

République Algérienne Démocratique et Populaire

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique



Université Ibn Khaldoun de Tiaret

Faculté des Sciences Appliquées

Département de Génie Mécanique



PROJET DE FIN DE CYCLE

MASTER

Domaine : Sciences et Technologie

Filière : Génie Mécanique

Parcours : Master

Spécialité : Construction Mécanique

Thème

Développement d'un modèle numérique du perçage débouchant

Préparé par :

HADJIDJ ISMAIL ACHRAF

CHERIF ABBAS SOHAIB

Soutenu publiquement le : 08 / 09 / 2022, Devant le jury composé de :

M. MAZARI	Maître de Conférences "A" (Univ. Ibn Khaldoun)	Président
M. DEBBIH	Maître de Conférences "A" (Univ. Ibn Khaldoun)	Examineur
M. ATHMANI	Maître de Conférences "A" (Univ. Ibn Khaldoun)	Examineur
M. MAKHFI	Maître de Conférences "A" (Univ. Ibn Khaldoun)	Encadrant

Année universitaire : 2021 - 2022

بِسْمِ اللَّهِ الرَّحْمَنِ الرَّحِيمِ

❧ *Remerciements* ❧

En premier lieu, nous remercions Dieu le tout puissant qui nous a donné le courage et la volonté de réaliser ce modeste travail.

Nous remercions nos parents qui nous ont suivis pendant nos études.

*Nous remercions **M, Makhfi souad et zaki abedi** notre encadreur, pour son aide, son encouragement, son orientation, et pour ses précieux conseils durant la réalisation de ce travail.*

Nos remerciements aux membres de jury qui ont accepté de juger et examiner notre travail

Nous adressons aussi nos remerciements à tous les professeurs qui nous ont enseignés durant ce cursus universitaire.

Enfin Nous tenons à saisir cette occasion et adresser nos profonds remerciements et nos profondes reconnaissances à toutes personnes qui nous ont aidés de près ou de loin dans la réalisation de ce mémoire.

Dédicaces

Je dédie ce projet :

A mon cher père **ben chohra**

Qui m'a toujours poussé et motivé dans mes études. Merci énormément papa pour ton soutien plus que précieux, merci pour ton grand cœur toutes vos qualités qui seraient trop longues à énumérer. Ma vie ne serait pas aussi magique sans ton présence et ton amour mon papounet d'amour

A ma très chère mère **fatna**

La lumière de mes jours. Tu représente pour moi le symbole de la bonté par excellence, la source de tendresse et l'exemple du dévouement. Tu as toujours été présente à mes cotés pour me soutenir et m'encourager. Je dédie ce travail en témoignage de mon profond amour.

A mes chers, mon frère **Mohamed , houcine** et ma sœur **issra, kawtar, imane** pour leurs encouragements permanents et leur appui et leur soutien moral, les mots ne suffisent guère pou exprimé l'attachement, l'amour et l'affection que je porte pour vous.

A mes chers amis

Pour leurs encouragements continus, leur soutien et leur soutien moral, les mots ne suffisent presque pas pour exprimer

Enfin, a tous ceux qui ont contribué de près ou de loin a la réalisation de se travail.

Ismail

Dédicaces

Je dédie ce projet :

A mon cher père **ahmed**

Qui m'a toujours poussé et motivé dans mes études. Merci énormément papa pour ton soutien plus que précieux, merci pour ton grand cœur toutes vos qualités qui seraient trop longues à énumérer. Ma vie ne serait pas aussi magique sans ton présence et ton amour mon papounet d'amour

A ma très chère mère **fatna**

La lumière de mes jours. Tu représente pour moi le symbole de la bonté par excellence, la source de tendresse et l'exemple du dévouement. Tu as toujours été présente à mes cotés pour me soutenir et m'encourager. Je dédie ce travail en témoignage de mon profond amour.

A mes chers, mon frère **nazih, mouhamed, waniss** et ma sœur **ritadj** pour leurs encouragements permanents et leur appui et leur soutien moral, les mots ne suffisent guère pou exprimé l'attachement, l'amour et l'affection que je porte pour vous.

A mes chers amis

Pour leurs encouragements continus, leur soutien et leur soutien moral, les mots ne suffisent presque pas pour exprimer

Enfin, a tous ceux qui ont contribué de près ou de loin a la réalisation de se travail.

Sohaib

<i>Notation</i>	
<i>Liste des figures</i>	
<i>Liste des tableaux</i>	
<i>Introduction générale</i>	<i>1</i>

Chapitre 1 : Généralités sur le perçage

I-1 Processus de perçage	2
I-2 Géométrie du foret	4
I-2-1 Différents types des forets	6
I-2-2 Matériaux et revêtements des forets	7
I-3 Mécanismes d'enlèvement de la matière dans un procédé de perçage	8
I-4 Formation du copeau	8
I-4-1 Formation du copeau dans le cas de perçage	10
I-4-2 Section du copeau	11
I-5 Actions de la coupe	12
I-6 Mécanisme de formation des bavures dans le procédé du perçage	14
I-7 Usure de foret	16
I-7 Lubrification	18
Conclusion	19

Chapitre 2 : Modélisation du perçage

Introduction	20
II-1 Approches empiriques et expérimentales	20
II-2 Approches physiques	21
II-3 Approches mécanistiques	35
II-4 Approches numériques	37
Conclusion	38

Chapitre 3 : Simulation numérique en 3D d'une opération de perçage

<i>Introduction</i>	<i>39</i>
<i>III-1</i> Choix de la modélisation	<i>39</i>

<i>III-1-1 ABAQUS/EXPLICIT</i>	39
<i>III-1-2 Définition des unités</i>	40
<i>III-1-3 Définition du matériau</i>	40
<i>III-1-3-1 Loi de Comportement de JohnsonCook</i>	40
<i>III-1-3 2 Critère d'endommagement de Johnson-Cook</i>	42
<i>III-1-4 Méthode Lagrangien Eulérien</i>	42
<i>III-2 Simulation numérique</i>	43
<i>III-2-1 Création de la géométrie pièce / outil (foret)</i>	43
<i>III-2-2 Préparation du logiciel ABAQUS/EXPLICIT</i>	44
<i>III-2-3 Importation de la géométrie</i>	44
<i>III-2-4 Préparation et maillage de l'outil</i>	45
<i>III-2-4-1 Préparation et maillage de la pièce à percer</i>	47
<i>III-2- 5 Définition des sections des matériaux</i>	49
<i>III-2- 6 Création du STEP de simulation</i>	51
<i>III-2- 7 Création des interactions</i>	54
<i>III-2- 8 Création des conditions aux limites</i>	58
<i>III-2- 5 Création et soumission du JOB</i>	61
<i>III-3 Résultats des simulations et interprétations</i>	62
<i>Conclusion</i>	66
<i>Conclusion générale et perspectives</i>	67
<i>Références bibliographiques</i>	68

Figure I-1 : Illustration d'une opération de perçage classique	02
Figure I-2 : Exemples de géométries modernes de forets [3].	03
Figure I-3 : Exemples de trous réalisés dans des pièces issues de plusieurs secteurs de l'industrie mécanique	03
Figure I-4 : Vitesse de rotation et d'avance [5].	04
Figure I-5 : Surfaces et arêtes d'un foret [3].	05
Figure I-6 : Exemples de différentes géométries de foret [3]	05
Figure I-7 : Différents types de forets [6].....	06
Figure I-8 : Différents matériaux et revêtements d'outils	07
Figure I-9 : Mécanisme d'enlèvement de la matière pendant le perçage	08
Figure I-10 : Zones de cisaillement lors de la formation du copeau.	09
Figure I-11 : Configuration de la coupe orthogonale [7].	10
Figure I-12 : Différents types de copeaux [4].	11
Figure I-13 : Détermination de la section du copeau en perçage [3].	11
Figure I-14 : Repères et actions mécaniques en tournage.	13
Figure I-15 : Efforts de coupe appliqués par le foret sur la pièce.	13
Figure I-16 : Formation des bavures dans le cas du perçage [11].	15
Figure I-17 : Trois types de bavure d'AISI 4118, de gauche à droite	15
Figure I-18 : Usure de la dépouille du foret [13].	16
Figure I-19 : Usure des listels du foret [13].	16
Figure I-20 : Usure de la face de coupe du foret [13].	17
Figure I-21 : Usure par adhésion à gauche [13].....	17
Figure I-22 : Exemple de rupture du foret [13].	18
Figure I-23 : Lubrification interne et externe des forets [6].	19
Figure II-1 : Effort de coupe circonférentiel, F_{θ} , en un point de l'arête principale	21
Figure II-2 : Résultats obtenus par Pal et al. [16].	23

Figure II-3 : Angle normal de coupe statique et dynamique définis dans le plan normal P_n l'arête centrale.	24
Figure II-4 : Foret employé par Williams, comparaison entre les angles statiques et dynamiques au niveau de l'arête centrale [17].	25
Figure II-5 : Formation du copeau au niveau de l'arête centrale.	26
Figure II-6 : Variation des angles dynamiques de coupe (noté γ_{fe}) et l'angle de dépouille dynamique (noté α_{fe}) en fonction de la vitesse d'avance [25].	29
Figure II-7 : Foret à langue d'aspic	30
Figure II-8 : Foret parabolique [27].	33
Figure III-1 : Difficultés associées aux Formulation Lagrangienne et réparation ALE.	43
Figure III-2 : Sollicitations en bout d'outil.	43
Figure III-3 : Géométrie crée sous logiciel SOLIDWORKS	44
Figure III-4 : Interface du logiciel ABAQUS	44
Figure III-5 : Importation de la géométrie.	45
Figure III-6 (a-b-c-d-e-f) : Préparation et maillage de l'outil.	45 - 47
Figure III-7 : Géométrie de la pièce	47
Figure III-8 (a-b-c-d) : Introduction des paramètres de comportement et d'endommagement de la pièce.	48- 49
Figure 9 : Définition du matériau de la pièce.	49
Figure III-10 (a-b-c-d) : Préparation et maillage de la pièce	50-51
Figure III-11 : Définition du STEP.	51
Figure III-12 : Définition du domaine ALE.	52
Figure III-13 : Définition du contrôle du remaillage ALE.	52
Figure III-14 (a-b-c-d) : Création du STEP de la simulation.	53-54
Figure III-15 (a-b-c-d-e-f-g-h-i-j):Création du contact surface-surface outil-pièce.	55- 58
Figure III-16 (a-b-c-d-e-f-g):Création des conditions aux limites dans le modèle.	58- 60
Figure III-17 (a-b-c-) : Création du JOB.	61-62
Figure III-18 : Evolution de l'effort axial F_z	63
Figure III-19: Evolution du couple axial M_z	63
Figure III-20: Comportement des contraintes de von mises en fonction du temps.	64

Figure III-21 : Evolutions des températures lors du perçage.	65
Figure III-22 : Simulation du perçage.	65

notation

- A et B Constantes de la loi de Johnson-Cook
- A_1 et A_2 Les constantes de la loi de Merchant modifiée ou généralisée
- A_C La surface de la section du copeau avant déformation suivant un plan
- C Longueur de l'arête centrale (mm)
- C_F Le couple généré par le frottement entre la surface de dépouille du foret (n.mm)
- C_r La valeur critique d'endommagement de la loi de Cockroft et Latham
- C ou C_z Le couple généré par le perçage (N.mm)
- D Diamètre du foret (mm)
- f L'avance (mm/tr)
- $F(x, y, z)$ L'équation de la face de dépouille
- F_z L'effort axial généré par le perçage
- $[\overline{F_n}]$ L'effort normal dont la direction est la normale à la face de coupe
- $[\overline{F_f}]$ L'effort de frottement suppose colinéaire à la direction d'écoulement
- F_θ L'effort de coupe circonférentiel par unité de longueur en un point de
- h L'épaisseur de la bande primaire de cisaillement (mm)
- k Le coefficient de conduction thermique (W/mm.C°)
- K_f L'effort spécifique de frottement
- K_n L'effort spécifique normal
- L Le pas d'hélice
- m La sensibilité à la vitesse de déformation
- N Vitesse de rotation (tr/min)
- N Le coefficient d'écrouissage
- V Vitesse de coupe (mm/s)
- V_c Vitesse d'écoulement du copeau (mm/s)

notation

- V_f Vitesse d'avance (mm/s)
- V_r Vitesse de rotation (mm/s)
- W La largeur de l'arête centrale (mm)
- 2_p L'angle au sommet ou de pointe
- 2_w L'épaisseur d'âme (mm)
- $2\alpha_w$ L'angle d'indentation
- α_e L'angle effectif de coupe
- α_{ne} L'angle de coupe dynamique
- α_{ns} ou α_n L'angle de coupe statique
- β ou β_e L'angle de la vitesse d'avance
- γ Le glissement
- γ_0 Le glissement à l'entrée de la bande primaire de cisaillement
- γ_h Le glissement à la sortie de la bande primaire de cisaillement
- $\dot{\gamma}$ La vitesse de glissement
- $\dot{\gamma}_0$ La vitesse de glissement de référence
- $\epsilon.$ La déformation
- ϵ^p La déformation plastique
- $\dot{\epsilon}$ La vitesse de déformation
- $\dot{\epsilon}_t$ La vitesse de déformation de transition
- δ_0 L'angle d'hélice à la périphérie du foret
- δ L'angle d'hélice à un point quelconque du foret
- ζ Le rapport de l'épaisseur de copeau avant et après déformation
- η_c L'angle d'écoulement du copeau
- η_s L'angle de cisaillement

notation

- θ Le demi-angle au sommet du cône
- θ' Le demi-angle au sommet du cône du copeau
- λ, λ_c ou λ_f L'angle de frottement
- λ_n L'angle normal du frottement
- λ_s ou i L'angle d'inclinaison
- λ_{se} L'angle d'inclinaison de l'arête dynamique
- ν Le coefficient d'adoucissement thermique
- μ_f ou $\bar{\mu}$ Le coefficient du frottement (N)
- ρ La masse volumique (kg/m³)
- τ La contrainte de cisaillement (Pa)
- τ_h La contrainte de cisaillement à la sortie de la bande primaire
- τ_s La contrainte d'écoulement en cisaillement
- φ L'angle entre l'axe du cône et l'axe du foret
- φ_n L'angle normal de cisaillement
- ψ L'angle de l'arête centrale

Tableau I-1 : Familles des matériaux des forets [4].....	07
Tableau III.1 : Coefficients de loi de comportement de Johnson-Cook.....	41
Tableau III.2 : Caractéristiques du 42CrMo4 de la pièce usiné.....	42
Tableau III.3 : Coefficient d'endommagement de Johnson-Cook de l'acier 42CrMo4.....	42
Tableau III-3 : Effort axial (Fz) et couple axial ((Mz) obtenus.....	62
Tableau III-4 : Distribution de la température en K°.....	64

Les procédés de fabrication de pièces mécaniques par enlèvement de matière (tournage, fraisage, perçage,) connaissent une utilisation pesante dans l'industrie. Ils sont fréquemment utilisés dans de nombreux secteurs d'activité.

