Thèse doctorale. Université de Grenoble.
- Wagner, V., Baili, M. & Dessein, G., 2015. The relationship between the cutting speed, tool wear, and chip formation during Ti-5553 dry cutting. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 76(5-8), pp. 893–912.
- Wagner, V., Vissio, A., Chanal, H. & Duc, E., 2012. *Etude de la relation entre les conditions de coupe et la morphologie des copeaux en fraisage de l'aluminium 2050*. MUGV.
- Wang, B. & Liu, Z., 2015. Shear localization sensitivity analysis for Johnson-Cook constitutive parameters on serrated chips in high speed machining of Ti6Al4V. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 55, pp. 63-76.
- Wang, Q., Liu, Z., Yang, D. & Ul Hassan Mohsan, A., 2017. Metallurgical-based prediction of stress-temperature induced rapid heating and cooling phase transformations for high speed machining Ti-6Al-4V alloy. *Materials and Design*, 119, pp. 208-218.
- Wan, Z.P., Zhu, Y.E., Liu, H.W. & Tang, Y., 2012. Microstructure evolution of adiabatic shear bands and mechanisms of saw-tooth chip formation in machining Ti6Al4V. *Materials Science and Engineering A*, 531, pp. 155-163.
- Yaich, M., Ayed, Y., Bouaziz, Z. & Germain, G., 2016. Numerical analysis of constitutive coefficients effects on FE simulation of the 2D orthogonal cutting process: application to the Ti6Al4V. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 92(1-4), pp..
- Yang, X. & Liu, C.R., 1999. Machining titanium and its alloys. *Machining Science and Technology*, 3(1), pp. 107–139.
- Zemzemi, F., Rech, J., Ben Salem, W., Dogui, A. & Kapsa, P., 2009. Identification of a friction model at tool/chip/workpiece interfaces in dry machining of AISI4142 treated steels. *Journal of Material Processing Technology*, 209(8), pp. 3978-3990.
- Zhang, X.P., Shivpuri, R. & Srivastava, A.K., 2014. Role of phase transformation in chip segmentation during high speed machining of dual phase titanium alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 214(12), pp. 3048-3066.
- Zhang, Y., Mabrouki, T., Nelias, D. & Gong, Y., 2011a. Chip formation in orthogonal cutting considering interface limiting shear stress and damage evolution based on fracture energy approach. *Finite Elements in Analysis and Design*, 47(7), pp. 850–863.
- Zhang, Y., Outeiro, J.C. & Mabrouki, T., 2015. On the selection of Johnson-Cook constitutive model parameters for Ti-6Al-4V using three types of numerical models of orthogonal cutting. *Procedia CIRP*, Volume 31, pp. 112-117.

Zhang, Y., Umbrello, D., Mabrouki, T., Rizzuti, S., Nelias, D. & Gong, Y., 2011. On methodologies inside two different commercial codes to simulate the cutting operation. *Advanced Materials Research*, Volume 223, pp. 162-171.

Zorev, N., 1963. Inter-relationship between shear processes occurring along tool face and shear plane in metal cutting. *Proceedings of International Research in Production Engineering, ASME, New York*, pp. 42-49.

