

RÉPUBLIQUE ALGÉRIENNE DÉMOCRATIQUE ET POPULAIRE

MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPÉRIEUR

ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE

UNIVERSITÉ ABDERRAHMANE MIRA BEJAIA

FACULTÉ DE TECHNOLOGIE

DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE

MEMOIRE

PRÉSENTÉ POUR L'OBTENTION DU DIPLÔME DE

MASTER

FILIÈRE : GÉNIE MÉCANIQUE

SPÉCIALITÉ : FABRICATION MÉCANIQUE ET PRODUCTIQUE

PAR :

OUICHER SAHIM

HAMICHE MOKRANE

Thème

Constantes de Johnson et Cook et leur influence sur la simulation de la coupe orthogonale du Ti6Al4V

Soutenu le 13/10/2020 devant le jury composé de:

Mr. R. LAGGOUNE	Président
Mr. A. BELAMRI	Rapporteur
Mr. N. BENS Aid	Examineur

ANNÉE UNIVERSITAIRE 2019-2020

Remerciement

En premier lieu, on tient à exprimer notre gratitude à notre encadreur Mr : **BELAMERI** pour la confiance, les encouragements, les précieux conseils qu'il nous a accordés durant ce travail.

On tient à exprimer notre profonde gratitude à nos parents et toute nos familles, qui grâce à leurs aides, ce modeste travail a vu le jour.

On tient aussi à adresser, nos vifs remerciements à tous nos amis et tous ce qui nous ont aidés de loin ou de près afin d'aboutir à ce travail.

Notre reconnaissance est également formulée envers tous nos enseignants et nos camarades.

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail

A mon défunt père qui était et qu'il sera toujours mon repère ;

A ma mère qui était et qui sera toujours à ma lumière.

*Qui je dois le mérite d'être arrivée là, qu'ils trouvent l'expression de ma
profonde Gratitude et mon affection.*

À ma très chère sœur et mes chers frères.

*A tous mes amis et mes très chers compagnons dans l'association
TIKTI TAMUSNI TADUKLI.*

A tous mes camarades de la promotion 2019 /2020.

A mon binôme SAHIM et tout sa famille.

A tous ceux qui m'aiment.

Mokrane. H

Dédicaces

Je dédie ce modeste travail

A mon cher ami Mohand Said ARROUDJ.

A mes chers parents et frères.

A mon ami Mustapha TENSAOUT.

A mon repère MATOUB Lounes

A tous mes camarades de la promotion 2019 /2020.

A tous ceux qui m'aiment

Sahim. O

Sommaire

Introduction Générale

Chapitre 1 : Etude bibliographique

Introduction

I.1.Définition de la coupe orthogonale..... 1

I.2.Historique des études par modélisation et simulation de la formation du coupeau.....3

I.3.Logiciels capable de simuler un usinage : 9

Conclusion.....25

Chapitre 2 : modèle de la simulation de Johnson Cook.....29

Introduction.....29

II.1. Explication complète du modèle Johnson Cook : 30

Conclusion.....33

Chapitre 3 : Etude des influences des constantes du modèle de Johnson

Cook35

mise en etude sous forme de tableaux: 36

Conclusion.....73

Conclusion Générale

Table des figures

Figure 01 : Configuration de la coupe orthogonale 2D : principales zones de cisaillement, sources de génération de chaleur	1
Figure 02 : Modèle de cisaillement dans le plan de Merchant.	4
Figure 03 : Modèle mécanique de Lee-Shaffer.....	4
Figure 04 : Méthodes de séparation copeau/pièce.	7
Figure 05 : Technique de dédouble des nœuds.....	9
Figure 06 : champ de cisaillement	10
Figure 07 : Maillage à la première segmentation du copeau pour différentes ductilités.....	10
Figure 08 : Simulation du copeau pour un angle de coupe -5°	11
Figure 09 : Simulation du copeau continue par le modèle de Johnson Cook et distribution de la déformation	11
Figure 10 : Simulation du copeau dentelée par le modèle de new flow stress et distribution de la déformation.	12
Figure 11 : Rupture du copeau lorsqu'il entre en contact avec la pièce.	12
Figure 12 : Observation de la fragmentation du copeau par la vidéo d'acquisition pour une vitesse de coupe $VC=200$ m/min,	13
Figure 13 : Contrainte de Von Mises pour une vitesse de coupe $VC=800$ m/min,	13
Figure 14 : Les géométries du copeau pendant la coupe oblique,	14
Figure 15 : Vue tridimensionnelle et maillage obtenus par le logiciel POSTE COPO V2.01,.....	15
Figure 16 : Simulation de l'Al 6061 T6 avec différents angles de coupe,	15
Figure 16 : Simulation N° 8. OFHC Copper 10102 avec l'angle de coupe $\gamma = 25^\circ$	15
Figure 17 : Résultats de simulation pour l'alliage Nickel-basé Inconel 718 avec différentes vitesses de coupe.	16

Figure 18 : Premiers résultats de la simulation du procédé de fraisage du l'acier inoxydable 304L dans LS-Dyna.....	17
Figure 19 : Evolution du taux de déformation ($t = 0.01$ et 0.39 s).	17
Figure 20 : Morphologie du copeau obtenu avec la méthode SPH. (a) (b).	18
Figure 21 : Forgeage : distribution nodale au cours du temps, méthode des éléments naturels NEM.	19
Figure 22 : Le schéma de résolution dans ABAQUS.	23
Figure 23 : Allure de l'évolution des différents termes de la loi de Johnson Cook	32

Tables des matières

Remerciements

Dédicaces

Sommaire

Table des figures

Introduction Générale

Chapitre I : Etude bibliographique.....1

Introduction..... 1

I.1.Définition de la coupe orthogonale.....1

I.2.Historique des études par modélisation et simulation de la formation du coupeau
.....3

I.2.1. Approches analytiques3

(a) Modélisation selon E. Merchant.....3

(b) Modélisation selon P. Albrecht.....4

(c) Modélisation selon E.H Lee et B.W Shaffer.....4

(d) Modélisation selon G. Boothroyd.....5

(e) Modélisation selon P.L.B Oxley.....5

I.2.2. Approches numériques.....5

(a) Méthode des différences finies.....6

(b) Méthode des éléments finis.6

✓ Formulation Eulérienne.....6

✓ Formulation Lagrangienne.....7

✓ Formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE)8

I.2.3. Les différents domaines de modélisation.....8

(a) Le domaine statique.....8

(b) Le domaine quasi-statique.....8

(c) Le domaine dynamique.....8

I.3. Logiciels capable de simuler un usinage :	9
I.3.1. Des schémas explicites de résolution sont employés en utilisant le logiciel.....	16
I.3.2. Explication des logiciels :	19
I.3.2.1. Le logiciel de la simulation « ABAQUS »	22
(a) Présentation générale d'ABAQUS	22
(b) Les principaux modules.....	23
(c) Les algorithmes de résolution :	24
Conclusion.....	25
Chapitre II : Modèle de Simulation de Johnson Cook...	29
Introduction.....	29
II.1. Explication complète du modèle Johnson Cook	30
(a) Loi de Johnson-Cook	30
(b) L'allure de l'évolution de ces trois termes en fonction des différentes variables.....	32
Conclusion.....	33
Chapitre III : Etude des influences des constantes du modèle Johnson Cook.....	35
Introduction.....	35
Tableau 1 : Etude 2011.....	36
Discussion.....	37
Tableau 2 : Etude 2013.....	39
Discussion.....	41
Tableau 3 : Etude 2015.....	42
Discussion.....	43
Tableau 4 : Etude 2017.....	45
Discutions.....	46
Tableau 5 : Etude 2017.....	48

Discutions.....	50
Tableau 6 : Etude 2018.....	51
Discutions.....	52
Tableau 7 : Etude 2019.....	54
Discutions.....	55
Conclusion.....	56

Conclusion générale

Bibliographie

L'application de la simulation numérique à l'usinage peut fournir un outil intéressant pour la prévision de l'apparition d'instabilité ainsi que pour la prédiction de l'état finale de la surface usinée. Pour ce faire, l'interaction outil/pièce doit être étudiée avec finesse et un modèle de représentation mécanique suffisamment fidèle de l'ensemble pièce/outil/machine doit être construit. La pièce est généralement la partie la plus variable du système : modification consécutive à l'usinage en cours ou plus simplement changement de pièce. L'élaboration du modèle associé à cette dernière dépend de ses caractéristiques propres (géométrie, masse et raideur) ainsi que la nature des sollicitations qui lui sont appliquées.

L'idéal est de construire un modèle suffisamment représentatif induisant des coûts numériques minimaux.

L'étude détaillée, par simulation numérique, d'une opération d'enlèvement de matière par outil coupant est délicate. Ceci est principalement dû aux phénomènes physiques mis en jeu dans la zone de coupe, à la complexité du comportement dynamique de l'ensemble pièce/outil/machine (comportement de la broche par exemple), et à l'interdépendance avec le contrôle du procédé. Pour faire face à cette complexité, l'étude de l'usinage est souvent abordée à l'aide d'une approche multi-échelles. Ceci permet de séparer les difficultés en limitant le nombre de phénomènes à prendre en compte et à la taille du modèle à une échelle donnée. Trois échelles d'analyse peuvent ainsi être distinguées :

- **Echelle microscopique** : se situe plutôt au niveau du matériau et des grains et s'intéresse aux aspects métallurgiques.
- **Echelle mésoscopique** : considère de façon détaillée l'interaction outil/pièce en analysant les phénomènes thermomécaniques qui apparaissent lors de la formation du copeau (viscoplasticité, frottement, grandes déformations, production de chaleur, transfert thermique, etc.).
- **Echelle macroscopique** : concerne la zone située au voisinage de la pointe de l'outil.

Dans le présent travail, nous nous plaçons volontairement dans une approche purement phénoménologique et pragmatique des phénomènes étudiés. Nous ne nous intéressons pas de manière détaillée aux techniques expérimentales capables de reproduire les mêmes phénomènes étudiés pour mettre l'accent sur les méthodes de simulation numérique, mais plutôt à une étude comparative. Cette dernière est construite à base des travaux effectués par des spécialistes chercheurs chevronnés dans ce domaine.

Introduction générale

Enfin, nous avons optés pour comparer des études finalisées et bien détaillées, qui avait prisent comme support le modèle constitutif Johnson Cook et le même matériau TI-6Al-4V. Cette unicité va nous permettre d'avoir les paramètres du modèle constitutif comme étant la seule variable afin d'aboutir à opter pour un meilleur ensemble de paramètres qui à réaliser la meilleure simulation qui confond à l'usinage.

Introduction

En raison de la complexité des phénomènes thermomécaniques intervenant lors des différents procédés d'usinage, ceux-ci sont étudiés en émettant des hypothèses. Ces dernières ont pour objectif d'avoir une approche simplifiée et permettre ainsi une facilitation des études menées. Dans ce contexte, les procédés de coupe sont souvent étudiés sous des hypothèses de la coupe orthogonale 2D.

I.1.Définition de la coupe orthogonale

Est la coupe où la direction d'avance et la vitesse de coupe sont perpendiculaires à l'arête de coupe comme illustré sur la **figure 01**.

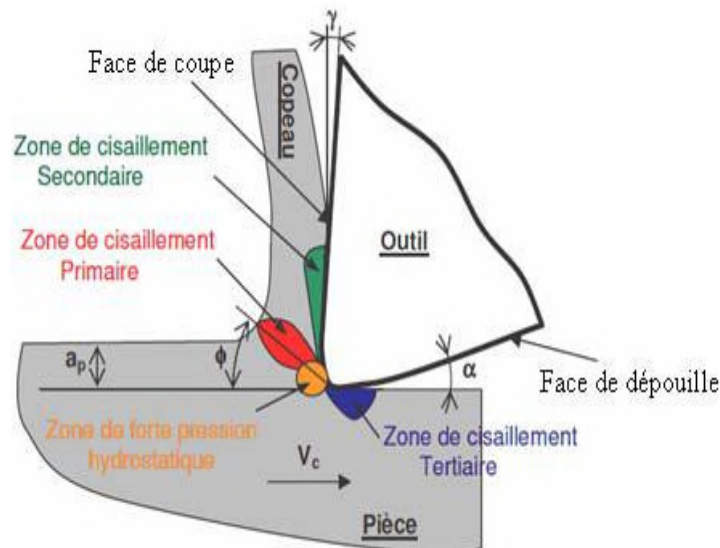


Figure 01 : Configuration de la coupe orthogonale 2D : principales zones de cisaillement, sources de génération de chaleur

La coupe orthogonale a l'avantage de simplifier la modélisation tout en réduisant le nombre de paramètres mis en jeu. Sous l'action de l'arête de coupe de l'outil, le matériau de la pièce usinée subit une forte compression et se déforme plastiquement. Un cisaillement intense est alors généré entre la pointe de l'outil engagée dans la matière et la surface brute de la pièce ; nous assistons alors à la formation du copeau, **Figure 01** Trois principales zones de cisaillement se distinguent lors de la formation du copeau. Ce sont les zones de cisaillement primaire, secondaire et tertiaire, **Figure 01**.

- **Zone de cisaillement primaire**

Le changement de direction de la matière usinée s'effectue dans cette zone sous l'action de l'outil de coupe. La matière donne naissance au copeau lors de son passage dans cette zone où elle subit en un temps très court une importante déformation plastique. Une grande partie de l'énergie de déformation plastique est convertie en chaleur et va affecter directement la tenue de l'outil de coupe. La quantité de chaleur produite dans cette zone va être partagée entre l'outil, le copeau et la surface usinée. Dans cette zone, les déformations et vitesses de déformation peuvent être supérieures à 200 % et 10^3 s^{-1} , respectivement, [1].

- **Zone de cisaillement secondaire**

Dans cette zone, il y a un important frottement entre l'outil et le copeau formé par les phénomènes intervenant dans la zone de cisaillement primaire. La matière est fortement cisillée au voisinage du contact outil-copeau, ainsi se crée une deuxième zone de déformation appelée zone de cisaillement secondaire. L'intense frottement entre le copeau et l'outil va générer une quantité importante de chaleur partagée entre l'outil et le copeau. Ce partage a fait l'objet d'études approfondies, par exemple par Kagnaya [2]. Les phénomènes intervenant dans cette zone vont jouer un rôle important sur le comportement de l'outil de coupe et par conséquent sur sa durée de vie. Comme dans la zone de cisaillement primaire, les déformations et vitesses de déformation sont aussi élevées, et nous pouvons y observer des températures supérieures à 500°C , [3].

- **Zone de cisaillement tertiaire**

Un frottement entre la face de dépouille de l'outil de coupe et la surface usinée est observé dans cette zone, et nous assistons alors à un cisaillement de la matière usinée. Ce frottement va engendrer une production de chaleur partagée entre la surface usinée et l'outil de coupe. Les phénomènes intervenant dans cette zone sont déterminants pour l'analyse de l'état des surfaces usinées, en raison de la possible présence d'importantes contraintes résiduelles. Les surfaces usinées s'avèrent ainsi affectées et par ricochet la qualité des pièces usinées[4][5].

I.2. Historique des études par modélisation et simulation de la formation du copeau

I.2.1. Approches analytiques

Les recherches portant sur la modélisation de la formation de copeaux sont déjà anciennes et sont apparues bien avant les ordinateurs et la simulation numérique, grâce à la mise en place des modèles analytiques.

(a) Modélisation selon E. Merchant

Dans le modèle de Merchant [6], il a utilisé une formulation et une approche purement énergétique. Il se place dans le cadre des déformations planes à partir des hypothèses de la coupe orthogonale. Il suppose que la formation du copeau se fait le long d'une ligne de cisaillement AA' inclinée par rapport à la direction de la vitesse de coupe d'un angle Φ (figure 02). C'est la variation brutale de la direction du vecteur de vitesse qui est à l'origine de ce cisaillement.

$$\Phi = \frac{\pi}{4} - \frac{\mu - \gamma}{2}$$

Les principales hypothèses de Merchant liées à ce modèle sont :

- ✓ La configuration d'usinage correspond à une situation de coupe orthogonale,
- ✓ L'avance f est grande devant la taille de la structure cristalline du matériau,
- ✓ Le rayon d'arête de l'outil est nul (la pointe de l'outil est assimilée à un point),
- ✓ L'épaisseur du copeau est constante sans vibration (régime de coupe stationnaire),
- ✓ Il n'y a pas de zone morte,
- ✓ Le copeau se forme par glissements internes suivant des « plans de cisaillement » à volume constant,
- ✓ L'interface outil/copeau est le siège d'un frottement de type Coulomb,
- ✓ Le matériau usiné a un comportement plastique parfait.

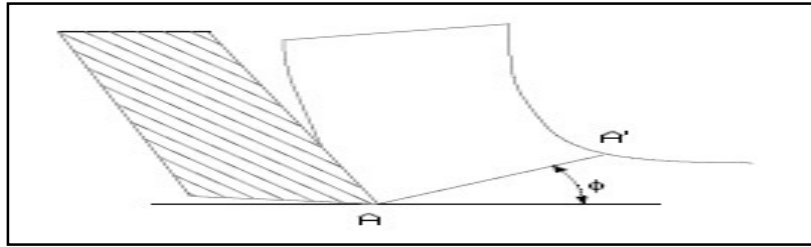


Figure 02 : Modèle de cisaillement dans le plan de Merchant.

(b) Modélisation selon P. Albrecht

Dans la déformation du copeau, un mécanisme de cisaillement est observé ainsi qu'un phénomène de refoulement de la matière à la pointe de l'outil. Albrecht propose une théorie basée sur ces observations en considérant le fait que les outils présentent toujours une certaine acuité [7]. Cette acuité peut provenir soit de l'usure de l'outil due aux attaques abrasives du copeau, soit de sa géométrie naturelle due à l'affûtage et à sa conception. Dans le cas où cette acuité provient de l'usure, Albrecht a établi expérimentalement une relation liant le rayon d'acuité R à l'angle de taillant de l'outil β .

(c) Modélisation selon E.H Lee et B.W Shaffer

Lee et Shaffer [7] ont développé un modèle de coupe en utilisant l'hypothèse d'un comportement plastique parfait pour le matériau et la méthode des lignes de glissement. La distribution de la contrainte dans le copeau est représentée par un champ de lignes de glissement de forme triangulaire et les sollicitations appliquées aux lignes de glissement sont le siège d'un frottement de Tresca.

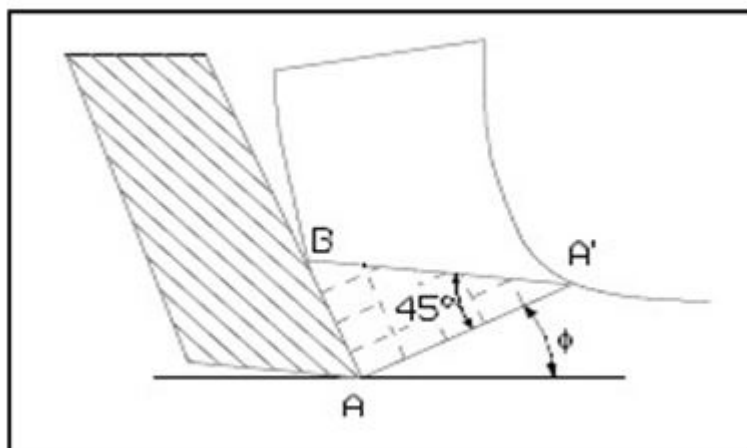


Figure 03 : Modèle mécanique de Lee-Shaffer.