La simulation numérique des ces procédés et de mise en forme de composants mécaniques est aujourd'hui une réalité industrielle. Elle constitue ce qui convient d'appeler le formage virtuel. Plusieurs codes éléments finis généraux ou dédiés à la mise en forme sont aujourd'hui mis à la disposition de l'ingénieur pour lui permettre de mettre au point et d'optimiser virtuellement les gammes de fabrication. Ces codes, avec l'aide de maillages adaptatifs, permettent de simuler aisément divers phénomènes thermomécaniques.

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 et d'endommagement de Johnson-Cook implantée dans ABAQUS.

L'objectif de notre projet est de modéliser en 3 Dimensions (3D) l'opération de perçage d'un bloc de matière utilisant les lois de comportement et d'endommagement de Johnson-Cook. Notre étude consistera donc à décrire toutes les étapes nécessaires à l'obtention d'un modèle réaliste avec le logiciel de simulation par éléments finis ABAQUS/EXPLICIT. Après plusieurs tests de modélisation nous sommes arrivés à simuler la formation d'un copeau et son détachement du bloc de matière et de simuler les performances en termes d'efforts, températures et contraintes.

À cet effet, ce manuscrit est organisé en trois chapitres dont l'articulation est la suivante :

- ✓ Le premier chapitre rappelle les notions et des définitions essentiels à la compréhension de l'opération du perçage, de la géométrie du foret et des phénomènes ayant lieu au cours de ce processus.
- ✓ Dans le deuxième chapitre, nous présentons les premiers travaux des modèles de perçage.
- ✓ Dans le troisième chapitre est consacré à la modélisation et simulation numérique de la formation du copeau en 3D d'une opération de perçage de l'acier 42CrMo4 élaboré sous ABAQUS/ EXPLICIT 2017

Nous concluons ce travail par une conclusion générale et des perspectives.

Chapitre I

Généralités sur le perçage

Dans ce chapitre, nous présentons ci-après quelques rappels et définitions essentiels à la compréhension de l'opération du perçage, de la géométrie du foret et des phénomènes ayant lieu au cours de ce processus.

I-1 Processus de perçage

Le perçage regroupe les méthodes permettant de réaliser des trous cylindriques (débouchant ou non) par enlèvement de copeaux. Différentes opérations correspondant au perçage peuvent être distinguées : le perçage de trous courts, le forage de trous profonds, le trépannage, l'alésage, le calibrage, tous ces procédés ayant comme point commun l'utilisation d'un outil rotatif avançant dans la direction de son axe de rotation.

La figure I-1, ci-après, illustre une opération de perçage classique.

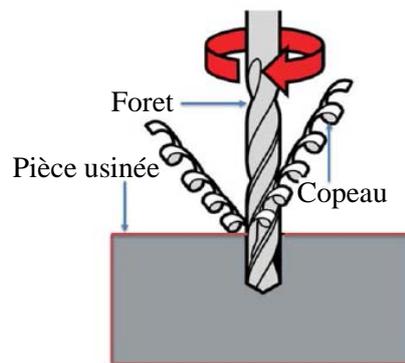


Figure I-1 : Illustration d'une opération de perçage classique.

Le perçage est l'opération d'usinage la plus couramment utilisée, nécessaire dans tous les assemblages vissés et rivetés et la majorité des trous ont un diamètre entre 5 mm et 20 mm [1].

Dans des études menées sur le perçage ont conduit aux récentes évolutions des géométries des forets (Figure I-2). Les outils modernes de perçage permettent une augmentation de la productivité (diminution du nombre d'opérations nécessaires) et une amélioration de la qualité des trous réalisés qui nécessite une diminution des efforts de coupe [2].

La figure suivante montre des exemples de géométries modernes de forets.

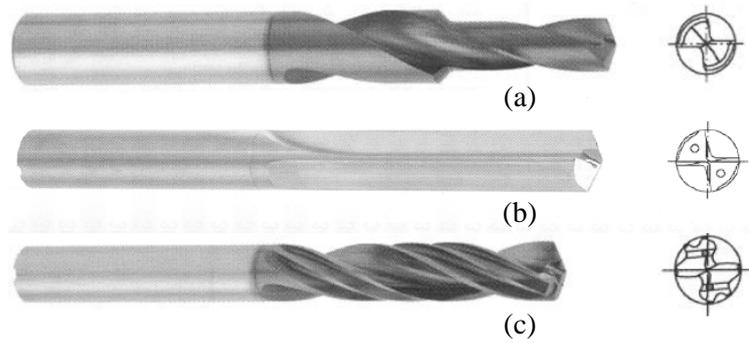


Figure I-2 : Exemples de géométries modernes de forets [3].

La figure I-3 donne quelques exemples de pièces de l'industrie automobile et de l'industrie aéronautique utilisant le procédé de perçage.

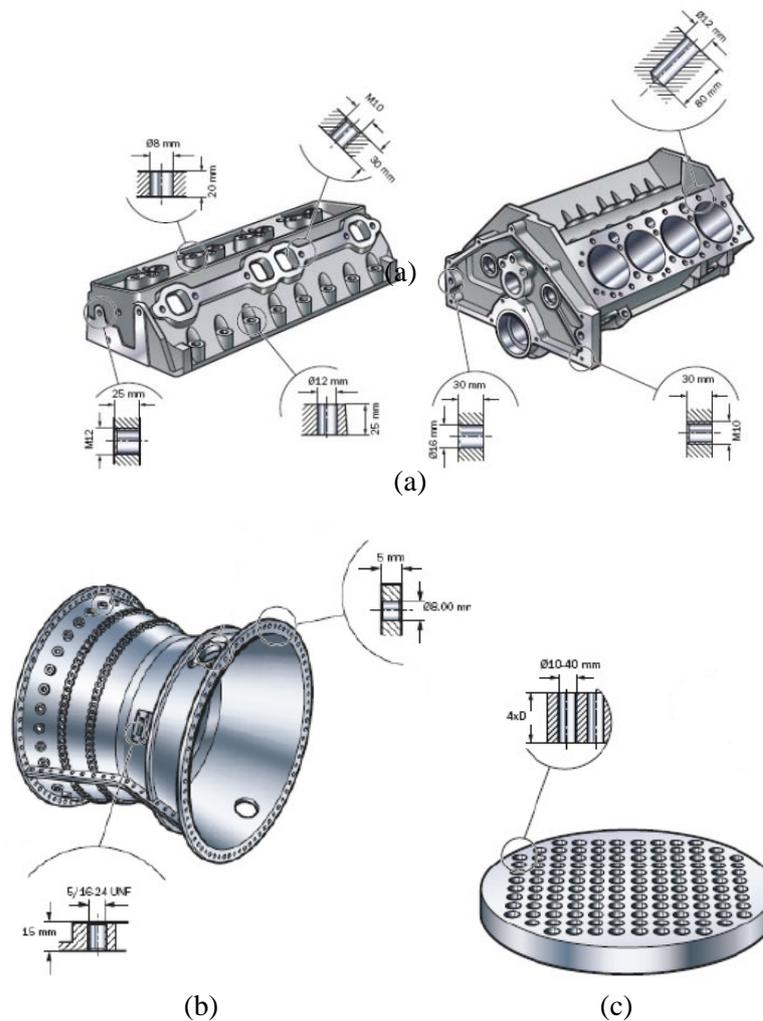


Figure I-3 : Exemples de trous réalisés dans des pièces issues de plusieurs secteurs de l'industrie mécanique : (a) - bloc moteur et culasse (secteur automobile), (b) - moteur d'avion (secteur aéronautique) et (c) - plaque d'un échangeur [4].

Le perçage avec un foret combine deux mouvements : une rotation et une translation (Figure I-4). Ces deux mouvements sont caractérisés par :

- la vitesse de rotation du foret, exprimée en tours par minute et notée N , à la périphérie du foret elle correspond à une vitesse de coupe V_c et D est le diamètre du foret :

$$V_c(m/min) = \frac{\pi \cdot D(mm) \cdot N(tr/min)}{1000} \quad (I - 1)$$

- l'avance exprimée en mm par tour et notée f (mm/tr), elle correspond à une vitesse d'avance :

$$V_f(m/min) = f(mm/tr) \cdot N(tr/min) \cdot 1000 \quad (I - 2)$$

Si le foret possède deux arêtes principales de coupe, l'avance par arête est alors $f/2$.

Le choix des conditions de coupe (vitesse de rotation et avance) dépend du foret (de sa géométrie et des matériaux le constituant), de la matière à usiner et l'utilisation ou non de la lubrification.

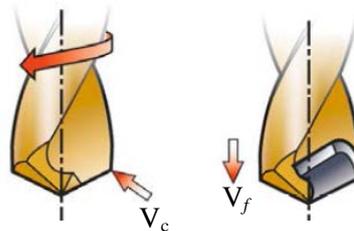


Figure I-4 : Vitesse de rotation et d'avance [5].

Le perçage peut être effectué sur un tour à commande numérique, le mouvement de rotation est donné à la pièce et le mouvement d'avance correspond au déplacement du chariot porte outil. Plus couramment, il est réalisé sur des centres d'usinage verticaux ou horizontaux, les mouvements d'avance et de rotation sont alors imposés au foret. Le développement des machines et l'amélioration des forets ont radicalement modifié l'opération de perçage, des trous courts de grande qualité dimensionnelle et d'état de surface peuvent aujourd'hui être réalisés sans pré-trou de centrage, usinage préliminaire, et sans usinage consécutif pour obtenir la qualité requise [4].

I-2 Géométrie du foret

Il existe une variété de géométries de foret de plus en plus importante ; tout foret à un groupe de surfaces essentielles qui lui permettent de générer les copeaux ainsi que la géométrie du trou

réalisé. Ce groupe de surfaces peut être répété plusieurs fois (au moins deux, Figure I-5), multipliant ainsi le nombre d'arêtes de coupe.

Chaque groupe de surfaces comporte au moins trois surfaces utiles : le flanc, la goujure et la pointe. Chacune de ces surfaces peut avoir des formes variées et des surfaces supplémentaires peuvent permettre d'améliorer les performances du foret. Les différentes arêtes du foret sont les intersections des différentes surfaces constituant le foret. L'arête principale correspond à l'intersection de la goujure et de la pointe ; l'arête de l'âme du foret correspond à l'intersection entre deux pointes ; le listel est l'intersection entre le flanc et la goujure.

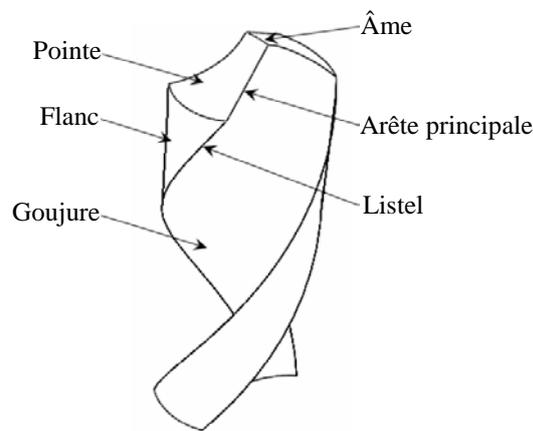


Figure I-5 : Surfaces et arêtes d'un foret [3].

La forme de la goujure d'un foret doit permettre une évacuation efficace des copeaux. Les goujures sont généralement hélicoïdales (Figure I-2-(a)) mais l'on trouve aussi des forets à goujure droite (Figure I-2-(b)), notamment pour le perçage des matériaux composites et à plusieurs listels, pour un meilleur guidage en perçage grande vitesse (Figure I-2-(c)) [3].

La figure suivante montre des exemples de différentes géométries de foret.

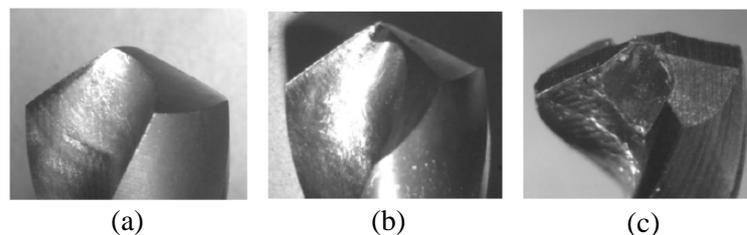


Figure I-6 : Exemples de différentes géométries de foret [3] :

- (a) – foret classique, pointe biconique, (b) – géométrie classique avec amincissement d'âme et (c) – foret avec amincissement d'âme et affûtage deux plans.

I 2-1 Différents types des forets

Les forets pour le perçage de trous courts sont caractérisés par leur extrémité (pointe du foret) qui permet d'assurer le centrage du foret, obtenir une parfaite symétrie des arêtes de coupe et équilibrer les efforts de coupe.

Les forets pour trous courts peuvent être groupés en deux grandes catégories [4]:

- les forets monoblocs (réalisés en un seul matériau : acier rapide ou carbure de tungstène) ou brasés (inserts en matériau dur au niveau des parties actives brasés dans un corps en acier ou en carbure de tungstène), ils peuvent être revêtus, ils sont réaffûtés, ils sont utilisés pour les trous de petits diamètres.
- les forets à plaquettes indexables pour les trous de grands diamètres. Le corps du foret est en acier et les plaquettes en carbure de tungstène revêtues.

