

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
République Algérienne Démocratique et Populaire
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي
Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Département : Génie mécanique et génie De la production

Mémoire de fin d'étude en vue de l'obtention du diplôme de

L'INGENIORAT

Spécialité

Ingénierie mécanique

Thème

**Simulation numérique de comportement mécanique
lors de l'usinage(tournage)**

Réalisé par :

OUZZIR Zakaria

NEKKAR Younes

Les membres de jury

Dr. ATMANI Youcef	MCB	Président
Dr. EL BAH Mohamed	MCA	Promoteur
Pr. LAOUICI Hamdi	Prof.	Co-promoteur
Dr. ALAOUACHE Khaled	MAA	Examineur
Dr. KECHNIT Abdelhakim		Examineur

Alger, le 06/07/2022

Année universitaire 2021 –2022

REMERCIEMENT

Tout d'abord, nous tenons à remercier ALLAH, le tout puissant, de nous avoir donné la santé et la volonté d'entamer et de terminer ce mémoire.

Nous voudrions dans un deuxième temps remercier, nos encadreurs, Dr. Mohamed ELBAH et Pr. Hamdi LAOUICI, pour leur patience et leur disponibilité qui ont collaboré à terminer notre mémoire.

Nous tenons aussi, à remercier les membres du jury pour leur présence, pour leur lecture attentive de mon mémoire, Dr. ATMANI Youcef, Dr. MALKI, Maamer, Dr. KADI, Mohammed.

Dédicace

À ma chère mère

À mon cher père

À mes chères sœurs

À mes chers frères

À ma grande famille...

NEKKAR Younes

Dédicace

Je dédie ce travail à :

A mes chers parents, pour leurs sacrifices, leur tendresse, leur soutien et leurs prières tout au long de mes études,

A ma chère sœur et à mes chers frères pour leurs encouragements permanents,

A toute ma famille pour leur soutien tout au long de mon parcours universitaire,

A tous mes amis pour leur appui et leur encouragement.

OUZZIR Zakaria

TABLE DES MATIERES

Remerciement	I
Dédicaces	II
Table de matière	IV
Liste de figures	VI
Liste des tableaux	VIII
Nomenclature	IX
Introduction générale	XI
Chapitre I : généralités sur l'usinage	
I.1 Introduction	2
I.2 Procèdes d'usinage	2
I.2.1 procédés physico-chimique.....	2
I.2.2 procédés mécanique.....	4
I.3 Procédés classiques d'usinage.....	4
I.3.1 fraisage.....	4
I.3.2 perçage.....	5
I.3.3 tournage.....	5
I.4 Paramètres géométriques des outils de coupe.....	6
I.4.1 géométrie de la partie active de l'outil.....	7
I.4.2 Influence de la valeur de l'angle de l'outil.....	8
I.5 Phénomènes physiques dans le processus de coupe.....	10
I.5.1 effort de coupe.....	10
I.5.2 Morphologie de copeau.....	11
I.6 Mécanisme physique de la coupe.....	13
I.6.1 Coupe orthogonale	13
I.6.2 Coupe oblique.....	15
I.7 Modélisation analytique de la coupe.....	16
I.7.1 Modèle de Merchant.....	17
I.7.2 Modèle d'Oxley.....	18
I.7.3 Modèle de la zone de cisaillement.....	18
I.8 Modélisation numérique de la coupe.....	19
I.8.1 Modélisation numérique de la coupe sans maillage.....	20
I.8.2 Modélisation numérique de la coupe avec maillage.....	21
I.9 Etat de l'art	22
I.10 Conclusion.....	23
Chapitre II : loi de comportement et matériaux	
II.1 Introduction.....	25
II.2 Loi de comportement de Johnson-Cook.....	25
II.2.1 effet de la taille des grains et modèle de Johnson-Cook modifié.....	30
II.3 Matériaux d'étude.....	31
II.3.1 Alliages de titane.....	31
II.3.2 Titane Ti-6Al-4V.....	34
II.3.3 Alliages d'aluminium.....	34

II.3.4	Aluminium AA2024-T351.....	35
II.4	Conclusion	36
Chapitre 3 : simulation numérique		
III.1	Introduction	38
III.2	Présentation de code de calcul Abaqus	38
III.3	Type de description.....	39
III.3.1	Formulation Eulérienne.....	40
III.3.2	Formulation Lagrangienne.....	40
III.3.3	Formulation arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE).....	41
III.4	Analyse par éléments finis.....	41
III.4.1	Simulation de l’alliage de l’aluminium AA2024-T351.....	41
III.4.2	résultats et discussions	44
III.4.2.1	contrainte de Von mises.....	44
III.4.2.2	effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe	45
III.4.2.3	effet de la vitesse d’avance sur les efforts de coupe.....	47
III.4.2.4	effet de la taille des grains sur l’effort de coupe	47
III.4.2.5	effet de la taille des grains sur la formation du copeau	49
III.4.2.6	effet de la variation des angles d’attaque sur l’effort de coupe	50
III.4.2.7	effet de la vitesse de coupe sur la rugosité	51
III.4.2.8	Morphologie du copeau	52
III.4.3	Simulation de l’alliage de titane Ti-6Al-4V	52
III.4.4	Analyse des résultats	54
III.4.4.1	effet de la vitesse d’avance sur la distribution de la température, effort de coupe	55
III.4.4.2	effet de la vitesse de coupe sur la distribution de la température et sur l’effort de coupe	56
III.4.4.3	effet d’angle d’attaque sur l’effort de coupe	58
III.4.4.4	effet de profondeur de passe sur l’effort de coupe	59
III.4.4.5	effet de coefficient de frottement sur les efforts de coupe et sur la température	60
III.4.4.6	effet de la taille des grains sur l’effort de coupe, contrainte de Von mises et sur la température	62
III.5	Conclusion	67
Conclusion générale		68
Référence bibliographique		70
Résumé		71

Chapitre I		
Fig. I.1	Usinage par méthode d'oxycoupage	3
Fig. I.2	Principe de fonctionnement de l'usinage électrochimique	3
Fig.I.3	Illustration de Procédé de fraisage	5
Fig.I.4	Illustration de procédé de perçage	5
Fig.1.5	Illustration de procédé de tournage	6
Fig.I.6	Outil de chariotage	6
Fig.I.7	Géométrie de la partie active de l'outil	7
Fig.I.8	Angles de dépouille(α), d'attaque(γ), de coupe(δ) et de taillage(β)	9
Fig.I.9	Angle d'attaque	9
Fig.I.10	Angle de taillage	11
Fig.I.11	Composantes des efforts de coupe	10
Fig.I.12	Différentes morphologies de copeau	12
Fig.I.13	Classification de morphologie de copeau	13
Fig.I.14	Paramètres de la coupe orthogonale avec les zones de cisaillement et la distribution du flux de chaleur	14
Fig.I.15	Formation du copeau en coupe oblique	16
Fig.I.16	Géométrie de modèle de Merchant	17
Fig.I.17	Géométrie de modèle d'Oxley	18
Fig.I.18	Modèle de zone de cisaillement : (a) modèle de zone de cisaillement en forme de tarte ; (b) modèle de zone de cisaillement à côtés parallèles.	19
Fig.I.19	Modélisation numérique de la coupe sans maillage avec l'approche SPH	20
Chapitre II		
Fig.II.1	Géométrie de la pièce et de l'outil	27
Fig.II.2	Réponse contrainte-déformation uni-axiale du modèle de plasticité et d'endommagement de Johnson-Cook	28
Fig.II.3	Un modèle schématisé de coupe orthogonale de la formation de copeaux sous modes de rupture mixtes	29
Fig.II.4	Limite d'élasticité en fonction de la taille des grains	30
Fig.II.5	Comportement réel de contrainte-déformation de AA2024-T351 en utilisant l'équation de Johnson-Cook modifiée	31
Fig.II.6	Coupe d'un moteur à réaction	32
Fig.II.7	Cristallographie du titane	33
Chapitre III		
Fig.III.1	Principe de la formulation Eulérienne	40
Fig.III.2	Principe de la formulation Lagrangienne	41
Fig.III.3	Modèle géométrique 3D de la coupe orthogonale	42
Fig.III.4	Dimensions de la pièce à usiner	43
Fig.III.5	Dimensions de l'outil	43
Fig.III.6	Distribution de la contrainte de Von mises	45
Fig.III.7	effet de la vitesse de coupe sur l'effort de coupe avec différente vitesse d'avance, a) $f=0.3$ et b) $f=0.4$ mm/tr, numérique et expérimentale	46

Fig.III.8	La variation des efforts en fonction des vitesses de coupe avec différentes avances, $f=0.3$ et 0.4 mm/tr	47
Fig.III.9	Efforts de coupe pour différentes tailles des grains	48
Fig.III.10	La formation de copeau pour différentes tailles des grains	49
Fig.III.11	Effort de coupe pour différents angles d'attaque	50
Fig.III.12	Rugosité pour différente vitesse de coupe	51
Fig.III.13	Morphologie de copeau a)réel b)simulation	52
Fig.III.14	Présentations des dimensions de la pièce usinée	54
Fig.III.15	Distribution de Von mises avec $f=0.1$ mm/tr, $V_c=100$ m/min et $\gamma=0$	54
Fig.III.16	Distributions de température pour différentes vitesse d'avance a) $f=0.1$ mm/tr, a) $f=0.18$ mm/tr, a) $f=0.35$ mm/tr	55
Fig.III.17	Effort de coupe pour différente avance, expérimentale et numérique	56
Fig.III.18	Distributions de température pour différente vitesse de coupe, a) $V_c = 100$ m/min, b) $V_c = 200$ m/min, c) $V_c = 400$ m/min,	57
Fig.III.19	Effort de coupe pour différentes vitesses de coupe, expérimentales et numérique , avec $f=0.1$, $\gamma=0$ et $\mu=0.15$	58
Fig.III.20	Effort de coupe en fonction de différentes angles d'attaque, $f=0.15$ mm/tr, $V_c=100$ m/min.	59
Fig.III.21	Efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe	59
Fig.III.22	Effort de coupe en fonction de coefficient de frottement μ avec $f=0.2$ mm/tr, $V_c= 150$ m/min et $a_p = 1$ mm	60
Fig.III.23	Distribution de la température pour différents coefficients de frottement, a) $\mu=0.2$, b) $\mu=0.4$, c) $\mu=0.6$	61
Fig.III.24	Effort de coupe en fonction de temps pour différentes tailles des grains	63
Fig.III.25	Profil de Von Mises pour les différentes tailles des grains	64
Fig.III.26	Distribution de température pour différentes tailles des grains	66

Chapitre II		
Tableau II.1	Propriétés mécanique des alliages de titane	33
Tableau II.2	Composition chimique de titane Ti-6Al-4V d'après la norme NF EN ISO5832-3	34
Tableau II.3	Résumé des propriétés mécaniques de l'alliage d'aluminium AA2024-T351	35
Chapitre III		
Tableau III.1	Propriétés physiques de l'alliage d'aluminium AA2024-T351	44
Tableau III.2	Les paramètres de Johnson-Cook de l'alliage d'aluminium AA2024	44
Tableau III.3	Propriétés physiques de l'alliage de titane Ti-6Al-4V	53
Tableau III.4	Paramètres constitutifs du modèle de Johnson-Cook pour l'alliage de titane Ti-6Al-4V	53
Tableau III.5	Propriétés physiques du matériaux de l'outil	53

Liste des notations

A_0	Air de copeau non déformé
ap	Profondeur de coupe, (mm)
B	Facteur d'écroûissage
C	Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation
C_p	chaleur spécifique, (J.Kg ⁻¹ .°C ⁻¹)
d	Taille de grain
D	paramètre d'évolution d'endommagement
D_1 à D_5	Coefficients de J-C spécifier à chaque matériau ;
DC	Diamètre du foret, (mm)
DCX	Diamètre de coupe maximum, (mm)
D_m	Diamètre usiné, (mm)
E	Module de Young, (MPa)
f	Avance, (mm/tr)
Fa (F_x)	effort d'avance ou effort axial en tournage, (N)
Fr (F_y)	effort de radial ou effort de refoulement, (N)
$F_{rés}$	Effort résultante, (N)
Ft (F_z)	effort tangentiel ou effort principal de coupe, (N)
G_f	Energie de rupture, (KJ.m ⁻²)
K_C	Pression spécifique de coupe
K_{IC}	ténacité à la rupture, mode I, (MPa.m ^{1/2})
K_{IIC}	ténacité à la rupture, mode II, (MPa.m ^{1/2})
K_{HP}	Constant de Hall-Petch, (MPa.mm ^{1/2})
m	Exposant d'adoucissement thermique
M	Coefficient de frottement
n	Vitesse de broche, (tr/min)
P	Pression hydrostatique, MPa
P_c	Puissance de coupe
q_p	Débit de volume matière
T	Température à un instant de calcul donné, C°
t_0	épaisseur du copeau
T_{metl}	Températures de fusion, C°
T_{room}	Températures ambiantes de référence, C°
\bar{u}	Déplacement plastique équivalent, (mm)
\bar{u}_f	Déplacement plastique équivalent à la rupture, (mm)
V_c	Vitesse de coupe, (m/min)
V_e	Vitesse de coupe effective, (m/min)
V_f	Vitesse de pénétration, (mm/min)
V_f	Vitesse d'avance, (mm/min)
W	Critère d'initiation d'endommagement
α	Angle de dépouille principale
α_1	Angle de dépouille auxiliaire
β	Angle de taillage
γ	Angle d'attaque
γ_1	Angle d'attaque auxiliaire
δ	Angle de coupe

ε	Angle au sommet
$\bar{\varepsilon}$	Déformation plastique équivalente
$\dot{\bar{\varepsilon}}$	Taux de déformation plastique (vitesse de déformation équivalente)
$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$	Vitesse de déformation de référence
$\bar{\varepsilon}_{0i}$	Déformation plastique dans l'initiation d'endommagement.
ε_f	déformation plastique à la rupture
η_c	angle d'écoulement du copeau
λ	Conductivité thermique, ($W.m^{-1}.^{\circ}C^{-1}$)
λ_s	angle d'inclinaison
ρ	Densité, (kg/m^3)
σ	contrainte résultante, (MPa)
σ_0	Contrainte de frottement, (MPa)
σ_y	Limite élastique, (MPa)
$\bar{\sigma}$	Contrainte d'écoulement, (MPa)
τ	contrainte de cisaillement
ν	Coefficient de poisson
φ	Angle de cisaillement
ϕ_n	angle de cisaillement en coupe oblique
χ	Angle de direction principale
χ_l	Angle de direction auxiliaire
Ω	Largeur de copeau

Introduction générale

La mise en forme des pièces mécaniques par enlèvement de matière et particulièrement le tournage est encore aujourd'hui une technique très répandue.

Les alliages d'aluminium AA2024-T351 et de titane Ti-6Al-4V sont très répandus dans l'industrie aéronautique. Ils ont été utilisés dans les pièces d'avions et dans les turbines en raison de ses excellentes propriétés mécaniques. C'est la principale raison qui a conduit de nombreux chercheurs à réaliser diverses études visant à examiner l'usinabilité de ces types de matériaux. Les forces formées dans le processus de coupe du métal ont une grande importance dans le secteur manufacturier car ces forces fournissent des informations sur les besoins en puissance de la machine. De cette façon, en déterminant les meilleurs paramètres de processus de coupe, une économie d'énergie essentielle est fournie pendant le traitement. De plus, le tournage des métaux est une partie importante de l'usinage de coupe et a une large gamme sur le marché. Par conséquent, ce processus de coupe est exploré par des méthodes expérimentales, analytiques et numériques parce que le mécanisme du processus de coupe a une structure sophistiquée, il est plutôt difficile de les élaborer de manière analytique. La méthode expérimentale est coûteuse et longue. Cependant, cette structure difficile et sophistiquée peut être résolue plus facilement avec la méthode des éléments finis (MEF), qui est un programme d'analyse numérique.

Récemment, la méthode des éléments finis a été utilisée dans les opérations de découpe, et des résultats très efficaces ont été obtenus. La méthode des éléments finis peut être un guide pour les fabricants des machines, les concepteurs d'outils et les chercheurs. Un budget et un temps importants sont nécessaires pour effectuer des études expérimentales uniquement dans les opérations de coupe. Par conséquent, l'utilisation de différentes applications logicielles MEF telles que ABAQUS, ANSYS, AdvantEdge et DEFORM a augmenté. ABAQUS est un logiciel de simulation par EF très efficace pour les solutions de problèmes linéaires et non linéaires.

Dans ce cadre, une simulation par éléments finis de comportement mécanique lors de tournage est effectuée sur deux matériaux différents, alliages d'aluminium AA2024-T351 et de titane Ti-6Al-4V. Les simulations sont utilisées pour étudier l'effet de la géométrie de l'outil,

de la profondeur de passe, vitesse de coupe, vitesse d'avance et taille des grains sur les efforts de coupes, les contraintes et la température...etc.

Pour cela, les chapitres de cette étude sont organisés de la façon suivante :

Le premier chapitre présente une étude bibliographique, sur les procédés d'usinage principales. Après nous présentons les deux approches de la modélisation de la coupe, la modélisation analytique et numérique. Et nous avons finalisé ce chapitre avec l'état de l'art de la simulation numérique de procédés de coupe.

Le deuxième chapitre présente la loi de comportement de Johnson-Cook utilisé dans la simulation, et la loi de Johnson-Cook modifié qui intègre la taille des grains. Puis, nous allons porter sur les caractéristiques des deux matériaux utilisés dans la simulation dans le troisième chapitre.

Dans le troisième chapitre, une étude approfondie est menée sur différents paramètres qui influencent le processus de tournage de l'alliage d'aluminium AA2024-T351 et de l'alliage de titane Ti-6Al-4V à l'aide de l'analyse par éléments finis. L'authenticité du travail par éléments finis est vérifiée en comparant les résultats de la simulation avec les données expérimentales disponibles.

Finalement, nous avons terminé avec une conclusion générale rassemble les résultats de notre étude.

CHAPITRE

I

Chapitre I : GENERALITES SUR L'USINAGE

I.1 INTRODUCTION	2
I.2 PROCEDES D'USINAGE.....	2
I.3 PROCEDES CALSSIQUE D'USINAGE	3
I.4 PARAMETRES GEOMETRIQUES DES OUTILS DE COUPE	5
I.5 PHENOMENES PHYSIQUES DANS LE PROCESSUS DE COUPE	9
I.6 MECANISME PHYSIQUE DE LA COUPE	12
I.7 APPROCHE MECANISTE DE LA COUPE	15
I.8 MODELISATION ANALYTIQUE DE LA COUPE	17
I.9 MODELISATION NUMERIQUE DE LA COUPE.....	20
I.10 ETAT DE L'ART	22
I.11 CONCLUSION	23

Chapitre II : Loi de comportement et matériaux d'étude

Chapitre III : Simulation numérique

I.1 INTRODUCTION

Ce chapitre présente une étude bibliographique sur les procédés d'usinage. Les procédés d'usinage sont divisés en deux catégories : l'usinage physico-chimique et l'usinage mécanique. Dans ce chapitre nous concentrons sur ce dernier et plus particulièrement sur les procédés de coupe classiques par enlèvement de la matière (tournage, fraisage et perçage) car ils sont très couramment utilisés dans l'industrie. Puis nous discutons sur les mécanismes physiques de la coupe et nous présentons l'utilité de l'utilisation de la coupe orthogonale.

Dans un deuxième temps, nous présentons les deux approches de la modélisation de la coupe, la modélisation analytique et numérique, cette dernière contient deux types, la modélisation numérique sans maillage et avec maillage.

Finalement nous présentons les différents travaux de recherche de la modélisation de la coupe par éléments finis.

I.2 PROCEDES D'USINAGE

L'usinage est un processus de fabrication qui consiste à enlever la matière à l'aide d'outils de coupe pour la convertir en la forme souhaitée. Il s'effectue par un mouvement relatif entre l'outil de coupe et la pièce à usiner et réunit diverses techniques de fabrication selon la manière d'usiner la pièce et le type de l'outil [KON 12].

Les opérations d'usinage se décomposent habituellement en deux catégories: l'usinage physico-chimique et l'usinage mécanique (procédés de coupe ou procédés abrasif).

I.2.1 procédés physico-chimiques

Tous ces procédés sont classés comme non conventionnelles. L'enlèvement de matière se fait ici par des actions non mécaniques. Ils font tous appel à des processus physicochimiques produisant l'énergie nécessaire pour séparer de la matière usinée :

- ✓ L'énergie thermo-électrique d'un arc électrique (électro-érosion) d'un plasma ou d'un laser ou d'électrons, à titre d'exemple laser est d'une des méthodes thermoélectriques largement utilisée, consistent à une transduction optique qui convertit l'énergie électrique en un faisceau lumineux hautement cohérent ;
- ✓ L'usinage thermo-chimique de la flamme d'un chalumeau (oxycoupage), nécessitant une source de chaleur intense, appelée « préchauffage », et de l'oxygène pur. L'exigence

d'oxygène pur est d'une pureté minimale de 99,5 %, qui est la pureté minimale généralement fournie dans les bouteilles et les systèmes en vrac. Une réduction de la pureté de 0,1 % réduira la vitesse de coupe d'environ 10 %, on peut donc voir la nécessité de la pureté.

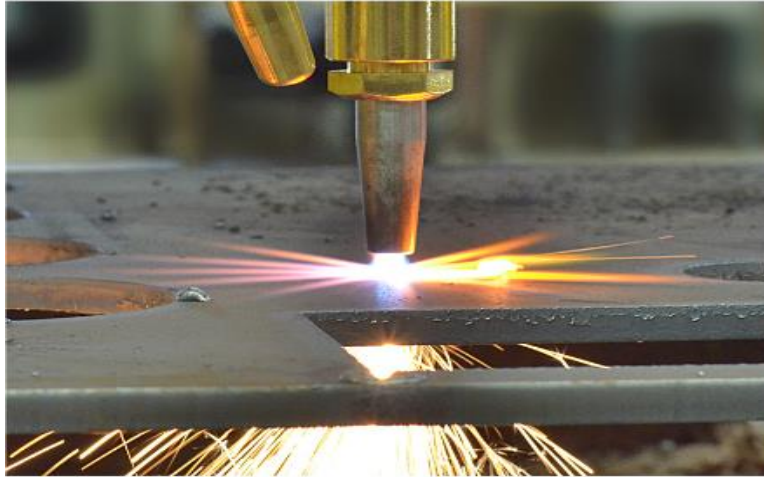


Fig.I.1 : usinage par méthode d'oxycoupage

- ✓ L'usinage électrochimique est un processus d'usinage dans lequel un processus électrochimique est utilisé pour éliminer les matériaux de la pièce. Dans le processus, la pièce est prise comme anode et l'outil est pris comme cathode. La pièce à usiner à deux électrodes et l'outil sont immergés dans un électrolyte (tel que NaCl). Lorsque la tension est appliquée aux deux électrodes, l'enlèvement de matière de la pièce commence. La pièce et l'outil sont placés très près l'un de l'autre sans se toucher. Dans L'usinage électrochimique, l'enlèvement de matière a lieu au niveau atomique, ce qui produit une surface de finition miroir. Ce procédé est utilisé pour usiner uniquement des matériaux conducteurs.

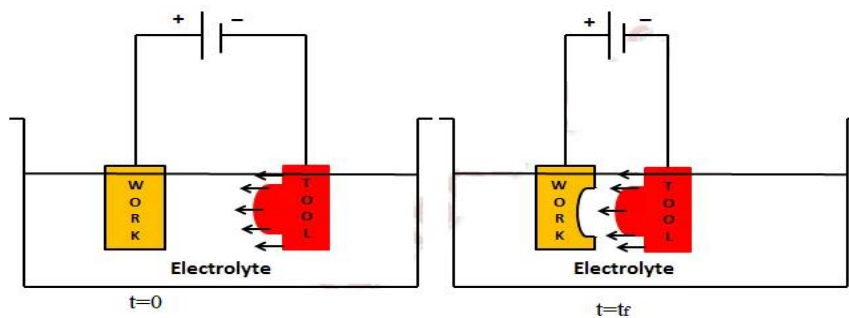


Fig. I.2 : principe de fonctionnement de l'usinage électrochimique

I.2.2 procédés mécaniques

Ces procédés se décomposent en deux groupes, les procédés d'abrasion et les procédés de coupe :

a) procédés d'abrasion

Dans cette catégorie, l'enlèvement de matière est dû à l'action mécanique d'un grand nombre de particules abrasives de tailles variables et de géométries polymorphes à haute dureté. Ces particules peuvent agir selon deux modes différents:

- ✓ Ils peuvent être collés à un support solide, type abrasion à deux corps (meulage, rectification) ;
- ✓ Ou bien ils peuvent être incorporés dans un fluide plus ou moins visqueux, comme l'usinage par jet d'eau ou de fluide abrasif [AUR 09].

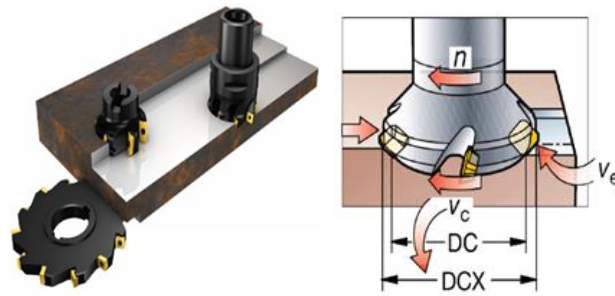
b) Procédés de coupe

Les processus de coupe fonctionnent en provoquant un enlèvement du matériau qui est traité. Habituellement, la partie qui est enlevée est en petits morceaux, appelés copeaux. Les processus de coupe courants comprennent le rabotage, le brochage, le perçage, le meulage, le tournage et le fraisage. Bien que les machines, les outils et les processus de coupe réels soient très différents les uns des autres, le mécanisme de base de la fracture peut être compris par un simple modèle appelé coupe orthogonale. L'objectif est de découper l'excédent de matière et d'obtenir la pièce finale souhaitée.

I.3 PROCÉDES CLASSIQUE D'USINAGE

I.3.1 Fraisage

Le fraisage est le processus d'usinage utilise des fraises rotatives pour enlever de la matière en faisant avancer une fraise dans une pièce. Le fraisage couvre une grande variété d'opérations et de machines différentes, des petites pièces individuelles aux grandes opérations de fraisage de groupe lourdes. C'est l'un des processus les plus largement utilisés pour l'usinage de pièces personnalisées avec des tolérances précises.