(d) Modélisation selon G. Boothroyd

Boothroyd [7] est le premier à présenter une modélisation thermomécanique. Afin de relever les champs de températures en coupe orthogonale, il a élaboré des techniques expérimentales à partir de méthodes basées sur la photographie infrarouge. Il va en déduire la forme des sources de chaleur présentes dans le copeau pendant la coupe. Il commence par émettre l'hypothèse selon laquelle toute la puissance calorifique dissipée dans la coupe provient d'une puissance mécanique générée pendant le cisaillement du matériau. Il considère ensuite que cette chaleur provient de deux sources distinctes :

- Une source plane de chaleur uniforme dans le cisaillement primaire,
- Une source plane uniforme dans le cisaillement secondaire.

(e) Modélisation selon P.L.B Oxley

Oxley modélise la formation du copeau en utilisant un modèle thermomécanique. L'auteur prend en compte la vitesse de déformation et la température générée par la coupe. Dans le modèle de Merchant, le cisaillement se fait suivant un plan et il est calculé d'une façon géométrique. Par contre, dans l'approche d'Oxley, le cisaillement primaire se fait dans un volume et dépend de la géométrie d'écoulement du copeau. De plus, cette approche prend en compte la présence d'une zone de cisaillement secondaire générée par le frottement outil copeau. En tenant compte du comportement du matériau et de l'équilibre des moments.

I.2.2. Approches numériques

De nombreuses méthodes de résolution et de simulation numérique ont été développées durant ces vingt dernières années pour être appliquées à la coupe orthogonale. Le type de discrétisation utilisée (différences finies, éléments finis,) et surtout le type de formulation retenue (Lagrangienne, Eulérienne, Arbitraire Lagrangienne Eulérienne) permet de différencier ces méthodes, [7].

(a) Méthode des différences finies.

La méthode des différences finies a été appliquée par Gilormini [7] à la coupe orthogonale pour mieux appréhender les phénomènes de coupe. Les outils numériques discrets permettent de détailler l'écoulement du copeau, les répartitions des contraintes et les températures de coupe.

Malheureusement, les coûts en temps de calculs sont prohibitifs pour mener des études paramétriques. La nécessité de connaître une géométrie initiale du copeau et de donner des conditions de contact à l'interface outil/copeau, constituent l'inconvénient majeur de cette

méthode. Par ailleurs, le calcul des contraintes n'est pas toujours très réaliste puisque bien souvent, la condition de contrainte nulle aux surfaces libres n'est pas respectée.

(b) Méthode des éléments finis.

Depuis une quarantaine d'année, la méthode des éléments finis est très largement utilisée, notamment dans la coupe. Dans ce domaine Tay et al. [7] ont beaucoup apporté à la modélisation des distributions de température dans le copeau et dans l'outil grâce aux éléments finis. Ils ont d'ailleurs proposé une méthode pour calculer la cartographie des températures dans la coupe à partir des seules données expérimentales que sont l'effort de coupe, l'angle de coupe et l'angle de cisaillement.

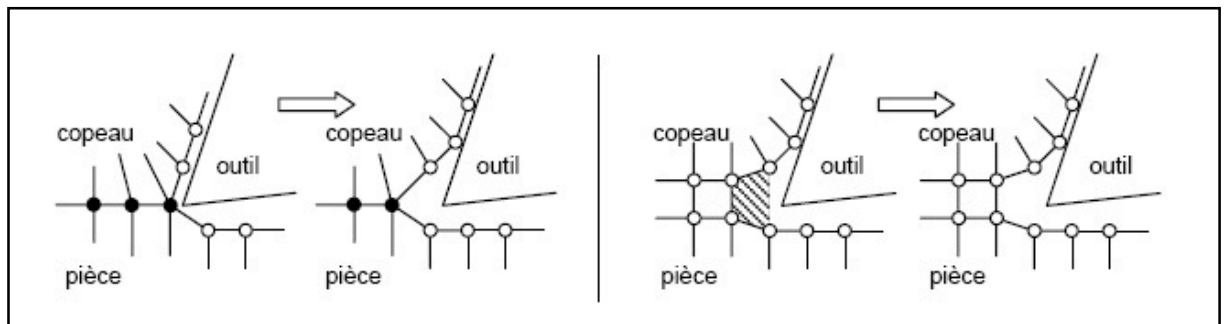
LIN et al. [7] ont utilisé les éléments finis pour proposer une modélisation thermoélasto-plastique de la coupe orthogonale. Ils déduisent les déformations, les vitesses de déformation, les contraintes et les températures en chaque nœud des éléments. Le fait de supposer que la géométrie du copeau soit connue initialement constitue l'inconvénient majeur de ce modèle.

✓ Formulation Eulérienne

Cette approche focalise l'attention sur une région fixée de l'espace au travers de laquelle s'écoule la matière. Son application à la simulation de la coupe est couplée avec une gestion des surfaces libres permettant, à partir d'une définition plus ou moins grossière de la géométrie initiale du copeau, d'obtenir l'écoulement en phase stationnaire d'un copeau continu, [7]. La gestion des surfaces est définie de manière à obtenir des composantes normales de vitesses nulles sur la surface libre de la pièce et du copeau, ainsi que des contraintes normales négatives sur l'interface de contact. Ce type d'approche permet d'étudier l'influence de certains paramètres du procédé sur la formation d'un copeau continu, par exemple l'influence de la profondeur de passe, de la vitesse de coupe et du rayon d'arête de l'outil sur les champs de déformations, de contraintes et de températures obtenus. Leur modèle thermo-visco-plastique est validé à partir d'une comparaison des efforts mesurés expérimentalement et obtenus par simulation. Cette formulation est à la base des premières simulations réalisées en coupe orthogonale, mais ne permet pas de rendre compte de la formation d'un copeau discontinu.

✓ Formulation Lagrangienne

Dans cette approche, chaque nœud du maillage suit le mouvement du point matériel auquel il est affecté. Le maillage se déforme, il est alors possible de simuler le procédé de coupe depuis la phase de pénétration jusqu'à obtention d'un copeau [7]. Néanmoins, partant d'une géométrie arbitraire (pas de prédéfinition de la géométrie du copeau), son utilisation nécessite de définir un critère de séparation afin de permettre la formation du copeau. La séparation peut être obtenue de deux façons ; **figure04** ; : par le déboutonnage des nœuds ou par l'élimination des éléments.



Déboutonnage des nœuds

Elimination des éléments

Figure 04 : Méthodes de séparation copeau/pièce.

La définition de ce critère de séparation géométrique implique deux inconvénients majeurs : le copeau obtenu ne peut être que continu et l'influence des conditions physiques ne peut pas être prise en compte. Dès lors, certains auteurs se sont intéressés à la définition de critères physiques de séparation. Ceux-ci sont empruntés à la mécanique de la rupture. La formulation Lagrangienne liant la matière au maillage et la pièce étant soumise à des sollicitations extrêmes. Les modélisations utilisant ce formalisme ont fait apparaître des problèmes de distorsion de maillage. Afin d'y remédier, certains auteurs ont fait appel à des algorithmes de maillage adaptatif, dont le principe consiste uniquement à repositionner les nœuds ou de remaillage.

✓ Formulation Arbitraire Lagrangienne Eulérienne (ALE)

Cette approche est un compromis entre les approches Eulérienne et Lagrangienne. Elle repose sur l'utilisation d'un maillage mobile partiellement indépendant des points matériels. Le maillage est globalement Lagrangien, au sens où il est nécessaire que sa frontière suive la surface du domaine occupé par la matière. Mais une liberté de choix quant au mouvement des

nœuds internes est introduite. Cette dissociation entre maillage et matière permet de s'affranchir des problèmes de distorsions. Cette formulation, non associée à un critère de rupture, permet de ne simuler qu'un copeau continu dans l'hypothèse d'un processus purement plastique.

I.2.3. Les différents domaines de modélisation

(a) Le domaine statique

Dans ce domaine, la modélisation ne tient pas compte du paramètre temporel, ni de l'accélération du système ou de la position angulaire de l'outil [9]. En effet, la section de coupe varie au cours du temps et les efforts de coupe évoluent en fonction de l'épaisseur de matière, elle-même dépendante de la position angulaire de l'arête considérée. La modélisation dans le domaine statique pourrait par conséquent être utilisée en tournage où la section est constante lors de la coupe mais pas dans le cadre du fraisage.

(b) Le domaine quasi-statique

Les modélisations réalisées dans ce domaine permettent la prise en compte de la section réelle du copeau (en première approximation). Elles s'accompagnent d'hypothèses de rigidité faites pour l'outil et la pièce, n'intègrent pas l'environnement machine et ne permettent donc pas la prise en compte du comportement vibratoire du système Pièce-Outil Machine.

(c) Le domaine dynamique

Les modélisations réalisées dans ce domaine permettent d'effectuer le calcul des efforts de coupe en considérant des incréments de temps très rapprochés et en prenant en compte la masse, l'accélération et l'amortissement du système Pièce-Outil-Machine. Ces approches nécessitent donc la caractérisation complète du système Pièce-Outil-Machine dans le domaine fréquentiel. Leurs applications portent essentiellement sur la définition du comportement vibratoire du système Pièce-Outil-Machine clairement identifier et l'établissement de cartes de stabilité grâce notamment à l'utilisation des lobes de stabilité.

I.3. Logiciels capable de simuler un usinage :

L'approche du couplage entre le comportement thermomécanique et l'endommagement ductile, utilise une adaptation de la taille des éléments en fonction des critères physiques (endommagement, plasticité, . . .) et géométriques (courbures locales, . . .). Cette approche est étudiée et comparée à l'approche classique basée sur le simple écoulement visco- plastique. Ces méthodes utilisent la technique de relâchement des nœuds devant la pointe de l'outil afin

de former le copeau sur la base d'un critère géométrique ou physique. Ces critères consistent en premier lieu à fixer une ligne ou un chemin d'écrit par des nœuds dédouble qui vont se détacher au fur et à mesure que l'outil avance, **figure 5**[11].

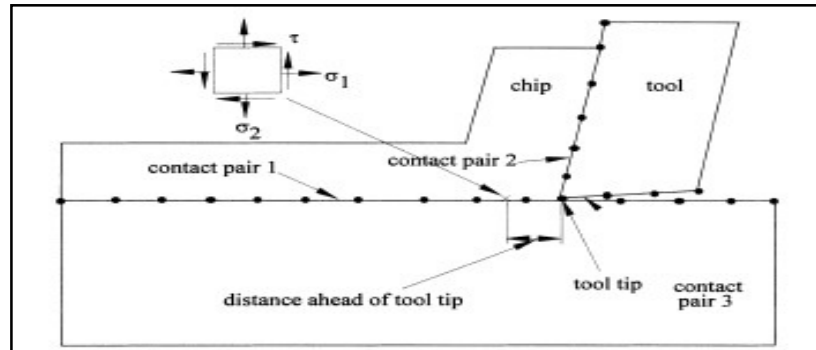


Figure 05 :Technique de dédouble des nœuds.

Les méthodes utilisant la suppression [10] d'éléments sur la base de critères locaux (plasticité, contrainte maximale, endommagement, . . .). Au fur et à mesure que l'outil avance, la fissure est initiée et propagée dans les éléments en contact direct avec le bec de l'outil. Une fois que le critère local atteint une valeur critique qu'on se fixe, ces éléments seront éliminés pour laisser avancer l'outil.

Fassi et al. [12], sont intéressés au problème de simulation numérique par la méthode des éléments finis du processus de la coupe orthogonale, en se basant sur une analyse élastoplastique à écrouissage isotrope et en tenant compte du contact avec frottement sur l'interface outil/pièce. Le contact et le frottement sont modélisés par l'intermédiaire du concept du bi- potentiel [12]. La géométrie et la contrainte limite sont actualisées en utilisant le champ de l'incrément de déplacement ; **figure 06** ; calculé à chaque étape de l'évolution élastoplastique. Le schéma de la coupe orthogonale considéré ici suppose que les conditions de l'état plan de déformation soient satisfaites et que la pièce soit entraînée à une vitesse de déplacement suffisamment petite, de telle façon à admettre que le processus soit quasi statique et l'outil est supposé fixe.

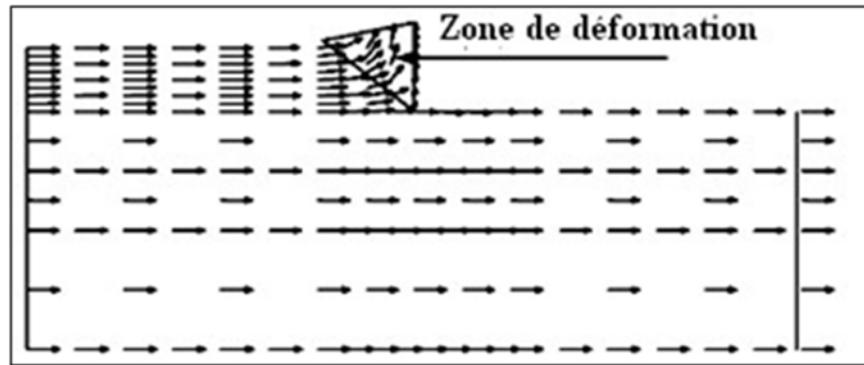


Figure 06 : champ de cisaillement

Pour la ductilité, on peut noter que plus le matériau est ductile plus la longueur du premier fragment de copeau est grande et plus la température est naturellement plus élevée,

[10]. On s'attend donc que, pour une ductilité suffisamment grande, le copeau ne se segmente jamais, **figure 07**.

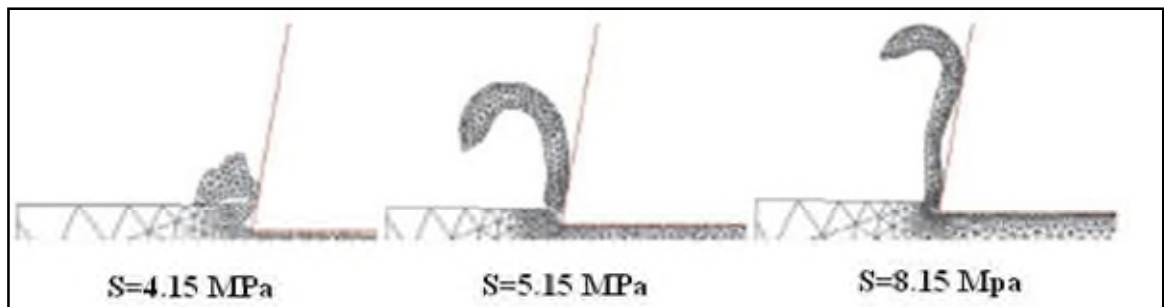
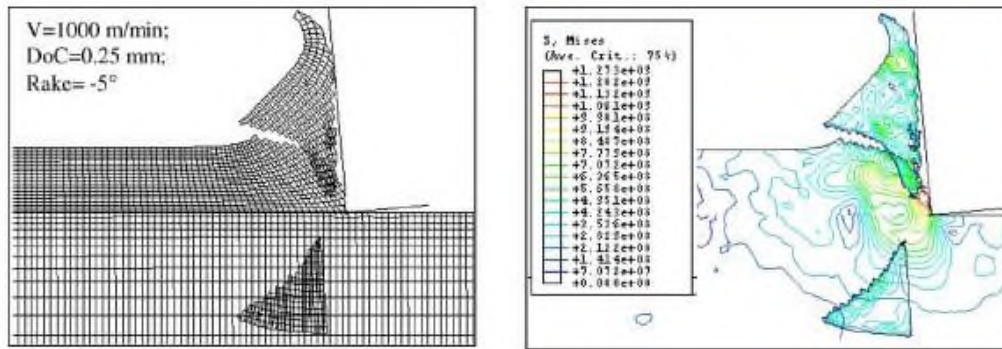


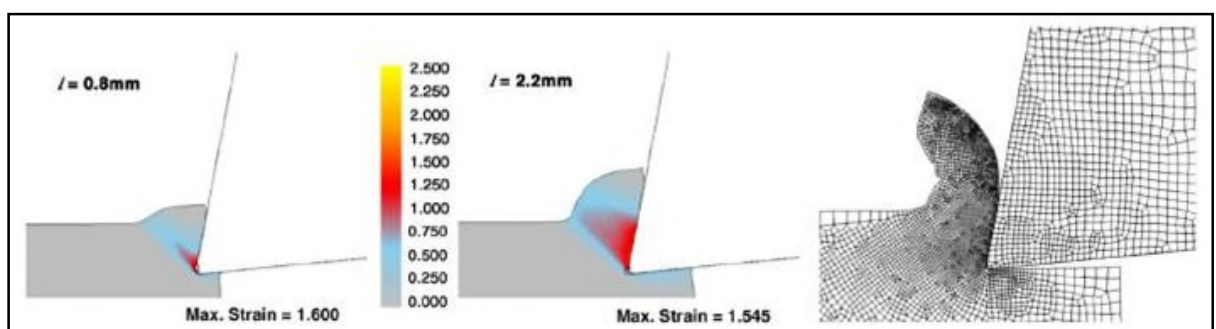
Figure 07 :Maillage à la première segmentation du copeau pour différentes ductilités.

Le copeau discontinu est le type le plus fréquemment formé dans l'usinage dur aux vitesses élevées. Guo et David [13], ont simulé le copeau discontinu en UGV en utilisant le code commercial **FEA**.

Les propriétés du matériau de la pièce *AISI 4340* (32 *HRC*) sont employées et le modèle de la plasticité est l'endommagement de Johnson-Cook. Le copeau discontinu est dû au déclenchement d'une fissure et à la propagation interne devant l'outil et au-dessus de la coupe **Figure 08**.

*Copeau discontinu**Contrainte de Von mises***Figure 08** :Simulation du copeau pour un angle de coupe -5° .

D'autre approche [14] [15] traitent et essayent de prévoir la formation dentelée du copeau en UGV. L'analyse d'éléments finis avec un modèle proposé d'écoulement, prouve que la température de la bande de cisaillement pendant le processus de coupe s'élève pour lancer la recristallisation dynamique. La recristallisation dynamique abaisse l'effort d'écoulement et le cisaillement adiabatique localise des bandes et les copeaux dentelés sont formés. FEA est également employé pour prévoir et comparer les formations du copeau de deux modèles d'écoulement dans la coupe orthogonale : le premier modèle est celui de Johnson Cook ; **figure 09** ; et le deuxième modèle est celui de « new flow stress » **figure 10** fondé sur quelques hypothèses sur le grand procédé de déformation. La pièce usinée est en acier d'AISI 1045. Le modèle des éléments finis est basé sur la formulation Lagrangienne pour la simulation des déformations planes et les conditions sont prises non- iso thermique ; cette simulation été effectuée en utilisant le logiciel DEFORM-2D.