La figure qui suit montre les différents types des forets.

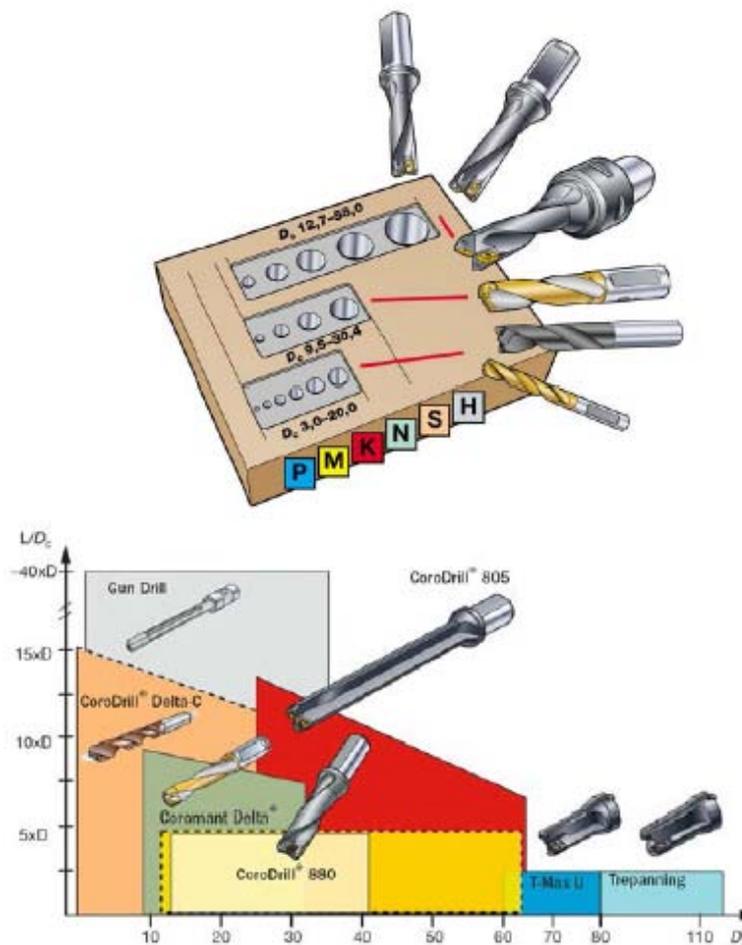


Figure I-7 : Différents types de forets [6].

I-2-2 Matériaux et revêtements des forets

Les matériaux employés pour les forets doivent satisfaire plusieurs critères :

- stabilité mécanique, physique et chimique à des hautes températures ;
- résistance à l'usure ;
- ténacité à la rupture fragile.

Malheureusement, ces trois critères ne peuvent être satisfaits en même temps. Le tableau qui suit montre les grandes familles des matériaux des forets avec les critères (Tableau I-1).

Tableau I-1 : Familles des matériaux des forets [4].

Familles	Stabilité thermique	Résistance au choc	Résistance à l'usure
Acier rapide (HSS)	↑	↑	↑
Carbure			
Cermet			
Diamant			

Avec l'évolution des machines outils, les performances des forets sont améliorées par les revêtements (Figure I-8) et ils sont principalement évalués par leur durée de vie caractérisant leur tenue aux contraintes mécaniques, thermiques et leur résistance à l'usure.

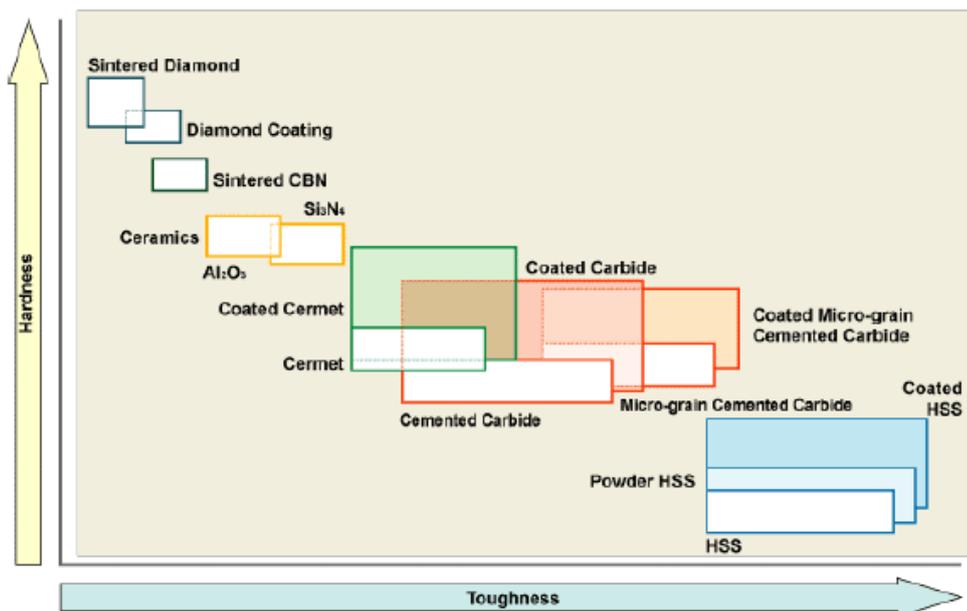


Figure I-8 : Différents matériaux et revêtements d'outils [4].

I-3 Mécanismes d'enlèvement de la matière dans un procédé de perçage

Les mécanismes d'enlèvement de la matière pendant le perçage avec un foret hélicoïdal conventionnel sont classés en deux catégories [4] :

- La formation des copeaux le long des arêtes principales est très semblable à une opération de coupe (Figure I-9-(a)).
- La formation des copeaux le long de l'arête centrale est plus complexe, au centre du foret, où la vitesse d'avance est plus importante que la vitesse de rotation, l'enlèvement de la matière est plus proche d'une indentation que de la coupe et sur l'autre partie de l'arête centrale, la vitesse de rotation n'est pas nulle : l'enlèvement de la matière est semblable à un mécanisme de coupe avec des conditions très sévères (angle de coupe négatif).

Dans les forets avec des géométries modernes, l'amincissement au niveau de l'arête centrale contribue à l'amélioration des conditions de coupe dans cette région en modifiant l'angle de coupe (Figure I-9-(b)). L'indentation est réduite à une zone très petite de quelque dizaine de micromètres juste au centre du foret.

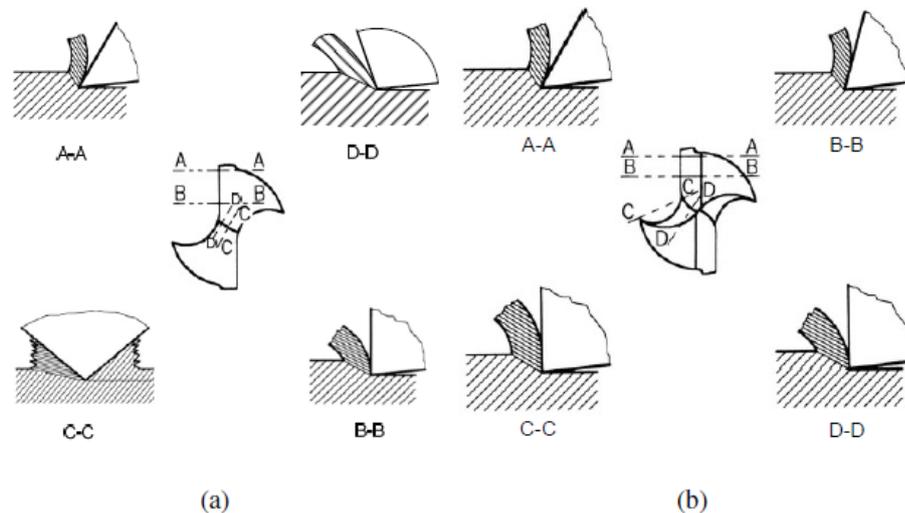


Figure I-9 : Mécanisme d'enlèvement de la matière pendant le perçage avec un foret hélicoïdal conventionnel (a) et un foret de géométrie moderne (b).

I-4 Formation du copeau

Différents procédés ont été mis en œuvre afin d'étudier la formation et l'écoulement du copeau. En 1979 E-D. Doyle *et al.*, puis en 1981 P-K. Wright ont analysé l'écoulement du copeau

en utilisant du saphir transparent. Cependant, les interactions à l'interface outil-copeau observées ne peuvent pas être généralisées aux outils métalliques [7].

En l'an 2000, Trent et Wright ont mis en évidence le procédé de "Quick-Stop-Test" permettant d'obtenir une photo instantanée de la formation du copeau pendant la coupe. À l'aide d'une très faible décharge explosive ou d'un impact, l'outil est retiré brusquement ; dans le meilleur des cas, le copeau formé reste accroché à la matière et son étude à l'aide d'observations microscopiques peut être effectuée [7]. La figure I-10 illustre les zones de cisaillement mises en évidence lors d'une coupe orthogonale.

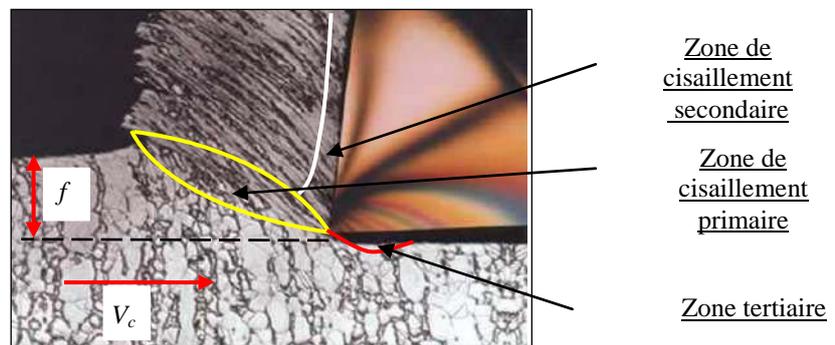


Figure I-10 : Zones de cisaillement lors de la formation du copeau.

Quand, l'outil entre en contact avec la couche superficielle de la pièce, l'avance de celui-ci provoque une forte compression de la matière et génère un cisaillement intense entre la pointe de l'outil et la surface de la pièce ; cette zone de formation du copeau est appelée zone de cisaillement primaire (ZCP). Le copeau, ainsi formé, frotte sur la face de coupe de l'outil ; cette zone de frottement entre l'outil et le copeau est appelée zone de cisaillement secondaire (ZCS). Elle est aussi appelée zone d'érouissage du copeau ; cette dernière est constituée, d'une part, d'une fine bande de frottement intense entre le copeau et l'outil, et, d'autre part, d'une autre bande d'influence du frottement du copeau sur l'outil (cisaillement secondaire). Une troisième zone, nommée zone de cisaillement tertiaire (ZCT) ou d'érouissage de la pièce est le résultat du frottement entre la surface usinée et la face en dépouille de l'outil [7].

Le phénomène complexe de la formation de copeau dépend également fortement de :

- La rhéologie du matériau usiné (matériau dur, matériau à usinabilité améliorée, etc.).
- Les propriétés thermo-physiques du matériau usiné et usinant.
- La nature et la géométrie de l'outil.

- La nature du contact outil-copeau.
- La nature de l'opération effectuée (coupe orthogonale, chariotage, etc.).
- Procédé d'usinage utilisé (usinage dur, usinage avec assistance, etc.).

Dans une configuration de coupe orthogonale, l'arête principale de l'outil est perpendiculaire à la fois aux directions de coupe et d'avance. Aussi, l'épaisseur du copeau reste faible devant sa largeur ; ceci permet de ramener le problème traité à un problème de déformations planes. La figure qui suit montre les cas d'usinage en coupe orthogonale [7].

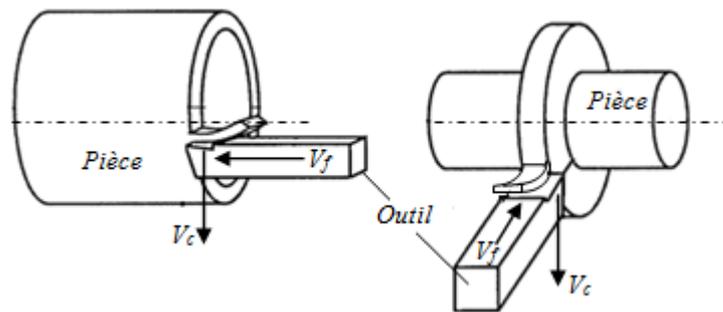


Figure I-11 : Configuration de la coupe orthogonale [7].

I-4-1 Formation du copeau dans le cas de perçage

La matière à usiner, la géométrie de l'outil, la vitesse de coupe, l'avance et le choix du liquide de coupe influent sur la formation des copeaux. Une forte avance et/ou une vitesse de coupe réduite produisent des copeaux plus courts. La longueur des copeaux peut être considérée comme acceptable lorsque ceux-ci peuvent être évacués sans problème au niveau des goujures. Des essais de l'outil, sous différentes combinaisons de vitesses de coupe et d'avance, dans la matière concernée, sont nécessaires pour trouver les bonnes conditions de fonctionnement de l'outil et de formation des copeaux. Pour assurer une bonne évacuation du copeau, il faut que les arêtes de coupe forment un copeau continu et ne débouchent pas transitoirement dans le vide après amorçage du processus de coupe.

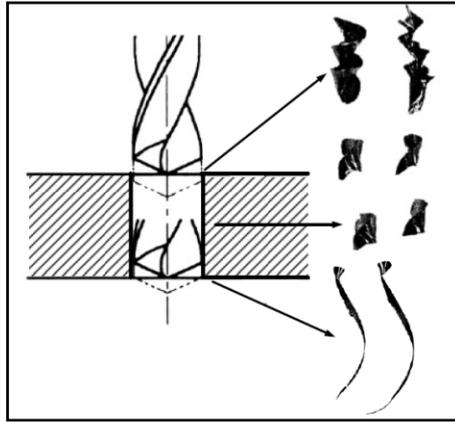


Figure I-12 : Différents types de copeaux [4].