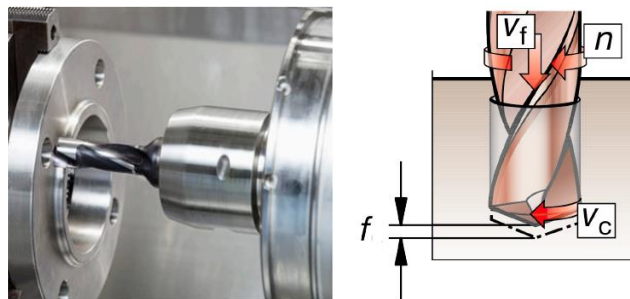


- n Vitesse de broche (tr/min)
- V_c Vitesse de coupe (m/min)
- V_e Vitesse de coupe effective (m/min)
- DC Diamètre du foret (mm)
- DCX Diamètre de coupe maximum (mm)

Fig. I.3 : Illustration de procédé de fraisage [SAN 21]

I.3.2 Perçage

Le perçage est le processus de création des trous. Les trous sont généralement utilisés pour l'assemblage avec des attaches (telles que des vis et des rivets, chacun nécessitant un trou). L'élément le plus important de ce processus est l'outil de coupe, qui est le foret. Le foret en grand mouvement rotatif est pressé contre la surface de la pièce afin de créer le trou. (Figure I.2).



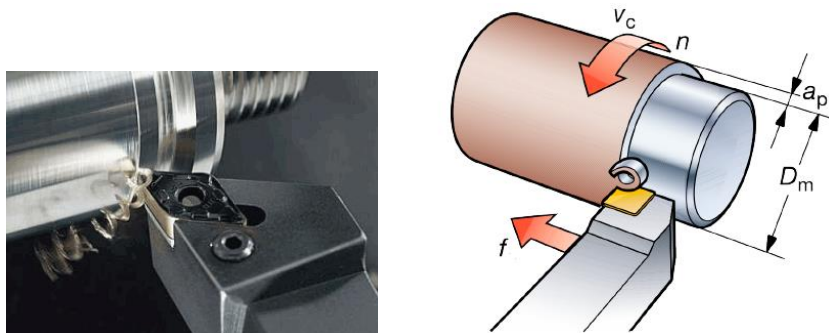
- n Vitesse de broche, (tr/min)
- V_c Vitesse de coupe, (m/min)
- f Avance, (mm/tr)
- V_f Vitesse de pénétration (mm/min)
- DC Diamètre du foret (mm)

Fig. I.4 : Illustration de procédé de perçage [SAN 21]

I.3.3 Tournage

Le tournage est un processus fréquent dans la fabrication en tant qu'étape de réduction de masse, dans lequel le mouvement principal de l'outil de coupe à arrête unique est en translation (parallèlement à l'axe de rotation de la pièce à usiner, d'autre part, la pièce à usiner est en rotation (mouvement de coupe). (Figure I.5), qui permet de définir la géométrie finale

de la pièce. La combinaison de ces deux mouvements, ainsi que la forme de la partie active de l'outil, qui permet d'usiner des formes de révolution souhaité (cylindres, plans, cônes ou formes de révolution complexes).



- n Vitesse de broche, (tr/min)
- V_c Vitesse de coupe, (m/min)
- f Avance, (mm/tr)
- a_p Profondeur de coupe, (mm)
- D_m Diamètre usiné, (mm)

Fig. 1.5 : illustration de procédé du tournage [SAN 21]

I.4 PARAMETRES GEOMETRIQUES DES OUTILS DE COUPE

Chaque dent des outils à tranchants multiples (fraises, foret, etc.) se comporte comme un outil de base modélisé comme un outil prismatique de tournage ou de rabotage. L'étude de la partie active de tous les outils par celle de l'outil prismatique. En prenant l'exemple d'un outil en situation d'usinage (tournage –chariotage, voir la figure I.6).

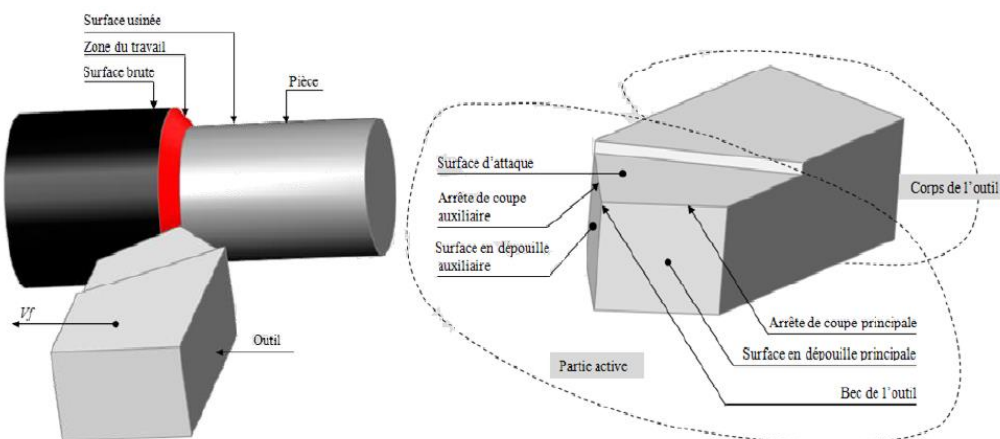


Fig. I.6 : Outil de chariotage [AOU 14]

I.4.1 Géométrie de la partie active de l'outil

Lors de l'usinage d'une pièce on distingue trois surfaces (Figure I.6) :

- ❖ I : Surface à usiner de laquelle on enlève le copeau ;
- ❖ II : Surface de coupe, générée par l'arête tranchante principale de la partie active de l'outil ;
- ❖ III : Surface usinée obtenue après l'enlèvement du copeau.

Pour établir les angles de l'outil, on prend comme les surfaces de base, les plans de coordonnées (Figure I.7).

- ❖ **A-A** : Plan de coupe principal qui passe par l'arête tranchante et qui tangente à la surface de coupe, il est perpendiculaire au plan de base ;
- ❖ **B-B** : Plan de coupe auxiliaire qui passe par l'arête tranchante auxiliaire est perpendiculaire au plan de base ;
- ❖ **Plan de base (PB)** : est plan parallèle aux sens des avances longitudinales et transversales.

Dans un outil de tour, le plan de base coïncide avec la surface d'appui de l'outil.

On distingue dans un outil les angles principaux et auxiliaires suivants (Figure I.7) :

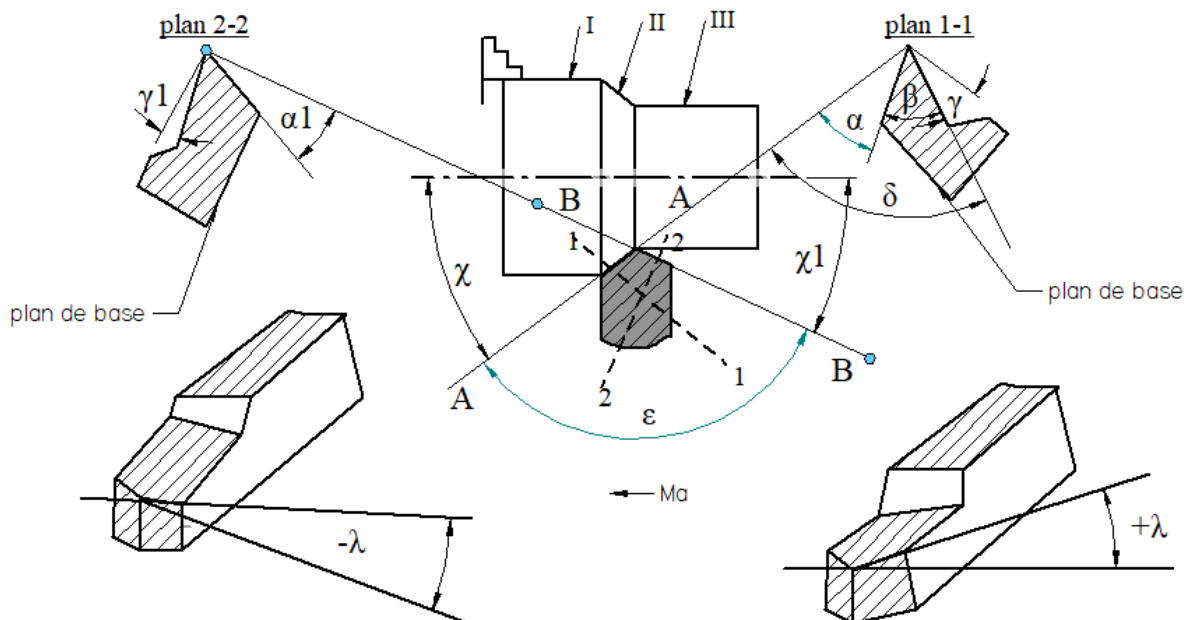


Fig. I.7 : Géométrie de la partie active de l'outil [AOU 14]

- *Angle d'attaque (γ)* : angle de pente d'affutage est formé par la surface d'attaque et le plan perpendiculaire au plan principal.

- *Angle de dépouille principale (α)* : est formé par la surface de dépouille principale et le plan de coupe principal.
- *Angle de taillage (β)* : est formé par les surfaces d'attaque et de dépouille principale, on le calcule d'après la formule : $\beta = 90^\circ - (\gamma + \alpha)$
- *Angle de coupe (δ)* : est composé par la surface d'attaque et le plan de coupe principal. On le calcule d'après les formules : $\delta = 90^\circ - \gamma$ ou $\delta = \beta + \alpha$
- *Angle de direction principale (χ)* : est l'angle mesuré entre la projection de l'arête tranchante principale sur le plan de base et la direction de l'avance.
- *Angle au sommet (ε)* : est l'angle formé par les projections des arêtes tranchantes principales et auxiliaire sur le plan de base.
- *Angle d'inclinaison (d'obliquité) d'arête (λ)* : dans le plan de coupe principale se mesure l'angle d'inclinaison de l'arête tranchante principale (λ). Cet angle compris entre l'arête tranchante principale et la droite passant par la pointe (le nez) de l'outil parallèle au plan de base.
- *Angle de dépouille auxiliaire (α_1)* : est formé par la surface de dépouille auxiliaire et le plan de coupe auxiliaire.
- *Angle d'attaque auxiliaire (γ_1)* : est l'angle entre la surface d'attaque et le plan perpendiculaire au plan de coupe auxiliaire, qui passe par l'arête tranchante auxiliaire.
- *Angle de direction auxiliaire (χ_1)* : est l'angle formé par la projection de l'arête tranchante auxiliaire sur le plan de base et de la direction d'avance.

1.4.2 Influence de la valeur des angles de l'outil

a) Influence de l'angle de dépouille (α)

À la suite de nombreuses expériences il a été constaté que l'angle de dépouille d'un outil, pour travailler dans de bonnes conditions (faibles frottement, bon état de surface usinée, vibration de machine minimale, etc.) devait avoir une valeur comprise entre : 3° et 6° quel que soit le métal usiner, il permet uniquement la pénétration du bec de l'outil dans la pièce et doit rester faible pour conserver le maximum de résistance de celui-ci (Figure I.8) [AOU 14].

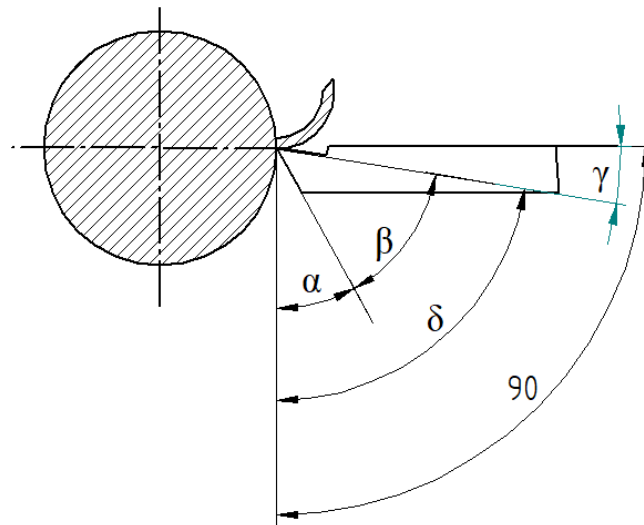


Fig. I.8 : Angles de dépouille(α), d'attaque(γ), de coupe(δ) et de taillage(β)

b) Influence de l'angle d'attaque (γ)

Lorsque l'angle d'attaque (γ) est négatif, l'effort tangentiel de coupe est important et l'angle de coupe (δ) devient grand. Ce qui assure à l'outil une résistance. Au fur et à mesure que (γ) augmente, l'effort de coupe diminue. La croissance de cet angle est limitée par la résistance à la rupture de l'arête de coupe. L'angle d'attaque (γ) joue un rôle déterminant dans la formation du copeau selon le matériau à usiner, il passe d'une valeur positive à une valeur négative. Dans l'usinage des aciers durcis, et pour rendre l'outil plus résistant mécaniquement, cet angle doit être négatif [AOU 14].

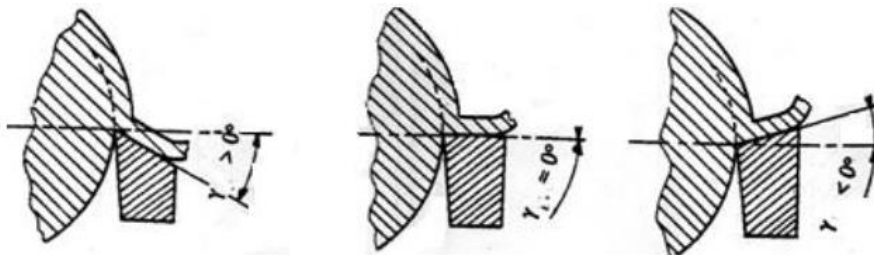


Fig. I.9 : Angle d'attaque

c) Influence de l'angle taille (β)

En règle générale, pour une nuance de matériau-outil, la valeur de β est en fonction de la résistance à la coupe du métal à usiner. Quand la résistance des matériaux à usiner augmente. L'angle taille β augmente, donc l'angle γ diminue. Tend vers zéro et peut même de devenir négatif. Quand l'angle β augmente, la partie active de l'outil devient plus résistante.

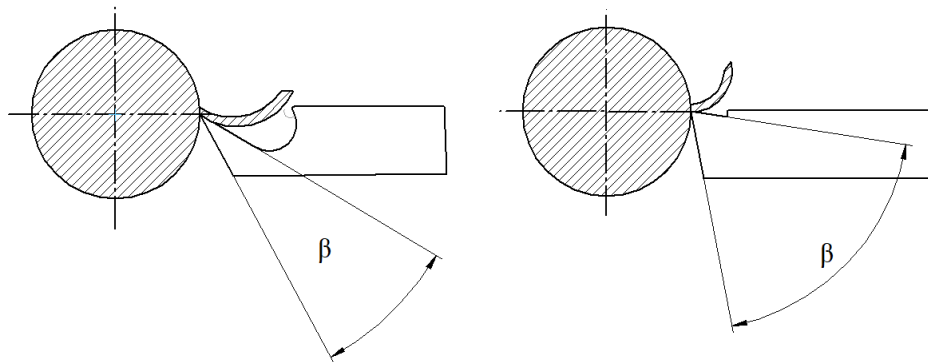


Fig. I.10 : Angle de taillage

I.5 PHENOMENES PHYSIQUES DANS LE PROCESSUS DE COUPE

Le processus de coupe est accompagné de plusieurs phénomènes : sont principalement les efforts, les pressions, la puissance de coupe, la rugosité des surfaces usinées, la température dans la zone de coupe, l'usure et la durée de vie de l'outil, la productivité etc. Au cours de la présente étude, nous nous concentrons sur la modélisation des efforts de coupe et de la formation de copeau.

I.5.1 Efforts de coupe

Les efforts de coupe sont les résultats extrêmes à l'interface outil-pièce et cette interaction peut être directement liée à de nombreuses autres variables de sortie telles que la génération de chaleur et par conséquent l'usure de l'outil et la qualité de la surface usinée ainsi que le processus de formation des copeaux et la morphologie du copeau.

L'estimation des forces agissant entre l'outil et la pièce est essentiel pour :

- Détermination de la puissance de coupe consommée.
- Conception structurelle du système machine-outil.
- Etude de l'effet de différents paramètres de coupe sur les efforts de coupe.

Durant l'usinage, la pièce agit sur l'outil avec une certaine force « *Frés* » dont la décomposition dans trois directions privilégiées peut servir de base à la définition des efforts de coupe (Figure I.11). La résultante de coupe « *Frés* » est la somme de trois composantes suivantes [AOU 14]:

- ✓ F_t (F_z) : appelée effort tangentiel ou effort principal de coupe, composante dans le sens de la vitesse de coupe ;
- ✓ F_a (F_x) : appelée effort d'avance ou effort axial en tournage, composante dans le sens de l'avance, joue un rôle fondamental dans le processus de coupe ;
- ✓ F_r (F_y) : appelée effort de refoulement ou effort radial, composante dans le sens perpendiculaire aux deux autres.

Avec la résultante de coupe $F_{rés} = \sqrt{F_x^2 + F_y^2 + F_z^2}$

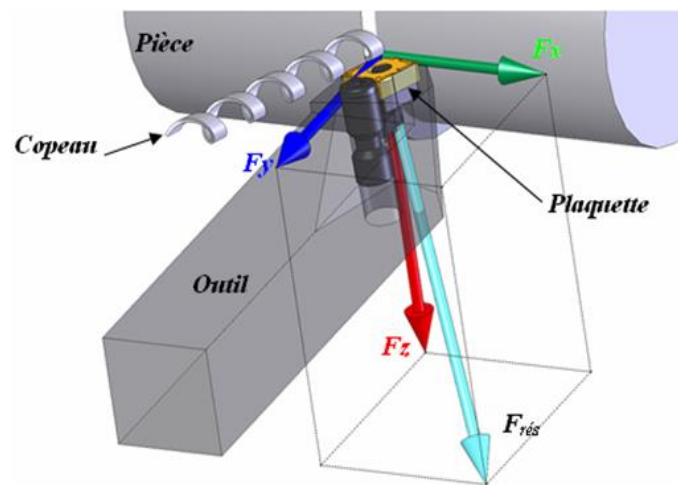


Fig. I.11 : Composantes des efforts de coupe (cas d'opération de chariotage)

I.5.2 Morphologie de copeau

La formation de copeau et sa morphologie sont les domaines clés dans l'étude du processus d'usinage qui fournissent des informations importantes sur le processus de coupe lui-même. Les variables de processus telles que la force de coupe, la température, l'usure de l'outil, la puissance d'usinage, le frottement entre l'interface outil-copeau et la finition de surface sont fortement affectées par le processus de formation des copeaux et la morphologie des copeaux. Les copeaux se forment en raison de la déformation du métal se trouvant devant la pointe de l'outil de coupe par le processus de cisaillement.

La forme du copeau dépend à plusieurs paramètres tels que, de la géométrie de l'outil de coupe (angle d'attaque positif ou négatif), du matériau de la pièce (fragile ou ductile), des conditions de coupe (vitesse, avance et profondeur de coupe) et de l'environnement d'usinage (usinage à sec ou humide). [AMR 12]

Les principales morphologies de copeaux observées lors du processus de coupe sont : le copeau continu (Figure I.12 A), le copeau dentelé (Figure I-12 B) et copeau discontinu (Figure I.12 C) [ZER 18].

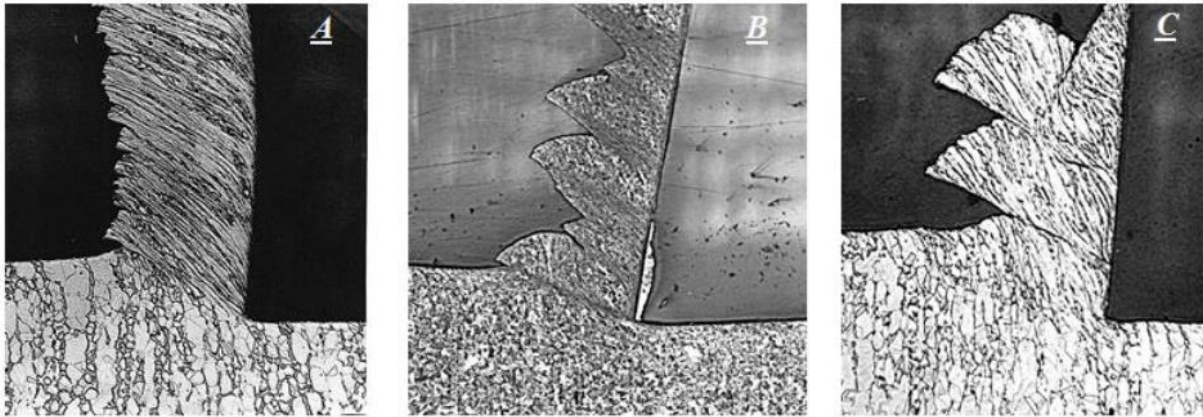


Fig. I.12 : les différentes morphologies de copeau [ZER 18]

- ❖ **Forme A : copeau continu** : Les copeaux continus se présentent sous la forme d'une longue bobine. Ceux-ci sont formés par la déformation plastique continue du matériau sans fracture devant le bord de coupe de l'outil, ce qui entraîne un écoulement régulier des copeaux sur la face de l'outil. Un matériau ductile lorsqu'il est usiné avec une faible avance et une vitesse de coupe élevée, généralement en présence du fluide de coupe, produit ce type de copeaux. [AMR 12]
- ❖ **Forme B : Copeau dentelé**, les copeaux sont continus, mais possèdent un aspect en dents de scie qui est produit par une formation cyclique de copeaux d'une contrainte de cisaillement élevée alternée suivie d'une contrainte de cisaillement faible. L'usinage de certains métaux difficiles à usiner tels que les alliages de titane, les superalliages à base de nickel et les aciers inoxydables austénitiques se caractérise généralement par la formation de copeaux segmentés. [AMR 12]
- ❖ **Forme C : Copeau discontinu** : ces copeaux sont de petits segments qui adhèrent lâchement les uns aux autres. Le phénomène peut être attribué à la fracturation répétée qui limite la quantité de déformation subie par le copeau. Les matériaux durs et cassants comme la fonte grise, le bronze, le laiton lorsqu'ils sont usinés avec une avance plus grande et un outil de coupe à angle d'attaque négatif en l'absence de liquide de coupe produisent des copeaux discontinus. [AMR 12]

La figure I.13 montre avec détail les différents types de copeau pouvant être rencontrés.

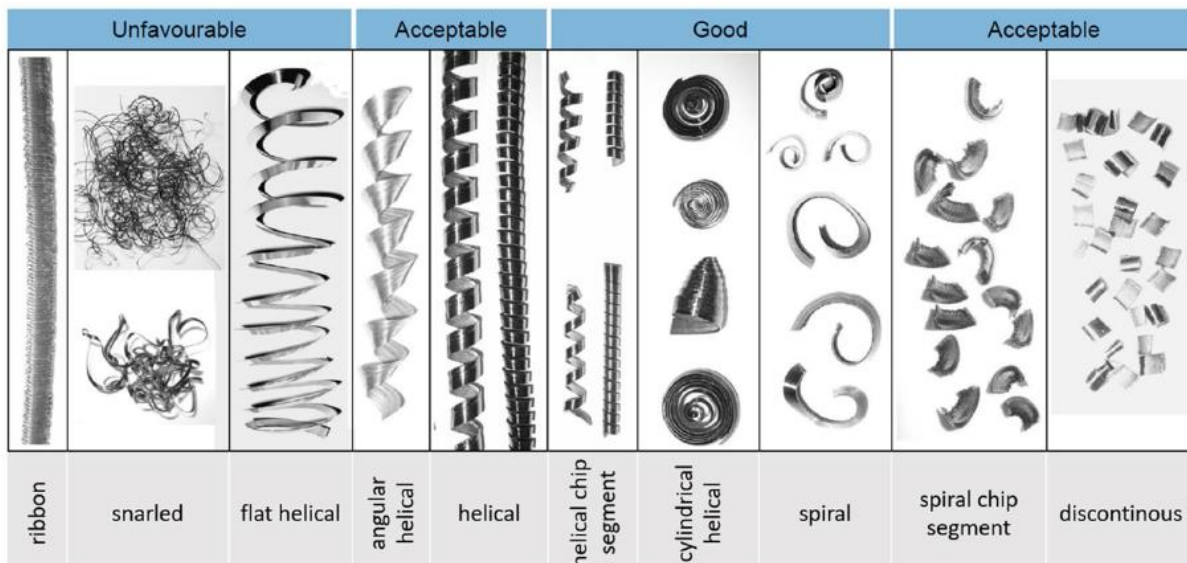


Fig. I.13 : Classification de morphologie de copeau [OGU 21]

I.6 MECANISME PHYSIQUE DE LA COUPE

I.6.1 Coupe orthogonale

Dans le cas des procédés classiques, les opérations d'usinage telles que le perçage ou le fraisage représentent des processus complexes à analyser à cause de la complexité des formes des outils de coupes. Une simplification peut être envisagée afin de faciliter sa compréhension, en ce qui concerne l'usinage en coupe orthogonale; d'où on modélise le problème tridimensionnel complexe en problèmes bidimensionnels et plus simples. En coupe orthogonale, la matière est enlevée par une arête de coupe perpendiculaire à la direction du mouvement relatif outil –pièce.