**Figure 09** :Simulation du copeau continue par le modèle de Johnson Cooket distribution de la déformation

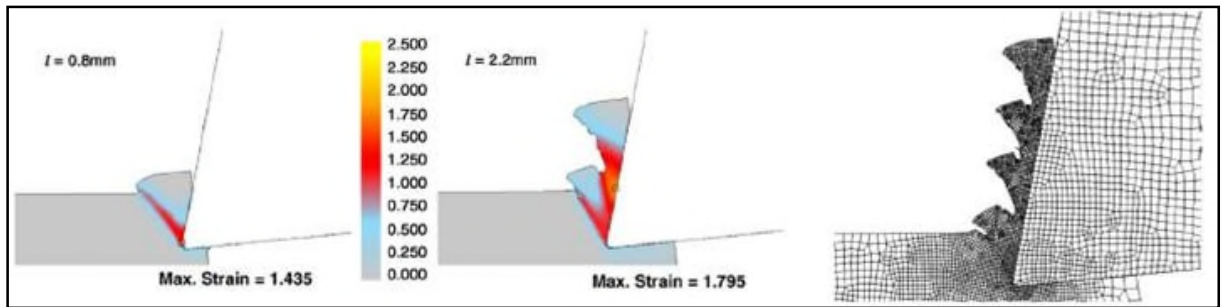


Figure 10 : Simulation du copeau dentelée par le modèle de new flow stress et distribution de la déformation.

D'autres simulations ont été effectuées avec le troisième logiciel AdvantEdge élément [16], qui est basé sur les modèles software qui intègrent des éléments finies avancées et des modèles s'adaptent aux besoins du client pour des applications d'usinage.

La rupture du copeau est modélisée par la tension de rupture quand le copeau se courbe de plus en plus et entre en contact avec la pièce en avant de l'outil. Le moment de flexion résultant, induit dans le copeau dû au contact, cause des secteurs de contraintes de tension élevée. Dans ces secteurs l'état de contraintes est comparé contre un critère maximum des contraintes de rupture. Si la contrainte normale maximale est excédée le copeau est affaibli localement par l'intermédiaire d'un modèle d'endommagement, **figure 11**.

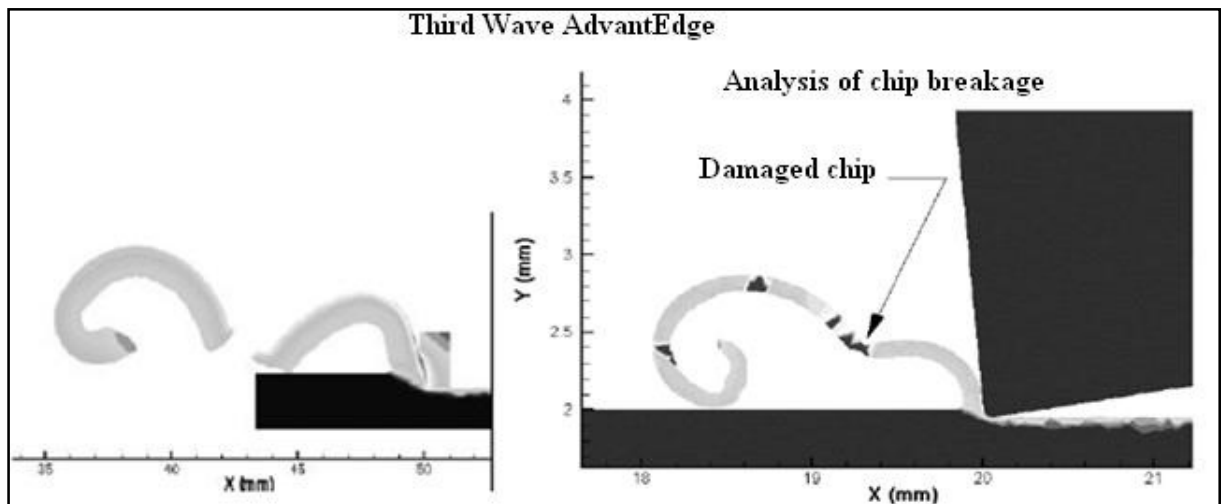


Figure 11 : Rupture du copeau lorsqu'il entre en contact avec la pièce [16].

Mabrouki et Rigal [18] ont étudié un alliage d'aluminium aéronautique référencé comme A2024-T351. L'objectif principal de leur travail est de présenter une méthodologie basée sur

les éléments finis, qui explique une approche originale au sujet de l'accouplement entre l'endommagement du matériau et son énergie de rupture. Pour valider ceci, un procédé expérimental avait été établi.

L'acquisition avec l'appareil-photo à grande vitesse a été limitée à 4000 fps. Cette fréquence de prélèvement (4 kilohertz) limite la détection du phénomène de segmentation du copeau qui est caractérisé par des fréquences plus hautes que 10 kilohertz. Par conséquent, on peut observer la fragmentation du copeau et sa fréquence (environ 100 Hertz) ; **figure 12**.

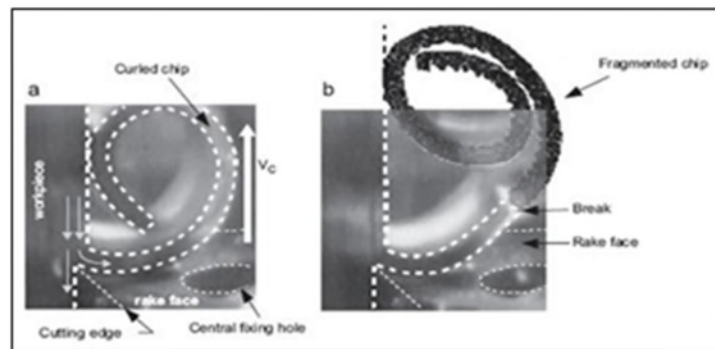


Figure 12 :Observation de la fragmentation du copeau par la vidéo d'acquisition pour une vitesse de coupe $V_C=200$ m/min, [18].

Pour améliorer la compréhension physique de la formation du copeau en dent de scie pendant l'usinage de l'Al 2024 (alliage d'aluminium T351), les possibilités du logiciel d'ABAQUS V 6.6.1 dans son approche explicite ont été exploitées. Un modèle de la coupe orthogonale en 2D a été considéré ; **figure 13**. Le modèle constitutif de la pièce est celui de Johnson-Cook.

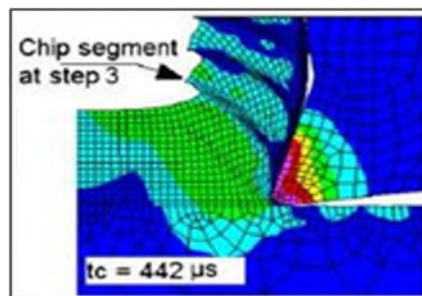


Figure 13:Contrainte de Von Mises pour une vitesse de coupe $V_C=800$ m/min, [18].

La grande avancée dans le domaine du calcul, grâce d'une part à l'augmentation des vitesses d'ordinateurs et d'autre part grâce au développement de nouvelles techniques (machines parallèles) et d'algorithmes de calcul pour la modélisation de problème mécanique,

a favorisé la simulation tridimensionnelle (3D) de l'usinage. Un modèle 3D de la coupe est certainement plus réaliste et plus proche des applications industrielles que les modèles 2D de la coupe orthogonale, [17].

Le processus de la coupe oblique 3D de Fang et Zeng [19] est modélisé à l'aide de la méthode des éléments finis en thermo-élasto-plasticité. Aux interfaces outil-copeau et outil pièce, un modèle de frottement de Coulomb et de cisaillement sont impliqués. Les résultats des calculs sont présentés, y compris la forme géométrique du copeau et son évolution l'effort de coupe, les contraintes et la distribution de la température dans la pièce et dans le copeau, **figure 14**. Les éléments utilisés dans la simulation sont tétraédriques.

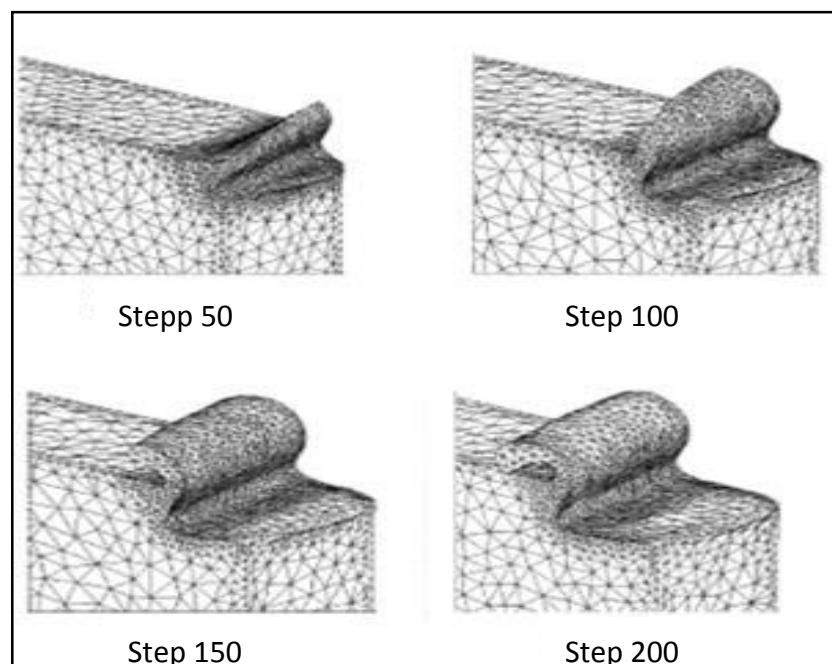


Figure 14 : Les géométries du copeau pendant la coupe oblique, [19].

Un notre modèle numérique pour la coupe oblique a été réalisé à l'aide de (F3R) qui est un préprocesseur pour le code de calcul RADIOSS, à partir d'une géométrie de base tridimensionnelle définie en utilisant le logiciel IDEAS. Toutes les faces du matériau usiné sont considérées adiabatiques. Les seuls échanges thermiques se situent au niveau de la zone de contact outil-matière. Le maillage est créé directement en quadrilatères, et utilise les capacités de modification de maillage de POSTE COPO V2.01 ; **figure 15**; et de génération incrémentale des éléments de F3R, pour raffiner le maillage obtenu sur IDEAS, [6].

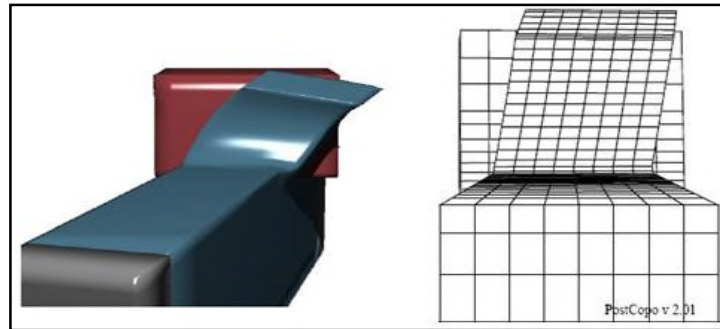


Figure 15 : Vue tridimensionnelle et maillage obtenus par le logiciel POSTE COPO V2.01, [6].

Le travail de Jaton [20] présente la simulation de la formation de copeau dans la coupe orthogonale avec de différentes vitesses de coupe ; **figure 16** ; pour évaluer les possibilités prédictives de l'élément fini sur le code *DYNA3D*. Le modèle constitutif de Johnson- Cook pour les matériaux : cuivre d'OFHC ; **figure 16** ; alliage d'aluminium 2024 *T351* et l'aluminium 6061T6 qui a été incorporé aux simulations pour expliquer les effets de l'écroutissage et le taux de contraintes durcissantes, ainsi que les effets d'adoucissement thermique.

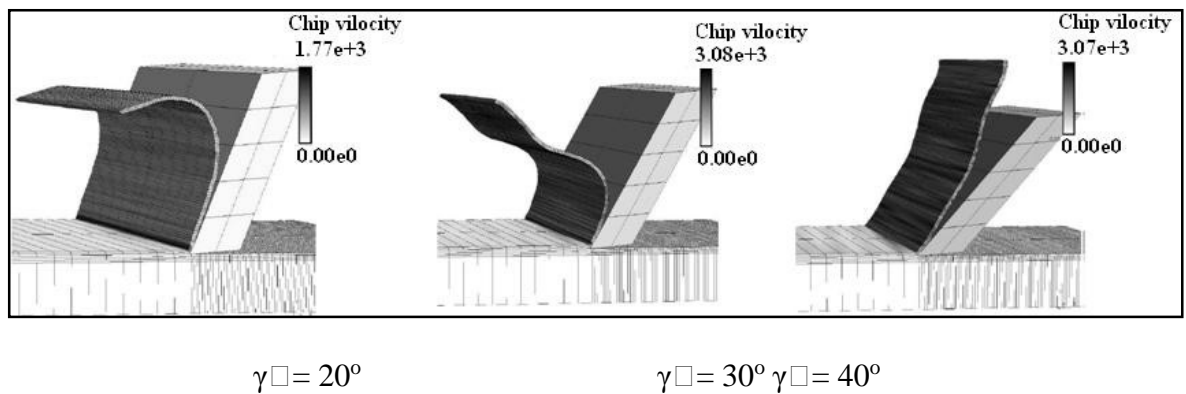


Figure 16: Simulation de l'Al 6061 T6 avec différents angles de coupe, [20].

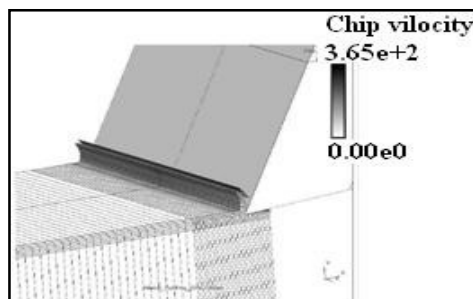


Figure 16 : Simulation N° 8. OFHC Copper 10102 avec l'angle de coupe $\gamma = 25^\circ$.

Des copeaux segmentés sont souvent trouvés dans l'usinage à grande vitesse. Ce type de formation de copeaux permet le tracé des bandes adiabatiques de cisaillement. La matière de la pièce est l'alliage Nickel-basé Inconel 718, qui montre une affinité à la formation segmentée du copeau. Une simulation réaliste de la formation de copeau et des forces de coupe relatives et les températures dans le copeau servent à améliorer la compréhension du processus.

I.3.1. Des schémas explicites de résolution sont employés en utilisant le logiciel

ABAQUS/explicite. Uhimann et al [21] ont utilisé l'endommagement ductile comme modèle et ils ont fait la simulation avec variation des vitesses de coupe ; **figure 17**.

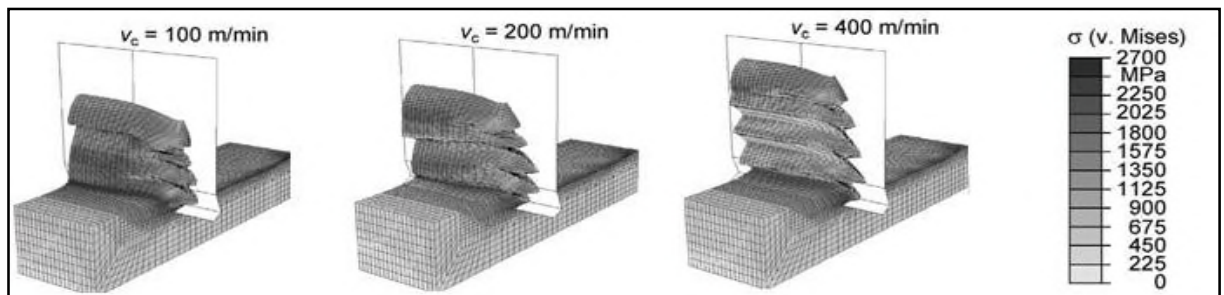


Figure 17 :Résultats de simulation pour l'alliage Nickel-basé Inconel 718 avec différentes vitesses de coupe.

Un modèle par éléments finis du fraisage a été créé dans le logiciel de calcul LS-Dyna.

Comme l'usinage est intrinsèquement un procédé de mise en forme à grande vitesse caractérisé par de grandes déformations localisées et de fortes contraintes dynamiques, un schéma de résolution explicite a donc été adopté dans le logiciel LS-Dyna.

Une fraise deux tailles de diamètre 4 mm et une éprouvette de test en acier inoxydable 304L ont été réalisées avec le logiciel de C.A.O SolidWorks. La **Figure 18** illustre les premiers résultats de simulation. L'éprouvette est maillée avec 160000 éléments et sa loi de comportement du matériau a été premièrement modélisée par une loi de Johnson-Cook classique, avec les paramètres du matériau 304L qui sont fournis par le CETIM. La fraise deux tailles est maillée avec environ 210000 éléments, elle est de plus considérée comme un corps rigide. Cette modélisation utilise un critère de rupture des éléments qui est basé sur une valeur critique de la déformation plastique locale. La modélisation thermo-élastoviscoplastique du comportement de l'acier inoxydable 304L proposée par Maurel et al [22], permettra d'étendre cette procédure aux procédés de fraisage à grande vitesse.

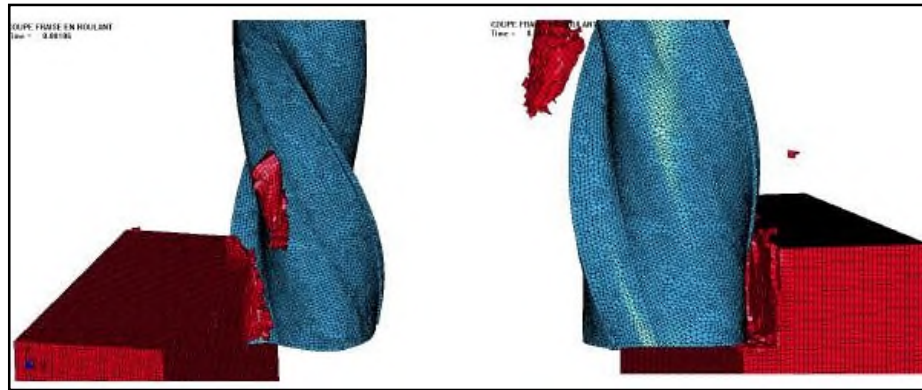


Figure 18 : Premiers résultats de la simulation du procédé de fraisage du l'acier inoxydable 304L dans LS-Dyna.

Une application de la méthode des éléments finis étendus (X-FEM) a été introduite au cas de la simulation numérique de la coupe, mais elle se trouve encore confronter à des limitations d'ordre numérique. La gestion du problème du contact à l'interface outil/copeau est présentée, et l'intérêt du couplage entre X-FEM et la méthode des « level –sets » pour ce problème sont mises en valeur, [23].