Liste des figures

Figure I-1 Configuration de coupe orthogonale : (a) usinage en plongée d'un disque (Le Calvez, 1995), (b) usinage en bout d'un tube (Le Calvez, 1995) et (c) illustration dans une modélisation 3D (Sutter, 2005).....	6
Figure I-2 (a) Visualisation par caméra rapide de la formation du copeau (Germain, et al., 2009) et (b) schématisation simplifiée 2D de la coupe orthogonale (Hor, 2011)	7
Figure I-3 Différentes morphologies du copeau : (a) copeau continu, (b) copeau ondulé, (c) copeau segmenté et (d) copeau fragmenté (Wagner, et al., 2012).....	8
Figure I-4 Morphologies du copeau correspondantes à : (a) l'alliage de titane Ti6Al4V ($V_c = 30$ m/min) et (b) l'acier AISI4340 ($V_c = 40$ m/min) (Komanduri & Hou, 2002).....	8
Figure I-5 Influences des conditions de coupe sur la morphologie du copeau : (a, b et c) Ti6Al4V ($V_c = 111$ m/min et $f = 0,24$ mm/tr) (Nandy, et al., 2009), et (d, e et f) Ti17 ($V_c = 50$ m/min et $f = 0,25$ mm/tr) (Ayed, 2013).....	9
Figure I-6 Effet de la vitesse de coupe et de l'angle de coupe sur les résultats (a) expérimentaux et (b-d) numériques dans le cas de l'alliage d'aluminium AA2024-T351 (Atlati, et al., 2011) : (a) morphologie du copeau, (b) intensité de segmentation du copeau, (c) évolution instantanée des efforts de coupe et (d) valeurs moyennes de F_c	10
Figure I-7 Copeau expérimental obtenu suite à l'usinage du Ti6Al4V à différentes avances : (a) $f = 0,28$ mm/tr, (b) $f = 0,1$ mm/tr et (c) $f = 0,04$ mm/tr ($V_c = 30$ m/min, $a_p = 1$ mm et $\gamma = 15^\circ$) (Ducobu, et al., 2016).....	11
Figure I-8 Morphologies du copeau correspondantes à deux types d'alliages de titane (Ti555-3 et Ti6Al4V) et différentes conditions de coupe : (a et d) $V_c = 50$ m/min et $f = 0,15$ mm (Braham-Bouchnak, 2010), (b et e) $V_c = 50$ m/min et $f = 0,1$ mm (Arrazola, et al., 2009) et (c et f) $V_c = 35$ m/min et $f = 0,1$ mm (Nouari & Makich, 2014).....	11
Figure I-9 Effet de la structure cristallographique du Ti6Al4V sur la morphologie du copeau : (a) Ti6Al4V traité β avec une structure équiaxe et (b) Ti6Al4V non traité β avec une structure lamellaire ($V_c = 65$ m/min et $f = 0,1$ mm/tr) (Barelli, 2016).....	12
Figure I-10 Observation par Microscope Electronique à Balayage MEB d'un copeau festonné en Ti6Al4V : (a) cas d'absence et (b) de présence de fissures dans les bandes de cisaillement (Calamaz, 2008).....	13
Figure I-11 Transformations de phase identifiées par (a) DRX (Bayoumi & Xie, 1995) et (b) MEB (Siemers, et al., 2003) dans le copeau en Ti6Al4V :.....	13
Figure I-12 Microstructure du copeau et de la surface usinée expérimentalement déterminée, pour différentes conditions de coupe à l'aide (a) d'une microscopie électronique en transmission (MET) et (b) d'une diffraction d'électrons sur une surface sélectionnée (SAED), et (c) sa validation numérique (Wang, et al., 2017).....	14
Figure I-13 Faciès de la surface cisillée d'un copeau segmenté correspondant à différentes conditions de coupe : (a) $V_c = 15$ m/min et (b) $V_c = 180$ m/min ($f = 0,08$ mm/tr) (Barry, et al., 2001).....	15
Figure I-14 Montage expérimental utilisé (a) pour la coupe interrompue (Poulachon, 1999) et (b) la coupe avec des caméras rapides (Pottier, et al., 2014)	16
Figure I-15 Copeau simulé avec différents types d'approches sans maillage: (a) CNEM (Illoul & Lorong, 2011), (b) DEM (Onate & Rojek, 2004) et (c) MPM (Ambati, et al., 2012)	18