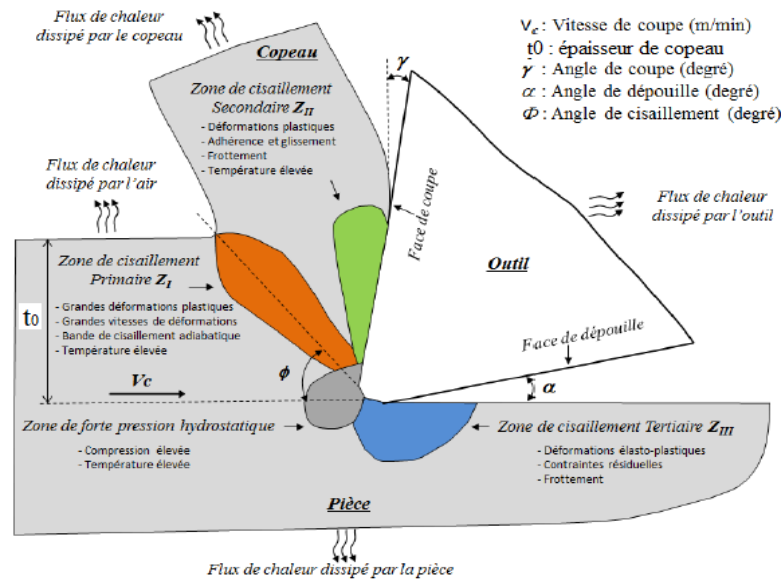


Fig. I.14 : paramètres de la coupe orthogonale avec les zones de cisaillement et la distribution du flux de chaleur [ZER 18]

Elle met en œuvre les mêmes phénomènes que la coupe tridimensionnelle mais avec une géométrie plus simple ce qui facilite les études expérimentales et la modélisation. Cette configuration simplifiée consiste à utiliser un outil avec une arête de coupe rectiligne qui est orientée perpendiculairement à la direction de la vitesse de coupe (V_c) et à la vitesse d'avance (V_f). Lorsque l'épaisseur du copeau (t_0) reste très faible devant sa largeur (ω) et d'après les hypothèses de Merchant la coupe orthogonale peut se ramener à un problème bidimensionnel en déformations planes. Les champs thermomécaniques (contraintes, déformations, températures, etc.) sont alors considérés identiques dans tous les plans perpendiculaires à l'arête de coupe [ZER 18]. On distingue quatre principales zone de cisaillement lors de la formation du copeau.

a) **Zone de cisaillement primaire**

La zone primaire est celle où le copeau subit à une déformation plastique sévère, et selon une approche simplifiée, l'angle de cisaillement (ϕ) définit son inclinaison. Cette zone située entre la pointe de l'outil et la jonction entre le matériau déformé et non déformée. Dans cette zone la matière change la direction d'écoulement, et contribue à la génération de chaleur et à la température de coupe.

b) Zone de cisaillement secondaire

Elle est au cause de l'écoulement de la matière sur la face de l'outil, ce qui provoque une fort frottement entre le copeau et l'outil, est caractérisée par une région collante et une région glissante. La zone de collage, plus proche du bord de l'outil, est l'endroit où le matériau adhère, provoquant des contraintes de cisaillement sur le copeau. La région de glissement, où le copeau glisse, est située au-dessus de la région précédente. La chaleur provoquée dans cette zone est inférieure à celle de première zone. [ZER 18].

c) Zone de cisaillement tertiaire

Cette zone est située au-dessous de la surface de dépouille, provoque une déformation plastique et un échauffement de la surface usinée. Les phénomènes de la déformation et de l'échauffement dans cette zone sont très moins sévères par rapport au deux premières mais sont très déterminants de la qualité de la surface usinée

d) Zone de cisaillement de forte pression hydrostatique

Est située sous la pointe de l'outil. Dans cette zone l'outil comprime le matériau fortement [ZER 18].

1.6.2 Coupe oblique

En coupe oblique, l'arête de coupe est inclinée avec la vitesse de coupe d'un certain angle appelé angle d'inclinaison λ_s (Figure I.13). La coupe oblique est un type courant de coupe tridimensionnelle utilisé dans le processus d'usinage. La coupe orthogonale ne qu'un cas particulier de coupe oblique de sorte que tous analyse de coupe orthogonale peut s'appliqué au coupe oblique.

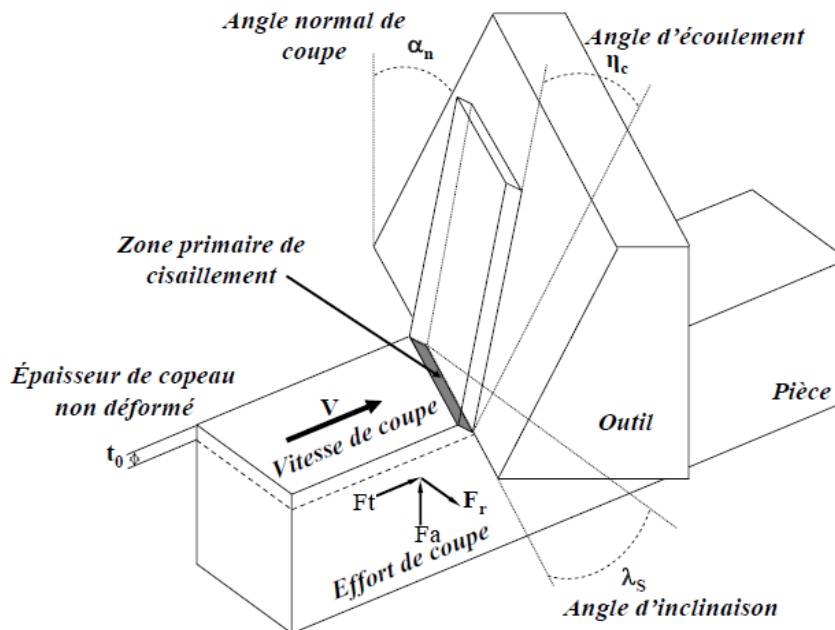


Fig. I.15 : Formation du copeau en coupe oblique [AUR 09]

I.7 MODELISATION ANALYTIQUE DE LA COUPE

Pour concevoir des pièces et des outils, évaluer l'adéquation des équipements et planifier les processus d'usinage, il est essentiel de prévoir, jusqu'à un certain niveau, les forces subies par l'outil et la pièce. Il s'agit d'informations cruciales lorsqu'il s'agit d'améliorer la durée de vie de l'outil, de déterminer la consommation d'énergie et, par conséquent, d'augmenter l'efficacité et la productivité.

L'objectif de nombreux chercheurs était de trouver des solutions analytiques afin de dresser le portrait de plusieurs domaines de l'usinage. Le processus de coupe, le frottement et le transfert de chaleur ont été largement étudiés et différentes théories ont été proposées. La large gamme de matériaux, et les conditions intrinsèques à l'usinage (fortes déformations, vitesses de déformation et températures) ajoutent à la difficulté de modélisation qui se traduit par les nombreux modèles existants au fil des ans.

La modélisation analytique débute en 1945 par Merchant avec une modélisation de la coupe orthogonale, puis a été suivie par Oxley en 1963 et par le même auteur en 1989 qui y ajoutera des hypothèses thermo-mécaniques, suivie avec le modèle de la bande de

cisaillement de (Molinari et Dudzinski, 1992) et (Dudzinski et Molinari, 1997), puis étendus de nos jours à la coupe oblique par (Moufki et autres, 2000) (Moufki et autres, 2002) pour le fraisage 3 axes par (Fontaine, 2004) et pour le perçage par Jrad en 2008. [Aur 09]

I.7.1 Modèle de Merchant

Ernst et Merchant ont publié la théorie la plus populaire soutenant ce modèle en 1941. Selon leur théorie, le copeau est formé par cisaillement le long d'un seul plan (infiniment mince) incliné d'un angle ϕ . Le copeau est supposé être un corps rigide dans un équilibre des forces sur l'interface copeau-outil et à travers le plan de cisaillement. Merchant a également développé une approche de diagramme circulaire (Figure I.16) pour la prédiction des forces dans la coupe orthogonale en 1945. Il permet une détermination rapide des différentes forces subies par l'outil et le copeau avec une bonne précision et une exactitude raisonnable

Dans ce modèle on suppose que:

- Le modèle est un problème de contraintes planes ;
- Le matériau a un écrouissage négligeable ;
- L'angle de cisaillement est défini par la minimisation du critère d'énergie de coupe ;
- Le frottement entre l'outil et le copeau est coulombien avec un coefficient de frottement fixe ;
- Il n'y a pas de variation de la largeur des copeaux.

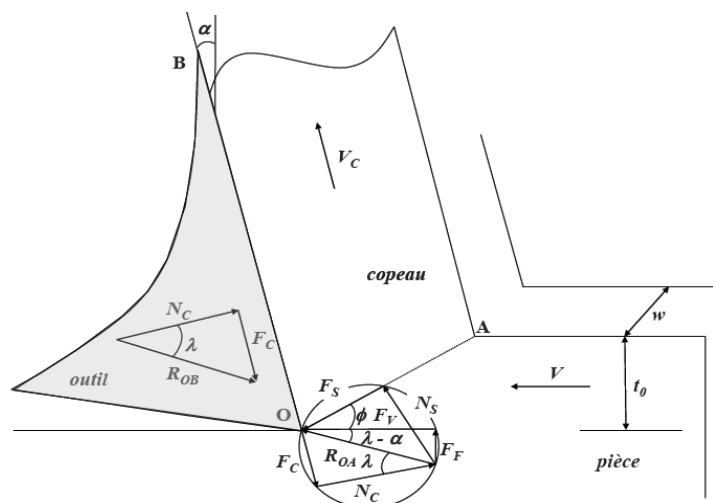


Fig. I.16 : Géométrie de modèle de Merchant

I.7.2 Modèle d'Oxley

Oxley en 1963 et en 1989, dans une tentative de pallier les lacunes des théories existantes, a développé un modèle thermomécanique, incluant l'effet d'érouissage et l'effet d'adoucissement en température du matériau. Il a également été supposé que la zone plastique était d'une largeur considérable. Concernant l'outil Oxley suppose qu'il est parfaitement tranchant. Cependant, l'existence de plusieurs paramètres contribue à la complexité du modèle ce qui conduit à une interprétation difficile de certaines tendances du modèle. Ce modèle permet de prédire les forces de coupe, la déformation moyenne, la vitesse de déformation et les températures dans les zones de cisaillement primaire.

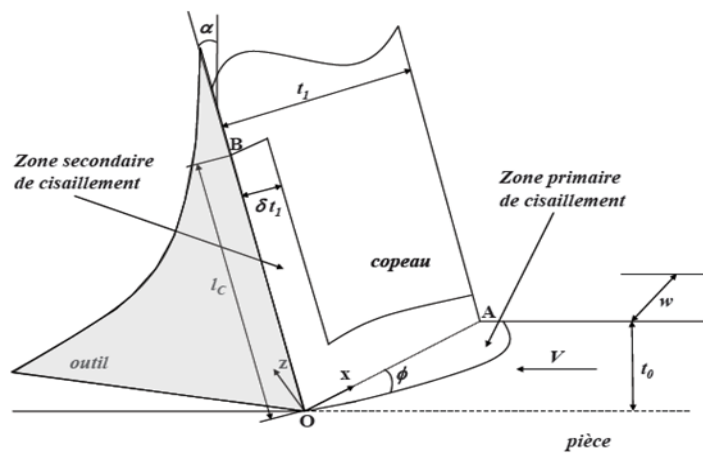


Fig. I.17 : Géométrie du modèle d'Oxley (1989)

I.7.3 Modèle de la zone de cisaillement

Le modèle de zone de cisaillement a été introduit pour analyser le processus de coupe du métal. Il comprend deux types : l'un est le modèle de zone de cisaillement en forme de tarte de Zorev et le modèle de zone de cisaillement à côtés parallèles d'Oxley. Le modèle de zone de cisaillement en forme de tarte est représenté sur la figure 18.a. Le taux de déformation et la déformation peuvent être calculés sur la base des modèles d'écoulement plastique observés dans les expériences. Le modèle de zone de cisaillement à côtés parallèles est illustré à la figure I.18.b. Les deux lignes sont supposées parallèles au plan de cisaillement AB. L'épaisseur de cette première zone de cisaillement est h et séparée par le plan de

cisaillement. Les résultats expérimentaux des tests de microdureté et l'étude métallographique valident cette théorie. [CHE 19]

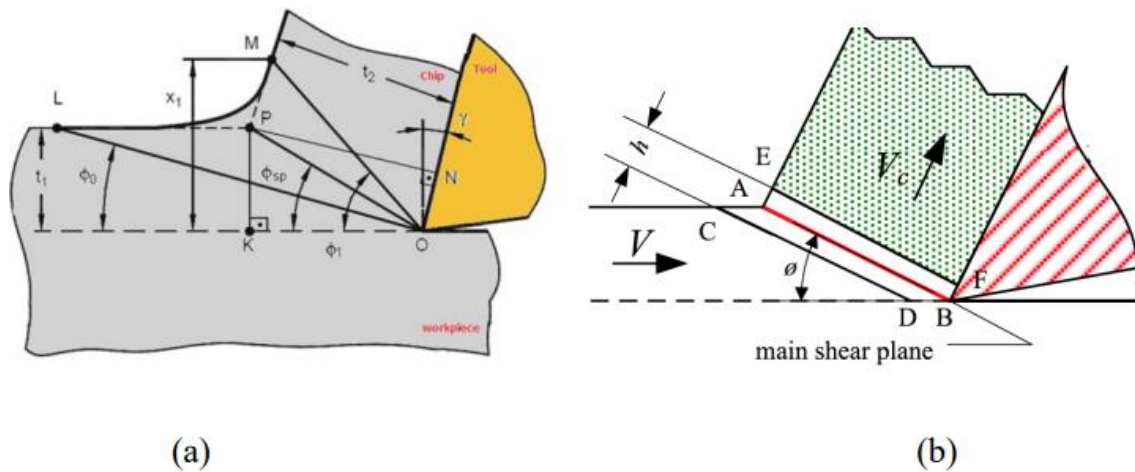


Fig. I.18 *Modèle de zone de cisaillement : (a) modèle de zone de cisaillement en forme de tarte ; (b) modèle de zone de cisaillement à côtés parallèles. [CHE 19]*

I.8 MODELISATION NUMERIQUE DE LA COUPE

La simulation numérique des processus d'usinage remonte au début des années 70 lorsque des modèles d'éléments finis pour la formation continue de copeaux ont été proposés. L'avènement des ordinateurs rapides et le développement de nouvelles techniques pour modéliser les grandes déformations plastiques ont favorisé la simulation d'usinage.

Dans l'étude des procédés de coupe, l'utilisation de méthodes numériques est devenue le sujet principal, fournissant des résultats plus appropriés pour optimiser les paramètres technologiques, la géométrie des outils de coupe et la forme de copeau par rapport aux méthodes conventionnelles analytiques ou empiriques, en tenant en compte l'effet de frottement, le couplage thermo-mécaniques et d'autres phénomènes physiques. Après les simulations, l'étape la plus importante est la validation du modèle en comparant les résultats avec ceux obtenus expérimentalement. Habituellement, le modèle numérique est continuellement amélioré, jusqu'à ce que les erreurs générées soient inférieures à 10% par rapport à celles déterminées expérimentalement.

En effet, il existe deux familles de méthodes dans la modélisation numérique de la coupe :

- ✓ Modélisation numérique sans maillage.
- ✓ Modélisation numérique avec maillage.

I.8.1 Modélisation numérique de la coupe sans maillage

En ces dernières années un grand nombre de nouveaux modèles ont vu le jour, basées sur des modèles particulières et sans maillage, qui tendent à fournir des résultats. Elles basent seulement sur l'emplacement des points.

Parmi ces méthodes on cite :

- ✓ La méthode Discrete element method (DEM)
- ✓ La méthode Constrained Natural Element Method (CNEM)
- ✓ La méthode Smoothed Particule Hydrodynamics (SPH)

Dans la figure suivante nous présentons un exemple sur la méthode SPH.

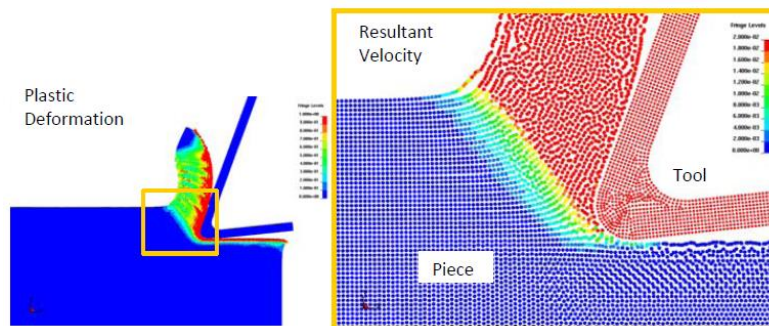


Fig. I.19 : modélisation numérique de la coupe sans maillage avec l'approche SPH [LIM 11]

L'application de la méthode sans maillage est assez nouvelle dans les simulations de coupe des matériaux. Malgré sa nouveauté, les méthodes sans maillage apparaissent comme un outil très prometteur pour l'étude de l'usinage. Les méthodes de simulation sans maillage surmonter les difficultés majeures de la simulation de coupe qui entravent la simulation par éléments finis. Au cours des dernières années, les méthodes numériques sans maillage ont gagné en popularité car les particules/nœuds ne sont pas strictement connectées à leurs particules voisines, mais sont relativement libres de se déplacer dans l'espace, contrairement aux nœuds d'une des éléments finis. Cette méthode est un outil qui permet l'étude des grandes déformations qui se produisent à proximité de l'outil de coupe sans la perte de précision et de stabilité associée à l'analyse par éléments finis de ces problèmes. Mais malgré ses avantages ces méthodes connues nombreux inconvénients.

- ✓ Il est difficile à appliquer les conditions aux limites et de gérer le contact et notamment le frottement.
- ✓ Les méthodes sans maillage sont très coûteuses en terme de temps par rapport à les méthodes avec maillage parce que la dimension des particules est très petite par rapport au dimension des éléments.

I.8.2 Modélisation numérique de la coupe avec maillage

L'analyse technique des systèmes mécaniques a été abordée en dérivant des équations différentielles reliant les variables à travers des principes physiques de base tels que l'équilibre, la conservation de l'énergie, la conservation de la masse, les lois de la thermodynamique, les équations de Maxwell et les lois du mouvement de Newton. Cependant, une fois formulés, la résolution des modèles mathématiques résultants est souvent impossible, en particulier lorsque les modèles résultants sont des équations aux dérivées partielles non linéaires. Seuls des problèmes très simples de géométrie régulière tels qu'un rectangle, d'un cercle avec les conditions aux limites les plus simples étaient traitables. La méthode des éléments finis (MEF) est la technique de discrétisation dominante en mécanique des structures. Le concept de base dans l'interprétation physique du MEF est la subdivision du modèle mathématique en composants disjoints (sans chevauchement) de géométrie simple appelés éléments finis. La réponse de chaque élément est exprimée en termes d'un nombre fini de degrés de liberté caractérisés comme la valeur d'une ou plusieurs fonctions inconnues en un ensemble de points nodaux. La réponse du modèle mathématique est alors considérée comme approximée par celle du modèle discret obtenu en connectant ou en assemblant l'ensemble de tous les éléments.

La modélisation numérique avec la méthode de éléments finis pour étudier la coupe des métaux a été introduite au début des années 70. Du fait de sa grande complexité et de la grande quantité de phénomènes qu'il met en jeu, le procédé est majoritairement étudié en coupe orthogonale afin de réduire principalement les difficultés géométriques et le nombre de degrés de liberté des modèles. Les phénomènes physiques couplés (grandes déformations,

vitesse de déformation, hautes températures, frottement etc.) doivent encore être considérés et abordés.

I.9 ETAT DE L'ART

De nombreux travaux de recherche de la modélisation de coupe par éléments finis sont réalisés par des nombreuses chercheurs pour étudier l'influence de nombreux paramètres (les paramètres de matériaux, les paramètres de l'outil de coupe, vitesse de coupe, l'avance, etc.) sur le comportement de processus d'usinage (force de coupe, rugosité, contrainte, température, etc.).

Kim et Sin, (1996) [KIM 96] ont été parmi les premiers à travailler sur la modélisation de la coupe orthogonale sur un acier à 0,2% de carbone par la méthode des éléments finis. Une bonne corrélation entre les expériences et les simulations est trouvée pour les forces principales et les forces de poussée et pour la température de coupe.

E. Ceretti et autres [CER 00] ont utilisé le logiciel DEFORM 3D. Pour cette étude les résultats de simulations sont comparés avec les résultats expérimentaux. Un bon accord a été trouvé, confirmant la capacité de simulation pour prédire le flux de copeaux dans les processus de coupe. D'autre travail, Klocke et autres [KLO 01] ont fait des simulations sur des cas industriels à l'aide de logiciel DEFORM.

Movahhedy et autres [MOV 00] ont utilisé la formulation arbitraire lagrangienne-eulérienne (ALE). Ils ont montré que la formulation (ALE) peut être utilisée pour combiner les avantages et éviter les inconvénients des deux méthodes précédentes.

Mabrouki et autres [MAB 08] ont étudié la découpe à sec d'un alliage d'aluminium aéronautique (A2024-T351). Des méthodologies numériques et expérimentales concernant la coupe orthogonale sont proposées. Ils ont étudié les phénomènes physiques accompagnant la formation des copeaux et les causes de segmentations et de fragmentations. Pour le modèle numérique, le comportement du matériau et son critère de rupture sont basés sur la loi de Johnson-Cook. Ils ont trouvé que le phénomène de fragmentation se produit au-dessus de la face de coupe lorsque le copeau commence à se recroqueviller. Les résultats calculés confirment les résultats expérimentaux. Les résultats numériques prédisent la contrainte résiduelle, les efforts de coupes et la distribution de température. D'autre travail similaire présenté par Ijaz [IJAZ 17], Ijaz et autres ont fait la simulation par éléments finis (EF) 2D du processus de tournage d'un alliage d'aluminium de qualité aérospatiale 2024 (AA2024) ont été réalisées avec différentes tailles de

grain à l'aide d'un logiciel FE commercial, ABAQUS/Explicit. Le modèle de matériau Johnson-Cook (JC) est modifié pour incorporer l'effet des tailles des grains du matériau avec le modèle d'endommagement couplé à la plasticité. Ils ont trouvé que si les tailles des grains augmente la limite élastique augmente, la force de coupe augmente, la contrainte augmentée.

Asad et autres [ASA 14] ont étudié des modèles de tournage 2D/3D basés sur l'EF pour améliorer la compréhension du phénomène multi physique du processus de coupe. Les résultats de calcul montrent que pendant le processus de coupe, un petit pourcentage du volume de matériau s'écoule vers les bords de la pièce (hors déformation plane). Cela modifie les conditions de contact par frottement sur les bords de l'interface insert-pièce de l'outil de coupe.

Ogur et autres [OGU 21] ont fait la simulation du tournage réel 3D des matériaux de barres cylindriques et de tubes à l'aide du logiciel ABAQUS/Explicit. Puis le temps et la précision de la simulation sont contrôlés. Ils ont observé un maximum de 20 % d'erreur entre les forces expérimentales et les valeurs de forces obtenues par la simulation, et que les formes de copeau de simulation et expérimentales étaient parfaitement similaires.

I.10 CONCLUSION

Ce premier chapitre de l'étude bibliographique permet de revoir les points clés sur lesquels s'appuient les travaux de cette mémoire. Cette étude bibliographique a permis de rassembler des connaissances diverses sur les procédés d'usinage, les mécanismes physiques de la coupe, les procédés de modélisation analytiques et numériques et les recherches menées dans le domaine de modélisation de la coupe par éléments finis.

CHAPITRE

II

Chapitre I : ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

Chapitre II : LOI DE COMPORTEMENT

II.1 INTRODUCTION	23
II.2 LOI DE COMPORTEMENT DE JOHNSOON-COOK	23
II.3 MATERIAUX D'ETUDE	31
II.4 CONCLUSION	35

Chapitre III : simulation numérique

II.1 INTRODUCTION

L'analyse par éléments finis peut fournir une solution alternative à l'expérimentation coûteuse à condition que les propriétés requises des matériaux soient disponibles. Les scientifiques ont essayé de développer des lois pour simuler les comportements des matériaux. La plus fréquemment rencontrée en usinage est la loi de Johnson-Cook.

Dans ce chapitre, nous essayons à nous concentrer sur deux points. Le premier concerne la loi de comportement de Johnson-Cook. Le second point porte sur les caractéristiques des différents matériaux utilisés dans la simulation dans le prochain chapitre (Chapitre III).

II.2 LOI DE COMPORTEMENT DE JOHNSON-COOK

Le processus de coupe dans les métaux peut être décrit comme une entité semblable à une fissure entre le copeau et la pièce à usiner. Deux théories établies peuvent être utilisées pour étudier le comportement de croissance des fissures dans les matériaux, la mécanique d'endommagement et la mécanique des fractures. La théorie de la mécanique des fractures est établie sur la base du fait qu'une entité semblable à une fissure existe déjà dans le matériau et traite de la propagation de la fissure. Sur d'autre part, la théorie de la mécanique d'endommagement ne prédit pas seulement la propagation de la fissure mais simule également le processus d'initiation de la fissure.

Pour simuler le comportement de la croissance de la fissure entre le copeau et la pièce on utilise le modèle de matériau de plasticité de Johnson Cook couplé à la loi d'évolution des endommagements.

Le contrainte d'écoulement est la contrainte nécessaire pour provoquer une déformation plastique, est varier en fonction de la température, la déformation et la vitesse de déformation.

Le modèle Johnson-Cook (JC) décrit le comportement du matériau en tenant compte des vitesses de déformation élevées, des déformations importantes et des effets de viscoplasticité dépendant de la température [IJA 18], ou d'une autre manière nous pouvons dire qu'elle exprime la contrainte d'écoulement $\bar{\sigma}$ en fonction de la déformation équivalente, de la vitesse de déformation équivalente et de la température comme il exprime l'équation suivante :

$$\bar{\sigma} = \underbrace{(\sigma_y + B\bar{\epsilon}^n)}_{\text{Terme plastique}} \underbrace{\left[1 + C \ln\left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0}\right)\right]}_{\text{Terme de viscosité}} \underbrace{\left[1 - \left(\frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}}\right)^m\right]}_{\text{Terme d'adoucissement}} \quad \text{II. 1}$$

Tel que ;

$\bar{\sigma}$	Contrainte d'écoulement, MPa
B	Facteur d'écrouissage, MPa
n	Exposant d'écrouissage
C	Coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation
T	Température à un instant de calcul donné, C°
T_{room}	Températures ambiantes de référence, C°
T_{metl}	Températures de fusion, C°
m	Exposant d'adoucissement thermique
$\bar{\epsilon}$	Déformation plastique équivalente
$\dot{\epsilon}$	Vitesse de déformation équivalente (Taux de déformation plastique)
$\dot{\epsilon}_0$	Vitesse de déformation de référence

Il est à noter que La formation du copeau, par phénomène de rupture ductile, s'effectue en deux étapes. La première étape concerne l'initiation de l'endommagement tandis que la seconde concerne l'évolution de l'endommagement basée sur l'approche de l'énergie de rupture [MAB 08].