I-4-2 Section du copeau

Pour déterminer le débit de matière enlevée, il est nécessaire de définir la section de matière coupée. Dans l'hypothèse où le foret est géométriquement parfait.

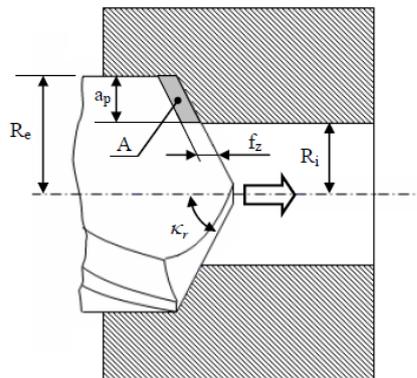


Figure I-13 : Détermination de la section du copeau en perçage [3].

L'avance par dent, notée f_z , correspond à la distance parcourue par le foret entre deux arêtes consécutives, ce qui correspond à un demi-tour pour le cas d'un foret à deux arêtes.

$$f_z = \frac{f}{z} \tag{I - 3}$$

Où z est le nombre d'arêtes du foret.

La largeur de coupe, notée a_p , est la longueur maximale du copeau perpendiculairement à l'avance.

$$a_p = R_e - R_i \quad (I - 4)$$

Où R_e correspond au diamètre du foret et R_i correspond au diamètre de l'avant trou (s'il existe).

La surface de matière coupée par une arête, notée A, s'obtient alors :

$$A = f_z - a_p \quad (I - 5)$$

Le débit de matière est calculé comme étant le volume de matière enlevé par le foret dans le temps correspondant à une révolution de l'outil :

$$D_{vol/tour} = (z \cdot A) \cdot (2 \cdot \pi) \cdot \frac{R_i + R_e}{2} \quad (I - 6)$$

Une augmentation du débit de copeaux va entraîner une augmentation des efforts de coupe, de la puissance de coupe et donc de l'usure de l'outil et pourra induire une dégradation de la qualité de la pièce.

I-5 Actions de la coupe

Dans le cas d'un outil à arête de coupe unique, comme c'est le cas en tournage, le torseur des actions de coupe, exprimé à la pointe de l'outil, comprend trois efforts et trois moments mesurables (Figure I-14).

La résultante et le moment du torseur des actions mécaniques se décomposent suivant les trois directions du repère orthonormé lié à la coupe : suivant la direction de la vitesse de coupe, l'effort de coupe F_c et le moment M_c ; suivant la direction de la vitesse d'avance, l'effort d'avance F_f et le moment M_f ; suivant la direction orthogonale aux deux précédentes, l'effort de pénétration F_p et le moment M_p . Les moments de coupe, s'ils sont généralement omis, existent et ont été mis en évidence par des études expérimentales en tournage [8, 9]. La notation utilisée pour décrire les composantes du vecteur moment reprend celle de la résultante et le torseur des actions de coupe s'écrit, exprimé en O, à la pointe de l'outil :

$$\left\{ T_{outil/pièce} \right\} = \left\{ \begin{array}{l} \vec{F} = F_p \cdot \vec{x} + F_c \cdot \vec{y} + F_f \cdot \vec{z} \\ \vec{M}_O = M_p \cdot \vec{x} + M_c \cdot \vec{y} + M_f \cdot \vec{z} \end{array} \right. \quad (I - 7)$$

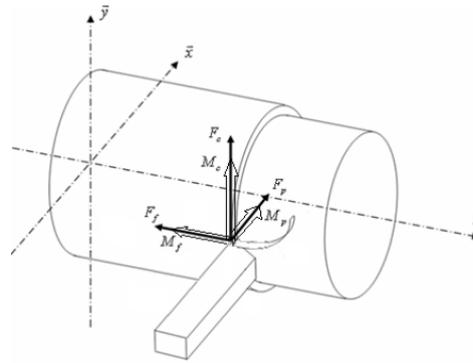


Figure I-14 : Repères et actions mécaniques en tournage.

Du fait de la symétrie axiale du perçage, certaines composantes du torseur des actions mécaniques sont compensées entre les différentes arêtes (Figure I-15), si l'on considère que le foret est parfaitement symétrique et ne possède pas de défaut de coaxialité avec le porte outil.

Le torseur global des actions de l'outil sur la pièce ne comprend que les composantes d'effort et de moment portées par l'axe de rotation de l'outil (axe \vec{Z}_f) : F_z et M_z .

Ces composantes sont respectivement appelées effort de poussée et moment de coupe.

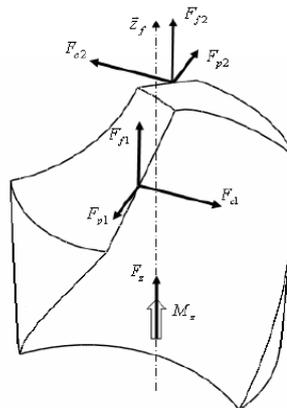


Figure I-15 : Efforts de coupe appliqués par le foret sur la pièce.

Des modèles [1] simples de détermination des actions mécaniques sont utilisés, afin de dimensionner les systèmes de production et les outils. Ces modèles donnent les actions de coupe en fonction de la section du copeau, de la pression spécifique de coupe et des conditions de coupe. Le modèle de l'effort de poussée s'écrit :

$$F_z = \left(\frac{1}{2}\right) \cdot k_c \cdot A \cdot z \cdot \sin(\kappa_r) \tag{I - 8}$$

Avec k_c la pression spécifique de coupe et κ_r l'angle d'attaque (Figure I-9) qui correspond au demi-angle de pointe du foret ; le moment de coupe s'écrit :

$$M_z = (k_c \cdot A \cdot z) \cdot \frac{R_i + R_e}{2} \quad (I - 9)$$

La valeur de la pression spécifique de coupe, k_c , dépend de la géométrie de l'outil, de la vitesse de coupe utilisée, du matériau de l'outil et du matériau usiné.

Les valeurs utiles de k_c sont issues d'abaques, ou peuvent être déterminées expérimentalement.

Ce type de modèle expérimental est très utilisé par l'industrie, car il permet d'obtenir rapidement un ordre de grandeur des actions mécaniques de coupe. Cependant, il nécessite une base de données importante ou de nombreuses expérimentations, afin de déterminer la pression spécifique de coupe k_c . Ces modèles expérimentaux permettent une approche globale du procédé de perçage.

I-6 Mécanisme de formation des bavures dans le procédé du perçage

De nombreuses recherches ont été réalisées pour comprendre le mécanisme de formation des bavures pendant les opérations de perçage qui sont presque similaires à ceux du taraudage. Partant du principe que les bavures de sortie sont nettement plus importantes que les bavures d'entrée, la majorité des études faites sur les bavures de perçage se sont limitées à traiter le mécanisme de formation des bavures à la sortie du trou. Le mécanisme de formation des bavures pendant la phase finale du perçage peut être décrite par un intense processus de déformation du matériau due à la poussée de l'outil. Une petite couche de matériau non coupé reste collée à la sortie du trou usiné, constituant plus tard les bavures de perçage (Figure I-16) [10, 11]. Le processus de déformation s'explique par le fait que lorsque l'outil avance vers la fin du perçage, ce dernier ne coupant plus le métal génère un flux plastique du matériau poussé en dehors du trou formant ainsi les bavures. Le matériau poussé est soit déchiré dans le cas d'un matériau ductile, soit projeté sous forme de chapeau dans le cas d'un matériau fragile. Il se peut aussi qu'une forme intermédiaire des bavures soit formée dans le cas de l'usinage de certains matériaux ni ductiles, ni fragiles, ou sous certaines conditions de coupe.

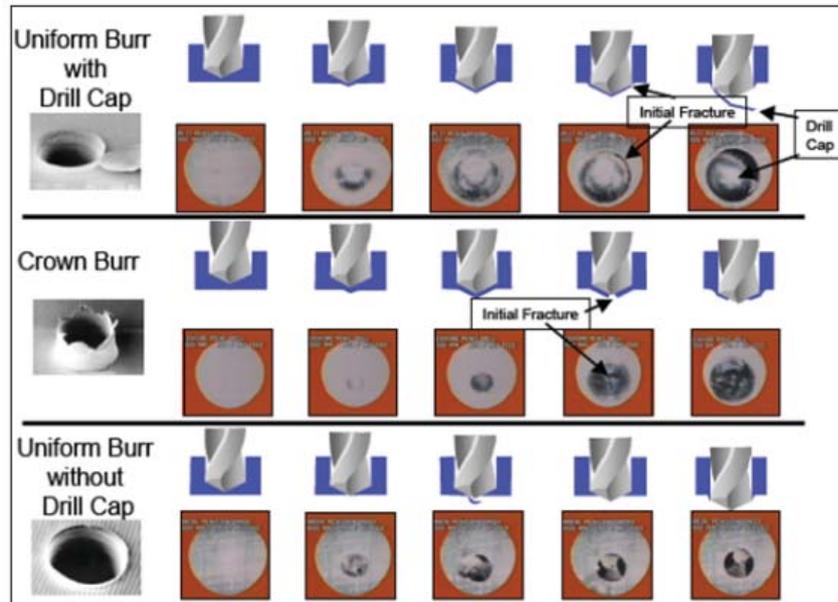


Figure I-16 : Formation des bavures dans le cas du perçage [11].

Dans de nombreux domaines industriels notamment dans le domaine aéronautique, on éprouve le besoin de percer des trous en une seule passe, sur plusieurs couches de matériaux différents sans retravailler le trou et avec un minimum de bavures. Cela représente un véritable défi qui peut être simplement réalisé par la maîtrise du mécanisme de déformation du matériau [12].

La forme et la taille de bavure dépend de plusieurs paramètres : par exemple la matière percée et les conditions de coupe.

La figure ci-dessous montre trois types de bavure d’AISI 4118.

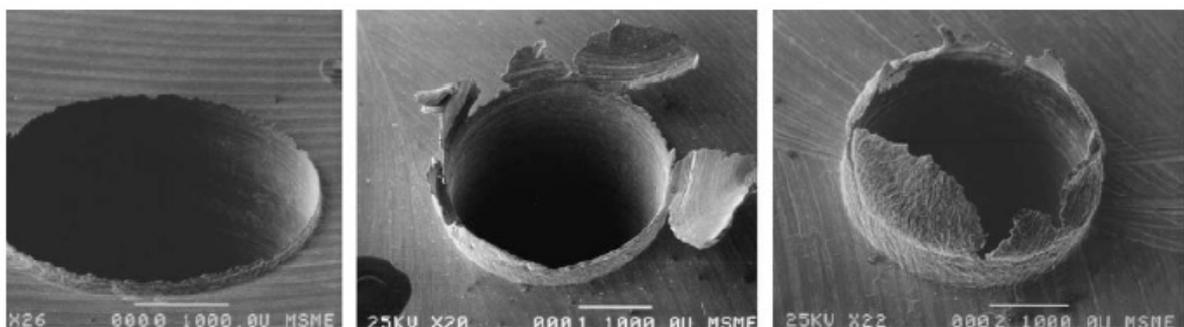


Figure I-17 : Trois types de bavure d’AISI 4118, de gauche à droite : bavure uniforme, bavure transitoire et bavure en forme d’une couronne [4].

I-7 Usure de foret

Les parties du foret, en contact avec la pièce ou le copeau s'usent. On peut distinguer trois types d'usure :

- L'usure de la dépouille (Figure I-18), est caractérisée par un marquage le long des arêtes principales et centrales dans la direction de l'écoulement du métal. Elle est maximum au niveau du bec à cause de la vitesse de coupe élevée en cette partie du foret.

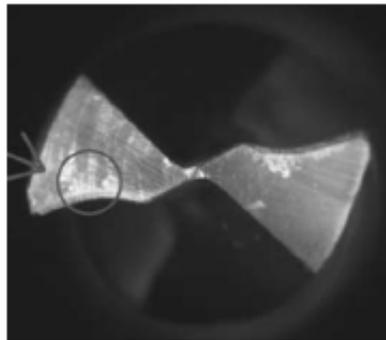


Figure I-18 : Usure de la dépouille du foret [13].

- L'usure des listels (Figure I-19), est parfois accompagnée par une entaille ; cette usure est gênante car elle oblige à enlever lors de réaffûtage une partie importante de matière. Ce type d'usure est important lorsque le matériau usiné est abrasif, écrouissable ou bien si l'affûtage n'est pas symétrique.

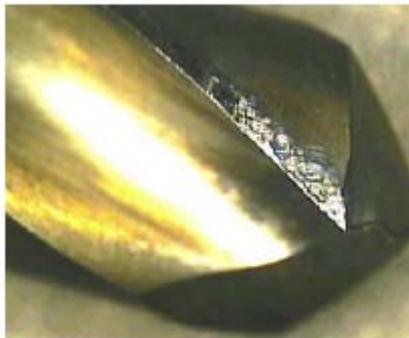


Figure I-19 : Usure des listels du foret [13].

- L'usure de la face de coupe (Figure I-20), est constatée parfois sous forme d'une usure en cratère. Elle ne perturbe pas le fonctionnement du foret. il est rare de le faire disparaître par affûtage.

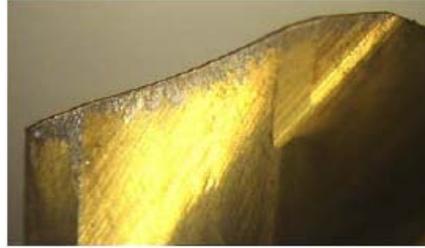


Figure I-20 : Usure de la face de coupe du foret [13].