L'outil est modélisé par un corps rigide fixe et la pièce par un fluide Newtonien de viscosité arbitraire (1Pa.s). La pièce avance vers l'outil avec une vitesse imposée (vitesse de coupe). La pièce et l'outil sont initialement en contact. Des résultats satisfaisants sont obtenus pour cet écoulement Newtonien, mais notons qu'un modèle rhéologique aussi simpliste ne permet pas de traduire le comportement réel du matériau usiné, (i.e. un comportement similaire à celui de la pièce, le plus souvent modélisé par des lois telles que le modèle de plasticité de Johnson-

Cook). Toutefois, Guetari et al [23] ont observé que le cisaillement produit l'augmentation attendue du taux de déformation et de la pression au voisinage du bec de l'outil, **figure 19**.

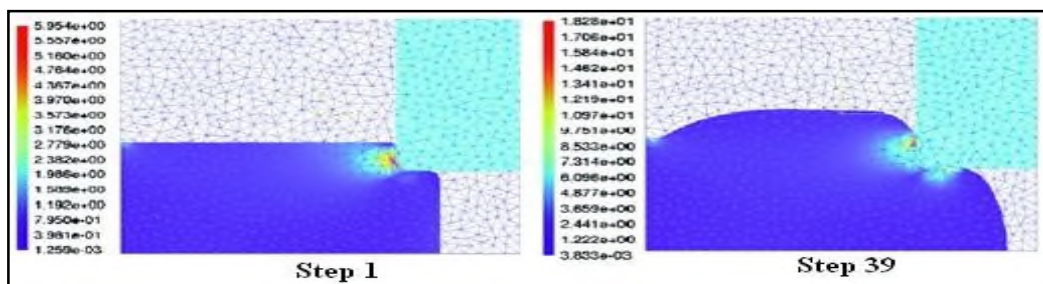
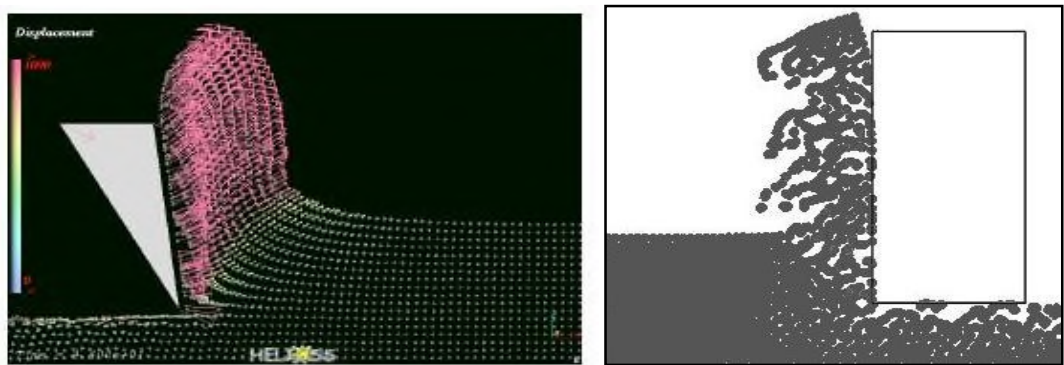


Figure 19 : Evolution du taux de déformation ($t = 0.01$ et 0.39 s).

Récemment, l'utilisation de nouvelles méthodes de calcul dites sans maillage, dérivées de la méthode des éléments finis, semble permettre de s'affranchir des problèmes de distorsions de maillage. Le principal intérêt de ces méthodes est qu'elles sont capables de construire un champ d'approximation basé uniquement sur une description nodale du domaine : la méthode particulière « SmoothParticleHydrodynamics SPH » [8]. Heinstein et Segalman [24] l'ont implémentée dans le logiciel PamShock. Des modèles d'endommagement sont incorporés aux nœuds de *SPH* et ont permis, dans une première approche d'identifier un certain nombre de problèmes liés à l'utilisation de ces méthodes. En particulier, cette méthode sans maillage reposant sur l'interaction entre particules sous la forme d'une sphère d'influence, ne permet pas de prendre en compte la non-convexité du domaine en simulation de la coupe. Des influences non désirées apparaissent en effet entre les nœuds situés sur des frontières très proches (en pointe d'outil et en surface libre à la base du copeau), **figure 20**.



(a) (b)

Figure 20 : Morphologie du copeau obtenu avec la méthode SPH. (a) (b).

L'utilisation de la méthode des éléments naturels NEM [8] ; **Figure 21** ; a récemment ouvert de nouvelles perspectives à la simulation des opérations de mise en forme. La version initiale de cette méthode présente cependant les mêmes problèmes que la méthode SPH sur les domaines non-convexes.

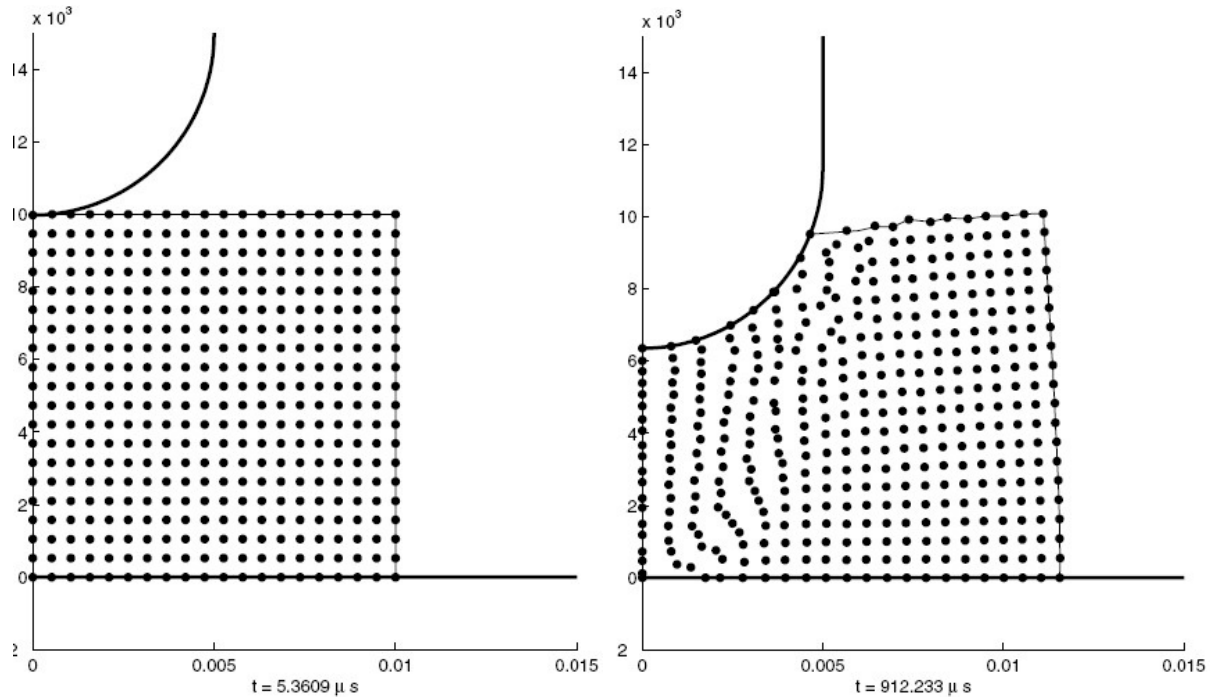


Figure 21 : Forgeage : distribution nodale au cours du temps, méthode des éléments naturels NEM, [48].

I.3.2. Explication des logiciels :

Il existe divers codes de calculs (DEFORM, ABAQUS, FORGE, THIRDWAVE PRODUCT ADVANTEDGE ...), disponibles pour les simulations numériques des procédés d'usinage, [25]. La plupart d'entre eux utilisent la méthode des éléments finis qui est une méthode fréquemment utilisée pour la modélisation des procédés d'usinage, [26] ; [27]. Deux d'entre eux faisant partie des plus utilisés en usinage ont été sélectionnés afin d'illustrer des exemples d'application en simulation numérique de l'usinage et quelques différences : DEFORM et ABAQUS. Certains logiciels (comme DEFORM) possèdent des modules dédiés à des procédés de coupe tandis que d'autres (tel qu'ABAQUS) sont plutôt généralistes. L'inconvénient avec une mise en données simplifiée est que l'utilisateur n'a pas la main mise sur celle-ci, et certaines grandeurs telles que le coefficient de partage de chaleur issue du frottement outil-copeau échappe au contrôle de celui-ci.

Trois types de formulation sont généralement utilisés :

- La formulation Eulérienne qui suppose que le maillage est fixe et qu'il y a un écoulement de la matière à l'intérieur de celui-ci ; cette formulation présente l'avantage de limiter la distorsion d'élément, [28],

- La formulation Lagrangienne avec laquelle le maillage est lié à la matière ; elle permet d'éviter l'utilisation d'un critère de séparation du copeau comme mentionné par Molinari et al.
- La formulation A.L.E. Arbitraire Lagrangienne Eulérienne qui est une combinaison des deux formulations précédemment citées ; elle est aussi utilisée pour la simulation numérique de la coupe orthogonale, [29] ; [30] ; [31].

Les logiciels DEFORM et ABAQUS utilisent la méthode des éléments finis avec la formulation Lagrangienne pour DEFORM, tandis qu'ABAQUS propose la formulation ALE. Le logiciel ABAQUS propose quelques types d'éléments finis lors de la mise en données, ce qui n'est pas le cas de DEFORM qui impose un type d'élément quadrilatère.

La formulation ALE a été utilisée par Arrazola et al. [32] avec le logiciel ABAQUS lors de l'identification d'un modèle de frottement avec un coefficient variable à l'interface outil-copeau. Les auteurs [32] ont effectué leurs travaux lors de l'usinage de l'acier AISI 4140 avec un outil en carbure non revêtu. Nous retrouvons l'utilisation de cette formulation avec ABAQUS dans les travaux d'Atlati et al. [33] qui ont étudié la segmentation de copeaux lors de l'usinage de métaux ductiles avec un outil carburé non revêtu. Le logiciel ABAQUS propose un maillage adaptatif qui va permettre une limitation des distorsions excessives lors de la résolution de problèmes non linéaires à grandes déformations comme c'est le cas en usinage. Ce remaillage se réalise par une relocalisation des nœuds du maillage de la pièce à laquelle cette technique est appliquée. En simulation numérique avec ABAQUS, l'utilisation de la méthode de maillage adaptatif combinée à celle d'un modèle d'endommagement permet d'éviter l'utilisation d'un critère de séparation, [34]. La combinaison de la formulation A.L.E. et d'une procédure adaptative du maillage a également été utilisée par Pantalé et al. [31]. Les auteurs ont mené des études numériques 2D et 3D de la coupe de l'acier 42CrMo4 avec le logiciel ABAQUS, tout en utilisant une loi d'endommagement pour le matériau usiné. Cette loi leur a permis d'éviter l'utilisation d'un critère de séparation du matériau usiné.

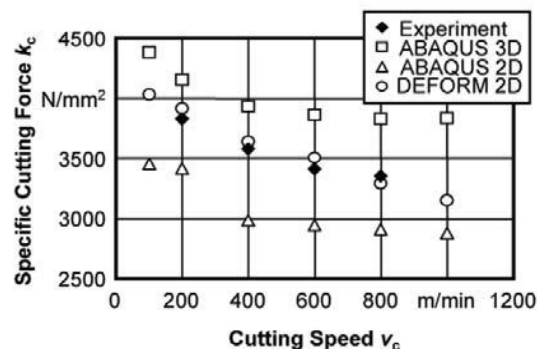
Concernant le logiciel DEFORM qui utilise la formulation Lagrangienne, Davim et Maranhão [35] ont analysé les niveaux de déformation et vitesse de déformation lors de l'usinage de l'acier AISI 1045 avec un outil carburé revêtu multi couches. Quant à Maranhão et al. [36], ils ont réalisé avec le logiciel DEFORM des simulations numériques afin de confronter l'influence de différents jeux de la loi de comportement de Johnson-Cook. Leurs travaux ont concerné l'usinage de l'acier inoxydable AISI 316 avec un outil de coupe en

carbure non revêtu. Nous pouvons noter également avec DEFORM l'analyse de l'effet de revêtements d'outils de coupe carburé lors de l'usinage de l'acier inoxydable AISI 316L [37].

Le logiciel DEFORM dispose d'un remailleur automatique de la pièce usinée dont le critère peut être géométrique ou basé sur le temps. Lors du remillage de la pièce usinée, il peut y avoir des variations du nombre de nœuds de son maillage, ce qui n'est pas le cas avec le maillage adaptatif proposé par le logiciel ABAQUS qui ne fait que relocaliser les nœuds existants. Le critère de séparation pour la formation du copeau, peut avoir des effets sur les résultats numériques. Ce constat a été fait par Uhlmann et al. [38].

Comparaison des efforts spécifiques de coupe K_c en fonction de la vitesse de coupe V_c obtenus expérimentalement et numériquement avec ABAQUS et DEFORM, usinage (coupe orthogonale) de l'inconel 718, [38]

Uhlmann et al. [38] ont réalisé des simulations numériques avec ABAQUS (2D et 3D) et DEFORM (2D), et ont comparé les efforts spécifiques de coupe numériques avec ceux obtenus expérimentalement. L'ensemble de ces courbes ci-dessous sont issue de leurs travaux montre que le logiciel DEFORM (qui n'utilise pas de critère de séparation de la matière usinée) donne des résultats en bon accord avec ceux issus des essais. Cependant la version du



logiciel ABAQUS utilisée par les auteurs (qui use d'un critère de séparation) donne des écarts atteignant 500 N/mm² avec les résultats expérimentaux (cas 2D et 3D). Les auteurs indiquent également concernant DEFORM que la fréquence de remillage peut avoir une influence sur la simulation du copeau segmenté, en raison des gradients importants d'endommagement de la pièce usinée.

On a constaté que la plupart des auteurs ont utilisé le code de calcul ABAQUS par son schéma d'intégration explicite et pour sa performance dans la résolution des problèmes dynamiques de contact avec frottement. Citant aussi la méthode du maillage adaptatif (ALE) et la loi de comportement de Johnson- Cook implantée dans ABAQUS.

I.3.2.1. Le logiciel de la simulation « ABAQUS »

ABAQUS a été développé par Hibbit, Karlsson & Sorensen (HKS) (devenue ABAQUS, Inc) et la théorie des éléments finis a été améliorée au fur et à mesure pour intégrer toutes les nouveautés et les besoins de l'entreprise, jusqu'à ce que l'entreprise soit rachetée par Dassault industries en 2005.

ABAQUS est avant tout un logiciel de simulation par éléments finis de problèmes très variés en mécanique. Il est connu et répandu, en particulier pour ses traitements performants des problèmes non-linéaires.

(a) Présentation générale d'ABAQUS

Ce n'est qu'un solveur, (figure V.1), (Standard, Explicite ou Implicite, ...) qui effectue la résolution d'un problème décrit par un fichier « entrée » (ou fichier de données) et il écrit la solution vers un fichier « de sortie » (ou fichier de résultats), [39] :

Le fichier (« texte ») de données a pour extension (**.inp**) et dont le contenu sont des mots clés qui décrivent les géométries, les matériaux, les conditions aux limites,...

Le fichier de résultats a pour extension (**.odb**) et dont le contenu sont des contours et des courbes montrant les résultats.

Les autres fichiers créés pendant le calcul dans Abaqus sont :

Le Fichier (**.dat**) qui contient:

Le fichier résumé de notre modélisation,

Les messages d'erreur concernant notre modélisation, les temps de calcul.

Le fichier (**.msg**) qui contient:

Le fichier résumé du calcul en cours,

Les messages d'erreur lors du déroulement du calcul.

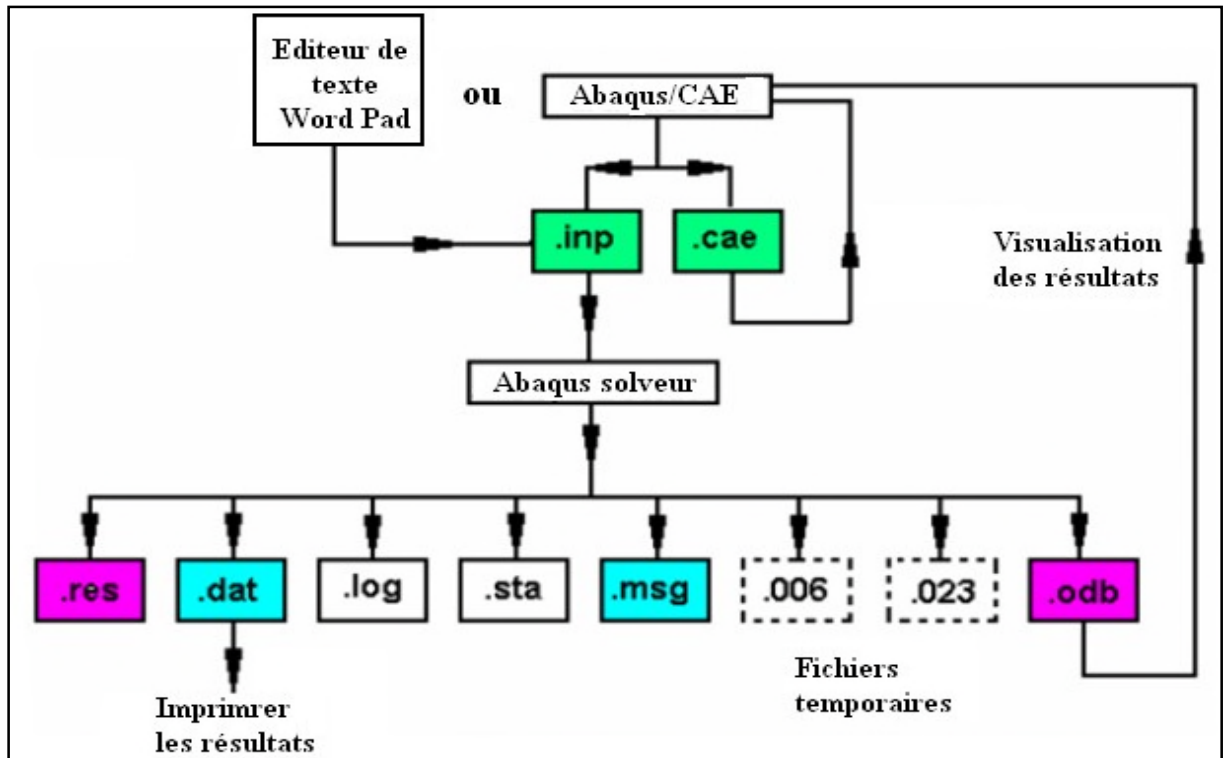


Figure 22 : Le schéma de résolution dans ABAQUS.

(b) Les principaux modules

❖ **Le module ABAQUS /CAE (Computer Aided Engineering) qui est un environnement interactif permettant, [40]:**

- ✓ La création du modèle E.F,
- ✓ Le lancement de calcul,
- ✓ Le diagnostic d'éléments, la visualisation des résultats.
- ✓ Les modules ABAQUS /Standard et ABAQUS /Explicit qui sont des solveurs qui font les calculs, [41].