Figure I-16 Schématisations simplifiées du mouvement de maillage pour différentes formulations : (a) Eulérienne, (b) Lagrangienne et (c) ALE ((Asad, 2011) et (Philippe, 2009)).....	20
Figure I-17 Modélisation de la coupe orthogonale correspondante à une formulation eulérienne (Kim, et al., 1999) : (a) modèle géométrique et maillage, (b) évolution de la vitesse de déformation du copeau	20
Figure I-18 Modélisation lagrangienne des différentes étapes contrôlant la formation d'un copeau segmenté (Mabrouki, et al., 2008).....	21
Figure I-19 Différentes méthodes de séparation de la matière : (a) par un déboutonnage des nœuds ou (b) par une suppression des éléments (Barge, 2005).....	21
Figure I-20 Modélisation ALE de la formation du copeau (Germain, et al., 2011)	22
Figure I-21 Adaptation de maillage par un remaillage.....	23
Figure I-22 Effet de la taille de maillage et de la méthode <i>Hourglass</i> utilisée sur l'écoulement de la matière (Barge, 2005).....	24
Figure I-23 Dépendance de la morphologie du copeau au type de formulations : (a) ALE, (b) CEL et (c) Lagrangienne ($V_c = 90$ m/min et $f = 0,1$ mm/tr) (Zhang, et al., 2015).....	24
Figure I-24 Morphologies du copeau en Ti6Al4V simulées avec différents codes de calcul : (a) (Zhang, et al., 2011) et (b) (Constantin, et al., 2012).....	25
Figure I-25 Dépendance (a) de la température et (b) de la contrainte résiduelle au code de calcul utilisé pour la modélisation de la coupe (Zhang, et al., 2011)	25
Figure I-26 Comparaison entre la modélisation (a) 2D et (b) 3D de la formation du copeau en utilisant le code de calcul Forge® (Delalondre, 2008).....	26
Figure I-27 Différents scénarios possibles de la propagation de l'endommagement (Pottier, et al., 2014)	26
Figure I-28 Évolution de l'usure en dépouille en fonction de la vitesse de coupe et du type d'alliages de titane (cas d'un temps d'usinage de 15 min) (Arrazola, et al., 2009).....	28
Figure I-29 Différentes microstructures du Ti6Al4V : (a) aiguillée, (b) lamellaire, (c) duplex et (d) équiaxe (Ducobu, 2013)	29
Figure I-30 Variation de la fraction volumique en phase β en fonction de la température : cas du Ti6Al4V (Zhang, et al., 2014)	29
Figure I-31 Comparaison entre l'évolution de la contrainte d'écoulement expérimentale et numérique pour trois matériaux : (a) l'acier 42CrMo4 ferrito-perlitique, (b) l'acier 100Cr6 et (c) l'alliage d'aluminium 2017-T4 (Hor, 2011).....	35
Figure I-32 Effet des coefficients du modèle de JC sur (a) la morphologie du copeau et (b) sa géométrie ($V_c = 120$ m/min, $f = 0,127$ mm/tr et $a_p = 2,54$ mm) (Umbrello, 2008).....	37
Figure I-33 Dépendance de la morphologie du copeau aux coefficients de comportement : Cas du modèle (a) de JC et (b) de M1 (Ozel & Sima, 2010).....	38
Figure I-34 Dépendance (a) des efforts de coupe et (b) des températures à la loi rhéologique utilisée pour prédire le comportement de la pièce à usiner (Ozel & Sima, 2010).....	38
Figure I-35 Courbes de la contrainte d'écoulement de l'alliage d'aluminium Al2017-T4 calculées avec différents modèles de comportement : Cas (a et b) de deux jeux de coefficients du modèle de JC, (c) de la loi TANH, (d) de la loi de Baker et (e) de la loi d'Hor ($\dot{\epsilon}_0 = 7.10^2 s^{-1}$) (Hor, 2011).....	39
Figure I-36 Dépendance de la morphologie du copeau au modèle de comportement : (a) cas de l'acier 42CrMo4 ($V_c = 250$ m/min et $f = 0,2$ mm/tr) (Hor, 2011) et (b) de l'alliage Ti6Al4V ($V_c = 120$ m/min et $f = 0,1$ mm/tr) (Ozel & Sima, 2010).....	39

Figure II-1 Pièce utilisée pour les essais expérimentaux de tournage orthogonal (Calamaz, 2008)	43
Figure II-2 Morphologie du copeau correspondante à différentes vitesses de coupe : (a) 33 m/min (Calamaz, 2008), (b et c) 75 m/min (Calamaz, 2008), (d et f) 180 m/min (Calamaz, et al., 2008) ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)	43
Figure II-3 Dépendance de : (a) la hauteur de crêtes, (b) de la hauteur de vallées et (c) de la largeur moyenne des festons à la vitesse de coupe ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm) (Calamaz, et al., 2010)	44
Figure II-4 Efforts moyens (a) de coupe et (b) d'avance expérimentalement déterminés à des vitesses de coupe variables ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm) (Calamaz, et al., 2010)	44
Figure II-5 Modèle géométrique et échanges thermiques	45
Figure II-6 Schématisation de la contrainte d'écoulement pour un matériau ductile.....	47
Figure II-7 Schématisation des modes de rupture présents dans une configuration de déformation plane de la coupe orthogonale.....	49
Figure II-8 Modélisation du contact outil-matière : (a) type de contact en fonction de la position de la matière par rapport à l'outil de coupe et (b) loi de frottement lui correspondante	51
Figure II-9 Schématisation du comportement thermique de contact lors de la formation du copeau (Atlati, 2012)	52
Figure II-10 Modèle géométrique, conditions aux limites et maillage utilisé pour la discrétisation des zones d'endommagement : taille des éléments égale à (a) $4 \mu\text{m} \times 4 \mu\text{m}$ et (b) $14 \mu\text{m} \times 14 \mu\text{m}$	54
Figure II-11 Organigramme utilisé pour la détermination du coefficient de frottement μ et de l'énergie à la rupture G_f	55
Figure II-12 Comparaison entre la morphologie du copeau (a) expérimental (Calamaz, 2008) et (b-g) numérique obtenu avec différentes tailles d'éléments de maillage : (b) $4 \mu\text{m} \times 4 \mu\text{m}$, (c) $6 \mu\text{m} \times 6 \mu\text{m}$, (d) $8 \mu\text{m} \times 8 \mu\text{m}$, (e) $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$, (f) $12 \mu\text{m} \times 12 \mu\text{m}$ et (g) $14 \mu\text{m} \times 14 \mu\text{m}$ ($V_c = 33$ m/min).....	56
Figure II-13 Morphologies du copeau obtenues avec différentes tailles de maillage : (a) $4 \mu\text{m} \times 4 \mu\text{m}$, (b) $6 \mu\text{m} \times 6 \mu\text{m}$, (c) $8 \mu\text{m} \times 8 \mu\text{m}$, (d) $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$, (e) $12 \mu\text{m} \times 12 \mu\text{m}$ et (f) $14 \mu\text{m} \times 14 \mu\text{m}$ ($V_c = 75$ m/min)	57
Figure II-14 Évolution de la variable d'endommagement dans le copeau simulé avec différentes tailles de maillage : (a) $4 \mu\text{m} \times 4 \mu\text{m}$, (b) $6 \mu\text{m} \times 6 \mu\text{m}$, (c) $8 \mu\text{m} \times 8 \mu\text{m}$, (d) $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$, (e) $12 \mu\text{m} \times 12 \mu\text{m}$ et (f) $14 \mu\text{m} \times 14 \mu\text{m}$ ($V_c = 75$ m/min).....	57
Figure II-15 Effet de la taille du maillage sur la morphologie du copeau ((a) $4 \mu\text{m} \times 4 \mu\text{m}$, (b) $6 \mu\text{m} \times 6 \mu\text{m}$, (c) $8 \mu\text{m} \times 8 \mu\text{m}$, (d) $10 \mu\text{m} \times 10 \mu\text{m}$, (e) $12 \mu\text{m} \times 12 \mu\text{m}$ et (f) $14 \mu\text{m} \times 14 \mu\text{m}$) et son adéquation avec le (g) copeau expérimental obtenu par Calamaz et al (Calamaz, et al., 2008) ($V_c = 180$ m/min) .	58
Figure II-16 Comparaison des hauteurs caractéristiques H et h du copeau numérique à ceux expérimentaux de Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010)	59
Figure II-17 Comparaison entre les efforts de coupe expérimentaux et numériques correspondants à trois vitesses de coupe : (a) 33 m/min, (b) 75 m/min et (c) 180 m/min.....	59
Figure II-18 Comparaison des efforts d'avance numériques à ceux moyens expérimentaux de Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010) obtenus avec trois vitesses de coupe : (a) 33 /min, (b) 75 m/min et (c) 180 m/min	60
Figure II-19 Évolution du temps de calcul en fonction de la taille du maillage.....	62
Figure II-20 Discrétisation du modèle géométrique avec différents types de maillage	64
Figure II-21 Représentation de quelques fonctions de forme correspondante aux éléments (a) triangulaires linéaires, (b) triangulaires quadratiques et (c) quadrangulaires linéaires	64