L'usure est causée par plusieurs phénomènes ou mécanismes :

- L'abrasion (Figures I-18 et I-20) est due au frottement de la matière de la pièce le long de la partie avant de la face de dépouille, ou de copeau le long de la face de coupe.
- L'adhésion (Figure I-21) est un phénomène dû à l'action conjuguée de la température et de la pression exercée par le copeau sur la face de coupe. Lorsque ces conditions sont réunies des microsoudures se développent dans la zone de contact. Ces microsoudures peuvent former ensuite ce qu'on appelle une arête rapportée qui peut s'arracher de l'outil et causer un cratère.
- La diffusion (Figure I-21) est un micro-transfert à l'échelle d'atome entre le copeau et l'outil. Il nécessite comme l'adhésion une température et une pression au niveau du contact outil-copeau élevées. Le taux d'adhésion croît généralement avec la température.
- L'oxydation peut avoir lieu à des hautes températures. Les oxydes formés sont facilement enlevés ce qui aboutit à une usure importante de l'outil.

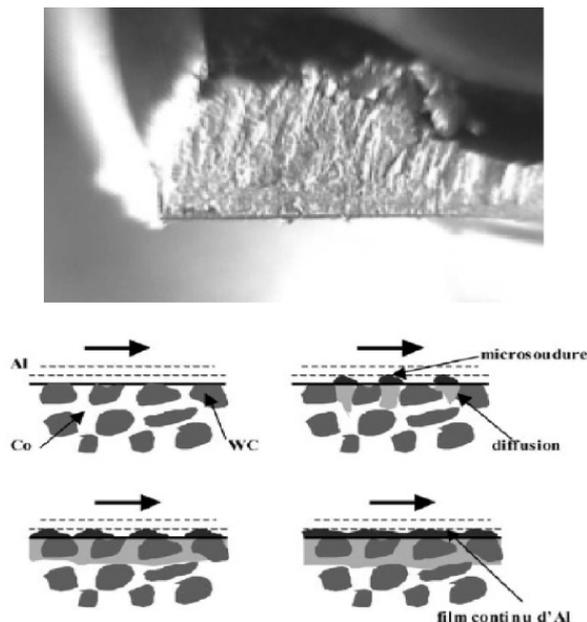


Figure I-21 : Usure par adhésion à gauche [13].

Chacun de ces différents mécanismes d'usure dépend d'un grand nombre de paramètres (par exemple : matières de l'outil et de la pièce, conditions de coupe, l'utilisation de lubrification). Ils peuvent intervenir simultanément, successivement ou individuellement. Enfin l'usure peut aboutir à une rupture catastrophique du foret (Figure I-22).

Pour déterminer quand il est nécessaire de réaffûter ou de remplacer le foret, on peut s'appuyer sur différents critères. Les critères normaux à cet égard sont l'état de surface et la dimension du trou, mais il est également courant de se baser sur 80 % de la durée de vie estimée de l'outil.

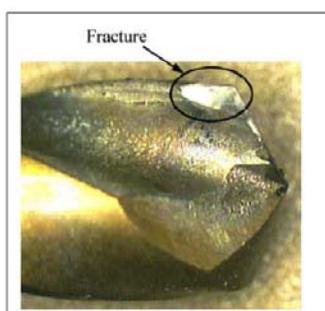


Figure I-22 : Exemple de rupture du foret [13].

Pour palier à ces inconvénients, des modèles plus généralistes cherchant à décrire les phénomènes physiques mis en jeu lors de la coupe ont été développés, dès la première moitié du 20^{ème} siècle. Ce type de modèle a pour objectif de calculer les actions thermomécaniques de la coupe avec un minimum de données expérimentales.

I-7 Lubrification

Le perçage de trous courts avec des forets en carbure permet d'arriver à des taux élevés d'enlèvement de matière avec une très importante génération de chaleur. Cette chaleur générée et l'important volume de copeaux produit sont évacués par le liquide de coupe dont l'apport, interne ou externe, s'effectue sous haute pression. Les conditions extrêmes rencontrées en perçage en ce qui concerne l'évacuation des copeaux et les hautes températures rendent nécessaires une pression et un débit correct du liquide de coupe pour garantir un usinage fiable et des résultats de bonne qualité.

La figure suivante illustre la lubrification externe et interne des forets.

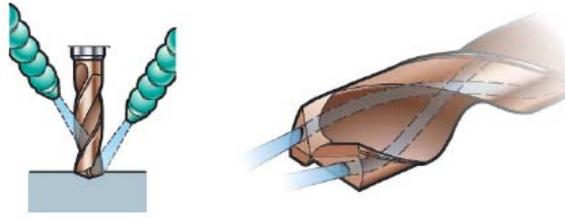


Figure I-23 : Lubrification interne et externe des forets [6].

Conclusion

Dans ce chapitre une étude bibliographique sur le procédé de perçage a été présentée, d'une forme générale et le chapitre qui suit sera consacré aux modèles les plus rencontrés dans le procédé de perçage.

Chapitre II

Modélisation du perçage

Introduction

La modélisation du perçage est un moyen permettant de réduire le temps et le coût de la conception de nouvelles géométries de forets, de simuler leur performance en termes d'effort et de température de coupe. Dans ce chapitre, seulement les premiers travaux des modèles de perçage sont développés. Ces modèles se classent en plusieurs catégories selon l'approche utilisée.

II-1 Approches empiriques et expérimentales

Le perçage est l'une des opérations d'usinage les plus complexes. Plusieurs paramètres (vitesse de coupe et angles de coupe) varient le long des arêtes de coupe, les mécanismes responsables de la formation du copeau et de son évacuation ne sont pas observables compte tenu du fait que la coupe a lieu dans un milieu confiné. La difficulté de la modélisation explique le fait que les premiers travaux s'intéressant à cette opération sont expérimentaux et débouchent sur des lois empiriques.

Shaw et Oxford [14] ont utilisé l'analyse dimensionnelle pour établir des expressions permettant de calculer le couple et l'effort axial générés pendant le perçage. Ils ont mis en place des relations adimensionnelles donnant le couple C_z et l'effort axial F_z . Selon les auteurs, l'effort axial et le couple dépendent de la dureté Brinell H_B du matériau usiné, de l'avance f (mm/tr), de la longueur de l'arête centrale c , et du diamètre du foret D et ceci selon les expressions sans dimension suivantes :

$$\frac{C_z}{D^3 H_B} = K_8 \frac{f^{0.8}}{D^{1.2}} \left[\frac{1 - \left(\frac{c}{D}\right)^2}{\left(1 + \frac{c}{D}\right)^{0.2}} + K_9 \left(\frac{c}{D}\right)^{1.8} \right] \quad (\text{II} - 1)$$

$$\frac{F_z}{D^2 H_B} = K_{15} \frac{f^{0.8}}{D^{1.2}} \left[\frac{1 - \frac{c}{D}}{\left(1 + \frac{c}{D}\right)^{0.2}} + K_{14} \left(\frac{c}{D}\right)^{0.8} \right] + K_{12} \left(\frac{c}{D}\right)^2 \quad (\text{II} - 2)$$

Où K_8 , K_9 , K_{12} et K_{15} sont des constantes. Des essais permettent de déterminer la valeur de ces constantes, elles dépendent du couple outil-matière usinée et sont valables pour une géométrie donnée.

Pour valider leur étude Shaw et Oxford ont effectué une campagne d'essais essentiellement sur l'acier SAE 3245 traité $H_B = 196-207$, avec des forets hélicoïdaux à géométrie classique.

Ils ont constaté que ces constantes sont valables pour la majorité des aciers de dureté Brinell inférieure à 250. Pour d'autres matériaux, les coefficients doivent être corrigés. Ils ont également réalisé des essais avec des forets correspondant à différents angles d'hélice (entre 15° et 40°). Ils ont constaté que l'influence de ce paramètre est négligeable si aucun problème d'évacuation n'est apparu lors du perçage.

II-2 Approches physiques

Oxford [15] a montré l'existence de deux principaux mécanismes d'enlèvement de matière au cours du perçage : la coupe et l'indentation. Les approches théoriques consistent à étudier ces deux mécanismes et à comprendre les divers phénomènes physiques qui ont lieu et l'influence des divers paramètres afin de modéliser le perçage.

Pal et al. [16] sont parmi les premières tentatives visant à établir une méthode physique pour calculer le couple généré pendant le perçage des matériaux ductiles. Les paramètres utilisés sont : les propriétés du matériau percé, la géométrie de l'outil et les conditions de coupe. À cause de la nature complexe de l'indentation dans la zone centrale, Pal et al. ont évité cette région en effectuant un pré trou dans les pièces étudiées. Ils ont supposé que le couple est la résultante de deux composants :

- la contribution tangentielle des efforts de coupe,
- la friction entre la face de dépouille et la surface usinée du matériau obtenue par des observations expérimentales.

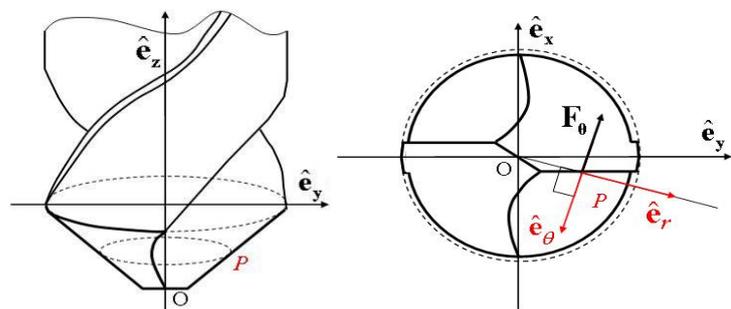


Figure II-1 : Effort de coupe circonférentiel, F_{θ} , en un point de l'arête principale [16].

Pour déterminer les efforts de coupe, Pal et al ont utilisé le modèle de coupe du plan de cisaillement de Merchant généralisé à la coupe oblique ainsi que des nombreuses hypothèses simplificatrices.

L'effort de coupe circonférentiel par unité de longueur F_θ en un point de l'arête principale (Figure II-1) est supposé être donné par la relation suivante :

$$F_\theta = \frac{f}{2} \tau_s [A - B \alpha_e + \zeta] \quad (\text{II} - 3)$$

Où f est l'avance par tour, τ_s la contrainte d'écoulement en cisaillement calculée grâce à une loi contrainte-déformation prenant en compte l'écrouissage du matériau usiné, A et B sont des constantes dépendant du matériau usiné et du foret utilisé, α_e l'angle effectif de coupe (L'angle mesuré dans le plan formé par la vitesse de coupe et la direction d'écoulement de copeau entre cette dernière et la perpendiculaire à la direction de coupe) et ζ le rapport de l'épaisseur de copeau avant et après déformation également déterminé par une relation empirique.

Finalement, par intégration avec le rayon comme variable principale, le couple peut être calculé par l'expression suivante :

$$C_z = \int_{r_1}^{r_2} f \cdot r \cdot \tau_s [A - B \alpha_e + \zeta] dr + C_F \quad (\text{II} - 4)$$

Où r_1 et r_2 sont respectivement le rayon du pré-trou et le rayon du trou finalement percé et C_F représente le couple généré par le frottement entre la surface de dépouille du foret et le fond du trou. Il est obtenu grâce à des mesures expérimentales.

La comparaison entre les résultats théoriques et expérimentaux montre un bon accord sauf pour la région de l'arête centrale n'a pas été bien étudiée. Cependant, malgré ces bons résultats (Figure II-2), le modèle reste limité à la modélisation des forets hélicoïdaux conventionnels. Notons que Pal et al. n'ont pas étudié l'effort axial généré pendant le perçage.

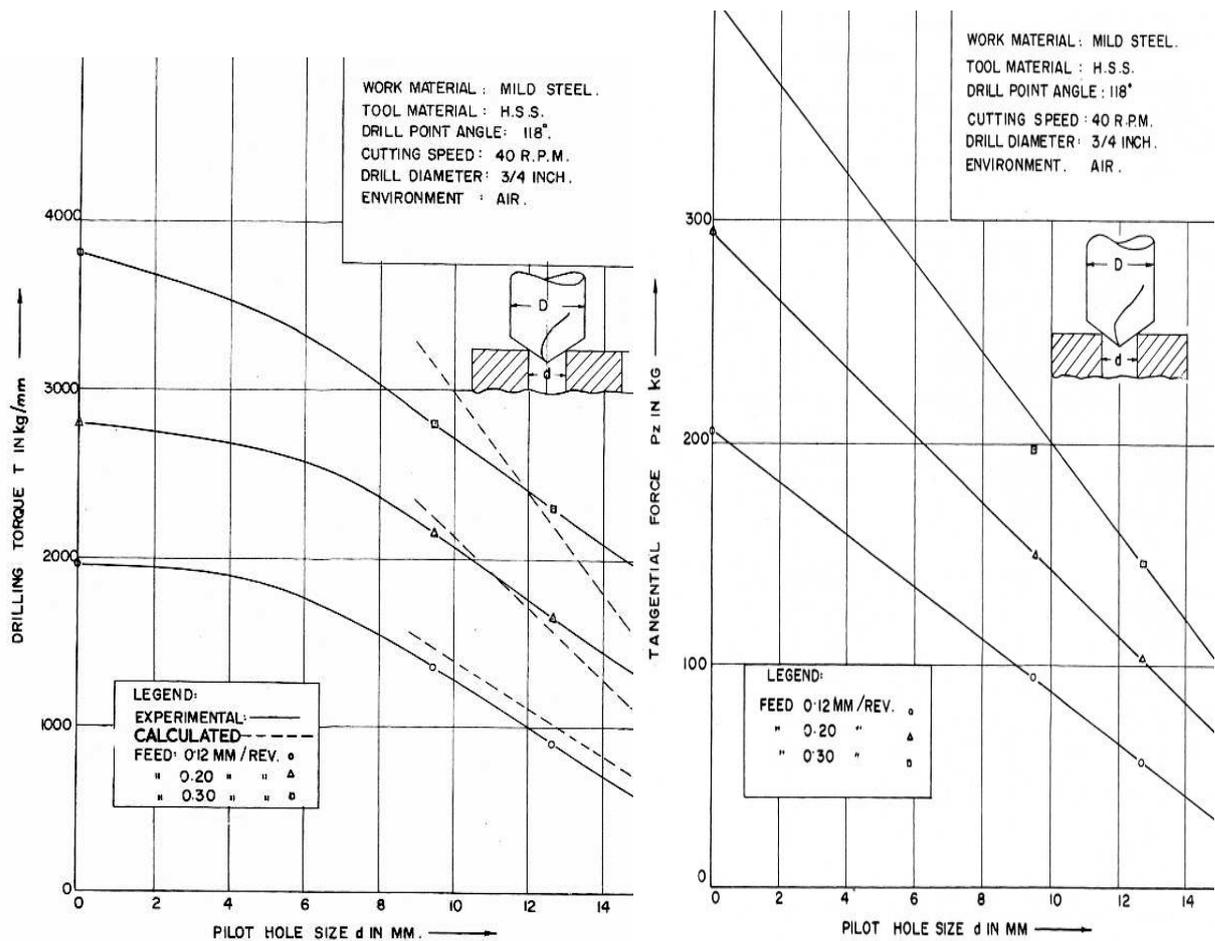


Figure II-2 : Résultats obtenus par Pal et al. [16].