❖ Étape 1 : Initiation de l'endommagement

Le modèle de rupture par cisaillement de Johnson-Cook a été utilisé comme critère d'initiation d'endommagement. Il contient cinq paramètres de défaillance, qui doivent être spécifiés (D_1, D_2, D_3, D_4 et D_5) [MAB 08].

$$\bar{\epsilon}_{0i} = \left[D_1 + D_2 \exp\left(D_3 \frac{P}{\bar{\sigma}}\right) \right] \left[1 + D_4 \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right) \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}}\right) \right] \quad \text{II. 2}$$

Tel que ;

$\bar{\epsilon}_{0i}$	déformation plastique au début de l'endommagement ;
D_1 à D_5	Coefficients de J-C spécifier à chaque matériau ;
P	Pression hydrostatique, MPa

L'endommagement dans un élément fini donné initié lorsqu'un paramètre d'endommagement scalaire W atteint 1. Ce paramètre est basé sur une loi cumulative définie comme suite :

$$W = \sum \frac{\Delta \bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}_{0i}} \quad \text{II. 3}$$

❖ Étape 2 : évolution d'endommagement

Une fois l'endommagement initié dans les conditions de chargement données, les lois linéaires ou exponentielles peuvent être utilisées pour l'évolution de l'endommagement dans les

matériaux ductiles. Le déplacement plastique équivalent (u_f) et l'énergie de rupture (G_f) sont liés à la variable d'endommagement (D) avec les relations suivantes [IJA 17] :

- Pour la partie 2 (zone d'endommagement) un paramètre d'endommagement linéaire est utilisé, montré dans la figure II.1, évolue selon l'équation suivante :

$$D = \frac{\bar{u}}{\bar{u}_f} \quad \text{II. 4}$$

- Tandis que pour la partie 1 (le copeau) un paramètre d'endommagement exponentiel, utilisé, montré dans la figure II.1, évolue selon l'équation suivante :

$$D = 1 - \exp\left(-\int_0^{\bar{u}} \frac{\bar{\sigma}}{G_f} d\bar{u}\right) \quad \text{II. 5}$$

Tel que G_f est l'énergie de rupture requise pour la création et la propagation d'une fissure, et nous pouvons la calculée avec la relation suivante :

$$G_f = \int_0^{\bar{u}_f} \sigma_y d\bar{u} \quad \text{II. 6}$$

Et \bar{u}_f est le déplacement plastique équivalent à la rupture, peut être le calculé en utilisant la relation suivante :

$$\bar{u}_f = \frac{2G_f}{\sigma_y} \quad \text{II. 7}$$

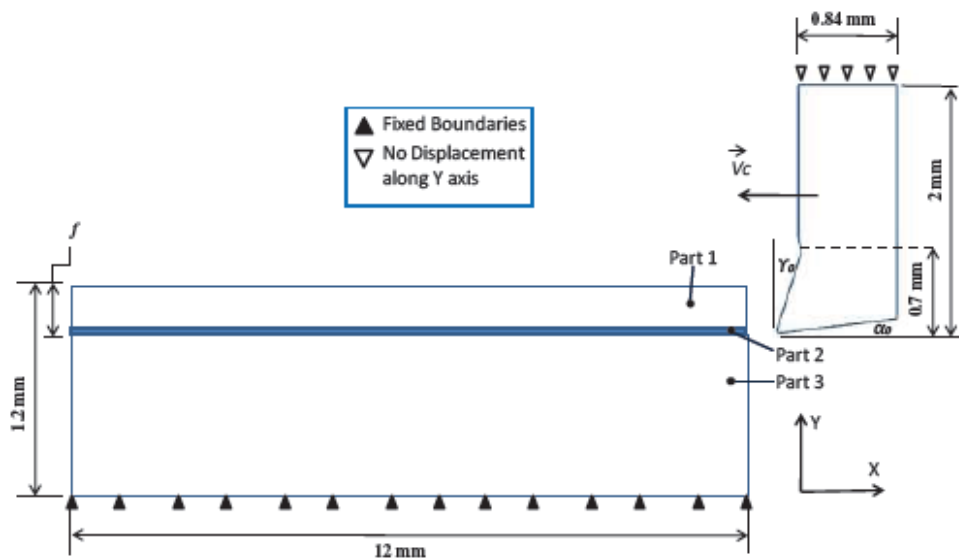


Fig. II.1 : Géométrie de la pièce et de l'outil [IJA 18]

avec :

- Partie 1 : le copeau
- Partie 2 : zone d'endommagement
- Partie 3 : la pièce

La réponse à la contrainte uniaxiale du modèle de JC pour la loi d'évolution linéaire et exponentielle d'endommagement est illustrée à la figure II.2.

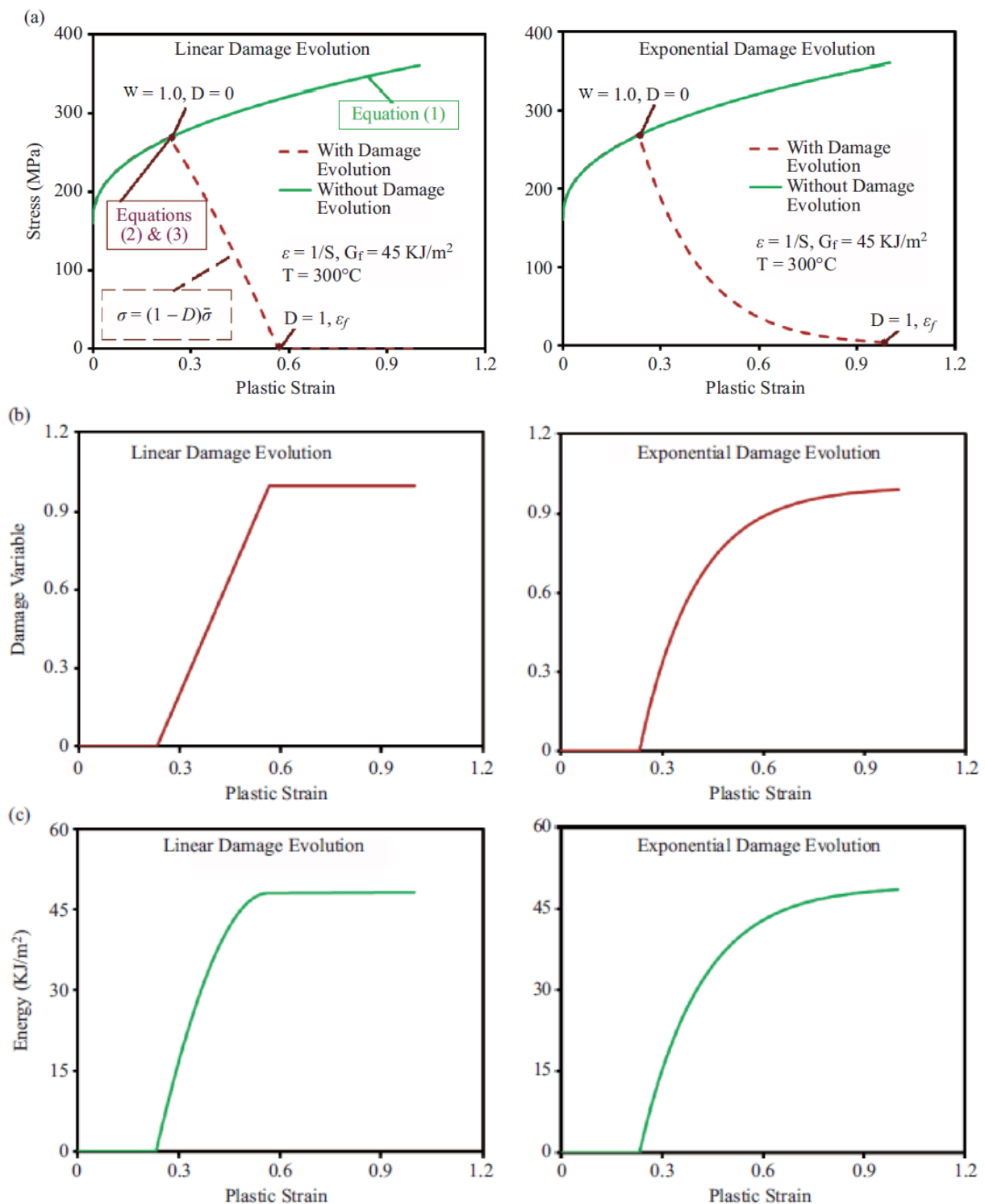


Fig. II.2 : Réponse contrainte-déformation uni-axiale du modèle de plasticité et d'endommagement de Johnson-Cook [IJA 17]

Maintenant, la contrainte résultante avec l'évolution d'endommagement est calculée à l'aide de l'équation classique, $\sigma = (1 - D)\bar{\sigma}$. La figure II.2(a) montre le comportement

contrainte-déformation lorsque l'endommagement est initié et que le paramètre W tend vers une valeur 1. Notons qu'à cet instant la variable d'endommagement D est initiée avec une valeur 0 puis évolue linéairement ou exponentiellement. Le processus de fracture est terminé lorsque la variable D approche d'une valeur de 1 et que la contrainte se réduit à zéro car le matériau ne peut plus supporter la charge appliquée, voir la figure II.2(a).

ε_f et \bar{u}_f sont respectivement la déformation et le déplacement de rupture correspondants au moment de la rupture complète, c'est-à-dire lorsque $D = 1$.

Les évolutions linéaires et exponentielles de la variable d'endommagement et de l'énergie de rupture sont illustrées aux figures II.2(b) et II.2(c), respectivement.

Dans cette étude, L'énergie de rupture G_f est fourni comme paramètre d'entrée et est théoriquement en fonction de la ténacité à la rupture K_C , du module de Young E et du coefficient de Poisson ν . Sur la base de la mécanique de la rupture, on peut supposer que dans le cas du procédé de coupe orthogonale, les deux modes de rupture (modes I et II) peuvent coexister (Figure II.3). Le mode I est un mode de traction (mode d'ouverture normal au plan de la fracture) et concerne la partie 2 définie à la figure II.1, tandis que le mode II est un mode de cisaillement (mode de glissement agissant parallèlement au plan de la fracture) et concerne la partie 1 (Figure II.1). Deux valeurs différentes d'énergie de rupture ont été utilisées comme données d'entrée dans Abaqus/explicit (notre logiciel de simulation) : G_{fI} pour la partie 2 et G_{fII} pour la partie 1. Les indices I et II surviennent en raison des différentes manières de charger [Mab 08].

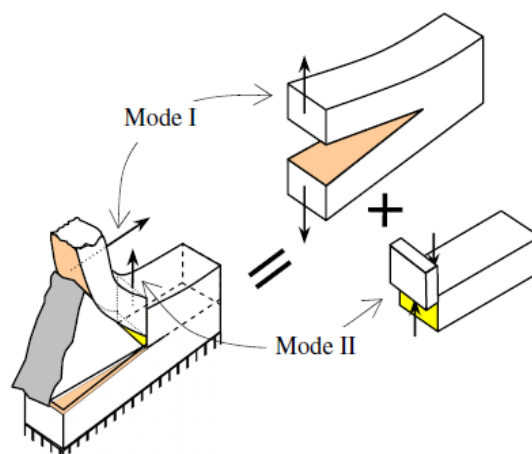


Fig. II.3 : Un modèle schématique de coupe orthogonale de la formation de copeaux sous modes de rupture mixtes [MAB 08]

avec :

G_f est donné par la relation suivante :

$$(G_f)_{I,II} = \left(\frac{1 - \nu^2}{E} \right) (K_C^2)_{I,II} \quad \text{II. 8}$$

K_{IC} et K_{IIc} sont des constants de matériau pour la croissance des fissures en mode I et en mode II respectivement et appelés ténacité à la rupture du matériau.

II.2.1 Effet de la taille des grains et modèle de Johnson-Cook modifié

Le modèle de JC bien que est raisonnablement bon à l'échelle macro, ne tient pas compte des changements dans la taille des grains.

La limite d'élasticité du matériau (σ_y) est liée à la taille du grain (d) selon l'équation de Hall-Petch suivante [IJA 17] :

$$\sigma_y = \sigma_0 + K_{HP} \cdot d^{-1/2} \quad \text{II. 9}$$

Tel que K_{HP} est le paramètre de matériau Hall-Petch et σ_0 est la contrainte de frottement. Afin de tenir compte de l'effet de la taille des grains sur la limite d'élasticité, le terme σ_y dans l'équation de J-C classique (II.1) peut maintenant être remplacé en utilisant la relation (II.9) de Hall-Petch comme suit :

$$\bar{\sigma} = \underbrace{(\sigma_0 + K_{HP} \cdot d^{-1/2} + B\bar{\epsilon}^n)}_{\substack{\text{Terme d'écrouissage} \\ \text{dépendant de la taille du grain}}} \left[\underbrace{1 + C \ln \left(\frac{\dot{\bar{\epsilon}}}{\dot{\bar{\epsilon}}_0} \right)}_{\text{Terme de viscosité}} \right] \left[\underbrace{1 - \left(\frac{T - T_{\text{room}}}{T_{\text{melt}} - T_{\text{room}}} \right)^m}_{\text{Terme d'adoucissement}} \right] \quad \text{II. 10}$$

La figure II.4 représente la variation de la limite d'élasticité en fonction de la taille des grains allant de 0,035 à 0,12 mm en utilisant l'équation de Hall-Petch (II.9) [IJA 17].

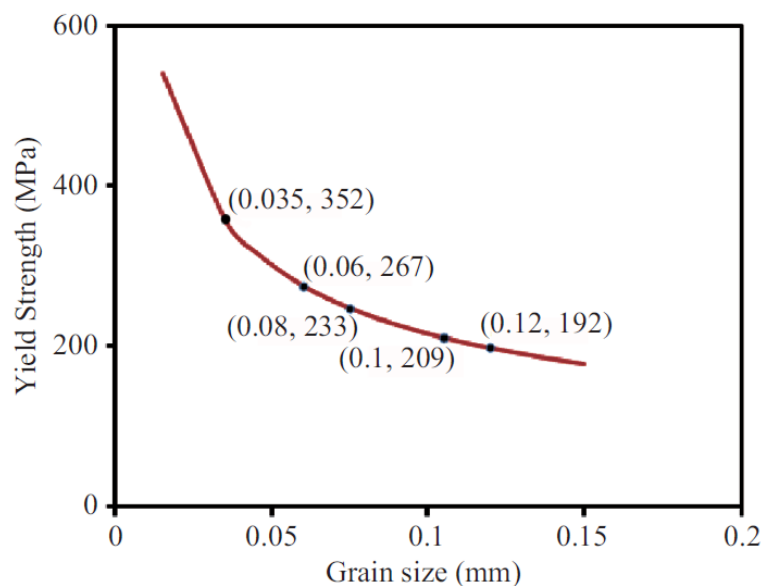


Fig. II.4 : Limite d'élasticité en fonction de la taille des grains de l'alliage AA2024-T351 [IJA 17]

La figure II.5 montre les courbes de contrainte-déformation utilisant le modèle JC modifié pour des tailles de grain sélectionnées. La taille de grain la plus fine de 0,035 mm améliore la limite d'élasticité et augmente donc l'effet d'écrouissage. La limite d'élasticité diminue lorsque la taille de grain augmente et une tendance à la baisse est également observée pour les courbes d'écrouissage.

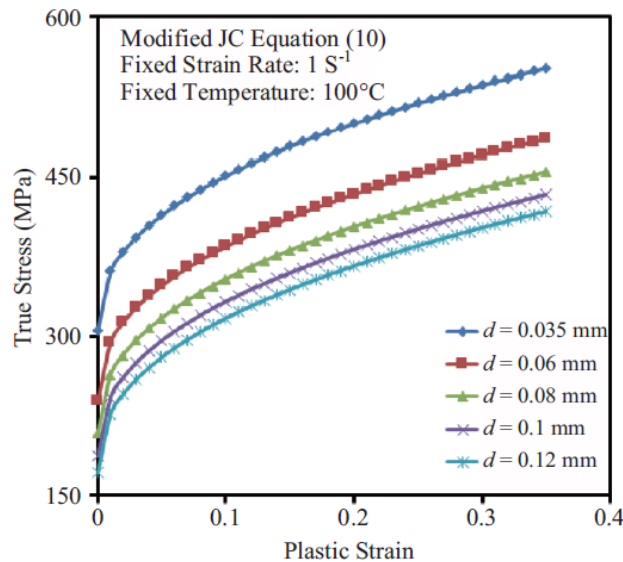


Fig. II.5 : Comportement réel de contrainte-déformation de AA2024-T351 en utilisant l'équation de Johnson-Cook modifiée [IJA 17]

II.3 MATERIAUX D'ETUDE

Dans notre travail on va étudier la simulation de la coupe orthogonale sur les deux matériaux suivant :

- ✓ Alliage de titane (Ti-6Al-4V)
- ✓ Alliage d'aluminium (AA2024)

II.3.1 Alliages de titane

L'utilisation du titane et de ses alliages a récemment augmenté en raison de ses propriétés exceptionnelles et de l'amélioration de leur usinabilité. Il a été appliqué dans de nombreux domaines : aérospatial, production automobile, dentisterie ou autres applications biomécaniques. Cet alliage a une propriété d'application utile, notamment un rapport résistance/poids élevé, une bonne résistance à la fatigue avec une ténacité à la rupture intermédiaire. Outre ces performances mentionnées, les principaux moteurs de l'utilisation du titane dans les applications aérospatiales sont une excellente résistance à la corrosion, le maintien de la résistance et de la dureté à haute température et une densité relativement

faible. Comparé à l'acier inoxydable, il a une bien meilleure résistance à la corrosion lorsqu'il est appliqué en mer ou en atmosphère humide. Plus précisément, il pourrait bien résister à la corrosion par piqûres, à la corrosion acide et à la corrosion sous contrainte. A des températures comprises entre 300°C et 500°C, sa résistance est environ dix fois supérieure à celle de l'alliage d'aluminium. Le principal domaine d'application des alliages de titane pour l'aérospatiale est le moteur à turbine à gaz. Environ un tiers du poids structurel des moteurs à turbine modernes est constitué de titane. Les aubes de soufflante et les disques du moteur à réaction sont normalement fabriqués en alliage Ti-6Al-4V. Il est montré dans la Fig.II.6. [CHE 19]

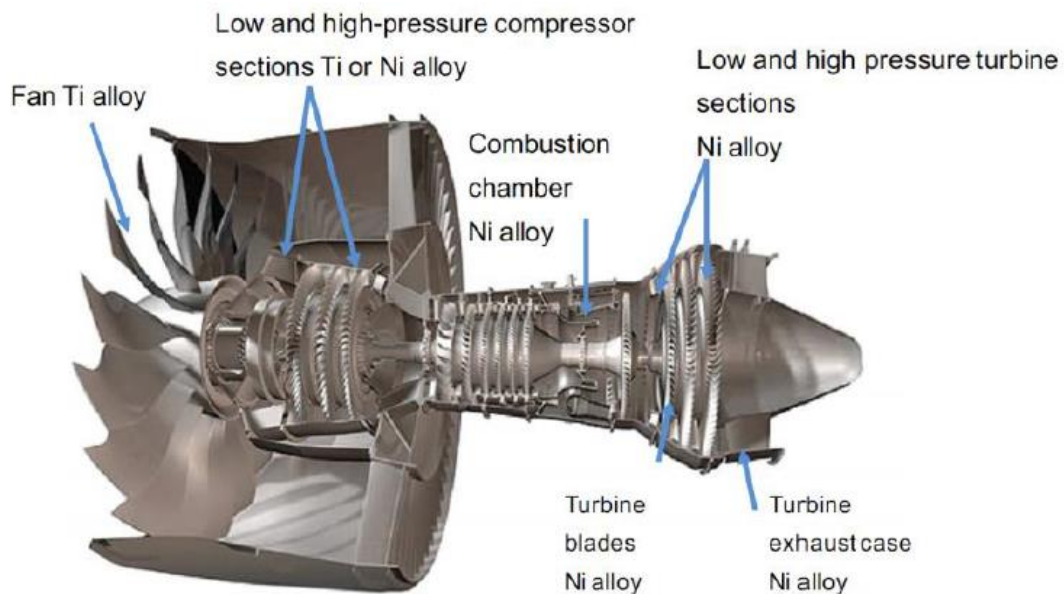


Fig.II.6 coupe d'un moteur à réaction [CHE 19]

a) Structures de titane

Le titane pur se présente sous forme de deux structures cristallographiques différentes. A température ambiante, la structure du titane est une structure hexagonale pseudo-compacte (*hpc*) appelée α . Cette structure hexagonale pseudo-compacte a des paramètres $a = 0,295$ nm et $c = 0,468$ nm. Il s'ensuit un rapport $c/a = 1,586$; remarquablement inférieur à la valeur théorique de 1,633. C'est pourquoi le titane a une ductilité relativement supérieure aux autres métaux hexagonaux. A une température de 882°C, le titane subit une transformation allotropique, entraînant des changements structuraux. Il passe d'une structure hexagonale à une structure cubique centrée (CC) nommée β dont le paramètre est $a = 0,332$ nm. L'état liquide apparaît à une température de 1670°C (Figure II.6) [CEL 13].

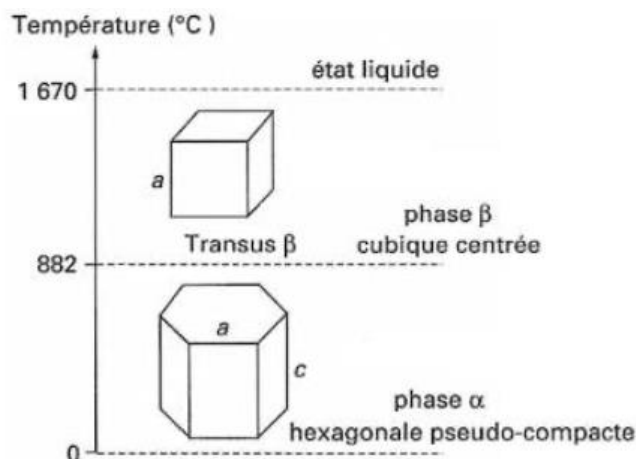


Fig. II.7 : Cristallographie du titane

b) Usinabilité de titane

Les problématiques lors de l'usinage du titane sont d'ordre thermique, mécanique et chimique. Les principaux problèmes sont dus aux propriétés du titane et de ses alliages (voir tableau III.1). Dû à sa faible conductivité thermique, la chaleur créée par la coupe s'évacue principalement dans l'outil. Des vibrations apparaissent le détériorant. La réactivité chimique des alliages de titane avec tous les autres éléments chimiques fragilise l'outil de coupe.

Tableau III.1 Propriétés mécanique des alliages de titane [VEI 13]

Conductivité thermique	Une faible conductivité thermique provoque une concentration de chaleur sur l'arête de coupe et la face de l'outil, influençant négativement la durée de vie de l'outil ($7,5 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ pour du Ti6Al4V recuit contre $50,7 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}^{-1}$ pour un acier au carbone type AISI 1045).
Réactivité chimique	Réactivité avec des gaz courants tels que l'oxygène, l'hydrogène et l'azote conduit à la formation d'oxydes, d'hydrures et de nitrures, respectivement. Ces phases provoquent une fragilisation et une diminution de la résistance à la fatigue de l'alliage. Durcissement superficiel par formation d'une solution solide dure due à la diffusion d'oxygène et d'azote provoque une diminution de la fatigue résistance de la surface usinée et augmentation de l'usure de l'outil. La réactivité avec le matériau de l'outil de coupe provoque le grippage, le maculage et écaillage de la surface de la pièce et usure rapide de l'outil.
Module d'élasticité	Le faible module d'élasticité permet la déviation de la pièce mince sous pression de l'outil, induisant des problèmes de broutage et de tolérance.
Dureté et résistance à température	La résistance à haute température et la dureté des alliages de titane nécessitent forces de coupe élevées entraînant une déformation de l'outil de coupe pendant le processus de coupe. La résistance au cisaillement dynamique élevée pendant le processus de coupe induit un abrasif arêtes en dents de scie, générant des encoches d'outil.

II.3.2 Titane Ti-6Al-4V

Le plus utilisé des alliages est le Ti-6Al-4V (alliage $\alpha + \beta$) dénommé aussi TA6V, qui représente environ 50% de la production mondiale. Le tableau II.2 montre les composition chimique de Ti-6Al-4V.

D'autres applications importantes du Ti-6Al-4V apparaissent dans le domaine médical. Il est largement utilisé dans l'implantation des os en raison de ses propriétés. En tant que biomatériau, il répond bien aux exigences suivantes : résistance à la corrosion, biocompatibilité, bio-adhésion, propriétés mécaniques favorables, capacité de traitement (coulée, déformation, métallurgie des poudres, usinabilité, soudage, brasage) et coût. [CHE 19]

Tableau II.2 Composition chimique de titane Ti-6Al-4V d'après la norme NF EN ISO 5832-3

Composition chimique du Ti-6Al-4V en % (en masse)							
Al	V	Fe	O	C	N	H	Ti
5,5 à 6,75	3,5 à 4,5	0,3 max	0,2 max	0,08 max	0,05	0,015 max	Le reste

II.3.3 Alliages d'aluminium

Actuellement, dans l'industrie automobile et aéronautique, il existe une forte demande de matériaux à faible densité, qui peuvent supporter une forte augmentation de la charge. Les alliages d'aluminium, qui présentent une large gamme de propriétés, tel que la résistance à l'oxydation et la faible densité sont un exemple de leur utilisation dans les structures d'ingénierie. De plus, l'aluminium peut facilement et économiquement être recyclé en de nouveaux produits.

Les principales caractéristiques de l'aluminium sont les suivants:

- ✓ Bonne conductivité de la chaleur
- ✓ Masse volumique faible environ de 2700 kg/m³ ;
- ✓ Température de fusion 658 °C ;
- ✓ Faible module d'Young 70 GPa ;
- ✓ Limite élastique faible;
- ✓ Bon conducteur de l'électricité ;
- ✓ Fort allongement à la rupture (tôles minces, feuilles, papier) ;

Bien que la surface de l'aluminium s'oxyde rapidement à l'air, elle forme une fine couche d'oxyde résistante qui résiste à une oxydation ultérieure. Cela supprime le besoin de revêtements de protection de surface tels que ceux requis avec d'autres métaux, en particulier avec le fer. En générale, L'aluminium est un produit industriel primordial, sous forme d'aluminium pure ou d'alliage, particulièrement dans l'aérospatiale, les transports et la construction.