Figure II-22 Longueur caractéristique correspondante à chaque type de maillage : (a) CPE3T, (b) CPE6MT et (c) CPE4RT	65
Figure II-23 Copeau simulé avec des éléments triangulaires CPE6MT	65
Figure II-24 Sensibilité de la déformation plastique équivalente et de l'endommagement au type de maillage : (a) et (d) CPE3T, (b) et (e) CPE6MT et (c) et (f) CPE4RT ($V_c = 33$ m/min).....	66
Figure II-25 Comparaison du copeau numérique prédit avec différents types de maillage ((a) CPE3T, (b) CPE6MT et (c) CPE4RT) à celui (d) expérimental de Calamaz (Calamaz, 2008) ($V_c = 75$ m/min).....	67
Figure II-26 Sensibilité de l'endommagement au type de maillage : (a) CPE3T, (b) CPE6MT et (c) CPE4RT ($V_c = 75$ m/min).....	67
Figure II-27 Dépendance de (a) la hauteur de crêtes, (b) de la hauteur de vallées et (c) de la largeur des festons au type de maillage ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)	68
Figure II-28 Efforts de coupe obtenus avec différents maillages et vitesses de coupe : (a) $V_c = 33$ m/min et (b) $V_c = 75$ m/min ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm).....	69
Figure II-29 Erreurs % correspondantes à (a) F_c et (b) F_f ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm).....	70
Figure II-30 Modèle géométrique et conditions aux limites correspondantes à la formulation <i>ALE</i> à tendance <i>Eulérienne</i>	73
Figure II-31 Copeau simulé avec une modélisation <i>ALE</i> à tendance <i>Eulérienne</i> (a) avant et (b) après l'obtention d'un régime stabilisé	74
Figure II-32 Modèle géométrique et conditions aux limites définies dans le cas d'une formulation <i>ALE</i> à tendance <i>Lagrangienne</i>	74
Figure II-33 Modèle géométrique défini dans le cas du remaillage	75
Figure II-34 Iso-valeurs de déformations plastiques et de températures simulées dans les copeaux correspondants aux différentes méthodes d'adaptation de maillage et sans la définition d'un critère d'endommagement : (a) et (d) <i>ALE</i> à tendance <i>Eulérienne</i> , (b) et (e) <i>ALE</i> à tendance <i>Lagrangienne</i> , (c) et (f) Remaillage	76
Figure II-35 Comparaison entre les efforts expérimentaux et numériques correspondants aux trois méthodes d'adaptation de maillage et sans la définition du modèle d'endommagement.....	77
Figure II-36 Déformations plastiques et températures situées dans le copeau simulé avec différentes formulations ((a) et (d) <i>Lagrangienne</i> , (b) et (e) <i>ALE</i> à tendance <i>Lagrangienne</i> , (c) et (f) Remaillage) à lesquelles le critère d'endommagement de JC est défini.....	78
Figure II-37 Étapes de propagation des fissures obtenues dans le cas du <i>Remaillage</i>	79
Figure II-38 Évolution des efforts de coupe en fonction du type de formulation : cas de la considération de l'endommagement présent dans le matériau à usiner	79
Figure II-39 Copeau obtenu avec le modèle thermo-viscoplastique de JC (Liu, et al., 2013)	80
Figure III-1 Surfaces en contrainte d'écoulement obtenues avec différents jeux de coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC ($\dot{\epsilon} = 10^4$ s ⁻¹)	85
Figure III-2 Copeaux numériques obtenus avec différents jeux de coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC ($t_c = 0,96$ ms, $V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm).....	86
Figure III-3 Morphologie du copeau et distribution de la déformation plastique obtenues avec différents jeux de coefficients de JC ($t_c = 0,4$ ms, $V_c = 180$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)	87
Figure III-4 Déformation plastique équivalente mesurée au milieu de l'épaisseur du copeau et avec deux vitesses de coupe (cas du jeu de coefficients JC(f))	88
Figure III-5 Comparaison de la largeur moyenne des festons simulés avec les six jeux de coefficients de JC à celle expérimentale déterminée par Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010)	88