❖ **Le module ABAQUS/Standard (faisant une résolution implicite) qui permet en premier lieu les :**

- ✓ Analyses linéaires ou non-linéaires, telles que :
- ✓ L'analyse statique ou dynamique en contraintes et déplacements,
- ✓ La réponse visco - élastique ou visco - plastique,
- ✓ L'analyse de transfert thermique (transitoire et stationnaire),
- ✓ L'analyse de diffusion de masse (transitoire et stationnaire),
- ✓ L'analyse acoustique.

- ✓ Les problèmes couplés.
- ✓ Thermo- mécanique avec couplage réciproque,
- ✓ Thermo- électrique,
- ✓ Pièzo- électrique,
- ✓ Mécanique des milieux poreux saturés et non-saturés, couplage avec l'écoulement thermomécanique avec diffusion de masse,
- ✓ Couplage mécanique/acoustique.
- ✓ En deuxième lieu les analyses linéaires de perturbations, telle que :
- ✓ Analyse statique ou dynamique en contraintes et déplacements (modes propres, flambage, ...).
- ❖ **Le module ABAQUS/Explicit (faisant une résolution explicite) qui permet :**
 - ✓ L'analyse dynamique en contraintes et déplacements.
 - ✓ Le module ABAQUS /Viewer, [40] : qui permet la visualisation des résultats.

(c) **Les algorithmes de résolution:**

Abaqus utilise des algorithmes de résolution qui traitent les différents problèmes :

- Le problème linéaire : solution obtenue directement,
- Le problème non-linéaire en régime permanent : solution obtenue avec itération (avec contrôle de la précision),
- Le problème non-linéaire en régime transitoire : solution obtenue avec itération (avec contrôle de la précision) et incrémentation (avec contrôle du pas de temps), utilise le schéma d'intégration implicite de Hilbert-Hughes-Taylor,
- Des techniques de résolution,
- Des non linéarités géométriques,
- La formulation de Lagrange et de Lagrange actualisées (problème d'élasticité ou d'élasto - plasticité),
- La résolution d'équations non-linéaires,
- La méthode de Newton complète (qui consiste la reconstruction de la matrice de rigidité pour chaque itération),
- L'accélérateur de convergence pour des discontinuités sévères,
- Le contrôle de la solution,
- Le contrôle en forces, déplacements et températures pour chaque pas de temps, □le critère sur les résidus (minimum) associés à chaque type d'équations.

Conclusion :

Dans ce chapitre, tout ce qui est dans le cheminement destiné pour la réalisation de la simulation de l'usinage a été bien exposés. Nous avons appris les différentes zones de la coupe orthogonale, les différentes approches pour modéliser l'usinage, les différentes formulations de la modélisation, les différents domaines de modélisation, les différents logiciels qui peuvent simuler l'usinage, présentation générale du logiciel ABAQUS car il est le plus performant.

Pour simuler notre chapitre, et montrer le fonctionnement de la simulation. Donc, on a commencé par la présentation de la coupe orthogonale, car elle est la plus simple pour la réalisation d'une étude bien détaillé, comme a fait Rutherford avec l'atome de l'hydrogène pour réaliser un postulat sur le spectre atomique continue. Puis on a expliqué la modélisation pour enfin aboutir à un modèle constitutif qui vas nous assurer la fiabilité de notre simulation , et on conclue par le choix d'un logiciel de simulation numérique.

Introduction :

La contrainte d'écoulement JohnsonCook est la plus utilisée dans la modélisation par élément finis de la coupe de métal. Ce modèle empirique dissocie les aspects plastiques visqueux et thermiques sans prendre en compte l'adoucissement des déformations tel que proposé par les modèles les plus récents. Ce phénomène n'est donc significatif que lors de la formation de copeaux segmentés.[49]

L'utilisation du modèle constitutif de Johnson Cook n'a aucun sens pour des températures supérieures à T_{ref} . Le terme lié à la viscosité est égale 1 lorsque la vitesse de déformation est égale à la valeur de référence et que la contrainte d'écoulement est indépendante de la vitesse de déformation à cette vitesse de déformation particulière.[49]

Les paramètres du modèle constitutif de Johnson Cook sont généralement déterminés par **split Hopkinson pressure Bar** [SHPB]. Cette configuration expérimentale permet d'atteindre des déformations jusqu'à 0.5 et des vitesses de déformations inférieures à 10^4 s^{-1} . Ces valeurs sont inférieures à ce qui est observé lors de l'usinage.[49]

La contrainte d'écoulement pour des valeurs plus élevées est ensuite extrapolée ; ce qui peut conduire à des évolutions discutables.[49]

L'écoulement Johnson Cook représente fidèlement le comportement du matériau. Cependant, d'après SimeatOzel, le modèle constitutif de Johnson Cook ne représente pas avec précision le comportement du matériau à forte déformation. Les taux de déformation, vitesse de déformation et de température doivent être pris en compte.

Le frottement à l'interface outil-pièce et le modèle constitutif du matériau sont les deux facteurs majeurs qui influent la modélisation de l'usinage.[49]

Filice et Cool ont étudiés l'influence de la contrainte d'écoulement du matériau et de la loi de frottement, quatre modèles constitutifs ont été considérés, l'un d'eux étant celui de JohnsonCook, et trois modèles de friction, l'un d'entre eux et celui de Coulomb. Ils ont conclu que des différences significatives sont observées en fonction du modèle constitutif du matériau et qu'il n'y a pas un seul modèle qui prédit avec précision toutes les valeurs étudiées. Exemple : la force de coupe peut être modélisée mais alors la force d'avance ne le sera pas et vice-versa [49]

Selon Umbrello et al [17] ; [18], la contrainte d'écoulement de JohnsonCook n'est pas adaptée aux grandes déformations en raison de son identification SPHB qui ne peut pas atteindre des déformations aussi importantes qu'un usinage.

Les expériences d'usinage donnent des forces de coupe introduites dans un modèle de coupe orthogonale analytique pour déterminer les paramètres de la contrainte d'écoulement de JohnsonCook pour le matériau dans la zone de cisaillement primaire [13].

Une telle procédure évite les explorations causées par la limitation des déformations, des taux de déformation et des températures du SPHB, augmentant la précision des résultats numériques. En plus de la large mise en œuvre du modèle JohnsonCook dans les logiciels à éléments finis commerciaux et orientés vers l'industrie, un avantage notable de ce modèle constitutif est la grande disponibilité de ses paramètres pour de nombreux matériaux dans la littérature. Cette force est également une faiblesse.

En effet, plusieurs ensembles de paramètres se retrouvent dans la littérature pour un même matériau et ils peuvent être très différents. Cette variabilité est principalement due aux différentes conditions expérimentales, la composition chimique du matériau et au traitement thermique.

Khan et coll [14] ont souligné l'importance de la méthode d'identification suivie pour déterminer les paramètres. Ils ont mis en évidence des différences allant jusqu'à 600 pour cent pour certaines valeurs utilisées dans le processus d'identification, bien que la composition chimique

II.1. Explication complète du modèle Johnson Cook :

(a) Loi de Johnson-Cook :

Le choix d'une loi d'écoulement plastique est un point très important dans la modélisation du cisaillement. Elle doit prendre en compte les phénomènes d'écrouissage, du durcissement dynamique et d'adoucissement thermique, et doit être valable pour des gammes de déformations, de vitesses de déformations et de températures étendues. L'identification de ces paramètres nécessite de mettre en œuvre des essais mettant en jeu des grandes déformations, des vitesses de déformation élevées et une large gamme de températures.

Pour décrire la contrainte d'écoulement plastique nous avons choisi une loi empirique multiplicative de type loi de Johnson-Cook [35]. Elle exprime la contrainte d'écoulement en

fonction de la déformation équivalente, de la vitesse de déformation équivalente et de la température.

Johnson et Cook introduisent une température de transition T_t au-dessus de laquelle l'effet de la température sur la contrainte d'écoulement n'est pas négligeable. La loi d'écoulement s'écrit [17] :

Pour $T \leq T_t$:

$$\sigma(\epsilon_{eq}, \dot{\epsilon}_{eq}, T) = (A + B(\epsilon_{eq}^p)^n) \left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_{eq}^p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right)$$

et $T_f > T > T_t$:

$$\sigma(\epsilon_{eq}, \dot{\epsilon}_{eq}, T) = \underbrace{(A + B(\epsilon_{eq}^p)^n)}_{\text{Terme d'écrouissage}} \underbrace{\left(1 + C \ln \left(\frac{\dot{\epsilon}_{eq}^p}{\dot{\epsilon}_0} \right) \right)}_{\text{Terme dynamique : } f_d} \underbrace{\left(1 - \left(\frac{T - T_t}{T_f - T_t} \right)^m \right)}_{\text{Terme d'adoucissement : } f_a}$$

Cette loi d'écoulement se décompose en trois termes : un terme d'écrouissage, un terme dynamique et un terme d'adoucissement.

Le terme relatif à l'écrouissage correspond à la contrainte d'écoulement à vitesse de déformation constante ($\dot{\epsilon}_{eq}^p = \dot{\epsilon}_0$) et à la température constante ($T = T_t$).

A est la contrainte d'écoulement à déformation plastique nulle, B et n sont respectivement les paramètres linéaires et non linéaire d'écrouissage.

Le deuxième terme est un facteur multiplicatif noté f_d caractérisant le durcissement dynamique du matériau. Ce terme dépend donc de la vitesse de déformation plastique équivalente. C est le coefficient de sensibilité à la vitesse de déformation et $\dot{\epsilon}_0$ est une vitesse de déformation de référence.

Le troisième terme de la loi est un facteur noté f_a correspondant au phénomène d'adoucissement thermique. En dessous de la température de transition T_t , l'effet de la température sur la loi d'écoulement est négligé. Pour des températures comprises entre T_t et la température de fusion T_f , la contrainte d'écoulement diminue avec la température pour devenir nulle pour ($T = T_f$). Au-delà de la température de fusion, la contrainte d'écoulement est pratiquement nulle. T_t est donc la température de transition à partir de laquelle on a un mécanisme d'adoucissement thermique, et m étant l'exposant d'adoucissement thermique.

(b) L'allure de l'évolution de ces trois termes en fonction des différentes variables.

Cette loi peut également s'écrire dans le cas d'une sollicitation de torsion et permet de relier la contrainte de cisaillement τ et la déformation de cisaillement g [17] :

En utilisant les relations suivantes :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{3}\tau_{et} \varepsilon_{eq} = \frac{g^p}{\sqrt{3}}$$

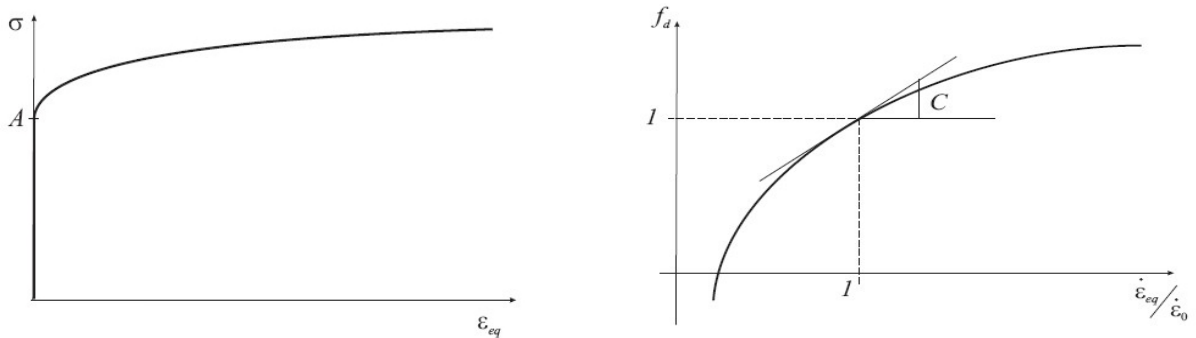
Et la loi de Johnson et Cook, on obtient l'expression de la contrainte de cisaillement[17] :

$$\tau(g^p, \dot{g}^p, T) = (\acute{A} + \acute{B}(g^p)^n) \left(1 + \acute{C} \ln \left(\frac{\dot{g}^p}{\dot{g}_0} \right) \right) \left(1 - \left(\frac{T-T_t}{T_f-T_t} \right)^m \right)$$

Avec

$$\acute{A} = \frac{A}{\sqrt{3}} ; \acute{n} = n ; \acute{B} = \frac{B}{(\sqrt{3})^{n+1}} ; \acute{C} = C ; \dot{g}_0 = \sqrt{3}\dot{\varepsilon}_0$$

Terme d'érouissage en fonction de ε_{eq} Facteur dynamique en fonction de $\dot{\varepsilon}_{eq}$



Facteur d'adoucissement en fonction de T

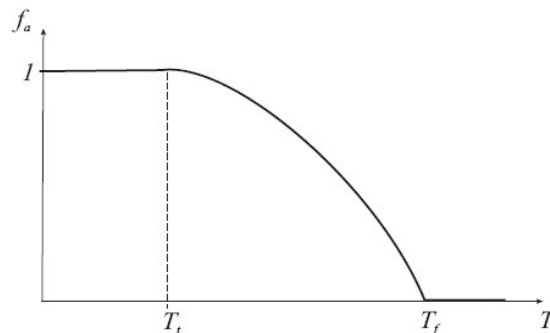


Figure 23 : Allure de l'évolution des différents termes de la loi de Johnson Cook, [17].

Conclusion :

Après d'avoir appris l'avis des spécialistes, leurs critiques objectives au modèle constitutif Johnson Cook, ça nous a servi d'avantage d'avoir une lucidité profonde vis-à-vis de ce dernier, et de comprendre pourquoi qu'il était choisi et renommé dans toutes les hautes études de simulation de nos jours.

Introduction :

L'étude réalisée dans ce chapitre, est construite à base des articles publiés dans le site **science directe**. Donc, c'est des études qui sont faites à base du modèle Johnson Cook, chacune des études publiées dans ces articles avait étudié le phénomène de la formation du copeau de différents angles de vue, mais à base du même modèle constitutif et du même matériau TI-6AL-4V. Ces dernières ont effectué plusieurs essais avec plusieurs ensembles de paramètres du modèle constitutif, pour l'objectif d'atteindre la meilleure simulation de la formation du copeau segmenté.

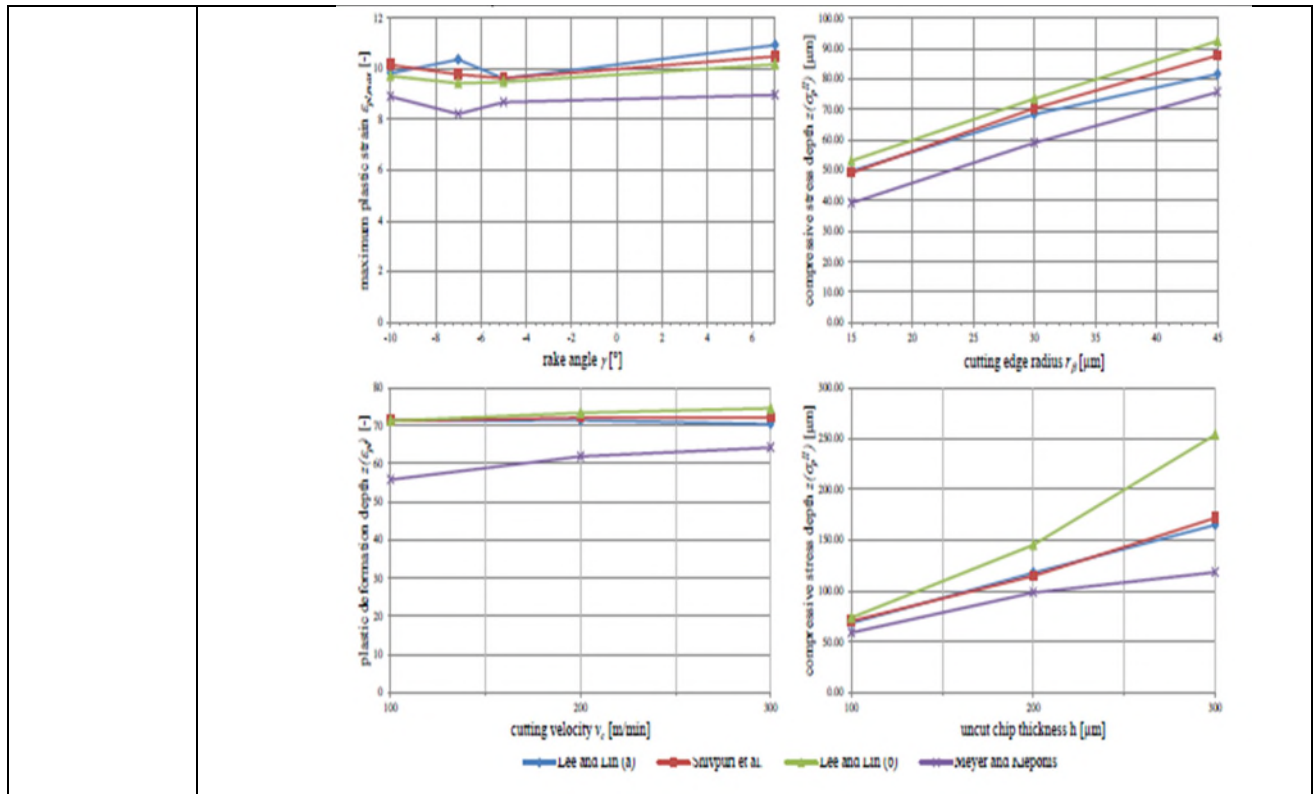
Et dans notre stratégie de mener cette étude, nous avons pris l'aspect chronologique, qui est très important, car la science évolue, la technologie évolue dans tous les secteurs. Alors, nous avons pris des études qui sont réalisées dans des dates différentes qui sont comme suite : (2011, 2013, 2015, 2017, 2018, 2019). Pour faire une étude comparative qui s'étale sur un domaine de temps large et récent d'un côté, et de l'autre côté, pour être à jour et pouvoir effectuer une comparaison, car dix ans en arrière c'est pas assez lointain, donc les études à comparer sont dans la même dimension et sur la même longueur d'onde.

Cependant, nous avons pris toutes ces études, et nous les avons bien analysées d'un œil critique et objectif, pour mener une comparaison, qui va nous permettre d'opter pour la /ou la meilleure étude(s) et de sélectionner le meilleur ensemble de paramètres du modèle constitutif.

Bien entendu, ce dernier va nous permettre d'avoir la meilleure simulation, et la réalisation de la meilleure forme du copeau souhaitée lors de l'usinage.

Tableau 1 : Etude 2011, [44]

Année	Auteur	Paramètre				
		A	B	C	n	m
2011	V.Schulze ^a F.Zanger ^a *	782,7	498,4	0,028	0,28	1,0
		724,7	683,1	0,035	0,47	1,0
		870,0	990,0	0,011	0,25	1,0
		896,0	656,0	0,0128	0,5	0,8
Simulation						
Courbe						



Discussion

A l'aide d'éléments du type « CPE4Tà » provenant de la bibliothèque d'éléments d'ABAQUS. Au début de chaque simulation, la pièce à usiner était maillée par environ 16000 éléments. En raison de ce procédé, des températures constantes ont été atteintes après une longueur de coupe qui était trois fois l'épaisseur des copeaux non coupés.