II.3.4 alliage d'aluminium AA2024-T351

Aluminium AA2024, provient de la série 2xxx d'alliages d'aluminium ou ceux qui contiennent du cuivre comme élément d'alliage principal. L'aluminium AA2024 est largement utilisé pour sa haute résistance [Yi_Zeng]. Ce matériau est largement utilisé pour les structures sous tension, par exemple les fuselages, les structures à parois minces, les surfaces inférieures des ailes, les chicanes de moteur, etc [MAB 08].

a) Propriétés physique de l'aluminium AA2024-T351

Chaque alliage contient un pourcentage spécifique d'éléments d'alliage qui imprègnent l'aluminium de base de certaines qualités bénéfiques. En alliage d'aluminium de 2024, ces pourcentages élémentaires sont nominalement de 4,4 % Cu, 1,5 % Mg et 0,6 % Mn. L'aluminium AA2024 est connu par sa haute résistance car le cuivre, le magnésium et le manganèse augmentent considérablement la résistance des alliages d'aluminium. Cette force est cependant désavantagée; le pourcentage élevé de cuivre en AA2024 réduit considérablement sa résistance à la corrosion. L'aluminium AA2024 est usiné très facilement et a une capacité de travail acceptable, ce qui lui permet d'être à la fois coupé et extrudé si nécessaire [Yi_Zeng].

b) résistance à la corrosion et revêtement

Comme mentionné précédemment, l'alliage d'aluminium nu 2024 est plus sujet à la corrosion que la plupart des autres alliages d'aluminium. Les fabricants ont résolu ce problème en recouvrant ces alliages sensibles d'une couche de métal résistant à la corrosion (appelée « galvanisation » ou « revêtement »). Cette couche est parfois en aluminium de haute pureté ou même un autre alliage [Yi_Zeng].

c) Propriétés mécaniques de l'aluminium AA2024-T351

Tableau II.4 Résumé des propriétés mécaniques de l'alliage d'aluminium AA2024-T351 [Yi_Zeng]

Propriétés mécaniques	Valeurs
Résistance ultime à la traction	469 MPa
Limite d'élasticité en traction	324 MPa
Résistance au cisaillement	283 MPa
Résistance à la fatigue	138 MPa
Module d'élasticité	73,1 GPa
Module de cisaillement	28 GPa

II.4 CONCLUSION

Dans ce chapitre, premièrement, il a été mis en évidence la loi de comportement de Johnson-Cook utilisé pour la simulation et la loi de Johnson-Cook modifié. Ce dernier prend en compte l'effet des tailles des grains des matériaux. Deuxièmement nous avons faire un rappelle sur les propriétés qu'on va faire la simulation dans le prochain chapitre.

CHAPITRE

III

Chapitre I :étude bibliographique

Chapitre II : Loi de comportement

Chapitre 3 : simulation numérique

III.1 INTRODUCTION	37
III.2 Présentation de code de calcul ABAQUS.....	37
III.3 Types de description	38
III.4 analyse par éléments finis.....	39
III.5 Conclusion.....	66

III.1 INTRODUCTION

L'usinage est l'un des processus les plus répandus pour la production de composants industriels. La coupe s'accompagne généralement d'efforts de coupe et une augmentation de températures de coupe. Ces facteurs majeurs entraînent une usure excessive de l'outil, une durée de vie raccourcie et une mauvaise qualité de surface de la pièce finale.

En pratique, pour augmenter la productivité et en même temps maintenir la qualité à un niveau élevé, il est toujours nécessaire de choisir les bons paramètres d'usinage. Il existe principalement deux façons d'atteindre cet objectif. La première consiste à mener des expériences pour accumuler des connaissances sur la dépendance des conditions d'usinage à des grandeurs physiques importantes (efforts de coupe, température, etc.) lors de la coupe. La deuxième voie implique la simulation du processus d'usinage à travers le développement de modèles informatiques. Au cours des dernières décennies, les simulations sont devenues de plus en plus populaires et permettent aux chercheurs d'analyser, d'étudier et de comprendre en profondeur la physique de l'usinage.

La méthode des éléments finis (FEM) est l'une des techniques numériques les plus fréquemment utilisées pour les simulations d'ingénierie.

Dans ce chapitre, nous allons étudier la simulation de processus de coupe lors de l'usinage des deux matériaux, alliage d'aluminium AA2024 et alliage de titane Ti-6Al-4V, avec des différentes conditions de coupe, la vitesse de coupe, l'avance, l'angle d'attaque, la taille des grains, la profondeur de passe et le coefficient du frottement. Nous allons analyser l'influence de ces dernières sur l'effort de coupe, la rugosité de surface, les contraintes de Von Mises et la morphologie de copeau et la distribution de température.

Les résultats numériques obtenus avec le logiciel ABAQUS sont comparés avec des résultats expérimentaux obtenus par des chercheurs dans le but de vérifier la fidélité et la validité de notre étude numérique.

III.2 Présentation du code de calcul ABAQUS

Il est évident que différents logiciels possèdent des capacités différentes. Il est donc essentiel de sélectionner le logiciel approprié avec les fonctionnalités appropriées requises pour effectuer une analyse donnée avec succès. La présente étude sélectionne ABAQUS comme plate-forme pour explorer les capacités de la méthode des éléments finis dans

l'analyse de divers aspects du processus de coupe des métaux. ABAQUS est connu pour être un puissant logiciel EF à usage général qui peut résoudre des problèmes allant des analyses linéaires relativement simples aux simulations non linéaires très complexes. Ce logiciel n'a pas de module séparé pour l'usinage comme dans le cas de Deform ou AdvantEdge. Par conséquent, l'utilisateur doit définir explicitement l'outil et la pièce, les paramètres de processus, les conditions aux limites, la géométrie du maillage et les contrôles de simulation. Cela peut certainement nécessiter plus de compétences, d'efforts et de temps pour mettre en place des simulations car aucun contrôle ni hypothèse prédéfini n'est disponible. Mais c'est la fonctionnalité qui assure non seulement un très haut niveau de détails du point de vue de la modélisation, mais également une analyse approfondie en permettant un contrôle précis des conditions aux limites, de l'attribut de maillage, du type d'élément, du type de solveur, etc.

Un programme ABAQUS complet peut être subdivisé en trois modules distincts, à savoir ABAQUS/CAE, ABAQUS/Standard et ABAQUS/Explicit. Ces modules sont liés entre eux par des fichiers d'entrée et de sortie. ABAQUS/Standard et ABAQUS/Explicit sont les deux principaux types de solveurs disponibles pour effectuer l'analyse, ABAQUS/Explicit étant principalement utilisé pour l'analyse dynamique explicite. On dit que la force du programme ABAQUS réside en grande partie dans les capacités de ces deux solveurs. [Amr 12]

La capacité d'Abaqus/Explicit à gérer efficacement un comportement sévèrement non linéaire tel que le contact le rend très attractif pour la simulation de nombreux événements quasi-statiques, tels que le laminage de métal chaud et l'écrasement lent de dispositifs absorbant l'énergie. [DASS]

III.3 types de description

Le choix d'une formulation ou d'une approche appropriée est d'une importance primordiale, en particulier pour les problèmes impliquant la non-linéarité et les grandes déformations. Il existe principalement trois façons de formuler les problèmes impliquant le mouvement des matériaux déformables, données comme suit :

- La formulation Eulérienne
- La formulation lagrangienne
- La formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE).

III.3.1 Formulation Eulérienne

Dans la formulation eulérienne, le maillage est fixe dans l'espace et le matériau s'écoule à travers le volume de contrôle. Un modèle eulérien pur ne peut être utilisé que si le processus d'usinage est en régime permanent. L'avantage d'utiliser la formulation eulérienne est que moins d'éléments sont nécessaires pour modéliser la pièce et le copeau, ce qui réduit le temps de calcul. Il n'y a pas non plus besoin de régénération de maillage puisqu'il n'y a pas de distorsion des éléments. Le plus grand inconvénient de cette approche est la nécessité de déterminer expérimentalement la géométrie finale du copeau et l'angle de cisaillement avant la simulation ce qui signifie d'autre part l'absence de critères de séparation des éléments. [ZER 18]

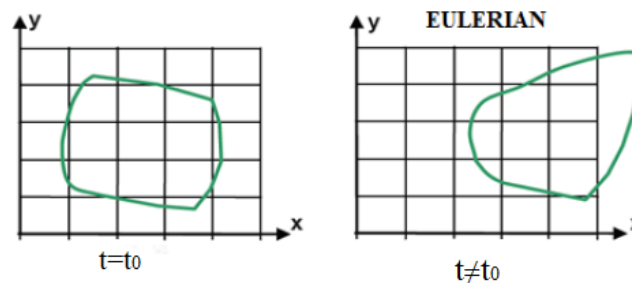


Fig. III.1 : Principe de la formulation Eulérienne

III.3.2 Formulation Lagrangienne

On peut voir que dans l'approche lagrangienne, à la fois le matériau, les points et les nœuds changent de position lorsque le corps se déforme de sorte que la position des points matériels par rapport aux nœuds reste fixe. Les nœuds aux limites ont tendance à rester le long des bords des éléments tout au long de l'évolution du problème, ce qui simplifie l'imposition des conditions aux limites et des conditions d'interface. Les points de quadrature restent également confondus avec les points matériels qui signifient que les équations constitutives sont toujours évaluées aux mêmes points matériels, conduisant ainsi à un traitement simple des équations constitutives. Pour ces raisons, l'approche lagrangienne est largement utilisée en mécanique des solides. Cependant, cette approche peut rencontrer une distorsion importante du maillage car le maillage se déforme avec le matériau. Cela devient très critique lorsque les problèmes impliquent de grandes déformations, car cela peut affecter considérablement les performances des simulations EF. [AMR 12]

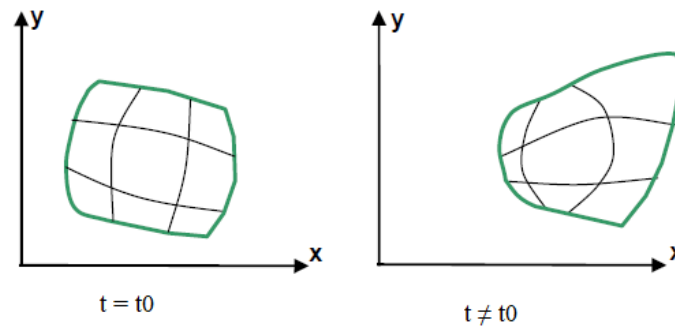


Fig. III.2 : *principe de la formulation lagrangienne*

III.3.1 Formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE)

On sait que les approches eulériennes et lagrangiennes ont leurs propres avantages et inconvénients. Comme son nom l'indique, dans la formulation ALE, les nœuds peuvent être programmés pour se déplacer arbitrairement de telle sorte que les avantages des formulations lagrangienne et eulérienne puissent être exploités et combinés en un seul tout en minimisant leurs inconvénients. L'idée est que les nœuds de frontière sont déplacés pour rester sur les frontières du matériau, tandis que les nœuds intérieurs sont déplacés pour minimiser la distorsion du maillage. Tout en simulant le processus de coupe du métal dans le cadre ALE, ALE se réduit à une forme lagrangienne sur les frontières libres tout en conservant une forme eulérienne aux endroits où des déformations importantes se produisent, comme lors de la déformation du matériau devant la pointe de l'outil.

Cette approche permet non seulement de réduire la distorsion du maillage sans avoir besoin de remaillage, mais élimine également la nécessité d'une hypothèse a priori sur la forme du copeau. [AMR 12]

III.4 Analyse par éléments finis

Notre étude porte sur la simulation de 2 matériaux sont l'alliage d'aluminium AA2024-T351 et l'alliage de Titane Ti-6Al- 4V.

III.4.1 Simulation de AA2024-T351

L'analyse par éléments finis 3D du processus de tournage est réalisée à l'aide d'Abaqus/Explicit. Le modèle de matériau de Johnson-Cook ainsi que la loi d'évolution des endommagements sont disponibles dans Abaqus/Explicit.

a) Modélisation de la pièce

La géométrie du modèle et les différentes conditions aux limites sont présentées à la figure III.3. Pour optimiser les conditions de contact entre la pièce et l'outil, le composant de la pièce est divisé en trois partitions.

Les différentes partitions de la pièce sont :

- 1) le copeau, avec un comportement élasto-viscoplastique avec endommagement à évolution exponentielle.
- 2) la zone de passage de bec de l'outil, avec un comportement élasto-viscoplastique avec endommagement à évolution linéaire.
- 3) le support de la pièce, avec un comportement élasto-viscoplastique.

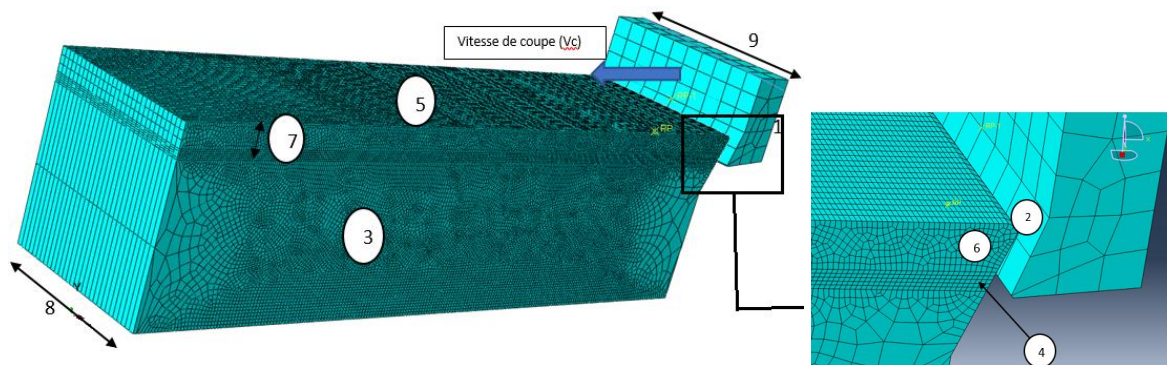


Fig. III.3 : modèle géométrique 3D de la coupe orthogonale

- | | |
|-----------------------------------|-------------------------------------|
| 1. Géométrie de l'outil ; | 5. Copeau ; |
| 2. Face de coupe ; | 6. Vitesse d'avance f (mm/tr) ; |
| 3. Partie non usinée ; | 7. Profondeur de passe a_p (mm) ; |
| 4. Zone de séparation de copeau ; | 8. Largeur de l'outil ; |
| | 9. géométrie initiale de copeau . |

La pièce est modélisée comme un corps déformable 3D, dont elle est encastree à sa base, est d'une longueur de 15mm, une hauteur de 4 mm et sa largeur est de 4 mm. Comme elle est illustrée dans la figure III.4

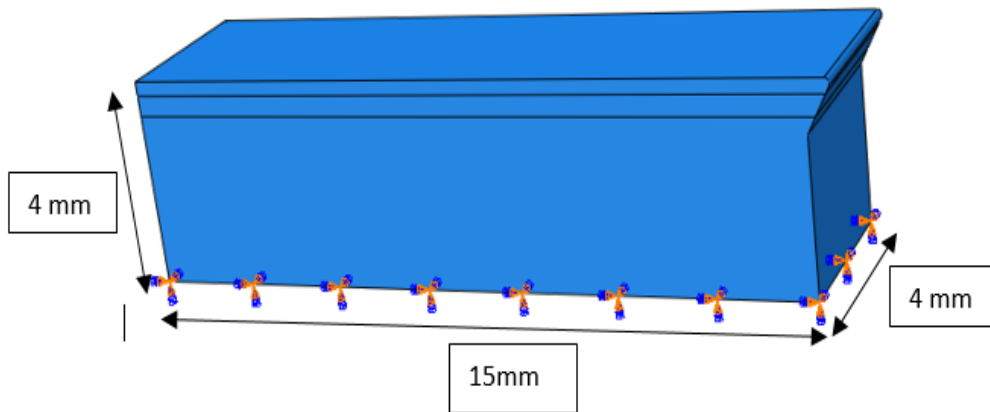


Fig. III.4 : dimensions de la pièce à usiner

b) Modélisation de l'outil de coupe

Nous avons modélisé l'outil de coupe comme un corps rigide indéformable. Et ses dimensions sont montrés dans la figure III.5. Il est animé d'un mouvement de translation à une vitesse de coupe V_c .

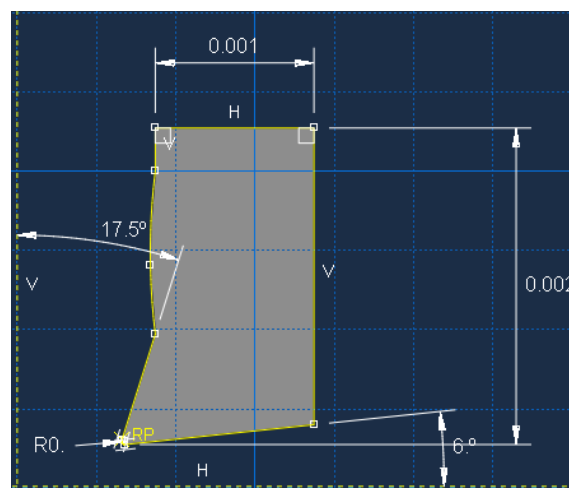


Fig. III.5 : dimensions de l'outil : longueurs en (m) et les angles en degré

Toutes les simulations de AA2024-T351 sont réalisées avec ABAQUS/Explicit en utilisant des éléments continus linéaires (C3D8R) pour la pièce, et avec des éléments linéaires (R3D4) pour l'outil.

Le contact entre l'outil et la pièce usinée est considéré avec frottement, tel que μ est le coefficient de frottement.

c) Caractéristiques de AA2024-T351

Premièrement, Nous avons choisi l'aluminium AA2024-T351 comme matériau de la pièce.

Les propriétés physiques de l'alliage d'aluminium AA2024-T351 sont présentées dans le tableau III.1. Les paramètres de l'équation constitutive de JC pour l'alliage AA2024-351 ainsi que les constantes d'endommagements sont données dans le tableau III.2.

Tableau III.1 : propriétés physiques de l'alliage d'aluminium AA2024. [ASA14], [IJA17]

Paramètres physiques	Valeur
Densité, ρ (Kg/m ³)	2700
Coefficient de poisson ν	0.33
Module de Young, E (MPa)	73 000
Energie de rupture exponentiel, Gf (N/m)	45000
Energie de rupture linéaire, (N/m)	20000
Chaleur spécifique, Cp (T) (JKg ⁻¹ C ⁻¹)	0.557T +877.6
Conductivité thermique, λ (T) (Wm ⁻¹ C ⁻¹)	25≤T≤300: $\lambda = 0.247T+114.4$ 300≤T≤T _{melt} : $\lambda = -0.125T+226.0$
Température de fusion T _{melt} (°C)	520
Température ambiante T _{room} (°C)	25

Tableau III.2 : les paramètres de Johnson-Cook [IJA 17]

σ_y (MPa)	B(MPa)	n	C	m	D ₁	D ₂	D ₃	D ₄	D ₅
350	440	0.42	0.0083	1	0.13	0.13	-1.5	0.011	0

III.4.2 résultats et discussion

Dans cette section, les résultats de l'analyse EF 3D sont présentés et discutés pour le processus de coupe orthogonale de AA2024-T351 avec différents paramètres de coupe, la vitesse de coupe (Vc), l'angle d'attaque (γ), avance (f) et coefficient de frottement (μ) et la taille des grains. Toutes les simulations sont effectuées avec ABAQUS/Explicit.

III.4.2.1 Contrainte de VonMises

La figure III.6 représentent la distribution de la contrainte équivalente de Von Mises avec $Vc=400m/min$, $\gamma=17.5$, $\alpha=6$, $\mu=0.15$, rayon de bec 0.02mm avec des vitesse d'avance différentes.

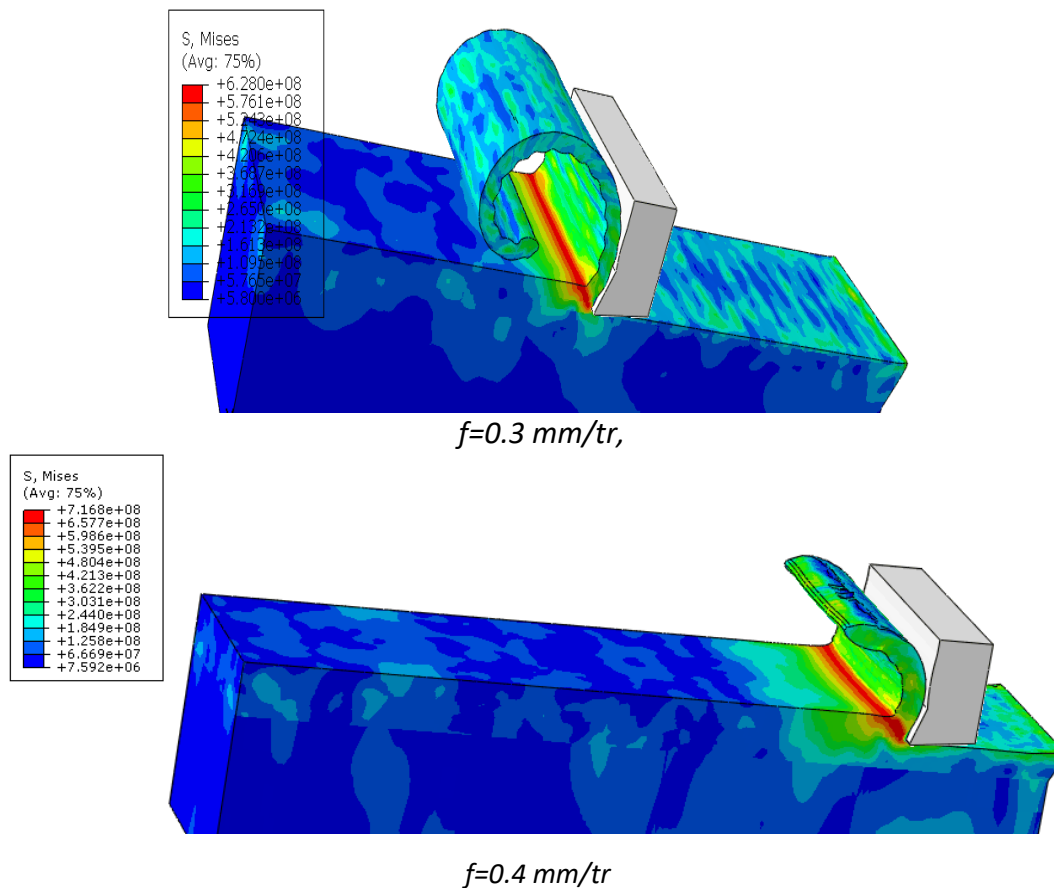


Fig.III.6 : Distribution de la contrainte de Von Mises

Nous remarquons d'après la figure III.6, l'apparition d'une zone fortement sollicitée, c'est la zone de cisaillement primaire (apparu en rouge). Les contraintes dans cette zone sont considérablement plus élevées par rapport au reste de la pièce. Dans cette région, l'outil exerce un grand effort de compression sur le matériau qui est refoulé et se sépare en deux parties le copeau et la pièce usinée. Nous remarquons aussi l'augmentation de la contrainte maximale de Von mises avec l'augmentation de la vitesse d'avance.

III.4.2.2 Effet de la vitesse de coupe sur les efforts de coupe

L'effet de la vitesse de coupe sur l'effort de coupe est montré dans la figure III.7, avec les conditions des coupes suivantes : $\gamma=17.5$, $\alpha=6$ $\mu=0.15$, $a_p=4\text{mm}$, rayon de bec $r=0.02 \text{ mm}$, avec deux vitesse d'avance, $f=0.3$ et 0.4 mm/tr , et avec des variations de vitesse coupe V_c , 200, 400 et 800 m/min.

Nous avons comparé nos résultats numériques avec des résultats expérimentaux d'un chercheur expérimenté dans le domaine de la coupe, Asad. M [ASA 10], dont les résultats de la comparaison sont présentés dans la figure III.7

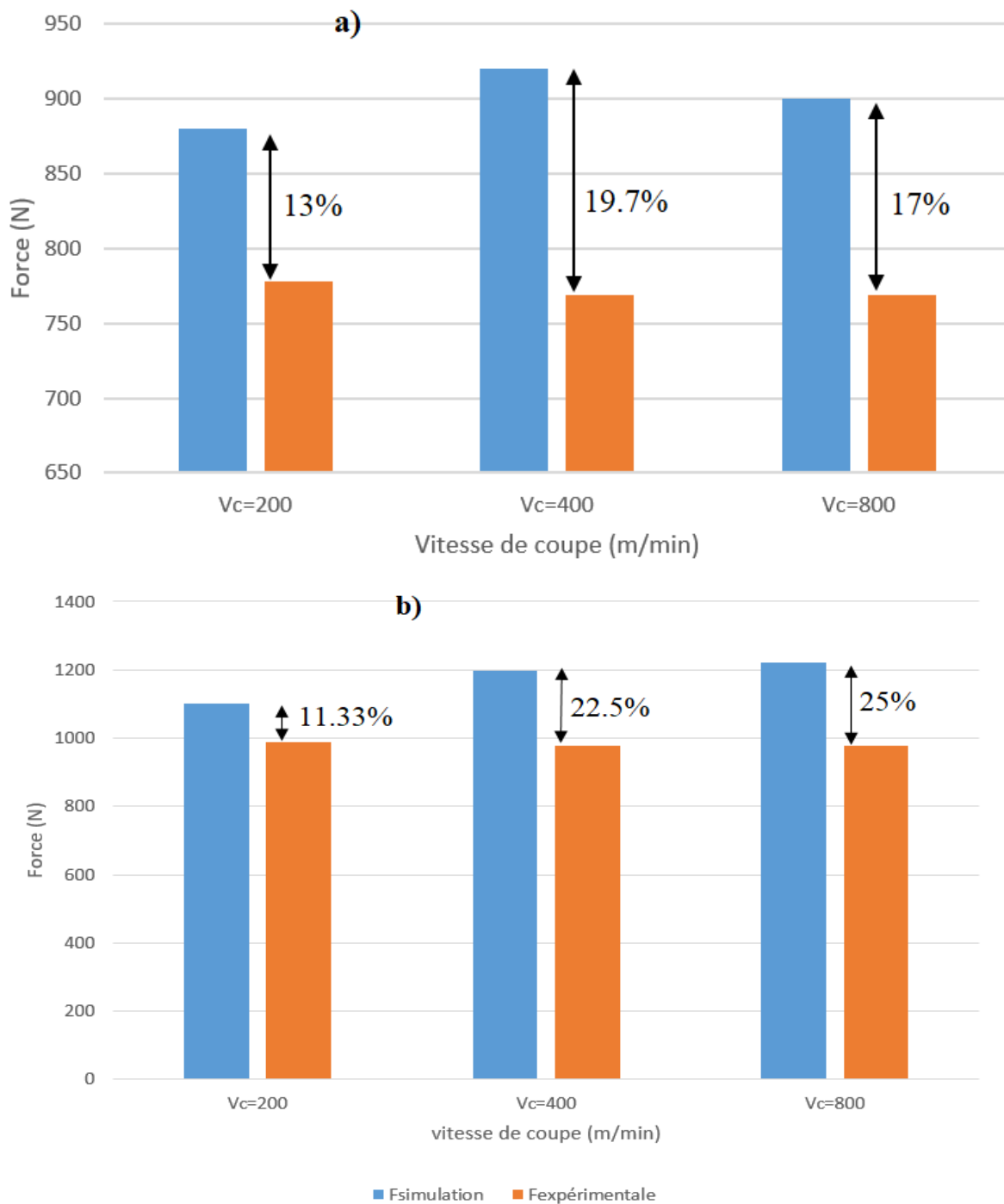


Fig. III.7 : effet de la vitesse de coupe sur l'effort de coupe avec différente vitesse d'avance, a) $f=0.3$ et b) $f=0.4$ mm/tr, numérique et expérimentale [ASA 10].