Figure III-6 Lien entre l'évolution instantanée de l'effort de coupe et la formation des bandes de cisaillement ($V_c = 75$ m/min).....	89
Figure III-7 Étapes de formation d'un feston et propagation instantanée (a, b et c) de la déformation plastique, (d, e et f) de la température et (g, h et i) de la contrainte de Von Mises	90
Figure III-8 Comparaison des efforts (a) de coupe et (b) d'avance simulés avec les six jeux de coefficients à ceux expérimentaux de Calamaz et al (Calamaz, et al., 2010)	90
Figure III-9 Morphologie du copeau obtenue avec différents jeux de coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC	92
Figure III-10 Dépendance de la contrainte d'écoulement aux coefficients des termes d'écrouissage et d'adoucissement thermique du modèle de JC : (a) A , (b) B , (c) n et (d) m variables ($T = 773K$ et $\dot{\epsilon} = 10^4 s^{-1}$).....	93
Figure III-11 Dépendance du facteur de sensibilité du festonnage aux coefficients de JC et à la vitesse de coupe : (a) $V_c = 75$ m/min et (b) $V_c = 180$ m/min ($f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm).....	94
Figure III-12 Effet des coefficients (a-d) A , (e-h) B , (i-l) n et (m-p) m de la loi de JC sur la distribution de la température dans les bandes de cisaillement ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm).....	95
Figure III-13 Efforts moyens (a et b) de coupe et (c et d) d'avance correspondants aux différentes valeurs étudiées des coefficients de JC : (a et c) $V_c = 75$ m/min et (b et d) $V_c = 180$ m/min.....	95
Figure III-14 Morphologie du copeau obtenue avec différents jeux de coefficients de JC : (1) m et C variables, (2) m variable et $C = 0,02$, (3) m variable et $C = 0,09$, (4) $m = 0,18$ et C variable, (5) $m = 1,1$ et C variable et (6) $m = 0,64$ et C variable.....	97
Figure III-15 Comparaison du degré de segmentation du copeau expérimental à celui numérique simulé avec différents jeux de coefficients de JC ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm).....	97
Figure III-16 Effet des coefficients d'endommagement sur la morphologie du copeau ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm).....	100
Figure III-17 Dépendance du facteur de sensibilité de la segmentation du copeau aux coefficients d'endommagement : (a) $V_c = 75$ m/min et (b) $V_c = 180$ m/min.....	101
Figure III-18 Effet des coefficients (a) D_1 , (b) D_2 et (c) D_3 sur la déformation correspondante à l'initiation d'endommagement	101
Figure III-19 Effet des coefficients d'endommagement sur les efforts moyens (a et b) de coupe et (c et d) d'avance : (a et c) $V_c = 75$ m/min et (b et d) $V_c = 180$ m/min	102
Figure III-20 Morphologie du copeau obtenue avec des coefficients nuls du modèle d'endommagement de JC : (a) $D_1 = 0$, (b) $D_2 = 0$, (c) $D_3 = 0$, (d) $D_4 = 0$ et (e) $D_5 = 0$ ($V_c = 75$ m/min).....	103
Figure III-21 Comparaison des rapports de segmentation obtenus en utilisant des coefficients nuls du modèle d'initiation d'endommagement de JC ($D_i = 0$ avec $i = 1, 2, \dots, 5$).....	103
Figure IV-1 Montage expérimental des essais de tournage orthogonal	108
Figure IV-2 Morphologie du copeau obtenue avec différentes conditions de coupe	109
Figure IV-3 Sensibilité de la géométrie des festons aux conditions de coupe : (a) hauteur moyenne de crêtes, (b) hauteur moyenne de vallées et (c) largeur moyenne des festons.....	110
Figure IV-4 Effort spécifique de coupe correspondant aux différentes vitesses de coupe et avances	111
Figure IV-5 Sensibilité des efforts (a) de coupe et (b) d'avance à la vitesse de coupe et à l'avance.. ..	111
Figure IV-6 Modèle géométrique et conditions aux limites.....	113
Figure IV-7 Distribution de la pression hydrostatique dans le cas d'une modélisation 3D de la coupe orthogonale ($V_c = 45$ m/min et $f = 0,3$ mm).....	115