L'influence de la vitesse d'avance sur le calcul des angles de coupe et la détermination de la vitesse de la coupe a été introduite par Williams [17].

Il a distingué deux familles d'angles de coupe :

- Les angles de coupe statiques calculés lorsque l'outil est fixe encore appelés 'angles de coupe outil en main'. Ils sont utilisés pour la réalisation et l'affûtage du foret.
- Les angles de coupe dynamiques calculés lorsque l'outil usine ou travaille, encore appelés angles de coupe en travail'.

Ces angles sont calculés par rapport à la direction effective de coupe combinaison de deux composantes celle associée à la rotation de l'outil et celle associée à la vitesse d'avance. La composante liée à l'avance est généralement petite face à celle liée à la rotation. On peut ainsi considérer que les angles statiques et dynamiques sont confondus lorsque la composante d'avance est négligée par rapport à la composante de rotation. Dans le cas du foret, le rapport entre la

composante d'avance et la composante de rotation est non négligeable au voisinage de l'axe de rotation, donc sur l'arête centrale du foret. La différence entre angles statiques et angles dynamiques peut devenir importante dans cette zone, cette différence à une incidence importante sur le calcul des efforts de coupe dans cette région du foret.

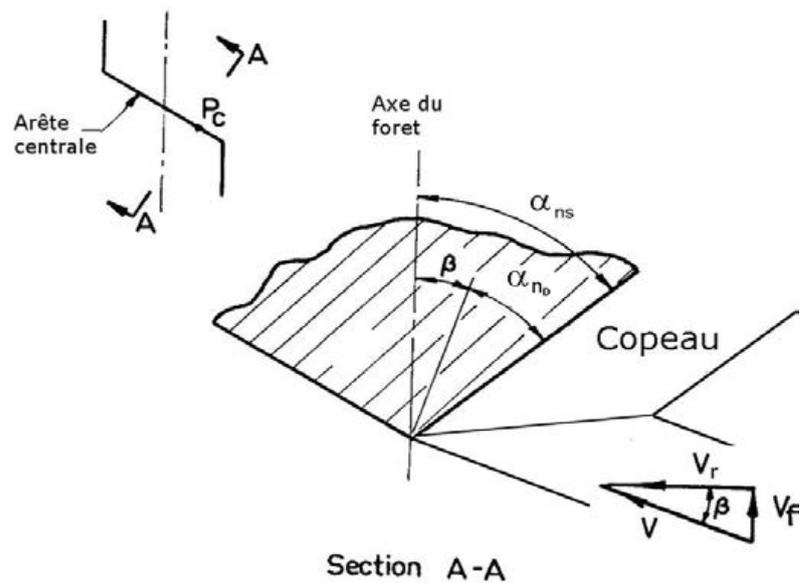


Figure II-3 : Angle normal de coupe statique et dynamique définis dans le plan normal P_n l'arête centrale.

Williams a étudié un foret hélicoïdal muni de deux arêtes principales linéaires avec des faces en dépouille formées par quatre surfaces planes (Figure II-4), ce type de pointe s'appelle « bevel ground ».

Il a développé pour ce foret des expressions géométriques permettant de calculer les deux familles des angles de coupe, statiques et dynamiques, le long des arêtes principales et centrales.

Williams a montré que dans la région centrale, la vitesse d'avance ne peut être négligée et que de ce fait les angles statiques sont très différents des angles dynamiques.

Cependant pour les arêtes principales, la vitesse d'avance est faible par rapport à la vitesse de rotation (pour la gamme de vitesse d'avance utilisée par Williams), son influence sur la vitesse de coupe est donc négligeable. Dans ce cas, les angles statiques et dynamiques sont confondus.

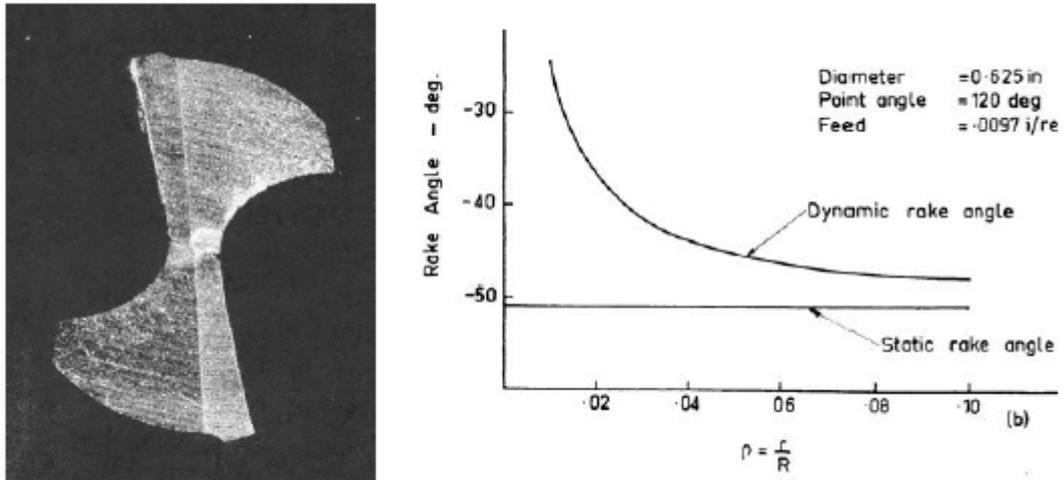


Figure II-4 : Foret employé par Williams, comparaison entre les angles statiques et dynamiques au niveau de l'arête centrale [17].

Williams a ensuite présenté un modèle pour calculer les efforts générés pendant le perçage [18] et [19]. En se basant sur les études d'Oxford [15], il a fait la distinction entre les trois mécanismes d'enlèvement de la matière qui ont lieu le long des arêtes de la coupe :

- de la coupe le long des arêtes principales,
- de la coupe fortement négative (angle de coupe négatif) sur la périphérie des arêtes centrales,
- Et de l'indentation au voisinage de l'axe du foret.

Pour distinguer les régions des deux mécanismes présents au niveau de l'arête centrale, il a observé l'usure du foret. Il a supposé que la zone en forme de S (Figure II-4), représente l'endroit où l'enlèvement de la matière se fait par indentation. La transition entre la zone d'indentation et la zone de coupe est supposée se produire au point où la vitesse d'avance est égale à 20% de la vitesse de rotation. Pour calculer les efforts générés par la zone de coupe de l'arête centrale, Williams a employé les hypothèses suivantes :

- La coupe sur l'arête centrale est analogue à une opération de coupe orthogonale,
- Le copeau est formé par cisaillement dans un plan de cisaillement incliné d'un angle ϕ_n par rapport à la vitesse de la coupe,
- La longueur minimum du contact entre la face de coupe et le copeau est imposée par la distance entre la pièce et l'outil. il a observé que la longueur maximum de contact est approximativement égale à la moitié de la largeur de l'arête centrale :

$$L_{max} = \frac{W}{2} \quad (\text{Figure II-5}) \quad (\text{II - 5})$$

Dans la zone de l'arête centrale sur laquelle la coupe est supposée orthogonale avec angle de coupe très négatif, l'angle de cisaillement ne peut être exprimé par les expressions usuelles. Ainsi Williams a développé à partir de la géométrie de coupe (Figure II-5) l'expression suivante :

$$\phi_n = \theta - \lambda_c + \alpha_{ns} + \beta = C + \beta \tag{II - 6}$$

$$C = \tan^{-1} \left[\frac{\frac{f}{W} \sin \alpha_{ns} - \frac{f}{2\pi r_c}}{1 - \frac{f}{W} \cos \alpha_{ns}} \right]$$

Avec β , l'angle de la vitesse d'avance ; f , la vitesse d'avance ; α_{ns} , l'angle de coupe statique ; r_c , rayon du point considéré ; W , longueur de l'arête centrale et λ_c , l'angle de frottement négligé du fait de l'angle dynamique de coupe très négatif.

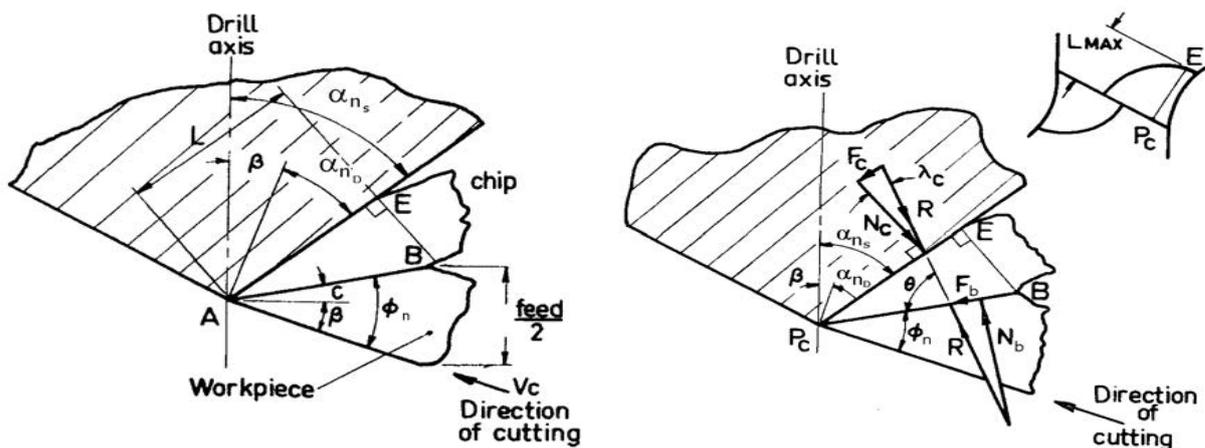


Figure II-5 : Formation du copeau au niveau de l'arête centrale.

Williams a ensuite discrétisé cette partie de l'arête centrale à un ensemble d'arêtes élémentaires. Puis il a calculé les efforts de coupe pour une arête élémentaire à l'aide des expressions suivantes :

$$(F_c)_i = \left(\frac{\tau_s f \Delta W \cos \alpha_{nD} \cos \beta}{2 \sin \phi_n \cos (\phi_n - \alpha_{nD})} \right)_i \tag{II - 7}$$

$$(F_t)_i = (F_c \tan \alpha_{nD})_i$$

Avec τ_s est la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau usiné au niveau de l'arête centrale; ΔW est la largeur de l'arête élémentaire ; α_{nD} et β respectivement les angles de coupe dynamique et d'avance au milieu de l'arête élémentaire considérée.

Ces efforts élémentaires sont ensuite projetés dans la direction axiale F_z et circonférentielle F_θ . Le couple C_z et la force axiale F_z total générés par cette partie de l'arête centrale sont obtenus par la somme des ces efforts :

$$\begin{aligned} C_z &= 2\sum r_i (F_\theta)_i \\ F_z &= 2\sum (F_z)_i \end{aligned} \quad (\text{II - 8})$$

Pour la zone centrale, au voisinage de l'axe de rotation du foret dans laquelle se produit l'indentation, Williams a utilisé le travail de Grunzweig [20] pour calculer l'effort axial d'indentation :

$$(F_z)_{\text{indentation}} = 12\tau_s f^2 \tan \alpha_w \quad (\text{II - 9})$$

Avec $2\alpha_w$ est l'angle d'indentation.

Pour les arêtes principales linéaires pour le foret étudié, Williams les a décomposées en deux parties. Une région qui s'étend de l'âme jusqu'à la moitié du rayon de l'outil et une seconde qui est formée par la partie restante de l'arête. Il a supposé que dans la deuxième partie les angles statiques peuvent être utilisés pour le calcul des efforts et que la coupe est orthogonale.

Williams a étudié seulement cette seconde partie qui l'a discrétisée en une série d'arêtes élémentaires de largeur ΔW . L'angle de cisaillement normal ϕ_n est calculé grâce à la relation classique de Merchant [21] :

$$\phi_L = \frac{\pi}{2} \frac{\alpha_{ns} - \lambda_L}{4} \quad (\text{II - 10})$$

Avec λ_L est l'angle de frottement et α_{ns} est l'angle normal de coupe.

Pour déterminer l'angle de frottement, Il a employé la relation empirique issue des travaux de Finnie et Shaw [22] :

$$\lambda_L = A + \frac{\alpha_{ns}}{2} \quad (\text{II - 11})$$

Avec A une constante.

L'angle normal de coupe a été calculé en fonction de la géométrie du foret, par l'expression de Galloway en fonction des paramètres nominaux du foret [23]. Il a calculé les efforts de coupe pour une arête élémentaire par les expressions suivantes

$$(F_c)_i = \left[\frac{\tau_s f \Delta W \sin p \cos(\lambda_L - \alpha_{ns})}{2 \sin \phi_n \cos(\phi_n + \lambda_L - \alpha_{ns})} \right]_i \quad (\text{II} - 12)$$

$$(F_t)_i = (F_c \tan(\lambda_L - \alpha_{ns}))_i$$

Avec τ_s est la contrainte d'écoulement en cisaillement du matériau usiné au voisinage des arêtes principales, elle est supposée identique pour toutes les arêtes élémentaires. ΔW est la longueur de l'arête élémentaire et $2p$ l'angle de pointe du foret

$$(C_z)_{\text{arête principale}} = 2 \sum F_c r_m \quad (\text{II} - 13)$$

$$(F_z)_{\text{arête principale}} = 2 \sum F_t \sin p$$

Williams a supposé que les efforts de coupe pour la partie restante des arêtes principales peuvent être obtenus par extrapolation.