D'après la figure III.7, on observe qu'avec l'augmentation de la vitesse de coupe nous avons obtenu, avec la simulation, une légère augmentation de l'effort de coupe. Et lorsqu'on a comparé ces résultats avec l'expérimentale on a trouvé une erreur de 12 jusqu'à 25% (un peu élevé), et cela dû à la raison que nous n'avons pas prise en compte l'effet de la

température (nous avons négligé le terme de la température dans l'équation de Johnson Cook) ce qui nous a fait augmenter le pourcentage d'erreur jusqu'à 25%.

Par contre, nous avons constaté que dans les résultats expérimentaux présenté par Asad. M dans sa thèse [ASA 10] que les efforts de coupe sont presque constants pour les différentes vitesses de coupes étudiées (de 200 m/min à 800m/min).

III.4.2.3 Effet de la vitesse d'avance sur les efforts de coupe

La figure III.8 montre les résultats de simulation des efforts de coupe avec $\gamma=17.5$, $\alpha=6$, $\mu=0.15$, $a_p=4\text{mm}$, rayon de bec $r=0.02\text{ mm}$, avec des valeurs de vitesse de coupe différentes V_c , 200, 400 et 800 m/min pour deux niveau de vitesse d'avance 0.3 et 0.4 mm/tr.

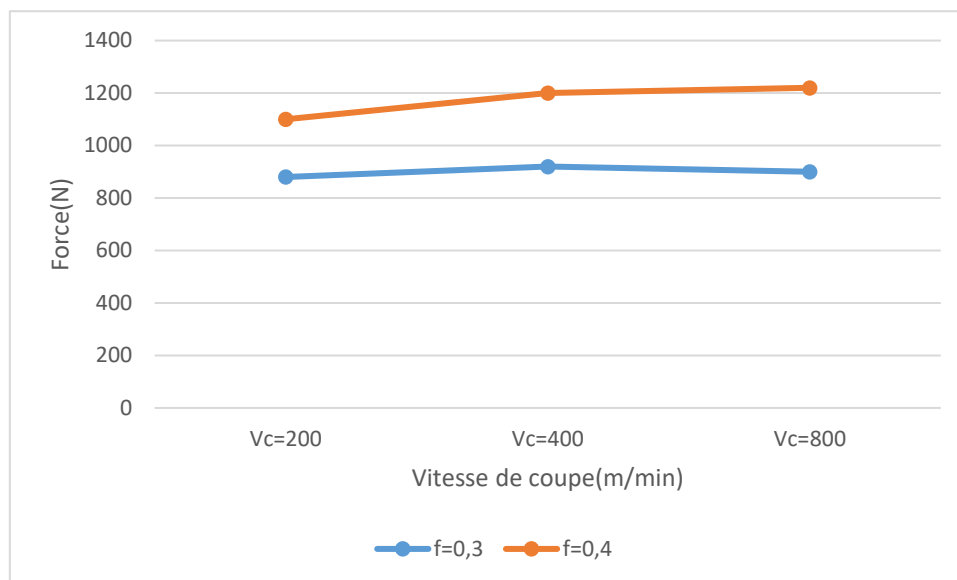


Fig. III.8 : La variation des *efforts de coupe en fonction des vitesses de coupe avec différentes avances, $f=0.3$ et 0.4mm/tr .*

D'après la figure III.8, Nous avons observé que la vitesse d'avance a une influence significative sur l'effort de coupe ; Si l'avance augmente, la section du copeau cisailé accroît, d'où le métal résiste plus à la rupture et nécessite des efforts plus grands pour l'enlèvement du copeau.

III.4.2.4 effet de la taille de grains sur l'effort de coupe

L'alliage d'aluminium 2024 (AA2024-T351) peut subir différents processus de coupe comme le tournage, le fraisage, etc. avant d'atteindre un stade de produit fini. De plus, il peut

nécessiter plusieurs procédés de traitement thermique pour diverses applications. Ces processus modifient la structure et la taille des grains, ce qui entraîne des changements importants dans les propriétés mécaniques.

La modification de la structure du grain affecte de manière significative la limite d'élasticité du matériau d'origine. Le modèle classique de plasticité JC couplé à la loi d'évolution de l'endommagement permet de simuler le comportement élasto-plastique et la rupture des matériaux ductiles. Cependant, dans la présente étude, un modèle JC modifié est utilisé qui peut tenir compte de l'effet de la taille des grains en incorporant le changement de limite d'élasticité du matériau

Pour montrer l'effet de la taille des grains nous avons utilisé la loi de Johnson-Cook modifié qui intègre la loi de Hall-petch (l'équation II.10)

La figure III.9 expose les signaux des forces de coupe obtenues à partir de l'analyse des éléments finis pour une vitesse de coupe $V_c=800\text{m/min}$, $a_p=4\text{mm}$ et $f=0.4$ et avec des tailles de grain (0,035, 0,06, et 0,17 mm).

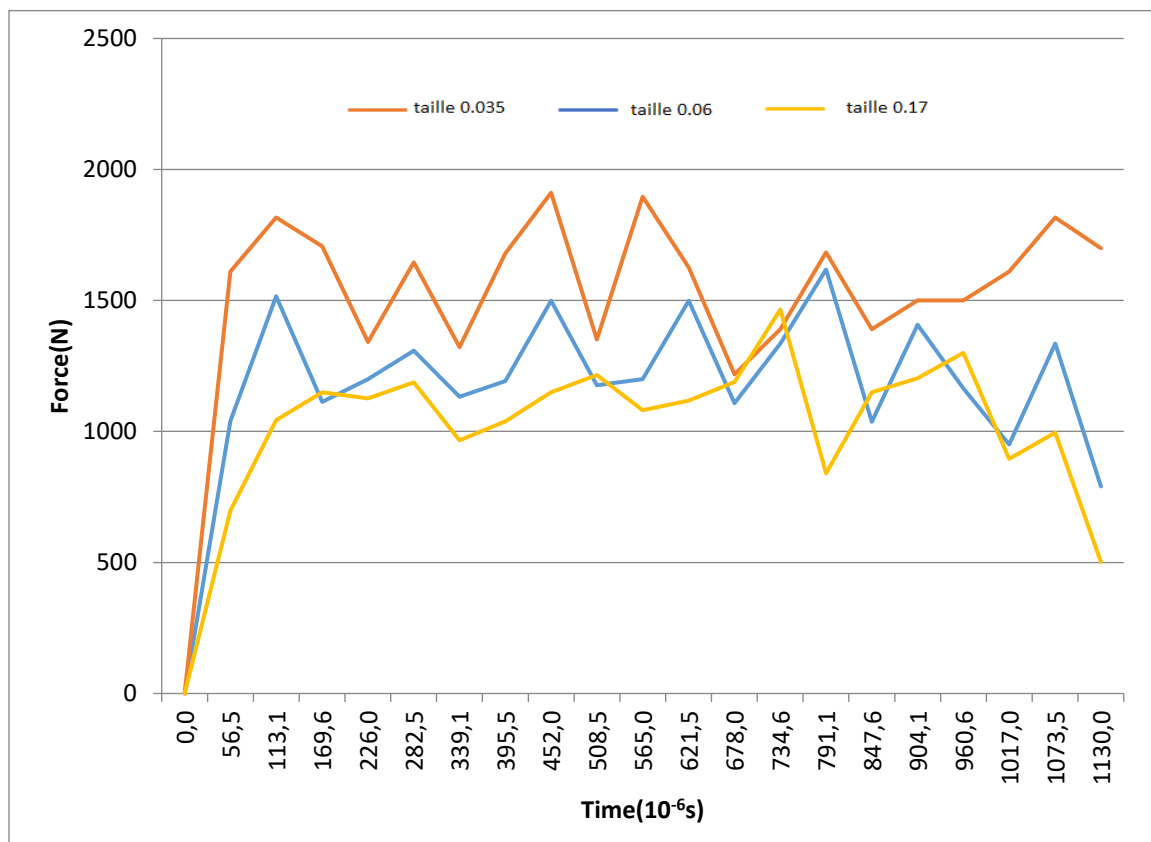


Fig. III.9 : Efforts de coupe pour différentes tailles des grains

Notez que les forces de coupe diminuent lorsque la taille des grains augmente. Cette tendance à la baisse est due à la diminution des valeurs de la limite d'élasticité en fonction de la taille des grains du matériau, comme indique la relation de Hall-Petch :

$$\sigma_y = \sigma_0 + K_{HP} \cdot d^{-1/2} \quad (III.1)$$

Tel que :

σ_y est la limite élastique

d est la taille des grains

Coefficient de frottement $\sigma_0=10\text{MPa}$

Paramètres de Hall-Petch $K_{HP} = 63 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ [IJA 17]

III.4.2.5 effet de la taille des grains sur la formation de copeau

La figure III.10 illustre la formation du copeau pour deux taille des grains, $d=0.035$ et 0.17 .

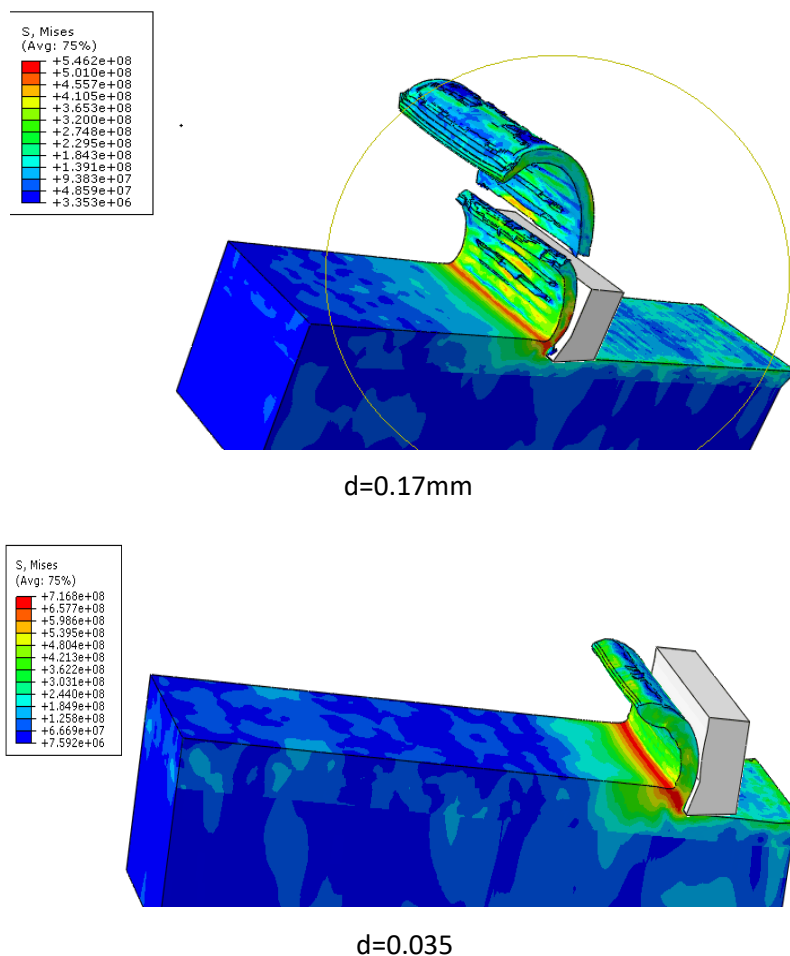


Fig. III.10 : la formation de copeau pour différentes tailles des grains

Nous observons que pour $d=0.035$ mm le copeau est continu et pour $d=0.17$ mm le copeau est fragmenté, parce que si nous augmentons la taille des grains la limite élastique diminue selon la relation de Hall-Petch et ça rend le copeau casser rapidement. Nous observons aussi la diminution de la contrainte de Von Mises avec l'augmentation de la taille des grains.

D'après les résultats de la simulation, il a été observé que la plus petite taille de grain augmente de manière significative la limite d'élasticité et, par conséquent, l'outil de coupe subit une plus grande force de réaction. Cette information est importante du point de vue de l'ingénieur de procédé qui doit concevoir le paramètre de procédé pour l'opération d'usinage.

III.4.2.6 effet de la variation des angles d'attaque sur l'effort de coupe

La figure III.11 montre l'effet de l'angle d'attaque sur les efforts de coupe pour les conditions suivants $f=0.3\text{mm/tr}$, $V_c=400$ m/min, $r=0.02$ mm, $\mu=0.15$.

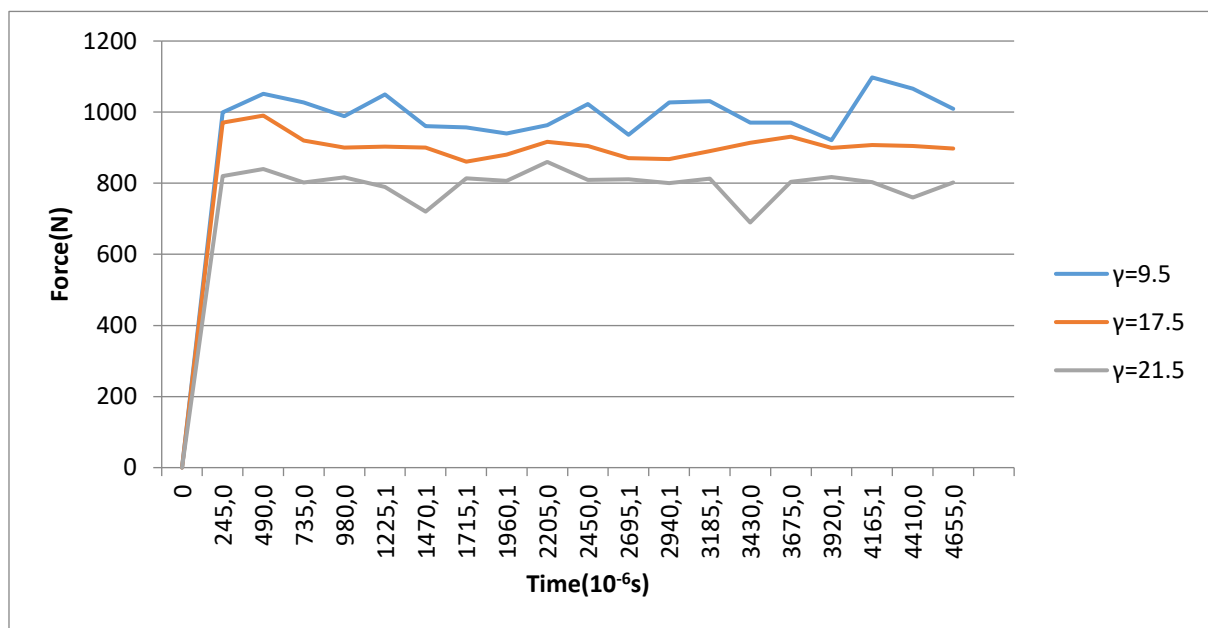


Fig. III.11 : effort de coupe pour différentes angles d'attaque

La figure III.11 montre que lorsque l'angle d'attaque γ augmente les efforts de coupes diminuent, la croissance de cet angle est limitée par la résistance à la rupture de l'arête de coupe. La valeur de cet angle doit être déterminé selon le matériau usiné ; dans l'usinage des matériau durcis, et pour rendre l'outil plus résistant mécaniquement cet angle doit être négatif.

III.4.2.7 effet de la vitesse de coupe sur la rugosité

La figure III.13 montre la rugosité pour différente vitesse de coupe, 200, 400, 800 m/min, avec $f = 0.3$ mm/tr, $\mu = 0.15$, $\gamma = 17.5$, $r = 0.02$.

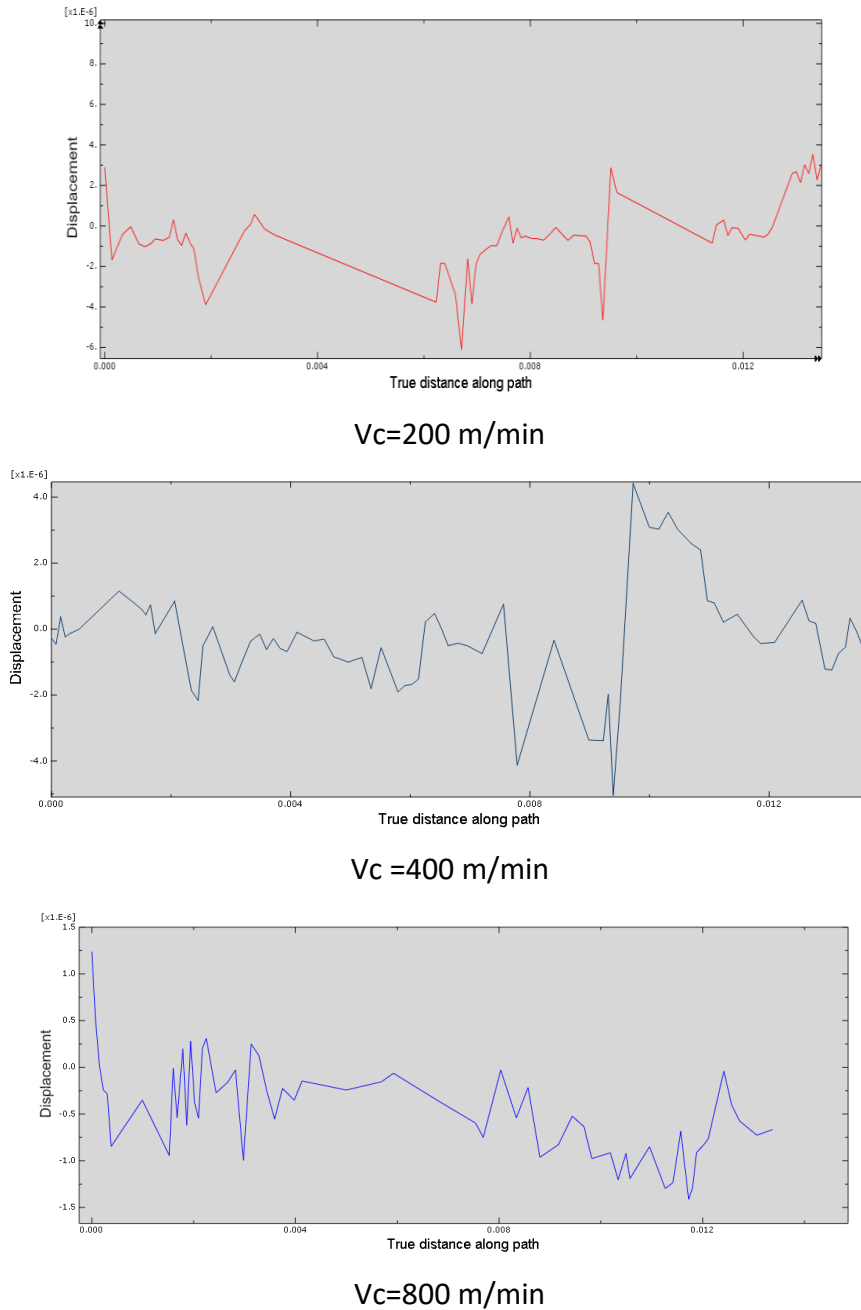


Fig. III.12 : rugosité pour différente vitesse de coupe.

Les figures montrent que, si nous augmentons la vitesse de coupe la rugosité totale des surfaces usinées diminue. Le résultat de la rugosité n'est pas très bon en raison de plusieurs facteurs introduisant dans la simulation, principalement le maillage ; il faut prendre un maillage très raffiné ce qui demande des outils informatiques puissants.

III.4.2.8 Morphologie de copeau

Des fragments de copeaux ont été photographiés à l'aide d'un microscope, et on y reconnaît des formes en dents de scie [MAB 08] (Figure III.13.b). Dans la littérature, cette morphologie est connue sous le nom de segmentation alors que la fragmentation correspond à la fracture du copeau.

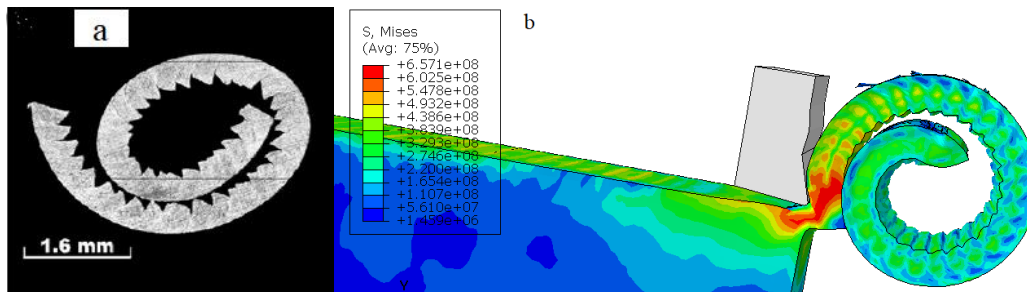


Fig. III.13 : morphologie de copeau a) réel [MAB 08] b) simulation

La segmentation est le résultat d'un état de ramollissement lors de l'interaction couple outil-matière (COM). Néanmoins, ce n'est pas le seul phénomène cédant à la segmentation des copeaux ; d'autres phénomènes peuvent participer à la formation de la forme en dents de scie du copeau tels que des microfissures préexistantes, des vibrations de machine-outil ou un contact copeau-pièce.

III.4.3 Simulation d'alliage de titane Ti-6Al-4V

Deuxièmement, Nous avons choisi l'alliage de titane Ti-6Al-4V comme matériau de la pièce.

Dans cette section, les résultats de l'analyse EF 2D sont présentés et discutés pour le processus de coupe orthogonale de d'alliage de titane Ti-6Al-4V avec changement des paramètres de coupe suivants ; la vitesse de coupe (V_c), l'avance (f), l'angle de coupe de l'outil (γ), la profondeur de passe (a_p), le coefficient de frottement et taille des grains (d). Nous allons analyser l'influence de ces dernières sur l'effort de coupe, la contrainte de Von Mises et la température.

Toutes les simulations sont effectuées dans ABAQUS/Explicit en utilisant des éléments continus quadrilatéraux à quatre nœuds couplés température-déplacement avec hypothèse de déformation plane (CPE4RT). Les géométries de la pièce et ainsi que les conditions aux limites nécessaires sont illustrées à la figure.

a) Caractéristique physique

Les propriétés physiques de l'alliage de titane Ti-6Al-4V sont présentées dans le tableau III.3. Les paramètres de l'équation constitutive de JC pour l'alliage Ti-6Al-4V ainsi que les constantes d'endommagements sont données dans le tableau III.4.

Tableau III.3: Propriétés physiques de l'alliage de titane Ti-6Al-4V. [Anh 20]

Densité(kg/m ³)	Module de Young(GPa)	Coefficient de poisson	Conductivité thermique (W/m K)	Chaleur spécifique(J/kg K)
4430	109 (50 °C)	0.34	6.8 (20 °C)	611(20 °C)
	91 (250 °C)		7.4 (100 °C)	624 (100 °C)
	75 (750 °C)		9.8 (300 °C)	674 (300 °C)
			11.8 (500 °C)	703 (500 °C)

Tableau III.4 : Paramètres constitutifs du modèle de Johnson-Cook pour l'alliage Ti-6Al-4V. [Anh 20]

σ_y (MPa)	B(MPa)	n	C	m	D1	D2	D3	D4	D5
782	498	0.28	0.028	1	-0.09	0.25	-0.5	0.014	3.87

Alors que l'outil est modélisé comme un corps rigide avec la prise en compte de la conduction de la chaleur, et les propriétés de la matière de l'outil sont données dans le tableau ci-dessous.

Tableau III.5 : propriétés physiques du matériau de l'outil [Anh 20]

E (GPa)	λ (W/mK)	C_p (J/kgK)	ρ (kg/m ³)	ν
534	50	400	11900	0.22

b) Conditions aux limites et chargement

La pièce est modélisée en déformation plane; elle est encastree à sa base. Sa longueur est de 15 mm et sa hauteur est de 4 mm, (figure III.14). L'outil est modélisé par un corps rigide, il est animé d'un mouvement de translation à une vitesse de coupe V_c . La température initiale de la pièce et de l'outil est de 25°C. la largeur de la pièce est de 3 mm. Le contact entre l'outil et la pièce usinée est considéré avec frottement dont le coefficient de frottement outil-pièce est estimé à $\mu=0.15$.