Figure IV-8 Morphologie du copeau et distribution de la déformation plastique équivalente dans le cas d'une modélisation (a) 3D, (b) 3D_bord, (c) 3D_plan médian et (d) 2D ($V_c = 45\text{m/min}$ et $f = 0,3\text{mm}$)	115
Figure IV-9 Distribution de la température pour différents temps de coupe et plans d'observation ($V_c = 45\text{ m/min}$ et $f = 0,3\text{ mm}$).....	116
Figure IV-10 Distribution de la température obtenue après formation d'une première bande de cisaillement ($t_c = 0,45\text{ms}$, $V_c = 45\text{ m/min}$ et $f = 0,3\text{ mm}$)	117
Figure IV-11 Déformation plastique équivalente obtenue sur (a-d) les bords et (e-h) le plan médian du copeau.....	118
Figure IV-12 Distribution de la variable d'endommagement en fonction du temps de coupe et du plan d'observation.....	118
Figure IV-13 Morphologie du copeau correspondante à différentes vitesses de coupe et avances.....	119
Figure IV-14 Distribution des iso-valeurs de température et de la variable d'endommagement obtenue avec différentes vitesses de coupe : (a et d) 45 m/min, (b et e) 60 m/min et (c et f) 75 m/min ($f = 0,15\text{ mm/tr}$).....	120
Figure IV-15 Déformations plastiques équivalentes obtenues avec différentes avances : (a) 0,1 mm/tr, (b) 0,15 mm/tr, (c) 0,22 mm/tr et (d) 0,3 mm/tr ($V_c = 60\text{ m/min}$)	121
Figure IV-16 Iso-valeurs de températures simulées avec différentes avances : (a) 0,1 mm/tr, (b) 0,15 mm/tr, (c) 0,22 mm/tr et (d) 0,3 mm/tr ($V_c = 60\text{ m/min}$).....	121
Figure IV-17 Distribution de la température simulée sur (a-d) la face de coupe et (e-h) en dépouille de l'outil lorsque différentes avances sont définies : (a et e) 0,1 mm/tr, (b et f) 0,15 mm/tr, (c et g) 0,22 mm/tr et (d et h) 0,3 mm/tr ($t_c = 1,5\text{ms}$ et $V_c = 60\text{ m/min}$)	122
Figure IV-18 Comparaison des hauteurs moyennes prédites (a) de crêtes et (b) de vallées à celles expérimentales correspondantes à différentes conditions de coupe	122
Figure IV-19 Erreurs calculées (%) en termes de hauteurs moyennes de crêtes.....	123
Figure IV-20 Effet de la vitesse de coupe et de l'avance sur la formation de bourrelets.....	124
Figure IV-21 Dépendance de l'effort spécifique de coupe aux conditions de coupe.....	124
Figure IV-22 Comparaison des efforts de coupe numériques à ceux expérimentaux obtenus pour différentes conditions de coupe.....	124
Figure V-1 Algorithme implémenté dans la VUMAT© développée	130
Figure V-2 Critère de Von Mises correspondant à l'espace des contraintes principales	131
Figure V-3 Méthode de retour radial basée sur la définition d'un facteur de correction (Chen, 2013)	132
Figure V-4 Conditions aux limites et modèle géométrique.....	137
Figure V-5 Résultats correspondants à un essai de traction selon l'axe X : (a) Abaqus® et (b) VUMAT© ($\dot{\epsilon} = 1\text{s}^{-1}$ et $T = 293\text{ K}$)	138
Figure V-6 Comparaison des courbes (a) contrainte-déformation et (b) température-temps obtenues avec Abaqus® et la VUMAT© à différentes températures ($\dot{\epsilon} = 1\text{s}^{-1}$)	139
Figure V-7 Courbes (a) contrainte-déformation et (b) température-déformation correspondantes à différentes vitesses de déformation ($T = 293\text{ K}$)	139
Figure V-8 Courbes contrainte-déformation obtenues avec différentes vitesses de déformation : cas d'un critère d'évolution d'endommagement (a) linéaire et (b) exponentielle ($G_f = 100\text{ N/mm}$ et $T = 293\text{ K}$)	140