L'effort global généré par le foret peut être exprimé par les expressions suivantes :

$$C_z = A(\tau_s)_{\text{arête principale}} + B(\tau_s)_{\text{arête principale}}$$

$$F_z = C(\tau_s)_{\text{arête principale}} + D(\tau_s)_{\text{arête principale}} \quad (\text{II} - 14)$$

Avec A , B , C et D fonction de la géométrie du foret et de l'avance.

Les seules inconnues sont les contraintes d'écoulement en cisaillement au niveau des arêtes principales et l'arête centrale. Williams a utilisé le modèle d'Oxley de la coupe [24] pour déterminer ces contraintes. Il a supposé qu'elles dépendent de la vitesse moyenne de glissement $\dot{\gamma}$ dans la zone de cisaillement qui peut être calculée par l'expression suivante :

$$\dot{\gamma} = \frac{4V \cos \alpha_n \sin \phi_n}{f \sin p \cos(\phi_n - \alpha_n)} \quad (\text{II} - 15)$$

Watson a présenté une série d'articles établissant ainsi une description complète de la géométrie du foret et proposant un modèle pour le calcul des efforts de coupe générés pendant le perçage. Dans un le premier article, Watson [25] a souligné l'importance d'une définition correcte de la vitesse et des angles de coupe. Il a débuté son étude par la présentation des différents angles

qui forment les éléments essentiels de la géométrie d'un outil de coupe et du foret en se basant sur les normes ISO. Il a rappelé l'existence des deux familles des angles : les angles statiques ou outil en main et les angles dynamiques ou outil en travail. Il a développé des relations trigonométriques reliant ces angles entre eux et avec les paramètres nominaux du foret. Ces relations sont obtenues par la méthode de projection pour un foret muni des arêtes de coupe linéaire et des faces de dépouille plane similaire au foret employé par Williams. Pour terminer cette première partie, il a étudié l'effet de l'avance sur la géométrie de l'outil du perçage (les angles statiques et dynamiques représentent respectivement les angles sans et avec l'influence de la vitesse d'avance). Il a observé que l'effet de l'avance varie en fonction du rayon. Pour les gammes normales de la vitesse d'avance l'influence est négligeable le long des arêtes principales. Cependant, l'effet de la vitesse d'avance est beaucoup plus important au niveau de l'arête centrale : elle aboutit à un angle normal de coupe moins négatif (Figure II-6).

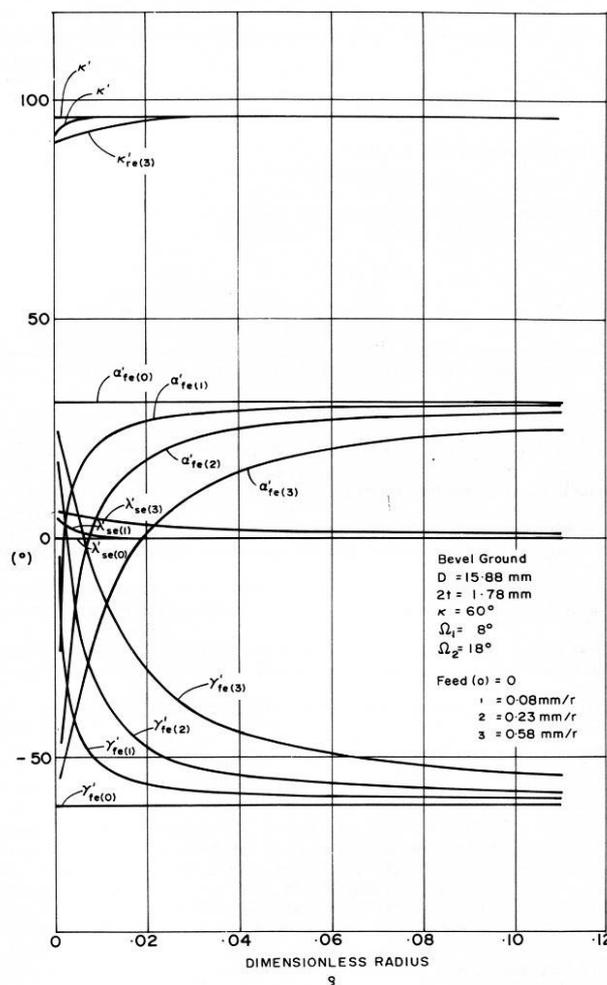


Figure II-6 : Variation des angles dynamiques de coupe (noté γ_{fe}) et l'angle de dépouille dynamique (noté α_{fe}) en fonction de la vitesse d'avance [25].

Pour conclure, Watson a présenté une approche intéressante et quasi complète. Il s'est basé dans ses études sur les modèles d'Oxley pour la coupe oblique, l'abrasion et un modèle pour l'extrusion. Son étude sur l'écoulement du copeau et son influence sur l'angle de cisaillement est importante. Malheureusement, le modèle n'a pas abouti à des résultats satisfaisants pour l'arête centrale. Il a justifié l'écart entre les prévisions et la réalité par le fait que son modèle ne tient pas compte des transferts thermiques qui ont lieu entre la bande de cisaillement et la pièce. Les autres points faibles de son travail sont :

- Un seul type de foret a été étudié
- La façon avec laquelle on détermine le rayon ρ_s qui correspond à l'écoulement global du copeau (sans tenir compte de l'intégrité du copeau).

Rubenstein [26] a étudié les modèles précédents. Il a remarqué soit des lacunes soit des études complexes nécessitant l'utilisation des moyens informatiques ou bien les deux simultanément. Il a souligné l'existence d'expressions empiriques simples à utiliser. Il a évoqué le besoin d'un modèle simple. Il a supposé que pour chaque foret hélicoïdal de diamètre d , il existe un foret à langue d'aspic équivalent avec le même diamètre d . Le choix de ce type de foret est motivé par la géométrie simple (Figure II-7).



Figure II-7 : Foret à langue d'aspic.

Rubenstein constate, durant le perçage avec les mêmes conditions de coupe (vitesse de coupe et vitesse d'avance) les deux forets équivalents génèrent des copeaux avec le même rapport d'épaisseur et la même direction d'écoulement du copeau. Rubenstein a noté que le diamètre du foret doit être assez large par rapport à la longueur de l'arête centrale. Avec cette caractéristique, l'enlèvement de la matière peut être considéré comme quasi-orthogonal. Pour le foret à langue d'aspic, il a supposé que l'effort axial et le couple généré pendant le perçage sont composés de trois éléments.

$$M = M_0 + \ddot{M} + \dot{M} \quad (\text{II - 16})$$

$$F = F_0 + \dot{F} + \ddot{F}$$

Avec M_0 et F_0 l'effort axial et le couple généré par les arêtes principales, \dot{F} et \dot{M} l'effort axial et le couple généré par l'arête centrale et \ddot{M} et \ddot{F} l'effort axial et le couple généré à la périphérie de l'outil au niveau du listel. Basé sur la théorie de la coupe orthogonale et sur ses travaux antérieurs, Rubenstein a développé les expressions suivantes pour les arêtes principales :

$$M_0 = \frac{1}{4}(d^2 - c^2) \left[\left(\frac{\mu p_m l}{\sin p} \right) + \frac{1}{2} S f (\cot \phi_n + 1) \right] \quad (\text{II - 17})$$

$$F_0 = \frac{1}{2}(d - c) [(2p_m l + p_1 f (\cot \phi_n - 1)) \sin p]$$

Il a développé aussi une expression pour l'arête centrale :

$$\dot{M} = \frac{1}{4} c^2 \left[\mu_c p_m l_c + \frac{1}{2} S f \{ \cot(\phi_n)_c + 1 \} \right] \quad (\text{II - 18})$$

$$\dot{F} = \frac{1}{2} c [2p_m l_c + (p_1)_c f \{ \cot(\phi_n)_c - 1 \}]$$

Avec d diamètre du foret, c longueur de l'arête centrale, μ et μ_c coefficient du frottement entre la pièce et l'outil pour le contact au niveau de la face de dépouille, p_m la pression au niveau du contact de la pièce avec la face de dépouille, l et l_c longueur du contact entre la pièce et la face de dépouille, $2p$ l'angle de la pointe du foret, S la résistance au cisaillement de la pièce, f la vitesse d'avance, ϕ_n et $(\phi_n)_c$ l'angle de cisaillement de Merchant et p_1 et $(p_1)_c$ la contrainte moyenne normale avant l'arête de la coupe.

Pour \ddot{F} et \ddot{M} Rubenstien n'a pas présenté une étude détaillée. Suite à des approximations, il a présenté l'expression suivante :

$$\ddot{M} = K_1 d f \quad (\text{II - 19})$$

$$\ddot{F} = K_2 f$$

Il a défini également une expression pour calculer l'angle d'inclinaison moyen i_{av} qui sert à vérifier l'exactitude de l'approximation d'une coupe quasi orthogonale. Il a supposé que c'est le cas si cet angle i_{av} est compris entre 2° et 4° .

Rubenstein a précisé les conditions d'équivalence entre le foret conventionnel hélicoïdal et le foret à langue d'aspic :

- avoir le même angle d'inclinaison moyen i_{av}
- avoir le même angle normal de coupe moyen $(\alpha_n)_{av}$

Ces conditions peuvent être traduites par un set d'équivalence géométrique : avoir le même rapport diamètre longueur d'arête principale, le même angle de la pointe, le même angle d'hélice aux périphéries, la même dépouille latérale, les mêmes listels.

Stephenson et Agapiou [27] ont attiré l'attention sur l'importance de la géométrie de la pointe du foret. Une modification mineure de la pointe peut avoir des conséquences importantes sur les performances du perçage. Ils ont indiqué l'existence d'une multitude de géométries de la pointe élaborée par des méthodes empiriques. Pendant ce temps, la majorité des modèles développés dans la littérature concerne les forets conventionnels hélicoïdaux. Le modèle proposé par ces deux auteurs ne se limite pas à un seul type de géométrie mais peut être appliqué à des forets avec une pointe munie d'une géométrie arbitraire. Ils ont appliqué la théorie de coupe oblique pour développer des expressions pour l'effort axial, radial et le couple au niveau des arêtes principales. Ses expressions basées sur des essais de tournage sont par conséquent des relations empiriques. Ils ont appliqué leur modèle pour le cas du perçage de la fonte avec un foret en carbure monobloc. De plus, selon leur modèle peut être utilisé pour étudier des phénomènes non traité avec les autres approches comme l'asymétrie des arêtes de coupe. Stephenson et Agapiou ont défini les caractéristiques géométriques nécessaires pour le calcul des efforts de coupe : l'angle de coupe α_n et l'angle d'inclinaison i . Ils ont calculé ces deux paramètres par les expressions suivantes :

$$\alpha_n = \tan^{-1} \left[\frac{\tan(\beta(r)) \cos(\Psi(r))}{\sin(p) - \tan(\beta_R) \cos(p) \sin(\Psi(r))} \right] \quad (\text{II} - 20)$$

$$i = - \sin^{-1} [\sin(p) \sin(\Psi(r))]$$

Avec $\Psi(r)$ et $\beta(r)$ et $2p$ l'angle de l'arête centrale, d'hélice en un point de l'arête de rayon r et l'angle de la pointe du foret. Pour le foret standard avec des arêtes principales rectilignes $\Psi(r)$ peut être calculé par les expressions suivantes $\Psi(r) = \sin^{-1}(w/r)$ $\beta(r)$ est calculé à partir de l'angle d'hélice aux périphéries facilement mesuré $\tan(\beta(r)) = r \tan(\beta_R)/R$.

Pour les multitudes des pointes du foret qui existent, ils ont constaté l'existence des éléments en

commun. Elles sont toutes composées des plusieurs segments correspondants aux surfaces obtenues par rectification au niveau de flûte et de la face de dépouille. Ils ont montré avec deux types de pointes que la détermination des éléments des relations (II - 20) est possible et aboutit à la définition de la géométrie de la pointe. Pour effectuer l'opération de caractérisation, plusieurs points sur les segments doivent être spécifiés. Le nombre de ses points (entre 3 et 30 points) varie en fonction de la pointe étudiée. Parmi les pointes étudiées par Stephenson et Agapiou, on cite la pointe avec des arêtes paraboliques (Figure II-8) continue dans un plan parallèle à l'axe du foret et rectiligne dans un plan perpendiculaire à cet axe. Pour cette pointe, ils ont développé les relations suivantes :

$$r = a + bz + cz^2$$

$$z = \frac{(-b + [b^2 - 4c(a-r)]^{1/2})}{2c} \tag{II - 21}$$

$$p(r) = \tan^{-1} \left[\frac{dr}{dz} \right] = \tan^{-1}(b + 2cz)$$

Pour déterminer les constants a, b et c trois points du segment $(z_1r_1), (z_2r_2), (z_3r_3)$ doivent être utilisés. Stephenson et Agapiou ont divisé les arêtes principales en des arêtes rectilignes élémentaires de coupe oblique. Ils ont supposés que les efforts de coupe sont fonction de quatre paramètres :

$$F_p = F_p(V, t, \alpha_n, i)$$

$$F_q = F_q(V, t, \alpha_n, i) \tag{II - 22}$$

$$F_r = F_r(V, t, \alpha_n, i)$$

Avec V la vitesse de coupe, t l'épaisseur du copeau non déformé, α_n l'angle de coupe et i l'angle d'inclinaison.

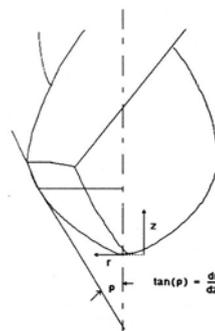


Figure II-8 : Foret parabolique [27].