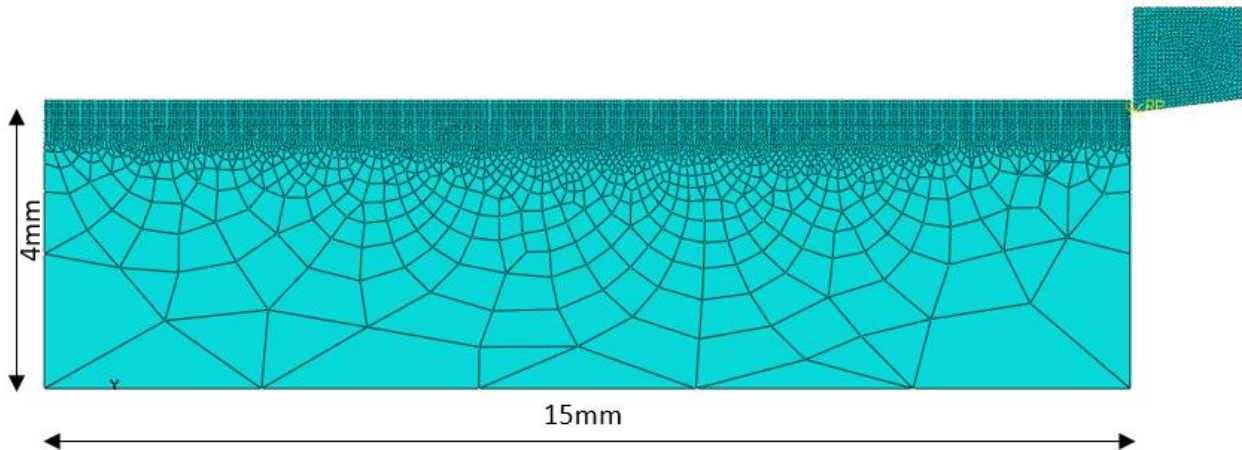


Fig.III.14 : présentations des dimensions de la pièce usinée.

III.4.4 Analyse des résultats

Dans cette section, les résultats de l'analyse EF 2D sont présentés et discutés pour le processus de coupe orthogonale de Ti-6Al-4V avec différents paramètres de coupe, la vitesse de coupe (V_c), l'angle d'attaque (γ), l'avance (f), coefficient de frottement (μ) et taille des grains. Toutes les simulations sont effectuées avec ABAQUS/Explicit.

La figure III.15 présente la distribution de contrainte de Von Mises pour $f=0.35\text{mm/tr}$, $v_c=100\text{ m/min}$ et $\gamma=0$.



Fig. III.15 : distribution de Von Mises avec $f=0.1\text{mm/tr}$, $V_c=100\text{ m/min}$ et $\gamma=0$.

La figure III.15 montre clairement la zone de cisaillement primaire (montrée en rouge), et que la contrainte maximale de Von Mises est 1243 MPa.

III.4.4.1 effet d'avance sur :

a) La distribution de la température

L'effet de l'avance (f) sur la température et sur la force de coupe est étudié dans cette section.

La figure III.16 montre les distributions de la température pour une vitesse de coupe $V_c=100\text{m/min}$, angle d'attaque $\gamma=0$ et $\mu=0.15$ pour des valeurs d'avance différentes, c'est-à-dire $f = 0,1, 0,18$ et 0.35 .

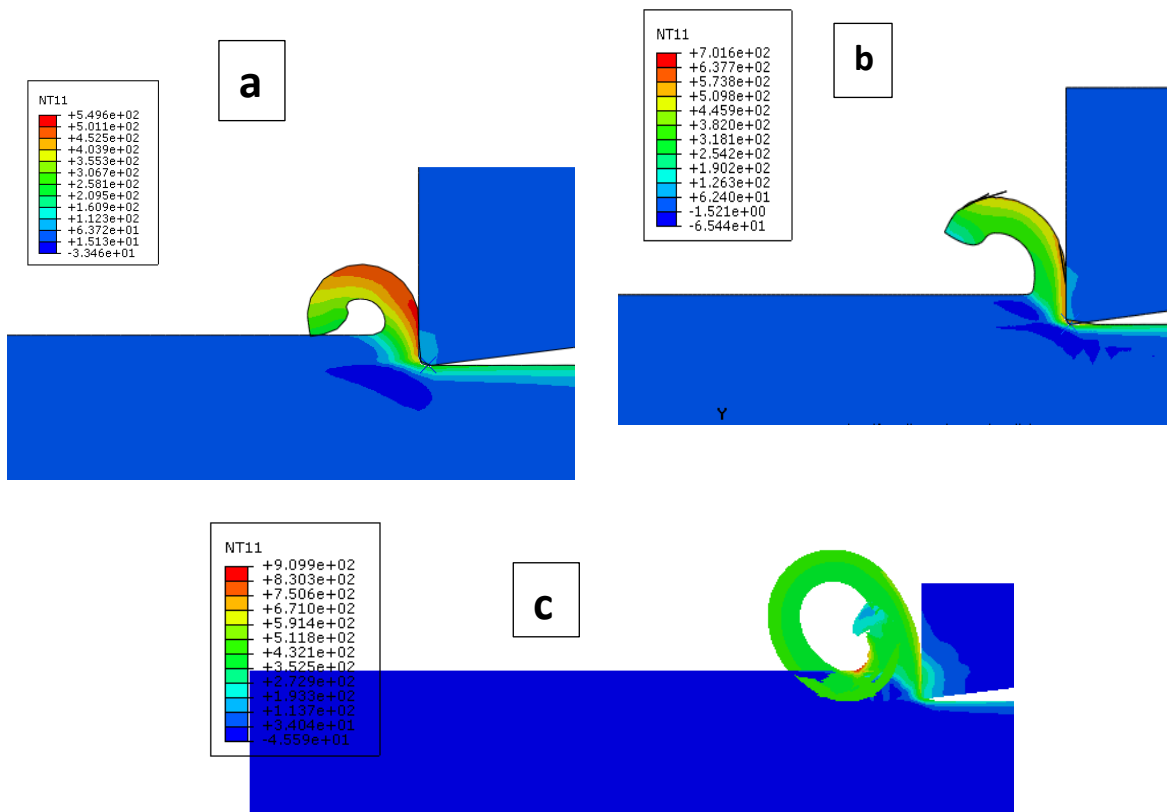


Fig.III.16 : distributions de la température pour différent vitesse d'avance. a) $f=0.1\text{mm/tr}$, b) $f= 0.18\text{ mm/tr}$ et c) $f=0.35\text{mm/tr}$

D'après la figure III.16, il est clair que la température maximale augmente considérablement lorsque la vitesse d'avance augmente, on observe aussi que la grande partie de la chaleur est évacuée dans le copeau grâce à son faible volume et sa grande conductivité.

b) L'effort de coupe résultant (Frés)

La figure III.17 montre les efforts de coupes pour une vitesse de coupe $V_c=100\text{m/min}$, angle d'attaque $\gamma=0$ et $\mu=0.15$ pour des valeurs d'avance différentes, c'est-à-dire $f = 0.1, 0.18, 0.3, 0.35$ et 0.4 mm/tr.

Les résultats numériques de notre étude sont comparés avec les résultats expérimentales de D.I. YAMEOGO. [YAM 19]

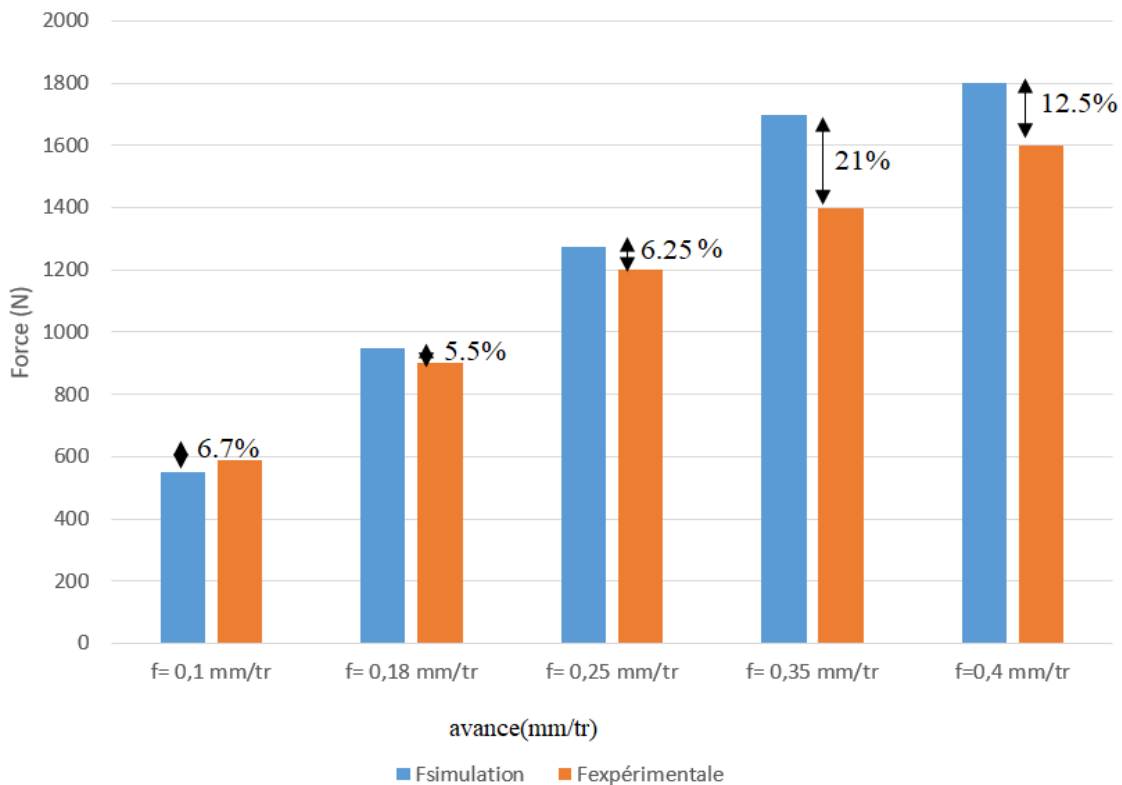


Fig. III.17 : effort de coupe pour différente avance, expérimentale ([YAM 19]) et numérique.

D'après la figure III.17, nous observons que si l'avance augmente les efforts de coupe augmentent ; Ce résultat est obtenu puisque l'augmentation de la vitesse d'avance équivaut à une augmentation du flux de matière enlevée. Nous trouvons que les résultats numériques concordent bien avec les résultats expérimentaux.

III.4.4.2 effet de vitesse de coupe sur :

a) Température

L'effet de la vitesse de coupe sur la température et sur la force de coupe est étudié dans cette section.

La figure III.18 montre les distributions de la température pour une avance 0.1 mm/tr, angle d'attaque $\gamma=0$ et coefficient de frottement $\mu=0.15$ avec des valeurs de vitesse coupe différentes, $V_c=100, 200, 300$ m/min.

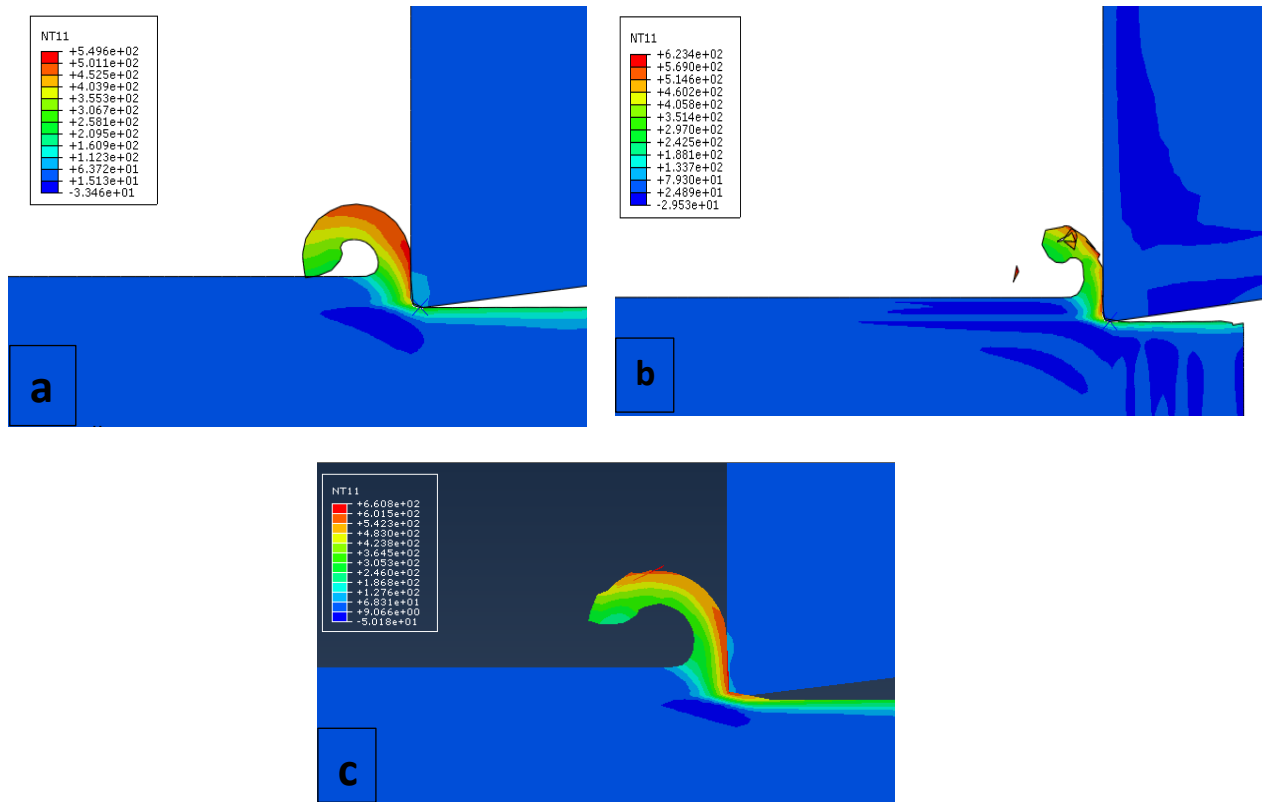


Fig. III.18 : distributions de la température pour différente vitesse de coupe,
a) $V_c=100$ m/min, b) $V_c=200$ m/min, c) $V_c=400$ m/min

D'après la figure III.18, il est clair que la température maximale augmente considérablement lorsque la vitesse de coupe augmente.

b) L'effort de coupe résultant (Frés)

La figure III.19 montre les efforts de coupe en fonction de la vitesse de coupe, expérimentale et simulation, pour $f=0.1$ mm/tr, $\gamma=0$ et $\mu=0.15$

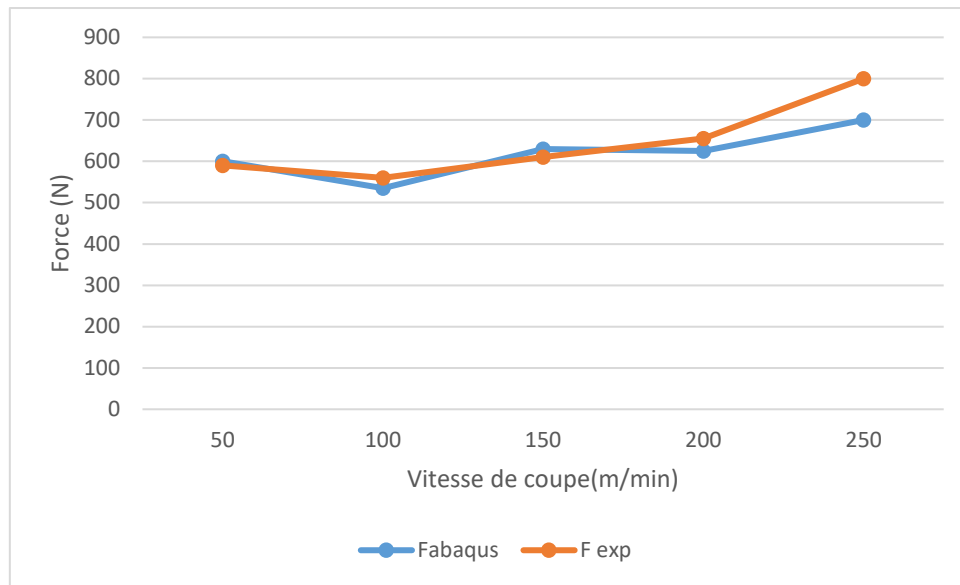


Fig. III.19 : effort de coupe pour différentes vitesses de coupe, expérimentales ([YAM 19]) et numériques, avec $f=0.1$, $\gamma=0$ et $\mu=0.15$.

D'après la figure III.19, on observe que les valeurs des efforts de coupe obtenus par logiciel ABAQUS concordent bien avec les résultats expérimentaux, et les efforts de coupe augmentent légèrement lorsque la vitesse de coupe augmente de 50 m/min à 250 m/min.

III.4.4.3 effet d'angle d'attaque sur l'effort de coupe

L'effet de l'angle d'attaque sur la force de coupe est étudié dans cette section.

La figure III.20 montre les efforts de coupe pour différents angles d'attaque γ , +21, +9, 0, -9, -21, tel que $f=0.15$, $V_c=100$ m/min et $\mu=0.15$.

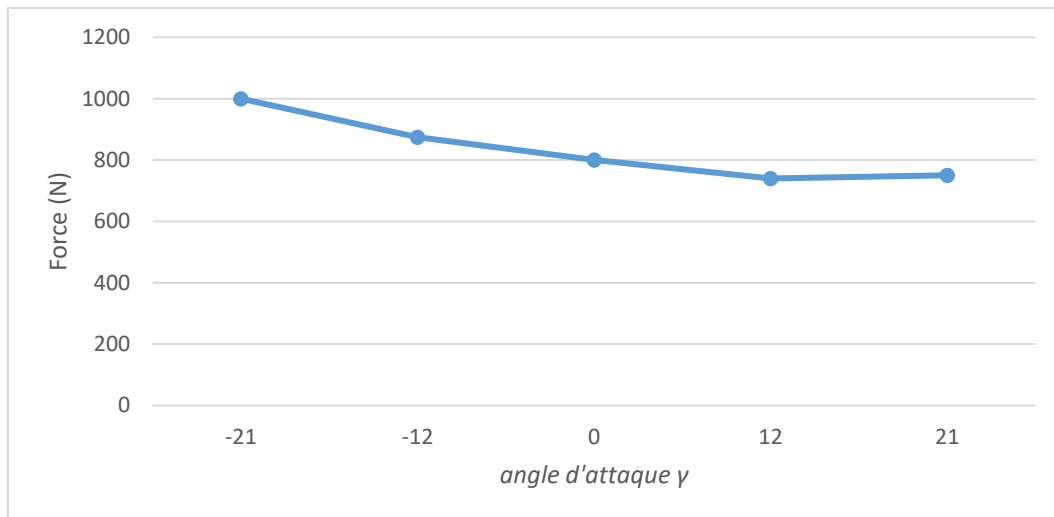


Fig. III.20 : effort de coupe en fonction de différents angles d'attaque, $f=0,15\text{mm/tr}$, $V_c=100\text{m/min}$.

D'après la figure III.20, on observe que les valeurs des efforts de coupe diminuent lorsque l'angle d'attaque augmente.

III.4.4.4 effet de la profondeur de passe sur l'effort de coupe

La figure III.21 montre les efforts de coupe pour différentes profondeurs de passe $a_p = 1, 2, 3, 4$ mm, tel que $f=0,2$, $V_c=150\text{m/min}$ et $\gamma=0$.

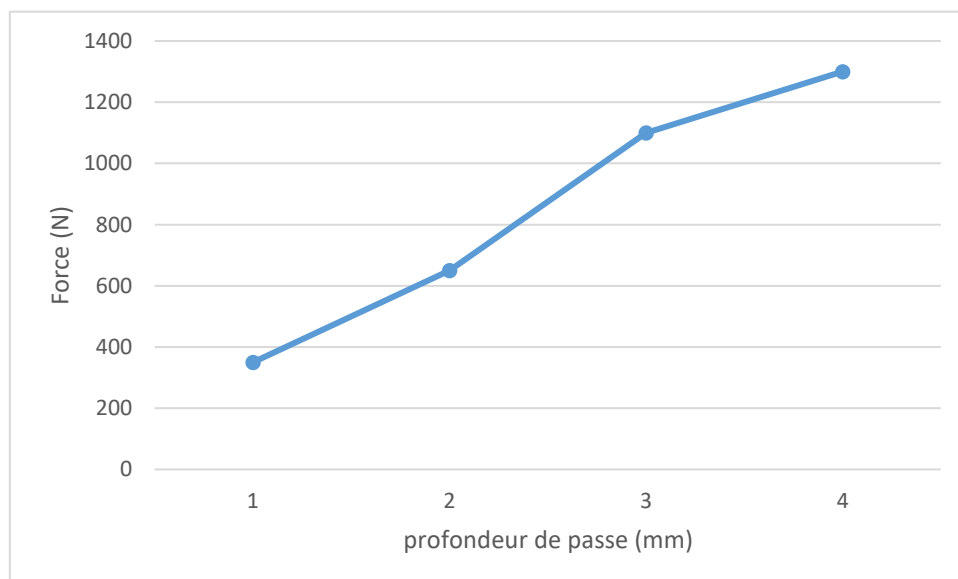


Fig. III.21 : efforts de coupe en fonction de la profondeur de passe.

D'après la figure III.21, les efforts de coupe augmentent fortement, de 350N jusqu'à 1300N si la profondeur de passe augmente de 1 à 4 mm, puisqu'avec l'augmentation de la profondeur

de passe la section du copeau augmente ce qui conduit à l'augmentation de la quantité de matière à enlever qui nécessite des efforts de coupe énormes.

III.4.4.5 effet du coefficient de frottement sur :

a) Effort de coupe résultant (Frés)

Le coefficient de frottement entre l'interface outil-copeau joue également son rôle sur les valeurs d'effort de coupe résultantes.

L'effet du coefficient de frottement μ sur les efforts de coupe pour $f=0,2$ mm/tr, $V_c=150$ m/min, $a_p=1$ mm est illustré à la figure III.22

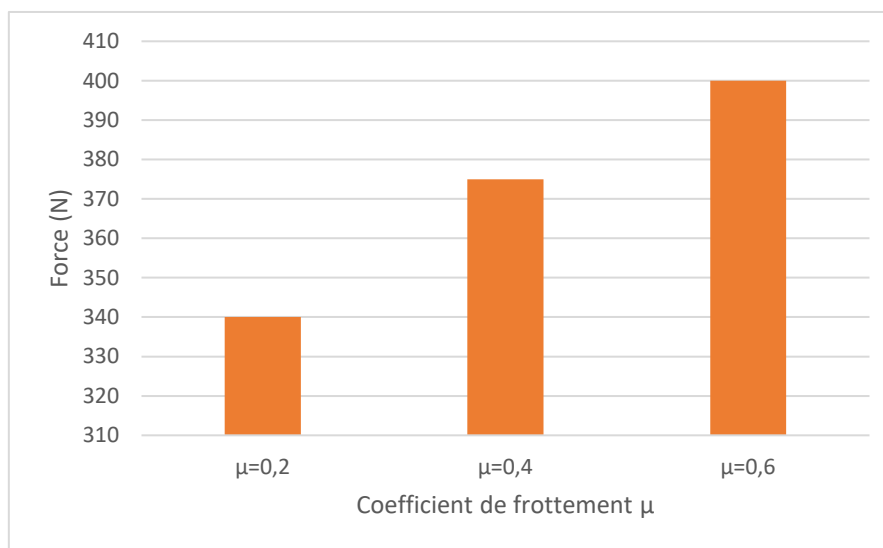


Fig.III.22: effort de coupe en fonction de coefficient de frottement μ , $f=0,2$ mm/tr, $V_c=150$ m/min, $a_p=1$ mm.

D'après la figure III.22, nous constatons que le coefficient de frottement influence les forces de coupe, mais pas beaucoup. Lorsque le coefficient de frottement augmente de 0.2 à 0.6 la force augmente de 340 N à 400 N.

b) Température

L'effet du coefficient de frottement μ sur la distribution de température de coupe pour $f=0,2$ mm/tr, $V_c=150$ m/min et $a_p=1$ mm illustré à la figure III.23.

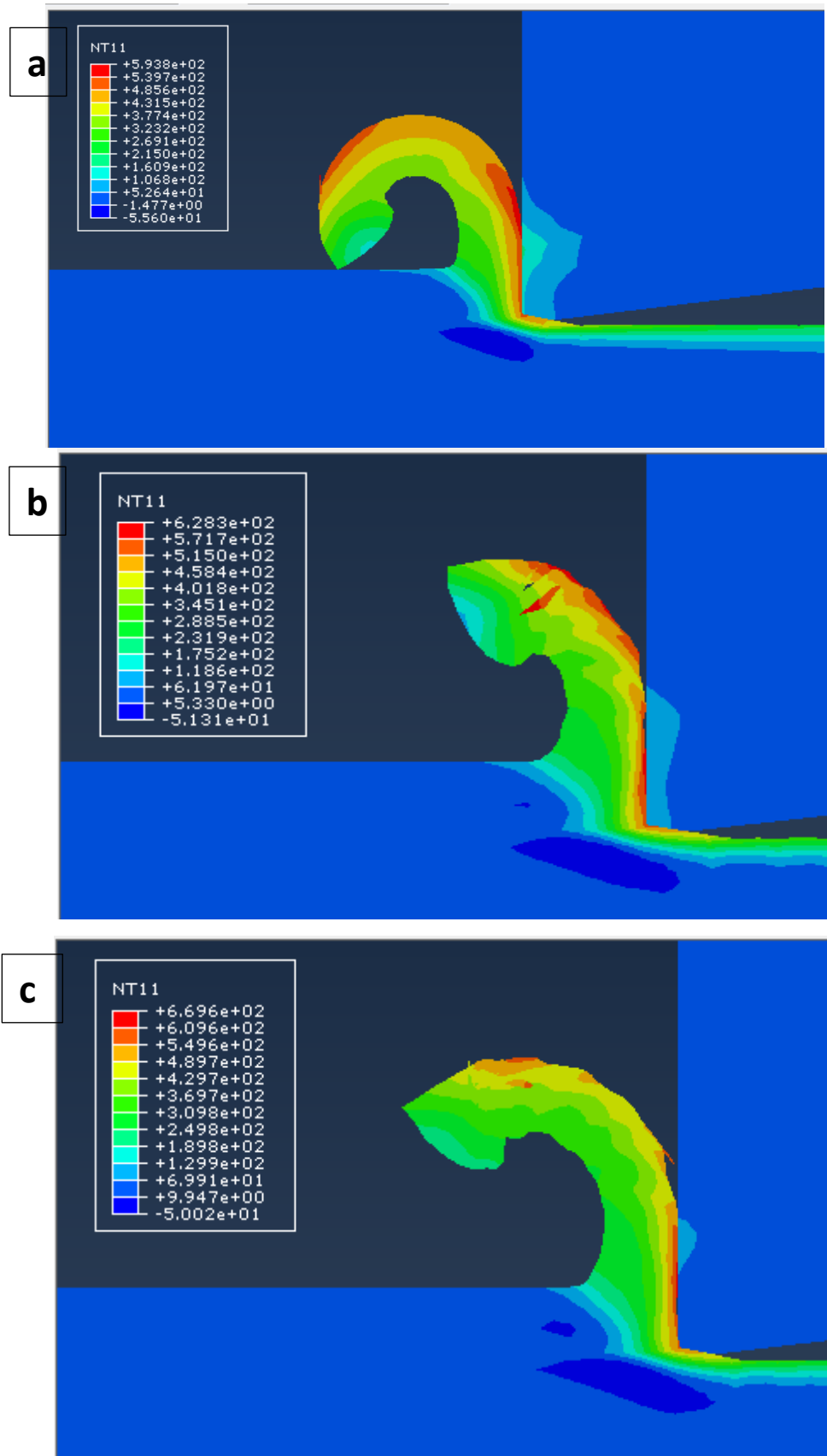


Fig. III.23 : distribution de la température pour différents coefficients de frottement,

a) $\mu=0.2$, b) $\mu=0.4$, c) $\mu=0.6$

D'après la figure III.23, nous remarquons que la valeur du coefficient de frottement affecte sensiblement le profil de température. Nous observons que la température maximale augmente de 590°C à 670°C pour des valeurs de coefficient de frottement μ de 0,2 et 0,6 respectivement.