Figure V-9 Comparaison entre la morphologie des copeaux simulés (a-c) directement par Abaqus® et (d-f) avec la routine VUMAT® pour différentes avances ($V_c = 75$ m/min)..... 141

Figure V-10 Effort de coupe simulé avec Abaqus® et VUMAT® ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,22$ mm/tr et $a_p = 0,5$ mm) 141

Figure V-11 Comparaison des courbes contraintes-déformations expérimentales à celles identifiées par la loi de thermo-viscoplastique de JC : (a) à une température variable et $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0$ et (b) à une vitesse de déformation variable et $T = 293$ K 144

Figure V-12 Comparaison de la courbe contrainte-déformation expérimentale à celle calculée avec la loi rhéologique proposée : (a) à une température variable et $\dot{\epsilon} = \dot{\epsilon}_0$ et (b) à une vitesse de déformation variable et $T = 293$ K..... 144

Figure V-13 Comparaison des coefficients identifiés des termes (a) d'adoucissement thermique et (b) de viscosité du modèle de plasticité de JC à ceux correspondants au modèle proposé..... 145

Figure V-14 Comparaison de la morphologie des copeaux simulés par la VUMAT® à différentes conditions de coupe à celle expérimentale (SDV1 : déformation plastique équivalente) 146

Figure V-15 Évolutions de la température dans le copeau simulé avec le modèle rhéologique proposé : (a) $f = 0,15$ mm/tr, (b) $f = 0,22$ mm/tr et (c) $f = 0,3$ mm/tr ($V_c = 60$ m/min) 146

Figure V-16 Comparaison des propriétés géométriques du copeau simulé à celles réelles : (a) hauteur moyenne de crêtes et (b) de vallées..... 147

Figure V-17 Comparaison entre les efforts de coupe numériques et expérimentaux obtenus à différentes conditions de coupe 147

Liste des tableaux

Tableau II-1 Paramètres géométriques et conditions de la modélisation	45
Tableau II-2 Propriétés thermo-physiques à température ambiante de la pièce à usiner et de l'outil de coupe (Ducobu, et al., 2016a)	46
Tableau II-3 Coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC correspondants à l'alliage de titane Ti6Al4V (Li & He, 2006)	47
Tableau II-4 Coefficients du modèle d'endommagement de JC correspondants au Ti6Al4V (Zhang, et al., 2011a)	47
Tableau II-5 Propriétés thermomécaniques aux interfaces de contact	51
Tableau II-6 Effet de la densité du maillage sur le temps nécessaire pour la modélisation de l'usinage d'une surface de longueur 0,625 mm ($V_c = 75$ m/min)	62
Tableau II-7 Écarts calculés entre les résultats numériques et expérimentaux pour différentes vitesses de coupe ($f = 0,3$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)	63
Tableau II-8 Dépendance de la morphologie du copeau et sa géométrie au type de maillage	69
Tableau II-9 Temps de calcul CPU obtenu avec différents maillages ($V_c = 75$ m/min, $f = 0,1$ mm/tr et $a_p = 3$ mm)	70
Tableau III-1 Différents jeux de coefficients du modèle rhéologique de JC correspondants à l'alliage de titane Ti6Al4V	85
Tableau III-2 Changements effectués aux valeurs initiales des coefficients de JC et numéro de la simulation lui correspondant	91
Tableau III-3 Coefficients de JC utilisés pour la modélisation de la coupe orthogonale du Ti6Al4V	96
Tableau III-4 Effet de la définition des coefficients variables du modèle de plasticité de JC sur le temps de calcul	98
Tableau III-5 Dépendance de la morphologie du copeau et des efforts de coupe aux coefficients du modèle thermo-viscoplastique de JC et aux intervalles de leurs variations (pas d'effet (~), changement dans le sens de diminution (-) ou d'augmentation (+) du paramètre étudié)	98
Tableau III-6 Coefficients d'endommagement étudiés et numéro de la simulation correspondante	99
Tableau III-7 Effet de la surestimation des coefficients d'endommagement sur la segmentation du copeau et les efforts de coupe ((~) pas d'effet, (+) augmentation et (-) diminution du paramètre étudié)	104
Tableau IV-1 Conditions de coupe des essais expérimentaux	108
Tableau IV-2 Propriétés géométriques et conditions d'usinage	113
Tableau IV-3 Coefficients de la loi de plasticité et d'endommagement de JC	114
Tableau IV-4 Effet de l'avance sur la zone affectée thermiquement ($V_c = 60$ m/min)	122
Tableau V-1 Conditions des essais numériques	138
Tableau V-2 Valeurs correspondantes aux coefficients du modèle rhéologique proposé	143
Tableau V-3 Variation du coefficient m de la loi de plasticité de JC en fonction de la température	143
Tableau V-4 Variation du coefficient C de la loi de plasticité de JC en fonction de la vitesse de déformation	143