Avec ce modèle de simulation, il est possible de calculer les états de contraintes résiduelles ainsi que les paramètres établis tel que les forces de processus, les températures de coupe et la forme des copeaux lors de la découpe du métal de matériaux qui ont tendance à former des copeaux segmentés. Les paramètres qui ont été modifiés sont la vitesse de coupe, l'épaisseur des copeaux coupés, l'angle de dépouille, l'angle de coupe, le rayon du tranchant.

Les profils de profondeurs obtenus peuvent être caractérisés par quelques points caractéristiques. Pour les profils de contraintes, ces points sont les contraintes résiduelles maximales de compression σ_p et de la traction σ_t dans la direction de coupe, et la profondeur des contraintes de compression Z_{σ_p} .

Le profil de déformation peut être caractérisé par la déformation plastique maximal $\epsilon_{pl,max}$ et la profondeur de déformation plastique maximale $Z_{\epsilon_{pl,max}}$, qui est déterminée en

finissant une limite inférieure $\epsilon_{plim}=0.01$. Donc, ces influences de chaque facteur du modèle de matériau, ils sont considérés séparément.

L'angle de coupe γ a montré des profondeurs décroissantes de contrainte de compression et des profondeurs de déformation plastique avec des angles croissants, tandis que la déformation plastique maximale a montré une tendance à la baisse dans les angles négatifs.

Avec l'augmentation du rayon de coupe $r\beta$; la profondeur de la contrainte de compression et de la déformation plastique augmente. Les valeurs maximales des contraintes de traction et des déformations ont montré le même comportement.

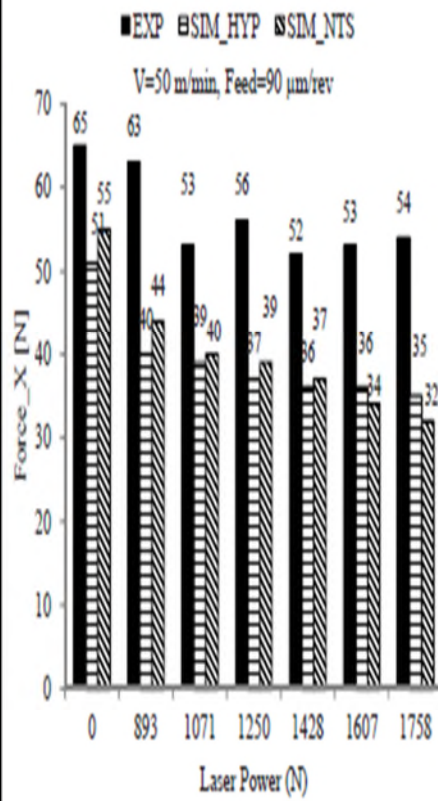
La profondeur de la déformation plastique augmente légèrement dans la gamme variée de la vitesse de coupe.

Cela est dû au taux de déformation plastique croissant. L'influence dominante de la vitesse de déformation plastique peut également être observée lors de la variation de l'épaisseur des copeaux non coupés, ou une augmentation entraîne une augmentation de la profondeur des contraintes de compression.

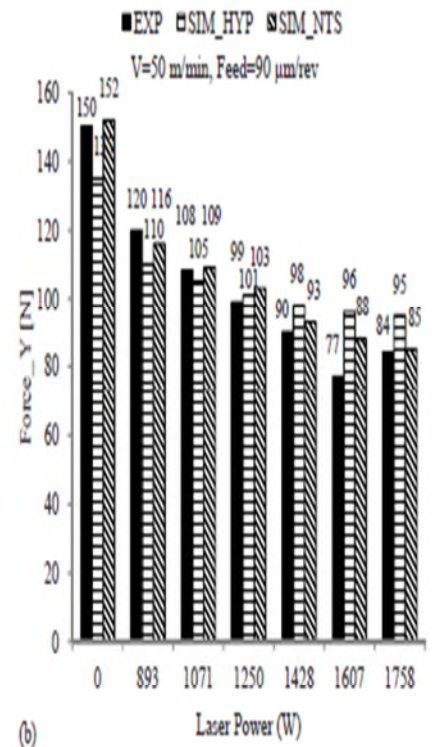
Tableau 2 : Etude 2013, [45]

Année	Auteur	Paramètre				
		A	B	C	n	
2013	Hassan Zamni ^{a*} Jan-Patrick Hermani ^b Bernhard Sonderegger ^a ChristatSommitsch ^a	724	683,2	0,035	0,47	,0
Simulation						
Courbe						

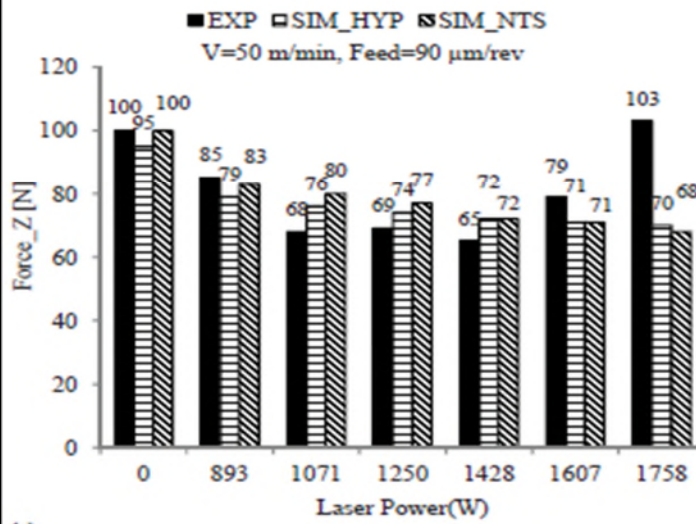
Histogramme



(a)



(b)



(c)

Discussion

la plus grande réduction entre le conventionnel et le LAM peut être observée pour une vitesse de coupe de 25m/min et une vitesse d'avance de 90 μ m/tr , bien que les variations deviennent faibles aux puissances laser supérieur a 1428w. Avec l'augmentation de la vitesse d'avance, les forces augmentent mais la quantité absolue de réduction des forces ne changent que légèrement. Dans ce processus l'augmentation de l'avance delaser de plus de 5mm montre un effet négatif sur la quantité de réduction.

Afin de valider le modèle, développé dans le présent travail, les forces de coupe calculées numériquement ont été comparées a celle déterminer expérimentalement. Dans le but d'optimiser le processus, le modèle a été vérifié pour différentes conditions de coupe telle que la vitesse de coupe, la vitesse d'avance et la puissance de laser. Les forces rapportées dans les histogrammes ont été obtenue en tant que valeur maximale des signaux de charge commele montre l'image de simulation dans le tableau avant que la simulation ne s'approche de l'état d'équilibre pour d'autre calcule tel que la température et l'usure. A titre de comparaison, un modèle de matériau TANH a été appliqué dans cette étude pour indiquer la différence entre les deux modèles.

Comme on observe sur l'histogramme dans le tableau, l'adoucissement thermique non linéaire a des taux de déformation élevés fournis une large gamme de validité pour les résultats de la simulation. Contrairement a ce modèle, le modèle de matériau TANH produit des forces plus faible en cas d'usinage sans laser et n'est pas capable de prédire équilibrément la réduction de la force avec une variation de la puissance laser.

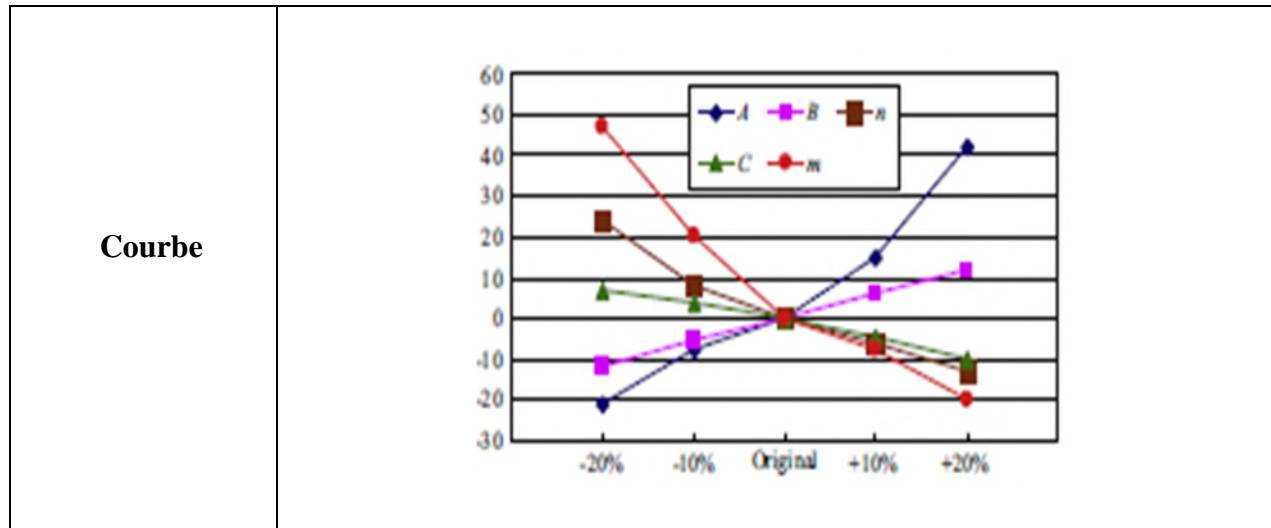
Un excellent accord pour les forces de coupe dans la direction Y a été trouvé pour le modèle utilisé. Les forces dans la direction Z ont montré un très bon accord pour des puissances laser jusqu'à 1428w. la quantité de réduction de force prédite avec, en augmentant la puissance du laser dans la direction X est plus élevées que les résultats expérimentaux.

Les résultats de la simulation confirment que le modèle FEM thermomécanique développé pour l'usinage assisté par laser dans les conditions de coupe testées est robuste et peut être utilisé pour l'optimisation des processus.

En raison de la grande taille d'élément utilisé dans la simulation (la taille minimale de l'élément était de 0.015 mm) dans la zone de cisaillement primaire la morphologie de la pièce dans ce processus n'a pas été prise en compte.

Tableau 3 :Etude 2015, [49]

Année	Auteur	Paramètre				
		A	B	C	n	m
2015	Bing Wang Zhanqiang Liu	689.6	264.8	0.0096	0.272	0.64
		775.8	297.9	0.0108	0.306	0.72
		862	331	0.012	0.34	0.8
		948.2	364.1	0.0132	0.374	0.88
		1034.4	397.2	0.0144	0.408	0.96
Simulation						



Discussion

On montre les résultats de la simulation de la formation du copeau dentelé sous différents paramètres du modèle constitutif Johnson Cook. En ce qui concerne la morphologie de la pièce visualisée sur le tableau, des différences évidentes peuvent être trouvées par rapport à la morphologie de la pièce produite sous les paramètres du modèle constitutif Johnson Cook.

Afin d'analyser quantitativement les changements de morphologie de la pièce sous différents paramètres de ce dernier.

On peut voir que lorsque la limite élastique initiale A ou le module de durcissement B passe d'une diminution de 20%, la sensibilité à la dentelure des copeaux augmente d'une valeur négative à une valeur positive. En d'autres termes, le degré de dentelure des copeaux augmente avec l'augmentation de la limite élastique initiale A ou du durcissement B . Lorsque le paramètre A ou B augmente, la résistance du matériau à la capacité de durcissement du matériau augmente, ce qui signifie qu'il faut consommer beaucoup d'énergie pour le matériau subissant la même déformation. Par conséquent, plus de chaleur est générée dans la zone de cisaillement primaire par la transformation ou du travail physique.

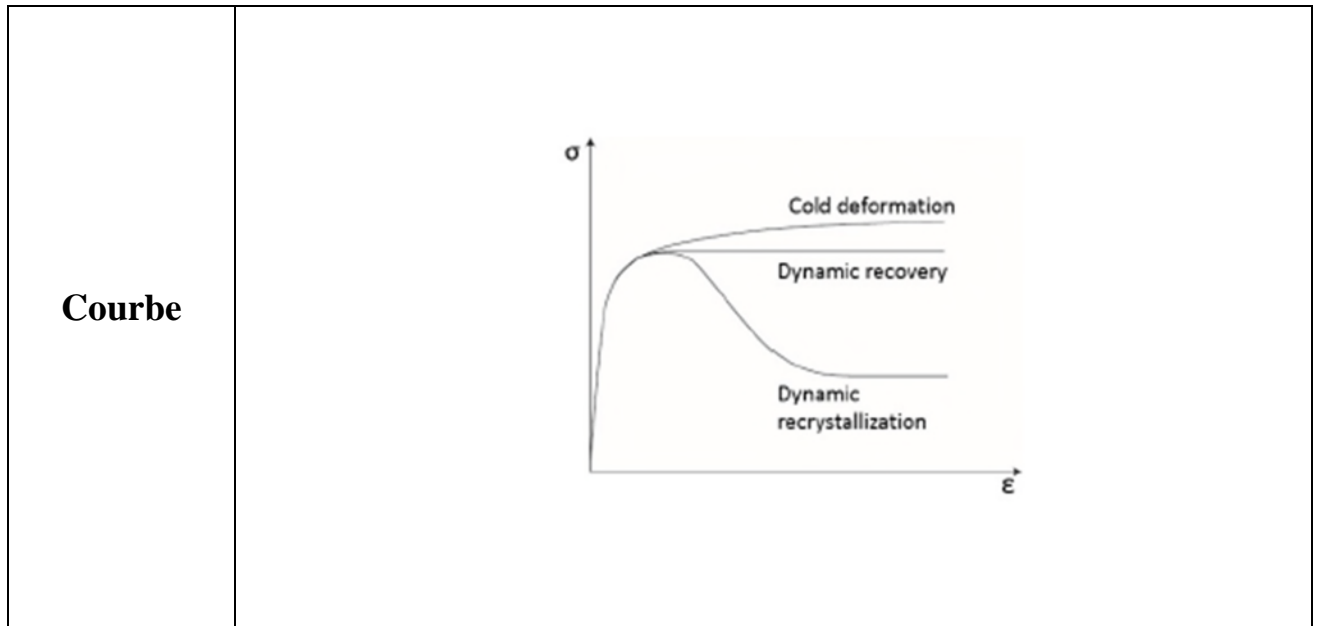
En conséquence, la dentelure des copeaux augmente car l'influence du ramollissement thermique est prédominante que l'effet du durcissement basé sur la théorie du cisaillement adiabatique. En revanche, le coefficient de dépendance de la vitesse de déformation C et le coefficient de ramollissement thermique ont tous des corrélations négatives avec la sensibilité à la dentelure du copeau, évolue d'une valeur positive à une valeur négative lorsque ces trois paramètres du modèle constitutif de 20% décroissant à 20% croissant.

Le mécanisme pour expliquer les résultats que la capacité de durcissement du matériau augmente avec l'augmentation des trois paramètres, ce qui supprime la dentelure du copeau a des degrés différents. En outre les influences de la limite élastique initiale A et du coefficient de ramollissement thermique m sur la dentelure des copeaux sont les plus importantes.

Lorsque ces deux paramètres passent d'une diminution de 20% à une augmentation de 20%, la sensibilité de la dentelure du copeau passent de -21% à 42% pour limite d'élasticité initiale A tandis que de 47% à -20% pour le coefficient de ramollissement thermique m. l'influence du coefficient de dépendance du temps de déformation C sur la dentelure des copeaux est la moindre.

Tableau 4 : Etude 2017, [42]

Année	Auteur	Paramètre				
		A	B	C	n	m
2017	D.yameogo* B.Haddag H.Makivh M.Nouari	968	380	0,02	0,421	0,577
Simulation						



Discutions

Les morphologies des pièces simulées et expérimentales ont été comparées selon les deux aspects :

- Morphologie de la pièce
- Modification de la taille des grains

A travers la fréquence de segmentation – cette dernière est calculer selon ducobu par l'équation : $F_g = V_c / L$ ou F_g est la fréquence de segmentation, L la longueur définie image de simulation, V_c la vitesse de coupe. La longueur L est mesurée sur trois segments pour chaque modèle (**TANH et MB**).

Les segments irréguliers des pièces simulées non pas été choisir comme indiquer sur une valeur moyenne est évaluer pour chaque modèle.

L'écart type du modèle MB est inférieure à celui du modèle TANH. Le modèle MB présente une fréquence de segmentation plus faible qui est proche de celle trouvée expérimentalement. Le deuxième phénomène étudié est les changements de microstructure (distribution granulométrique moyenne).

L'image de simulation montre la granulométrie de la pièce. L'ASB se caractérise par une déformation plastique élevée, mais aussi par une granulométrie finie, les ASB simulé avec le modèle MB sont plus localiser que ceux obtenue avec le modèle TANH.

Il est montré que le modèle MB est prédit moins de nombre de segment que le modèle TANH car DRX ne se produit que lorsque certaine condition de déformation plastique et de température sont atteint.

Ce critère de déclenchements est représenté par la déformation critique.

Le processus de segmentation de la pièce peut être présenté en trois étapes, dans un premier temps, la charge due à l'outil induit les conditions de la recristallisation. C'est le fait de l'augmentation rapide et de localisation de la température due à la faible conductivité thermique de l'alliage TI-6Al-4V.

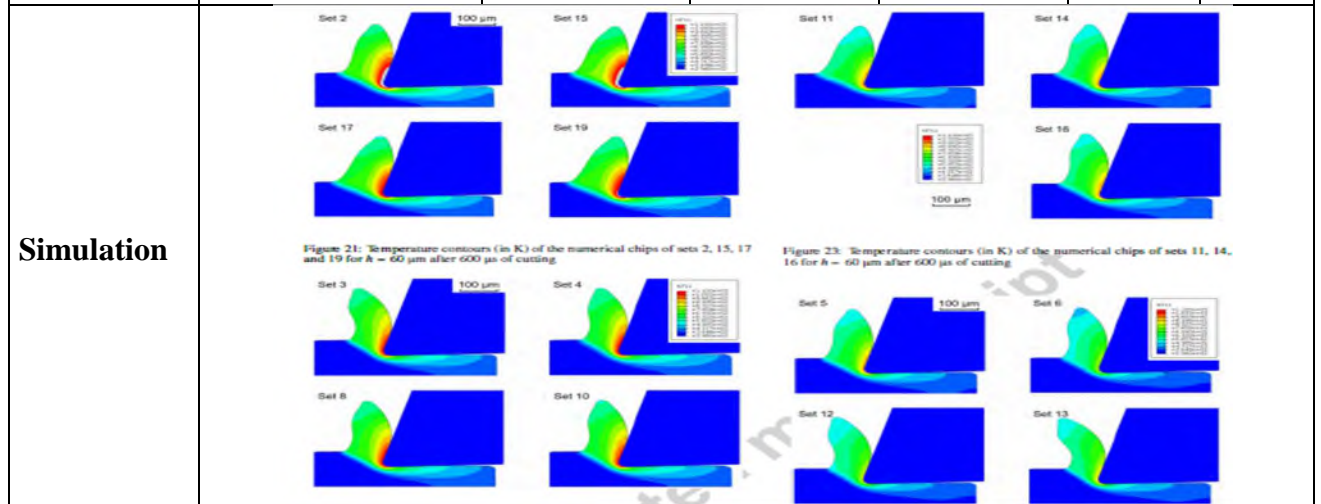
La déformation critique a tendance à diminuer tandis que la température augmente. Ensuite, la recristallisation se produit lorsque la déformation plastique est supérieure à la déformation plastique critique. Le ramollissement thermique facilite ce phénomène. Cela signifie que l'activation d'énergie nécessaire pour déclencher la recristallisation a été atteint, finalement.