En effet, la valeur du coefficient de frottement dépend de la qualité des deux surfaces de coupe, c'est-à-dire de surface de l'outil et de la pièce, et un contrôle direct sur ce paramètre de coupe est difficile à atteindre.

III.4.4.6 effet de la taille des grains

L'alliage Ti-6Al-4V comme d'autres matériaux, pendant l'usinage peut subir différents processus de coupe comme le tournage, le fraisage, etc. avant d'atteindre un stade de produit fini. De plus, il peut subir plusieurs procédés de traitement thermique pour diverses applications. Ces processus modifient la structure et la taille des grains, ce qui entraîne des changements importants dans les propriétés mécaniques.

De nouveau, on va utiliser la relation de Hall–Petch $\sigma_y = \sigma_0 + k_{HP} d^{-1/2}$. où $k_{HP} = 416 \text{ MPa } \mu\text{m}^{-1/2}$, et $\sigma_0 = 680 \text{ MPa}$ pour $d \in [0.6, 7.5 \mu\text{m}]$ [BEN 19].

a) Effet de taille des grains sur l'effort de coupe

La figure III.24 montre les signaux des forces de coupe obtenues à partir de l'analyse des éléments finis pour $V_c=150\text{m/min}$, $f=0.2 \text{ mm/tr}$, $a_p=3 \text{ mm}$, $\gamma=0$ et avec des tailles des grains (0.7, 1.5, 3, 7.5 μm).

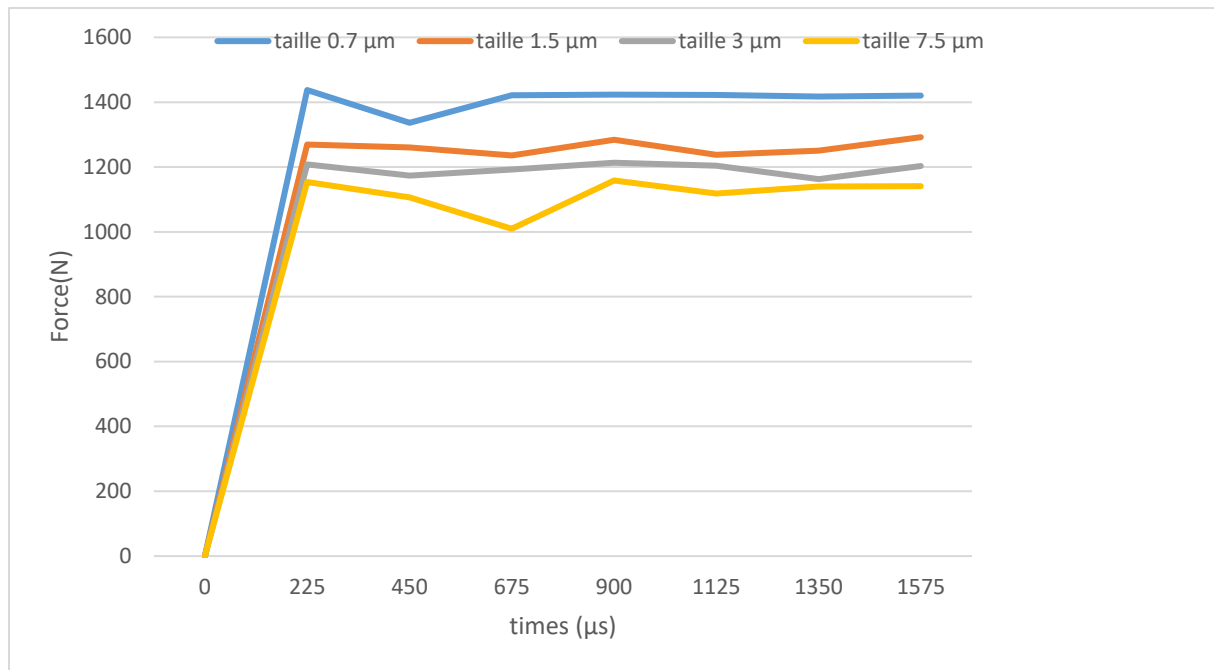


Figure III.24 : l'effort de coupe en fonction de temps pour différentes tailles de grain.

La figure III.24 confirme que, les forces de coupes diminue à mesure que la taille du grain augmente, et cela dû à l'augmentation de la limite élastique ce qui demande une force plus grand pour atteindre la limite élastique et déformer plastiquement la matière et pour finalement enlever le copeau.

b) Effet de taille des grains sur la contrainte de Von Mises

La figure III.25 montre les profils de Von Mises obtenus à partir de l'analyse des éléments finis pour $V_c=150\text{m/min}$, $f=0.2\text{ mm/tr}$, $a_p=3\text{ mm}$, $\gamma=0$ et avec différentes tailles des grains (0.7, 1.5, 3, 7.5 μm).

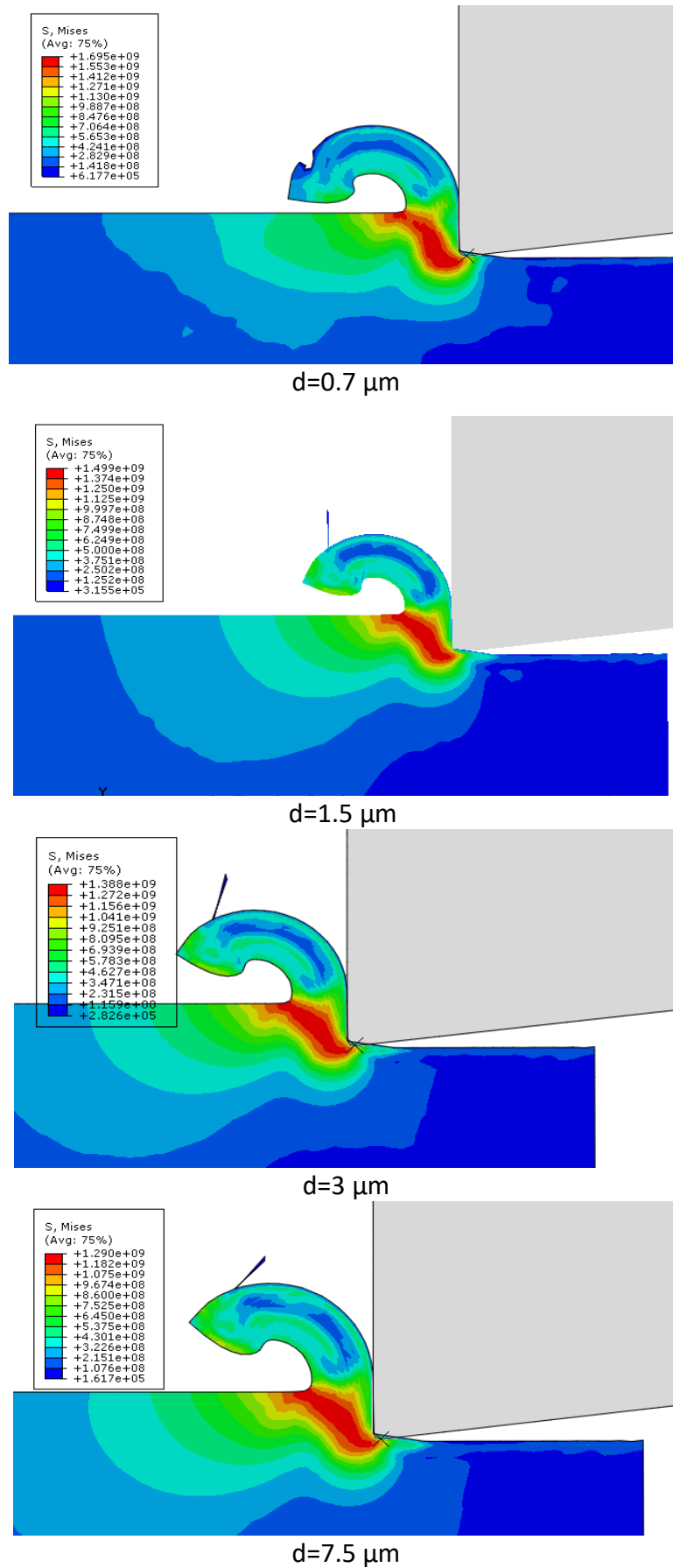


Fig. III.25 : profil de Von Mises pour les différentes tailles des grains

D'après la figure III.25, il est très clair qu'avec l'augmentation de la taille des grains de $0.7\mu\text{m}$ à $7.5\mu\text{m}$ la valeur de la contrainte maximale de Von Mises diminue presque de 25%, de 1695 MPa à 1290 MPa.

a) Effet de la taille du grain sur la distribution de température

La figure III.26 présente les distributions des températures obtenues à partir de l'analyse des éléments finis pour $V_c=150\text{m/min}$, $f=0.2\text{mm/tr}$, $a_p=3\text{mm}$, $\gamma=0$ et avec différentes tailles des grains (0.7 , 1.5 , 3 , $7.5\mu\text{m}$).

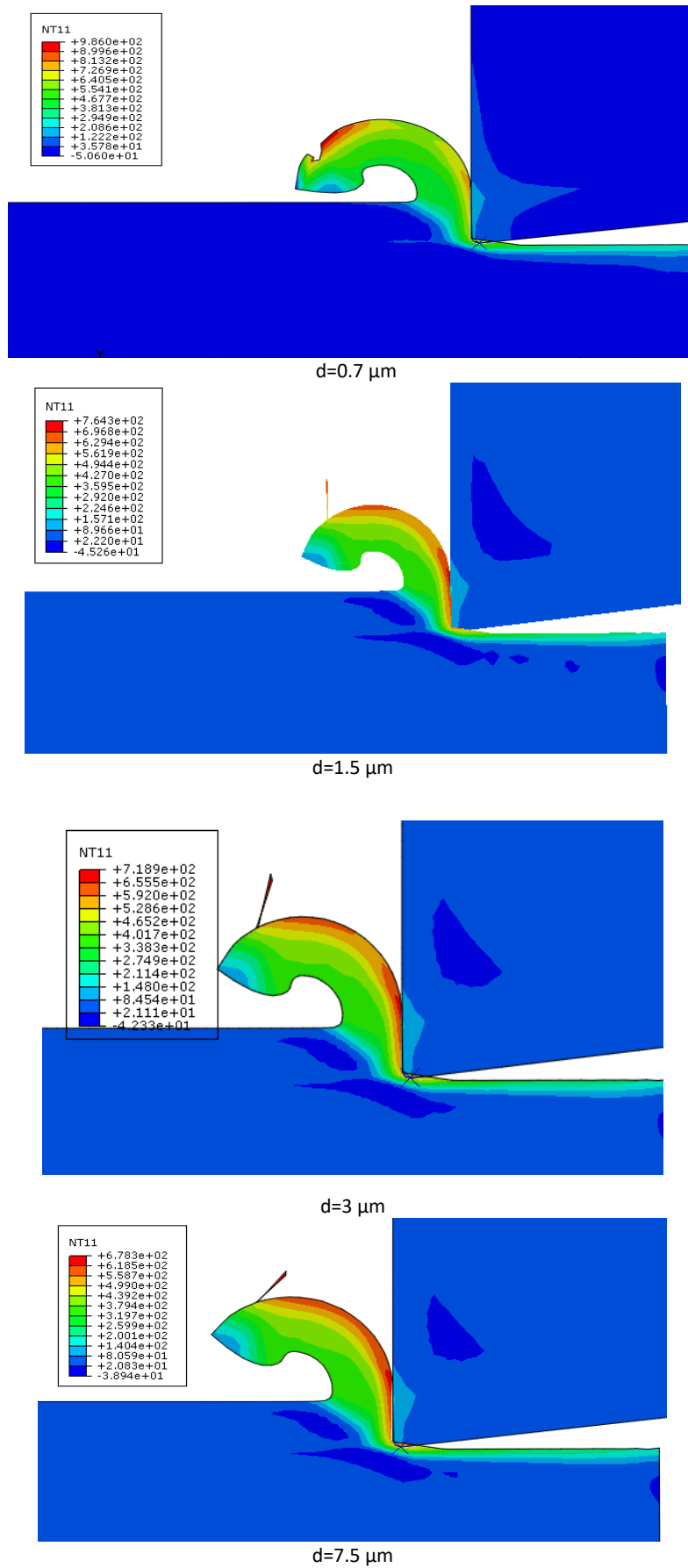


Fig. III.26 : distribution de la température pour différentes tailles des grains

D'après La figure III.26, on remarque que le maximum de la température diminue de 986 à 678 °C avec l'augmentation de taille des grains de 0.7 à 7.5 μm .

III.5 Conclusion

Dans ce chapitre, une étude approfondie est menée sur des différents paramètres qui influencent le processus de tournage de l'alliage d'aluminium AA2024 et de l'alliage de titane Ti-6Al-4V à l'aide de l'analyse par éléments finis. L'authenticité du travail par éléments finis est vérifiée en comparant les résultats avec les données expérimentales disponibles. L'effet de quelques paramètres différents tels que la vitesse de coupe, l'avance, l'angle de coupe, le coefficient de frottement et de taille des grains sur la force de réaction résultante, sur la contrainte de Von mises et sur la distribution de la température est étudié.

Sur la base des résultats de notre travail, les conclusions suivantes sont tirées :

- L'effet de la vitesse de coupe est le coefficient de frottement sur les efforts de coupes sont peu significatives. D'autres part l'avance et la profondeur de passe a une forte influence sur l'effort de coupe.
- Avec l'augmentation de la vitesse de coupe et le coefficient de frottement on observe une augmentation de la température.
- Et avec l'augmentation de l'angle d'attaque, la force de coupe diminue.
- La taille des grains a une influence significative sur l'effort de coupe, la contrainte de Von Mises et sur la température. Si la taille des grains raffine la limite élastique augmente (selon la loi de Hall-Petch), et par conséquence les efforts de coupes, la contrainte de Von Mises et la température augmentent.

Conclusion générale

La compréhension de la formation du copeau et les efforts des coupes qui en découlent est une activité qui mobilise de nombreux chercheurs depuis au moins un siècle avec les travaux de Tresca et qui n'a pas encore atteint son objectif final, un unique modèle physique de la coupe. Ces travaux de ce mémoire se sont attachés à faire une modélisation numérique de coupe orthogonale dans l'optique de prédire les efforts de coupe, la température, contrainte...etc.

On a utilisé la loi de comportement de Johnson-Cook couplé à la loi d'évolution de l'endommagement pour simuler le comportement élasto-plastique et la rupture de l'alliage d'aluminium AA 2024-T351 et de titane Ti-6Al-4V.

On a utilisé la modification de modèle Johnson-Cook qui peut tenir compte de l'effet de la taille des grains en incorporant le changement de la limite d'élasticité du matériau.

La simulation 3D et 2D par éléments finis du processus de tournage d'un alliage d'aluminium AA2024-T351 et d'un alliage de titane Ti-6Al-4V ont été réalisées avec différentes conditions d'usinage à l'aide de logiciel ABAQUS/Explicit. Les résultats de la simulation ont été comparés aux données expérimentales.

Sur la base des résultats de notre travail, les conclusions suivantes sont tirées :

- L'effet de la vitesse de coupe est le coefficient de frottement sur les efforts de coupes sont peu significatives. Par contre, l'avance et la profondeur de passe influent fortement sur l'effort de coupe.
- Avec l'augmentation de la vitesse de coupe et le coefficient de frottement on observe une augmentation de la température.
- Et avec l'augmentation de l'angle d'attaque, la force de coupe diminue.
- La taille des grains a une influence importante sur l'effort de coupe, la contrainte de Von Mises et sur la température. Si la taille des grains raffine la limite élastique augmente (selon la loi de Hall-Petch), et par conséquent les efforts de coupes, la contrainte de Von Mises et la température augmentent.

En générale, on peut conclure que la méthode des éléments finis peut s'avérer être un outil très efficace pour analyser divers aspects du processus de coupe des métaux, s'il est

utilisé avec prudence. Les contraintes, les déformations, les températures et de nombreux autres résultats obtenus à partir des simulations par la méthode des éléments finis aident fortement à comprendre le mécanisme de base de la formation des copeaux dans différentes conditions de coupe. Cela aide par conséquent à la conception de l'outil de coupe, à l'optimisation des paramètres de coupe pour une durée de vie plus longue et une bonne finition de surface, à la prévision de la croissance de l'usure de l'outil...etc. conduisant ainsi à une productivité plus élevée.

REFERENCES BIBLIOGRAPHIQUES

- [AMR 12] A. PRIYADARSHINI et autres. « Finite Element Modeling of Chip Formation in Orthogonal Machining » Department of Mechanical Engineering, Indian Institute of Technology. (2012).
- [Anh 20] A.Li et autres, « Effect of cutting parameters and tool rake angle on the chip formation and adiabatic shear characteristics in machining Ti-6Al-4V titanium alloy » The International Journal of Advanced Manufacturing Technology. (2020)
- [AOU 14] H. AOUIClet autres, « Coupe des métaux : Étude de l'usinabilité de l'acier AISI H11 a l'état traité par le CBN7020 » Presses Académiques Francophones. (2014).
- [ASA 14] M. ASAD et autres, «On the turning modeling and simulation: 2D and 3D FEM approaches » Mechanics & Industry. (2014).
- [AUR 09] A. MAUREL-PANTEL. « Etude expérimentale et modélisation par éléments finis du procédé de fraisage : Applications à l'identification paramétrique des lois de comportement. Mécanique » Thèse de Doctorat Université de Franche-Comté. NNT : 2009BESA2017 (2009).
- [BEN 19] F.BENMESSAOUD et autres. « Role of grain size and crystallographic texture on tensile behavior induced by sliding mechanism in Ti-6Al-4V alloy» Materials Science & Engineering (2019).
- [CEL 13] A. CELLIER. « Etude du fraisage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V Influence des angles de coupe et des rayons de bec sur l'intégrité de surface et la limite d'endurance des pièces» Thèse de Doctorat l'université François – Rabelais de Tours Discipline/ Spécialité : Mécanique.(2013)
- [CER 00] E.CERETTI et autres. « Turning simulations using a three-dimensional FEM code » Journal of Materials Processing Technology. Vol. 98, pp. 99-103 (2000).
- [CHE 19] W.CHENG. « *Modélisation de l'usinage de l'alliage de titane Ti-6Al-4V utilisant un modèle constitutif prenant en compte l'état de contrainte dans la zone de déformation*» Thèse de Doctorat l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers Spécialité " Génie Mécanique – Procédés de Fabrication "(2019)
- [DASS] <https://www.3ds.com/productsservices/simulia/products/abaqus/abaqusexplicit/>
- [HIM 09] L. HIMED. « Modélisation et simulation de la coupe orthogonale en utilisant un code de calcul par la méthode des éléments finis » Thèse de magistère. Université de Batna (2009).
- [IJA 17] H. IJAZ et autres. « MODIFIED JOHNSON-COOK PLASTICITY MODEL WITH DAMAGE EVOLUTION: APPLICATION TO TURNING SIMULATION OF 2XXX ALUMINIUM ALLOY» journal of mechanics (2017)
- [IJA 18] H. IJAZ et autres. « 2D Finite Element Modeling and Analysis of Dry Turning Process of Aeronautic Aluminium. International Journal of Engineering & Technology» (2018)
- [KIM 96] K.KIM et H. SIN, « Development of a thermo-viscoelastic cutting model using finite element method » International journal of machine tools and manufacture. Vol. 36(3), pp.379-397 (1996).
- [KLO 01] F. KLOCKE et autres « Examples of fem application in manufacturing technology », Journal of Materials Processing Technology. Vol. 120, pp. 450–457 (2001).
- [KON 12] F. KONE, « Étude expérimentale, modélisation et simulation numérique de l'usinage à sec des aciers inoxydables : Étude de l'effet des revêtements mono et multi couches» Thèse pour obtenir le grade de Docteur de l'Université de Lorraine (2012).
- [LIM 11] J. LIMIDO et autres, « Metal cutting modelling SPH approche» Int. J. Machining and Machinability of Materials. Vol. 9(3/4), pp.177–196 (2011).

- [MAB 08] T.MABROUKI et autres. « *Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351)*» *International Journal of Machine Tools & Manufacture*.(2008)
- [MOV 00] M. MOVAHHEDY et autres, « Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian-Eulerian finite-element method» *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 103, p. 267–275 (2000).
- [OGU 21] O LYNEN. I et autres, « Real 3D turning simulation of materials with cylindrical shapes using ABAQUS/Explicit» *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering* (2021).
- [SAB_09] S. PHILIPPE. « Développement d’une formulation arbitrairement lagrangienne eulérienne pour la simulation tridimensionnelle du laminage de produits plats» *Mécanique [physics.med-ph]*. École Nationale Supérieure des Mines de Paris, (2009).
- [SAN 21] Document extrait du manuel de formation SANDVIK : fraisage, tournage et perçage. <https://www.sandvik.coromant.com/fr-fr/pages/default.aspx> (2021).
- [VEI 13] C.VEIGA et autres. « REVIEW ON MACHINABILITY OF TITANIUM ALLOYS: THE PROCESS PERSPECTIVE » (2013)
- [YAM 19] D.YAMEOGO. « étude expérimentale et modélisation multi-physique de l’évolution de la microstructure dans les procédés d’usinage de l’alliage de titane Ti-6Al-4V» thèse de doctorat à l’université de Lorraine.(2019)
- [Yi_Zeng] YI.ZENG manufacturer and stocklist <http://fr.czyzindustry.com/info/2024-aluminum-properties-strength-and-uses-58079292.html>
- [ZER 18] B. ZERAMDINI, « Apport des méthodes de remaillage pour la simulation de champs localisés. Validation en usinage par corrélation d’images» Thèse pour obtenir le grade de docteur délivré par l’école nationale supérieure d’arts et métiers (2018).

Résumé :

Aujourd'hui, dans les différents secteurs de l'industrie, il existe une forte demande de l'alliage de titane Ti-6Al-4V et l'alliage d'aluminium AA2024, qui ont une large gamme de propriétés. Par conséquent, il est intéressant pour les chercheurs de développer des procédés de fabrication optimum. L'objectif principal de ce travail est la présentation d'un modèle numérique par éléments finis pour la découpe orthogonale pour améliorer la compréhension des phénomènes physiques accompagnant la découpe de ces alliages. Pour le modèle numérique, le comportement du matériau et son critère de rupture sont basés sur le modèle de Johnson-Cook. Le modèle de Johnson-Cook (JC) est modifié en utilisant la loi de Hall-Petch afin d'incorporer l'effet de la taille des grains du matériau. Dans le modèle proposé, les capacités du logiciel Abaqus/explicit ont été exploitées pour coupler l'endommagement du matériau et son énergie de rupture.

Mots clés : Coupe orthogonale, méthodes des éléments finis, Johnson-Cook, Hall-Petch, Abaqus,

ملخص:

اليوم ، في مختلف قطاعات الصناعة ، هناك طلب كبير على سبائك التيتانيوم Ti-6Al-4V وسبائك الألومنيوم AA2024 ، والتي لها مجموعة واسعة من الخصائص. لذلك ، من المثير للاهتمام للباحثين تطوير عمليات التصنيع المثالي. الهدف الرئيسي من هذا العمل هو تقديم نموذج رقمي للقطع المتعامد لتحسين فهم الظواهر الفيزيائية المصاحبة لقطع هذه السبائك. بالنسبة للنموذج العددي ، يعتمد سلوك المادة ومعيار كسرها على نموذج Johnson-Cook. تم تعديل نموذج Johnson-Cook (JC) باستخدام قانون Hall-Petch لدمج تأثير حجم حبيبات المواد. في النموذج المقترح ، تم استغلال قدرات برنامج / Abaqus برنامج صريح لمزاوجة الضرر الناتج عن المادة وطاقة الكسر الخاصة بها.

الكلمات المفتاحية: القطع العمودي، طريقة العناصر المحدودة، Johnson-Cook، Hall-Petch، Abaqus، سبائك التيتانيوم Ti-6Al-4V، سبائك الألومنيوم AA2024

Abstract :

Today, in different sectors of industry, there is a high demand for titanium alloy Ti-6Al-4V and aluminum alloy AA2024, which have a wide range of properties. Therefore, it is interesting for researchers to develop optimum manufacturing processes. The main objective of this work is the presentation of a finite element numerical model for orthogonal cutting to improve the understanding of the physical phenomena accompanying the cutting of these alloys. For the numerical model, the behavior of the material and its failure criterion are based on the Johnson-Cook model. The Johnson-Cook (JC) model is modified using the Hall-Petch law to incorporate the effect of material grain size. In the proposed model, the capacities of the Abaqus/explicit software have been exploited to couple the damage of the material and its fracture energy.

Keywords: Orthogonal cutting, finite element methods, Johnson-Cook, Hall-Petch, Abaqus, AA2024 aluminum alloy, Ti-6Al-4V titanium alloy.