CONTRIBUTION À LA FIABILISATION DE LA MODÉLISATION NUMÉRIQUE DE L'USINAGE DE PIÈCES EN TITANE

RÉSUMÉ : L'usinage des pièces en alliages de titane, notamment en Ti6Al4V caractérisé par sa faible usinabilité, a été toujours parmi les préoccupations majeures des entreprises du secteur de l'aéronautique. Toutefois, il est difficile, en se basant seulement sur des essais expérimentaux, de bien comprendre les mécanismes participants à la formation du copeau. Il est alors nécessaire d'avoir recours à des modélisations numériques fiables permettant d'avoir accès à des grandeurs physiques instantanées et très localisées. Le travail présenté porte sur la fiabilisation de la modélisation de la coupe. Des simulations numériques 2D et 3D ont été mises en place. Le modèle de comportement de Johnson-Cook et le critère énergétique d'évolution d'endommagement ont été utilisés. L'étude préliminaire 2D de l'effet du maillage, notamment la taille, le type et la fonction d'interpolation des éléments finis, a souligné l'importance d'une discrétisation convenable du modèle qui tient compte du coût de calculs. De plus, il a été montré qu'un choix convenable du type de la formulation est crucial. L'effet des coefficients rhéologiques et d'endommagement (initiation et évolution) sur la formation du copeau (morphologie, champs de déformation et de température) a été déterminé. Des essais expérimentaux de la coupe orthogonale du Ti6Al4V à différentes conditions de coupe ont été effectués. La dépendance de la géométrie du copeau et des efforts à la vitesse de coupe et à l'avance a été étudiée. Les résultats expérimentaux ont été utilisés pour la validation des modèles numériques 3D qui permettent une étude fine de la formation du copeau. Cette approche a permis de reproduire fidèlement les phénomènes physiques se produisant au niveau du plan médian de la pièce tout en tenant compte de l'écoulement de la matière sur les bords. Les résultats prédits ont mis en évidence que, même dans le cas d'une coupe orthogonale, la formation du copeau est bien un phénomène 3D. Afin d'augmenter la fiabilité des modèles numériques 3D, une nouvelle loi thermo-viscoplastique a été proposée. Cette loi, identifiée et implémentée dans le logiciel Abaqus® à travers la routine VUMAT®, a été utilisée pour la simulation de l'usinage du Ti6Al4V. Elle a conduit à une amélioration notable des résultats numériques.

Mots-clés : Ti6Al4V, modélisation numérique, coupe orthogonale, loi de comportement, formation du copeau

Contribution to more reliable numerical modeling of the machining of titanium workpieces

ABSTRACT: The machining of titanium alloys workpieces, especially in the Ti6Al4V which is characterized by its low machinability, has always been among the major preoccupations of the companies in the aeronautics sector. However, it is difficult, basing only on experimental tests, to well understand the mechanisms involved during the chip formation. In fact, the use of reliable numerical models that allow the access to instantaneous and very localized physical quantities is required. The presented work consists on the increase of the cutting modeling reliability. The 2D and the 3D numerical simulations have been performed. The Johnson-Cook constitutive model and the damage evolution criterion have been used. The preliminary 2D study focused on the mesh effect, especially the size of the finite elements, their type and their interpolation function, has highlighted the importance of a convenient discretization of the model that takes into account the machining computing cost. In addition, it has been shown that a suitable choice of the formulation type is crucial. The effect of rheological and damage (initiation and evolution) coefficients on the chip formation (morphology, strain and temperature field) has been determined. Experimental orthogonal cutting tests of the Ti6Al4V at different cutting conditions have been performed. The dependency of the chip geometry and the efforts to the cutting speed and the feed rate has been studied. Experimental results have been used in the validation of the 3D numerical models, which allow a deep study of the chip formation process. This approach has allowed an accurately reproduction of the physical phenomena that occurs in the median plan of the workpiece as well as in its sides. The predicted results have highlighted that, even in the case of orthogonal cutting process, the chip formation is a 3D phenomenon. In order to increase the reliability of 3D numerical models, a new thermo-visco-plastic law has been proposed. This law, identified and implemented in the software Abqus® through the subroutine VUMAT®, has been used to model machining process of the Ti6Al4V. It has resulted in a notable improvement of the numerical results.

Keywords : Ti6Al4V, numerical modeling, orthogonal cutting, constitutive law, chip formation