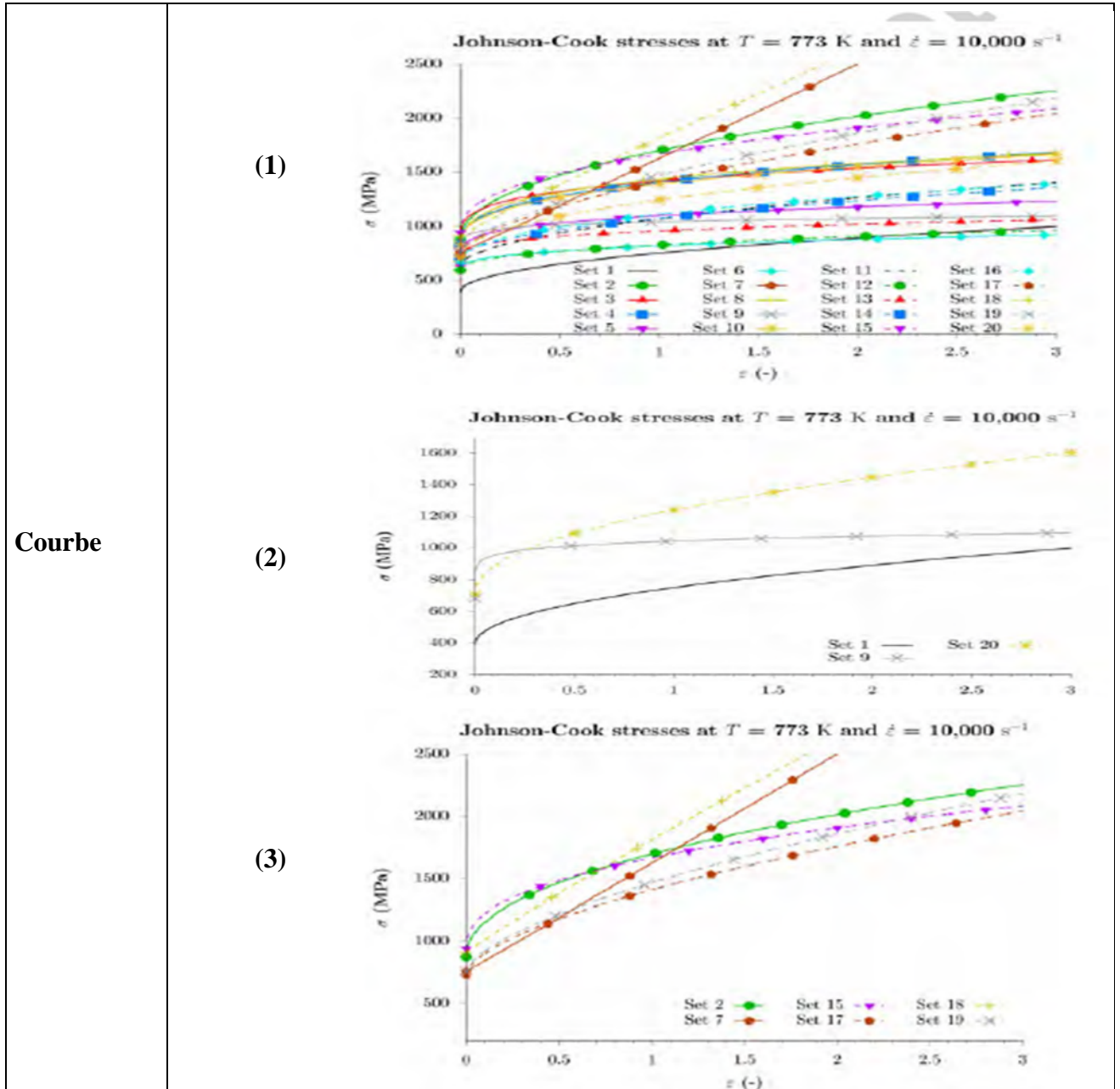
Image de simulation sert à la comparaison du champ granulométrique et de la morphologie de la pièce du modèle MB (a) et du modèle TANH (b).

La recristallisation induite un ramollissement sévère dans la région affecter par la recristallisation, cette région de la pièce subite la déformation la plus plastique et contraste avec la zone non affecter de la pièce apparaît. Ce contraste de la déformation plastique semble être l'ASB et le phénomène de segmentation.

Tableau 5 :Etude 2017, [43]

Année	Auteur	Paramètre				
		A	B	C	n	m
2017	F. Ducobu E. Rivière-Lorphèvr E. Filippi	418.4	394.4	0.035	0.47	1
		724.7	683.1	0.035	0.47	1
		782.7	498.4	0.028	0.28	1
		804	545	0.05	0.362	1.04
		859	640	0.000022	0.22	1.1
		862.5	331.2	0.012	0.34	0.8
		870	990	0.008	1.01	1.4
		870	990	0.011	0.25	1
		881	468	0.039	0.122	0.7
		884	599	0.034	0.362	1.04
		896	656	0.0128	0.5	0.8
		968	380	0.0197	0.421	0.577
		983	348	0.024	0.32	0.69
		984	520.3	0.015	0.5102	0.824 2
		988	762	0.015	0.414	1.51
		997.9	653.3	0.0198	0.45	0.7
		1.080	1.007	0.01304	0.5975	0.770 1
1.098	1.092	0.014	0.93	1.1		





Discutions

L'analyse des ensemble de paramètres est abouté par les évolutions des contraintes des vingt points sont rapportées sur la **courbe (1)** a une température de 773K et une vitesse de déformation de 10000s .de nombreuses informations sont présentées sur cette derrière et il n'est pas facile d'identifierclairement chaque courbe. L'objectif de cette courbe est de présenter une vue globale de vingt ensemble.

En ce qui concerne les paramètres, desdifférences importantes sont notées bien que le matériau soit le même. En regardant l'enveloppe des courbes, on observe des différences d'un facteur autour de 5 entre les contraintes de la limite inférieur et les contraintes de la limite

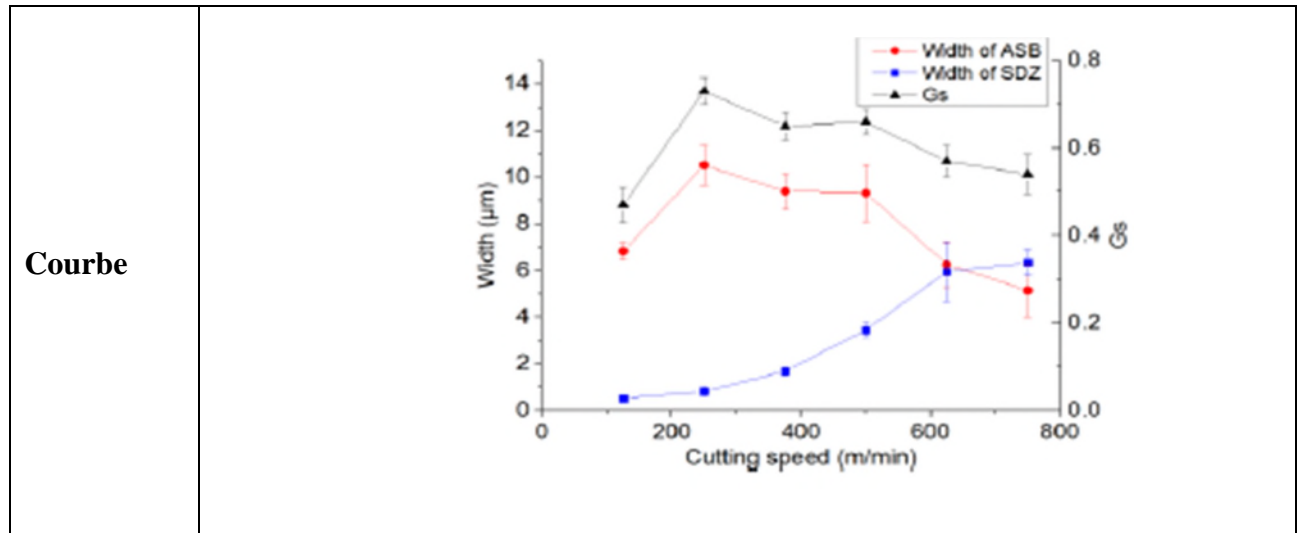
supérieure cette limite supérieure est définie par 2 ensembles particulières pour les souches supérieures à 0.75. Leurs évolutions diffèrent des autres globalement similaire avec une forme ressemblant à une sorte de logarithme (l'exposant n inférieur à 1 donne cette forme). la limite inférieure à également une évolution distincte avec une forme de type logarithme certains des ensembles conduisent à des évolutions et à des stress presque identiques. Une analyse plus détaillée est donc nécessaire. En regardant de plus près les évolutions de contraintes, de plus petits groupe d'ensembles peuvent être identifiés.

Ensemble 7 et 18 **courbe (3)** à des contraintes élevées avec évolution presque linéaire. Ils sont presque parallèles et l'ensemble 18 donne des contraintes plus élevées. Principalement en raison de sa valeur A plus élevées. Ces contraintes très élevées sont dues à B proche de 1 GPa combiné à une valeur n élevée. Un n presque égale à 1 conduit à leur évolution de contraintes presque linéaire. Ces n valeurs sont plus élevée du tableau. Le niveau des contraintes des ensembles 2 et 15 **courbe (3)** est le plus grand l'évolution ressemble à un logarithme. Les deux sont plus proche à de faibles déformation et l'ensemble 2 donne des contraintes plus élevées a de grandes déformation, principalement en raison de valeurs n et c plus grand. Les ensembles 17 et 19 **courbe (3)** conduisent également à des contraintes élevées et c est dû à leur grandes valeurs n .

A l'opposé la **courbe (2)** donne les contraintes les plus faibles due à leur valeur n la plus petite, ainsi que cette faible valeur d' A et B .

Tableau 6 : Etude 2018, [46]

Année	Auteur	Paramètre				
		A	B	C	n	m
2018	Xiangxu ^{a,b} Jan Zhang ^{a,b*} HongguangLiu ^{a,b} YotongQi ^{a,b} ZhechaoLiu ^{a,b} WanhuaZhao ^{a,b}	724,7	683,1	0,035	0,47	1,0
Simulation						



Discutions

L'analyse de l'évolution morphologique des copeaux avec l'augmentation de la vitesse de coupe, la déformation, la vitesse de déformation, la température, et la répartition des contraintes de la zone de cisaillement primaire se développent rapidement et entraineront une évolution de la morphologie des copeaux. L'origine de la force de coupe peut être divisée en quatre composantes la déformation plastique des matériaux de la pièce, chaleur produite par le frottement outil-pièce, la fracture des matériaux de la pièce et la formation de nouvelles surfaces, parmi lesquelles la déformation plastique est la principale contribution de 70% à 80%. Les copeaux dentelés reflétant la déformation plastique non homogène peuvent entrainer une fluctuation de la force de coupe qui est liée à l'évolution de la morphologie des copeaux.

H et h sont les hauteurs depuis le bas des pièces le bas et le haut de la segmentation respectivement. Les tendances de variation des paramètres de l'image simulation.

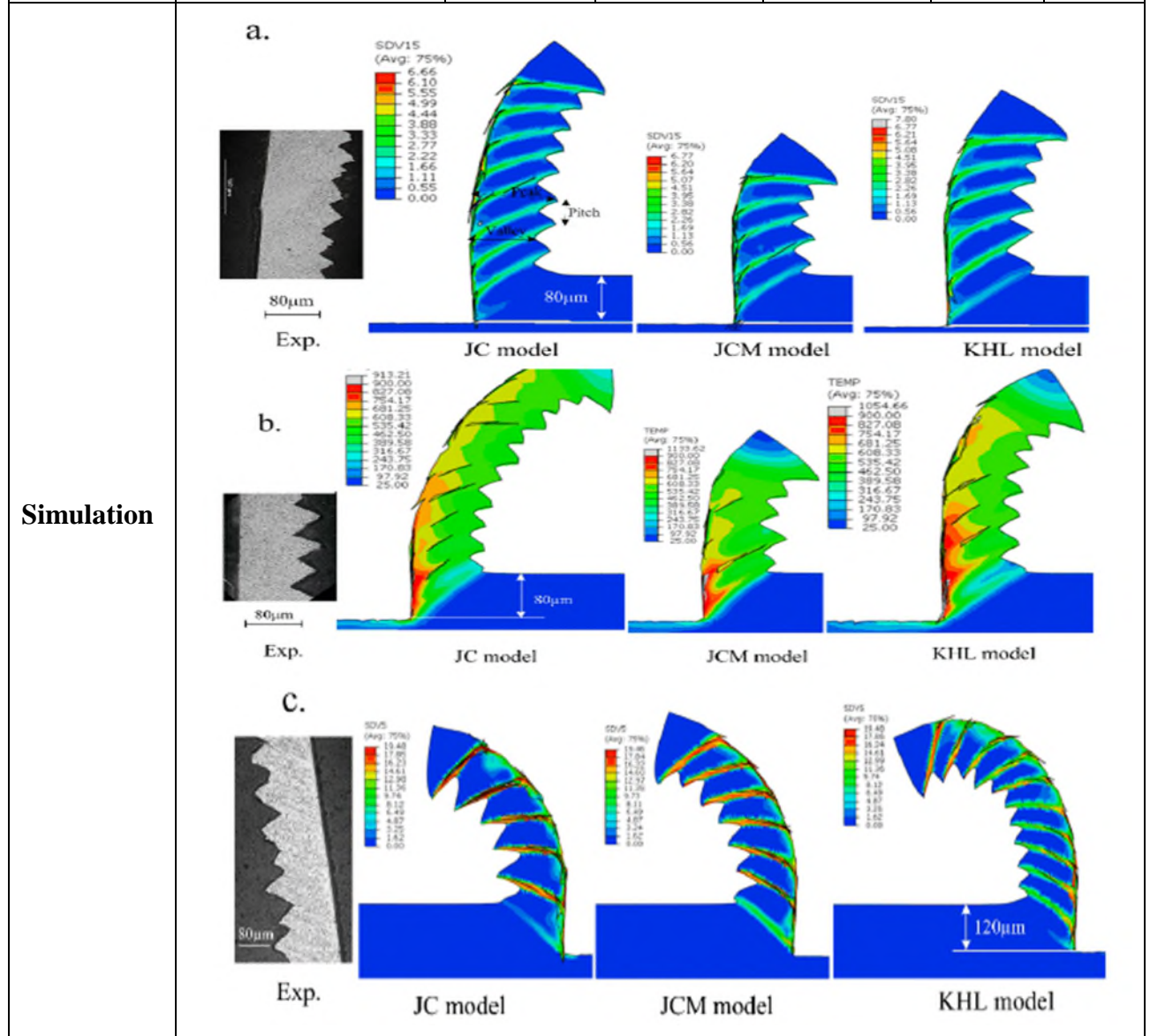
On peut voir que lorsque la vitesse de coupe augmente de 12 m/min à 250 m/min, le degré dentelé et la largeur de bande de cisaillement augmentent rapidement, puis diminuent lentement avec la vitesse de coupe augmentant continuellement. L'augmentation du degré dentelé et de la largeur de la bande de cisaillement motivera la fluctuation et le développement de la zone de déformation secondaire peuvent ralentir la fluctuation de la force de coupe est le résultat combinant l'influence de ces trois facteurs la morphologie des copeaux dentelés à différentes vitesses de coupe sont illustrée sur l'image de simulation. Comme l'angle de cisaillement augmente progressivement avec la vitesse de coupe augmentant de 125 m/min à 750 m/min, l'espacement des segments varierait également et des

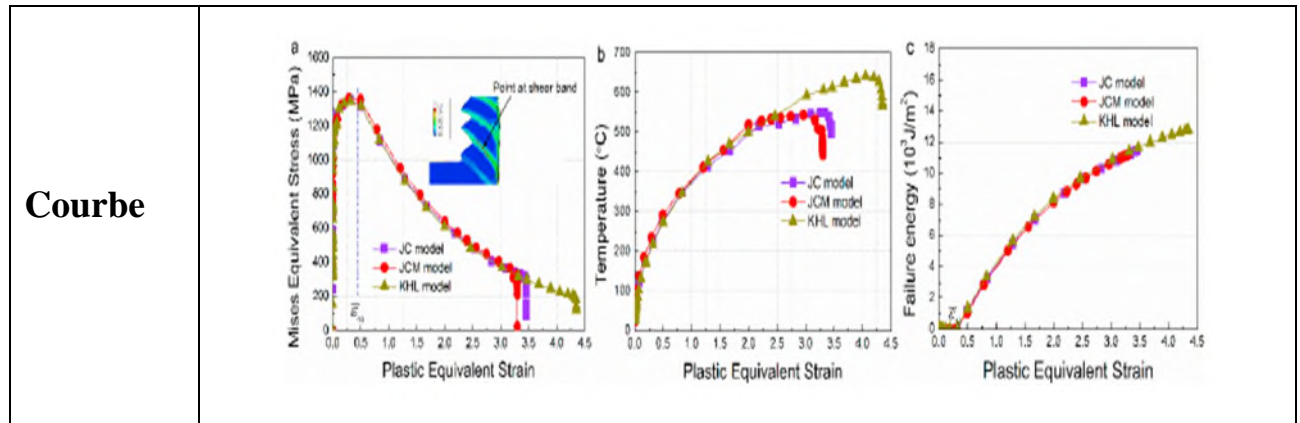
fissures apparaissent même entre les segmentations de copeaux à une vitesse de coupe d'environ 250 m/min.

Afin d'étudier l'influence de la morphologie des copeaux sur la force de coupe, trois principales caractéristiques efficaces de la morphologie des copeaux telle que le degré dentelé et la largeur de la bande de cisaillement adiabatique et la zone de déformation secondaire seraient mesurée et analysées.

Tableau 7 : Etude 2019, [47]

Année	Auteur	Paramètre				
		A	B	C	n	m
2019	GuangChen ^{a,b*}					
	LianpengLu ^a	831.355	857.932	0.302	0.015	0.724
	ZhihongKe ^a	0.724	874.778	0.012	0	1.417
	XudaQin ^{a,b}					
	Cheng ZuRen ^{a,b}	0.724	874.778	0.012	0.315	1.417





Discutions

Les contraintes d'écoulement, les températures et l'énergie de rupture simulées G_f du point d'intégration au milieu de la bande de cisaillement adiabatique **courbe (a)** avec différents modèles sont illustrées sur les courbe. Notez que les déformations plastiques équivalentes du point sélectionné le long de la bande de cisaillement par différentes les modèles varient de 3,3 à 4,4. Cependant, les contraintes de Mises aux stades d'évolution du plastique stable et des dommages des modèles JC, JCM et KHL sont proches les unes des autres. Les déformations initiales de rupture prédites par les trois modèles sont identiques. Il est à noter que les trois modèles plastiques et le critère d'évolution des dommages basé sur la densité d'énergie peuvent caractériser le comportement d'adoucissement de l'écoulement qui , avec l'augmentation de la contrainte. De plus, par rapport aux modèles JC et JCM, la déformation plastique et la température du modèle KHL sont plus élevées, ce qui conduit à une énergie de rupture plus importante pour le modèle KHL à une déformation plastique plus importante.

Les modèles en plastique décrivent le comportement d'écrouissage, ils peuvent être utilisés pour caractériser le comportement d'adoucissement de l'écoulement par un modèle précis de défaillance ou d'endommagement. La température de la bande de cisaillement est d'environ $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ à $700\text{ }^{\circ}\text{C}$ et est causée par l'élévation de température adiabatique qui est liée à la déformation plastique le long de la bande de cisaillement adiabatique. L'énergie de panne s'accumule. Lorsque l'état initial de défaillance est atteint. L'énergie de rupture de la déformation prédite par les trois modèles est presque identique dans les mêmes conditions de déformation; pendant ce temps, la loi d'évolution de l'énergie de rupture peut caractériser l'adoucissement de l'écoulement en contraintes d'écoulement. Cependant, les morphologies de puce prédites par les trois modèles varient pour des conditions spécifiques, et cela est causé par la variation de la déformation plastique, de la température ainsi que de l'énergie de rupture.

Conclusion

Après l'étude effectuée et exposée dans ce chapitre, on a vu plusieurs optiques de constater l'ensemble de paramètres du modèle constitutif JohnsonCook, qui a pu réaliser la meilleure simulation d'un copeau segmenté adaptée à la réalisation réelle lors de l'usinage.

La comparaison nous était pas facile, car chaque étude est basée sur des critères vraiment à sensibilité concernant la pièce, l'outil, la machine et leurs interactions à la fois. Donc, notre comparaison est quantitative (le nombre de critères pris en compte), et qualitative (les degrés de sensibilité des critères pris en compte). Dans ce sens, nous avons optés pour l'étude de 2015 et 2019, car l'achèvement de ces dernières ont conclu par :

Etude 2015 :

- 1- La limite élastique initiale A et le module d'érouissage B ont une corrélation positive avec la sensibilité de la dentelure des copeaux tandis que le coefficient d'érouissage n, le coefficient de dépendance de la vitesse de déformation C et le coefficient de ramollissement thermique m'ont tous des corrélations négatives avec la sensibilité des dentelures des copeaux. Les influences de la limite élastique initiale A et du coefficient de ramollissement thermique m sur la dentelure des copeaux sont les plus importantes.
- 2- Les influences de cinq paramètres du modèle constitutif JohnsonCook sur la sensibilité à la flexion de la pièce sont opposées à celle sur la sensibilité de la dentelure de la pièce. Et le classement de l'étendue d'influence des paramètres du modèle constitutif est A, B, C, n, m.
- 3- La force de coupe moyenne augmente avec l'augmentation des cinq paramètres du modèle constitutif JohnsonCook.
- 4- Lorsque le facteur du ramollissement thermique n'est pas pris en compte lors des simulations de découpe, la morphologie des copeaux obtenue est continue, ce qui indique que la réduction de la contrainte d'écoulement provoqué par le ramollissement thermique est le facteur prédominant régissant la formation du copeau dentelé.
- 5- La simulation et les résultats expérimentaux montrent que le degré dentelé des copeaux augmente avec la vitesse de coupe jusqu'à ce que le copeau se fragmente. Le point de rupture de la vitesse de coupe de la morphologie des copeaux de dentelé a fragmenté pour TI-6Al-4V est d'environ 25000 m/min. de plus, la force de coupe moyenne diminue avec l'augmentation de la vitesse de coupe.

Etude 2019 :

Trois modèles plastique, à savoir le modèle Jonson Cook, le modèle JCM, le modèle KHL et un critère d'endommagement ductile basé sur la densité d'énergie ont été appliqués pour simulé la coupe orthogonale pour l'alliage TI-6Al-4V. Pour la plupart des conditions, les forces prédites et la morphologie de la pièce concordent bien avec les résultats expérimentaux. Les modèlesplastiques ainsi que le critère d'endommagement ductile peuvent caractériser l'effet d'adoucissement de l'écoulement dans la formation du coupeaux segmentés. Pendant ce temps, la contrainte d'écoulement, la température et l'énergie de rupture dans la bande de cisaillement adiabatique ont été analysés pas les résultats de la simulation.

Par le biais des résultats expliqué précédemment, nous y sommes enfin arrivés à parvenir rigoureusement à notre ambition de clôturé ce travail par cette sélection.

Conclusion générale :

A travers les études exposées, analysée, bien expliquée, nous avons montré les aspects que peut recouvrir la prise en compte de la dynamique de la pièce lorsque l'on souhaite de simuler une opération d'usinage à l'échelle macroscopique.

L'approche que nous proposons permet d'envisager la réalisation de simulations en dynamique dans des conditions sévères. Ceci est particulièrement le cas lors de recherche d'une qualité de surface acceptable et d'une absence de vibration lors d'un enlèvement de matière important sur une pièce flexible.

Nous nous sommes attachés à décrire la démarche retenue ainsi que les principaux concepts et méthodes originaux qu'il a fallu développer pour pouvoir mettre en œuvre des simulations.

Par ailleurs, la qualité des résultats qui peuvent être attendus des simulations que nous proposons, repose sur la qualité des modèles dont nous pouvons disposer pour décrire le comportement mécanique du système POM et de l'interaction outil/pièce pendant l'usinage.

Il nous semble actuellement qu'il existe encore un déficit considérable de données fiables et complètes issues d'expérimentations fines. Il faudrait en effet définir soigneusement l'ensemble des paramètres qu'il faudrait pouvoir mesurer afin d'envisager la constitution de bases de données permettant de valider finement les approches numériques.

Nous pensons, que nous avons touché toutes les sensibilités de ce domaine, par une récapitulation, une analyse, un constat, une comparaison, une sélection, puis notre perspective est la suivante : consiste à simuler avec ces paramètres sélectionner dans ce travail et de mener une étude d'un angle de vue totalement différent, tel qu'on l'a démontré dans les études qu'on a exposées dans ce travail, car l'objectif est le même, tandis que les chemins d'y parvenir sont différents. Afin de rentrer dans le concert de la recherche et d'avoir une vision plus vaste dans ce domaine.

Donc nous y sommes aboutis à la fin de ce modeste travail, qui nous servira d'atout pour conquérir d'autres dimensions de recherche concernant ce domaine de simulation d'usinage.

Bibliographie

[1] N He, T.C Lee, W.S Lau, & S.-K Chan. « *Assessment of deformation of a shear localized chip in high speed machining* ».

Journal of Materials Processing Technology, 129:101 – 104, 2002.

[2] T. Kagnaya. « *Contribution à l'identification des mécanismes d'usure d'un WC-6%Co en usinage et par une approche tribologique et thermique* ».

Thèse de doctorat de l'école des mines de Paris, 2009.

[3] J.-L. Battaglia. « *Transferts thermiques dans les procédés de mise en forme des Matériaux* ». Lavoisier, 2007.

[4] Y. Dogu, E. Aslan, & N. Camuscu. « *A numerical model to determine temperature distribution in orthogonal metal cutting* ».

Journal of Materials Processing Technology, 171(1):1 – 9, 2006.

[5] I. Lazoglu & Y. Altintas, « *Prediction of tool and chip temperature in continuous and interrupted machining* ».

International Journal of Machine Tools and Manufacture, 42(9):1011 – 1022, 2002.

[6] O. Pantale, « *Modélisation et simulation tridimensionnelles de coupe des métaux* ». *Thèse de doctorat, N° d'ordre 1523. Université de Bordeaux I*, Juillet 1996.

[7] R. Laheurte, « *Application de la théorie du second gradient à la coupe des matériaux* », *Thèse de doctorat. Université de Bordeaux, Ecole Doctorale Des Sciences Physiques et De l'Ingénieur*. 2004.

[8] M. Barge, « *Etude expérimentale et numérique des mécanismes de coupe par abrasion* ». *Thèse de doctorat de l'école Centrale de Lyon*, Juillet 2005.

[9] S. Bissey, « *Développement D'un modèle d'efforts de coupe applicable à des familles d'outils : cas du fraisage des aciers traités thermiquement* ».

Thèse de doctorat. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, centre de Cluny, Avril 2005.

- [10] **P. Lestriez**, « *Simulation numérique de la coupe orthogonale par couplage thermique-comportement-endommagement en transformations finies. Application à la mise en forme* ». Thèse de doctorat. Université de technologie de Troyes. Décembre 2003.
- [11] **C. Shet, X. Deng**. « *Finite element analysis of the orthogonal metal cutting process*». *Journal of materials processing technology*, 2000, vol. 105, pp. 95-109.
- [12] **H. F Fassi, L. Bousshine, A. Chaaba & A. Elharif**, « *Numerical simulation of orthogonal cutting by incremental elastoplastic analysis and finite element method*». *Journal of materials processing technology*, 2003, vol. 141, pp. 181-188.
- [13] **Y.B. Guo et David W. Yen**, « *a FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining*». *Department of Mechanical Engineering, University of Alabama, Tuscaloosa, AL 35487, USA. Journal of materials processing technology*, 155-156, (2004), 1350-1356.
- [14] **Sung-Han Rhim & Soo-Ik Oh**, « *Prediction of serrated chip formation in metal cutting process with new flow stress model for AISI 1045 steel* ». *Journal of materials processing technology*, 2006, vol. 171, pp. 417-422.
- [15] **S. M'hemed, B. Hadj Sassi & S. Ben Salem**. « *Mécanisme de formation de copeau et optimization des efforts de coupe en tournage dur* ».
- [16] **T. D. Marusich, J. D. Thiele and C. J. Brand**, « *Simulation and analysis of chip breakage in turning processes* ». 28 Mars 2001. www.thirdwavesys.com/pdfs/tech/chipbreaking.pdf
- [17] **A. Firas**, « *Modélisation et simulation thermomécanique de la coupe des métaux* », thèse de doctorat. Ecole nationale supérieure d'Arts et Matière. CER de Paris, 2001.
- [18] **Mabrouki .T, Girardin. F, Asad. M & Rigal. J-F**, « *Numerical and experimental study of dry cutting for an aeronautic aluminium alloy (A2024-T351)* ». *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2008, N°11, vol.48, p.1187.
- [19] **G. Fang & P. Zeng** « *Three-dimensional thermo-elastic-plastic couples FEM simulation for metal oblique cutting processes* ». *Journal of materials processing technology*, 2005, vol. 168, no1, pp. 42-48.

[20] **J. N. Wince** « *Modelling chip formation in orthogonal metal cutting using finite element analysis* ».

Faculty of Mississippi state university in partial Fulfillment of the requirements for degree of Master of science in mechanical engineering the department of engineering. August 2002.

[21] **E. Uhimann, M. Graf von der Schuienburg et R. Zettier.** « *Finite element modelling and cutting simulation of Inconel 718* ».

CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2007, vol 56, Issue 1, pp.61-64.

[22] **A. Maurel, M. Fontaine, S. Thibaud, G. Michel et J.-C. Gelin,** « *Modélisation thermo-élasto-viscoplastique du comportement de l'acier inoxydable 304L-Application à l'usinage grande vitesse* ».

18ème Congrès français de mécanique, Grenoble, Août 2007.

[23] **Y. Guetari, S. L. Corre et N. Moës,** « *Etude des possibilités de la méthode X-FEM pour la simulation numérique de la coupe* ».

Mécanique & Industries, 6, pp 315-319, (2005).

[24] **M. Heinstein, D. Segalman** « *Simulation of Orthogonal Cutting with Smooth Particle Hydrodynamics* ». *SANDIA REPORT*, Septembre 1997.

[25] **T. Özel.** « *The influence of friction models on finite element simulations of machining* ».

International Journal of Machine Tools and Manufacture, 46(5):518 – 530, 2006.

[26] **J. Mackerle.** « *Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976-1996)* ».

Journal of Materials Processing Technology, 86(1-3):17 – 44, 1998.

[27] **J Mackerle.** « *Finite element analysis and simulation of machining: an addendum: A bibliography (1996 - 2002)* ».

International Journal of Machine Tools and Manufacture, 43(1):103 – 114, 2003.

[28] **D. J. Benson et S. Okazawa.** « *Contact in a multi-material eulerian finite element Formulation* ».

Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 193(39 - 41):4277 – 4298, 2004.

- [29] **L. Olovsson, L. Nilsson et K. Simonsson.** « *An ALE formulation for the solution of two-dimensional metal cutting problems* ».
Computer Structures, 72(4-5):497 – 507, 1999
- [30] **M. Movahhedy, M.S. Gadala, &Y. Altintas.** « *Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary lagrangian eulerian finite-element method* ».
Journal of Materials Processing Technology, 103(2):267 – 275, 2000.
- [31] **O. Pantalé, J.-L. Bacaria, O. Dalverny, R. Rakotomalala & S. Caperaa.** « *2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects* ».
Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 193(39-41):4383 – 4399, 2004.
- [32] **P.J. Arrazola, D. Ugarte, & X. Domínguez.** « *A new approach for the friction identification during machining through the use of finite element modeling* ».
International Journal of Machine Tools and Manufacture, 48(2):173 – 183, 2008.
- [33] **S. Atlati, B. Haddag, M. Nouari, et M. Zenasni.** « *Analysis of a new segmentation intensity ratio” sir” to characterize the chip segmentation process in machining ductile metals*».
International Journal of Machine Tools and Manufacture, 51(9):687– 700, 2011.
- [34] **K. C. Ee, A. K. Balaji, et I. S. Jawahir.** « *Progressive tool-wear mechanisms and their effects on chip-curl/chip-form in machining with grooved tools: an extended application of the equivalent toolface model* ».
Wear, 255(7-12):1404 – 1413, 2003.
- [35] **J.P. Davim et C. Maranhão.** « *A study of plastic strain and plastic strain rate in machining of steel AISI 1045 using F.E.M. analysis* ».
Materials & Design, 30(1):160 – 165, 2009.
- [36] **C. Maranhão et J. P. Davim.** « *Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation* ».
Simulation Modelling Practice and Theory, 18(2):139 – 156, 2010.

- [37] **F. Koné, C. Czarnota, B. Haddag, and M. Nouari.** « *Finite element modelling of the thermo-mechanical behavior of coatings under extreme contact loading in dry machining* ». *Surface and Coatings Technology*, 205(12):3559 – 3566, 2011.
- [38] **E. Uhlmann, M. G. von der Schulenburg et R. Zettier.** « *Finite element modeling and cutting simulation of inconel 718* ». *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 56(1):61 – 64, 2007
- [39] **P. Rozycki,** « *Formation ABAQUS. Elèves Ingénieurs 3ième année Option Simulation en Ingénierie Mécanique* ». https://web2.ec-nantes.fr/sites/mef/mef/projet/abaqus/Formation_Abaqus.pdf
- [40] **S. Kammoun,** « *Introduction au code commercial de calcul par élément finis ABAQUS* ». *TP Abaqus. Université catholique de Louvain, novembre 2007.* www.mema.ucl.ac.be/~kammoun/TP-MECA2170.pdf
- [41] **L. Penazzi, F. Nazaret et V. Velay,** « *présentation d'ABAQUS* ». *EMAC- CROMeP. Mars 2003.* perso.enstimac.fr/~penazzi/emboutissage/present-abaqus-lp-030307.pdf.
- [42] **D. Yameogo, B. Haddag, H. Makich, M. Nouari**
« *Prediction of the cutting forces and chip morphology when machining the Ti6Al4V alloy using a microstructural coupled model* ». *University of Lorraine, Laboratoire d'Energétique et de Mécanique Théorique et Appliquée, LEMTA CNRS-UMR 7563, Mines Albi, Mines Nancy, GIP-InSIC, 27 rue d'Hellieule, 88100 Saint-Dié-des-Vosges, France*
- [43] **F. Ducobu, E. Riviere-Lorphevre, E. Filippi** « *On the importance of the choice of the parameters of the Johnson-Cook constitutive model and their influence on the results of a Ti6Al4V orthogonal cutting model* » *University of Mons (UMONS), Faculty of Engineering (FPMs), Machine Design and Production Engineering Lab, 20 Place du Parc, B-7000 Mons (Belgium)*
- [44] **V. Schulzea & F. Zanger a** « *Numerical Analysis of the Influence of Johnson-Cook-Material Parameters on the Surface Integrity of Ti-6Al-4V* »

Karlsruhe Institute of Technology (KIT), wbk Institute of Production Science, Kaiserstraße 12,
76131 Karlsruhe, Germany

[45] **Hassan Zamani^a, Jan-Patrick Hermeni^b, Bernhard Sonderegger^a, Christof Sommitsch^a**
« 3D Simulation and Process Optimization of Laser Assisted Milling of Ti6Al4V »

^a Institute for Materials Science and Welding, Graz University of Technology, Kopernikusgasse
24/I, Graz 8010, Austria

^b Fraunhofer Institute for Production Technology IPT, Steinbachstrasse 17, 52074 Aachen,
Germany

[46] **Xiangxu^{a,b}, Jan Zhang^{a,b}, Hongguang Liu^{a,b}, Yotong Qi^{a,b}, Zhechao Liu^{a,b}, Wanhua
Zhao^{a,b}** « *Effect of morphological evolution of serrated chips on surface formation during
high speed cutting Ti6Al4V* »

^a State Key Laboratory for Manufacturing System Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an,
Shaanxi 710054, China

^b School of Mechanical Engineering, Xi'an Jiaotong University, Xi'an, Shaanxi 710049, China

[47] **Guang Chen^{a,b}, Lianpeng Lu^a, Zhihong Ke^a, Xuda Qin^{a,b}, Chengzu Ren^{a,b}** « *Influence
of constitutive models on finite element simulation of chip formation in orthogonal cutting of
Ti-6Al-4V alloy* ».

^a Key Laboratory of Equipment Design and Manufacturing Technology, Tianjin University,
Tianjin 300072, China

^b Key Laboratory of Mechanism Theory and Equipment Design of the State Education Ministry,
Tianjin University, Tianjin 300072, China

[48] **J. Yvonnet**, « *Nouvelles approches sans maillage basées sur la méthode des éléments
naturels pour la simulation numérique des procédés de mise en forme* ».

Thèse de doctorat. Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, centre de Paris. Décembre
2004.

[49] **Bing Wang, Zhanqiang Liu** « *Shear localization sensitivity analysis for Johnson–Cook
constitutive parameters on serrated chips in high speed machining of Ti6Al4V* »

School of Mechanical Engineering, Shandong University, Jinan 250061, China Key Laboratory
of High Efficiency and Clean Mechanical Manufacture, Shandong University, Ministry of
Education, China