Pour la matière utilisée dans leur travail, ils ont présenté les relations empiriques suivantes obtenues à partir des essais de tournage :

$$\begin{aligned}
 F_p &= 63,2 + 1290t - 5,90\alpha_n + 11,4V \cdot CL + 0,19\alpha_n^2 + 1,36\alpha_n \cdot V \\
 F_r &= 2,39 - 0,280\alpha_n \cdot i - 3,43i \\
 &\begin{cases} F_q = 36,2 + 1290t - 18,1t \cdot i + 0,637\alpha_n \cdot i \\ +61,2V - 15,2V^2 - 17,7t \cdot \alpha_n & \alpha_n < 5^\circ \\ F_q = -56,0 + 1230t + 67,8V & \alpha_n > 5^\circ \end{cases}
 \end{aligned}
 \tag{II - 23}$$

Avec CL un paramètre égal à 1 pour l'usinage avec lubrification et 0 pour l'usinage sans lubrification. Les efforts sont exprimés en N/mm.

Ils ont exprimé l'effort axial et le couple global par les relations suivantes :

$$\begin{aligned}
 C_z &= \sum_{j=1}^{N_f} \sum_{i=1}^N dC_{zji} \\
 F_z &= \sum_{j=1}^{N_f} \sum_{i=1}^N dF_{zji}
 \end{aligned}
 \tag{II - 24}$$

Avec N_f et N le nombre de goujures et des arêtes élémentaires respectivement, $dC_{zji} = r_i \cdot F_{pji}$ et $dF_{zji} = F_{qji} \cdot \sin[p_j(r_i)] - F_{rji} \cdot \cos[p_j(r_i)]$ le couple et l'effort axial élémentaire à l'arête élémentaire i et le goujure j.

Stephenson et Agapiou ont effectué des essais de perçage avec des forets munis de plusieurs géométries. Ils ont constaté un bon accord entre les résultats mesurés et calculés. Ils ont remarqué que leur modèle a tendance à sous-estimé l'effort axial avec les forets munis d'une arête centrale. Ce modèle possède l'avantage de pouvoir étudier les forets avec une géométrie quelconque. Malheureusement, il concerne seulement les arêtes principales et nécessite d'effectuer des essais de tournage pour établir les expressions empiriques. Il y a besoin encore de caractériser un certain nombre de points sur les arêtes principales.

Dans la succession de la modélisation analytique et spécifiquement celle basée sur le modèle d'Oxley, El hachimi et al. [28] et [429] ont présenté un modèle pour le perçage. La spécificité de ce modèle est le traitement de l'enlèvement de la matière le long des arêtes comme étant continu (pas de discrétisation en arête élémentaire). Ils ont étudié séparément la coupe sur les arêtes principales et sur l'arête centrale. Ils ont utilisé le modèle de coupe oblique pour les arêtes principales et le

modèle de coupe orthogonale pour la partie de coupe de l'arête centrale. Ils ont supposé comme dans les études précédentes que la coupe et l'indentation existe au niveau de l'arête centrale et que la limite entre les deux zones peut être déduite de l'angle de dépouille dynamique. Le foret étudié par El hachimi et.al est un foret hélicoïdal conventionnel. Les caractéristiques géométriques du foret utilisé sont celles développées par Wiriyacosol [30]. Pour calculer l'effort axial et le couple généré par les arêtes principales pendant le perçage, ils ont développés les relations suivantes :

$$F_z = 2 \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{d}{2}} K_{AB} \frac{f \sin p \cos \xi}{2 \sin \phi_n \cos \theta_n} (\sin(\lambda_n - \alpha_n - \xi) \sin p - \cos p) \frac{r}{(r^2 - w^2)^{1/2}} dr \quad (\text{II} - 25)$$

$$C_z = 2 \int_{\frac{d}{2}}^{\frac{d}{2}} K_{AB} \frac{f \sin p \cos \xi}{2 \sin \phi_n \cos \theta_n} \cos(\phi_n - \alpha_n - i) \frac{r^2}{(r^2 - w^2)^{1/2}} dr$$

Avec K_{AB} la contrainte d'écoulement au niveau de la zone de cisaillement, f la vitesse d'avance, $2p$ l'angle de la pointe, ϕ_n l'angle normal de cisaillement, α_n l'angle normal de coupe, λ_n l'angle normal du frottement ξ et θ_n des angles intermédiaires, $2w$ l'épaisseur de l'âme du foret.

Pour calculer l'effort axial et le couple généré par l'arête centrale pendant le perçage, ils ont développés les relations suivantes :

$$F_z = 2 \int_{r_0}^{\frac{d}{2}} \frac{\cos(\phi_n - \alpha_{nd})}{\cos(\phi_n + \lambda_n - \alpha_{nd})} \frac{f K_{AB} \cos \beta}{2 \sin \phi_n} (\cos \beta - \tan(\phi_n - \alpha_{nd}) \sin \beta) dr \quad (\text{II} - 26)$$

$$F_z = 2 \int_{r_0}^{\frac{d}{2}} \frac{\cos(\phi_n - \alpha_{nd})}{\cos(\phi_n + \lambda_n - \alpha_{nd})} \frac{f K_{AB} \cos \beta}{2 \sin \phi_n} (\cos \beta - \tan(\phi_n + \alpha_{nd}) \sin \beta) dr$$

Avec K_{AB} la contrainte d'écoulement au niveau de zone de cisaillement, f la vitesse d'avance, ϕ_n l'angle dynamique de cisaillement, α_{nd} l'angle dynamique de la coupe, λ_n l'angle normal du frottement, β l'angle d'avance. Les efforts globaux sont obtenus par sommation

II-3 Approches mécanistiques

Les modèles mécanistiques sont des approches hybrides semi-empiriques. Ils sont composés de deux parties:

- Une partie analytique qui étudie la géométrie, la cinématique et l'équilibre des efforts dans l'outil et la pièce pendant l'opération de coupe.
- Une partie empirique qui permet de calculer les efforts de coupe à partir des efforts

de coupe spécifiques obtenus expérimentalement, sans tenir compte du mécanisme de formation du copeau et des phénomènes physiques accompagnants ce mécanisme.

Des approches mécanistiques ont été utilisées pour modéliser la majorité des procédés d'usinage. Parmi ces modèles, on cite celui de Chandrasekharan [31] qui a été développé pour le perçage. Comme dans les études analytiques, il a émis les hypothèses suivantes:

- Les arêtes principales sont décomposées à une série d'arêtes de coupe élémentaires travaillant dans des conditions de coupe oblique. Les efforts totaux au niveau des arêtes principales sont obtenus ensuite par intégration.
- Au niveau de l'arête centrale, deux mécanismes d'enlèvement de la matière existent : l'indentation et la coupe oblique. La limite entre les deux zones est définie par la relation suivante:

$$Ra = \frac{t}{2 \tan\left(\frac{\pi}{2-p}\right)} \quad (\text{II - 27})$$

Avec f la vitesse d'avance et $2p$ l'angle de la pointe.

Chandrasekharan a débuté ses investigations par l'étude de coupe oblique. Il a supposé que l'effort généré pendant la coupe dans le système de coordonnées de face de coupe peut être exprimé par les expressions suivantes:

$$[\overline{Fn}] = KnAc \quad (\text{II - 28})$$

$$[\overline{Ff}] = KfAc$$

Avec $[\overline{Ff}]$ l'effort de frottement suppose colinéaire à la direction d'écoulement du copeau, $[\overline{Fn}]$ l'effort normal dont la direction est la normale à la face de coupe, Kf l'effort spécifique, de frottement Kn l'effort spécifique normal, Ac la surface de la section du copeau avant déformation suivant un plan dont le normal est colinéaire à la vitesse de la coupe.

Dans les modèles mécanistiques Kf et Kn sont généralement supposés fonction de l'épaisseur du copeau t_c , l'angle et la vitesse de la coupe V . Chandrasekharan a effectué des essais de coupe oblique pour vérifier la dépendance des efforts aux paramètres cités. Il n'a déduit que l'angle

normal α_n de coupe est le paramètre géométrique le mieux adapté et que les efforts spécifiques peuvent être calculés par les expressions suivantes:

$$\ln K_n = a_0 + a_1 \ln t_c + a_2 \ln V + a_3 \ln (1 - \sin \alpha_n) + a_4 \ln t_c \ln V \quad (\text{II} - 29)$$

$$\ln K_f = b_0 + b_1 \ln t_c + b_2 \ln V + b_3 \ln (1 - \sin \alpha_n) + b_4 \ln t_c \ln V$$

Les paramètres $a_0, a_1, a_2, a_3, a_4, b_0, b_1, b_2, b_3$ et b_4 sont des constantes déterminées par une régression multi variable à partir des données expérimentales. Ils sont obtenus par une procédure de calibrage élaborée par Chandrasekharan et basée sur des essais du perçage.

Chandrasekharan a utilisé les relations établies par Oxford [15] pour calculer l'angle normal de cisaillement et d'inclinaison au niveau des arêtes principales. Puis il a projeté les efforts normaux et du frottement calculés par le modèle mécanistique dans le système des coordonnées globales liées au foret. Il a calculé les efforts globaux générés par les arêtes élémentaires par sommation. Il a utilisé la même procédure au niveau de la région de coupe de l'arête centrale avec les angles de coupe dynamique. Pour la région d'indentation restante, il a employé les relations développées par Kachanov [32]. Chandrasekharan a réalisé une étude expérimentale avec deux types de matériaux, plusieurs géométries du foret et conditions de coupe. Il a effectué du perçage avec des pré-trou pour isoler les efforts générés par les arêtes principales. Les résultats expérimentaux montrent un bon accord pour les arêtes principales et des écarts plus prononcés mais pas très importants pour l'arête centrale.

Chandrasekharan a complété son modèle initialement conçu pour un foret hélicoïdal conventionnel pour être compatible avec des forets munis d'une géométrie de pointe quelconque. Les arêtes sont considérées comme un vecteur dans l'espace tridimensionnel. Il a établi des relations mathématiques pour calculer l'angle normal de coupe et d'inclinaison.

Les modèles mécanistiques sont souvent facile à mettre en œuvre et donne des résultats fiables. Cependant ils nécessitent de nombreux essais pour déterminer des coefficients caractéristiques. De plus, ces modèles ne tiennent pas compte de la physique de la formation du copeau.

II-4 Approches numériques

La simulation numérique par la méthode des éléments finis dédiée à la mise en forme des métaux est de nos jours un outil puissant. Des améliorations conséquentes ont été réalisées dans le

domaine informatique. Malgré ces progrès, la simulation des procédés d'usinage en 3D relève beaucoup de difficulté.

Strenkowski et al. [33] ont proposé un modèle hybride analytique et éléments finis pour prévoir l'effort axial et le couple générés par un foret hélicoïdal. Cette approche est également basée sur la discrétisation des arêtes de coupe. Sur les arêtes principales, la coupe est oblique et sur les arêtes centrales, la coupe est supposée orthogonale avec un angle de coupe négatif. Un modèle analytique de coupe est appliqué aux arêtes en coupe oblique, tandis qu'une modélisation éléments finis avec le code DeformTM-2D est utilisée pour calculer les efforts de la région centrale.

Récemment, un modèle numérique 3D a été présenté par Kolcke et al. [34]. Ce modèle permet de calculer l'effort axial, le couple et la température le long des arêtes de coupe.

La modélisation éléments finis 3D est très intéressante car elle permet d'obtenir des indications sur l'écoulement des copeaux et la morphologie de ceux-ci. Elle donne accès aux champs des contraintes et des températures dans l'outil et la pièce. Comme pour l'approche analytique, les principales données du modèle sont la loi de comportement du matériau usiné et la loi de frottement à l'interface outil-copeau. L'approche numérique fournit une analyse complète et des informations intéressantes sur les champs des températures, des contraintes, la morphologie des copeaux et leur écoulement, mais les calculs sont très longs

Conclusion

Nous avons présenté dans ce chapitre une revue des différents modèles développés pour le perçage. Selon le type de l'approche employée ces études ont été classées en quatre catégories : expérimental et/ou empirique, analytique, mécanistique ou semi-analytique et numérique.

La simulation numérique par la méthode des éléments finis dédiée à la mise en forme des métaux est de nos jours un outil puissant. A cet effet le chapitre qui suit est consacré à la modélisation et simulation numérique de la formation du copeau en 3D d'une opération de perçage de l'acier 42CrMo4 élaboré sous ABAQUS 2017 / EXPLICIT. On va décrire toutes les étapes nécessaires afin d'obtenir un modèle réaliste.

Chapitre III

Simulation numérique en 3D d'une opération de perçage

Introduction

Le but de toute simulation est de reproduire le processus réel le plus fidèlement possible. Pour cela, le modèle numérique doit prendre en compte la physique du problème et les phénomènes thermomécaniques.

L'objectif de notre projet est de modéliser en 3 Dimensions (3D) l'opération de perçage d'un bloc de matière utilisant les lois de comportement et d'endommagement de Johnson-Cook. Notre étude consistera donc à décrire toutes les étapes nécessaires à l'obtention d'un modèle réaliste avec le logiciel de simulation par éléments finis ABAQUS/EXPLICIT. Après plusieurs tests de modélisation nous sommes arrivés à simuler la formation d'un copeau et son détachement du bloc de matière.

III-1 Choix de la modélisation

Notre simulation s'appuiera sur les paramètres de Johnson-Cook. L'usinage génère des déformations très intenses dans des zones très infimes. La zone de formation du copeau, étant l'une de ces zones infimes, est cible de grande vitesse de déformation ainsi que de températures très importantes. C'est pourquoi nous nous sommes tournés sur une simulation explicit pour notre modèle.

III-1-1 ABAQUS/EXPLICIT

Nous utiliserons pour notre démarche de simulation, la version explicit du logiciel ABAQUS. La version explicit d'ABAQUS est un produit d'analyse d'élément fini qui emploie un schéma d'intégration explicite pour résoudre des problèmes dynamiques ou quasi-statiques non-linéaires. L'habileté d'ABAQUS/EXPLICIT pour supporter des comportements non linéaire comme des contacts, le rend intéressant pour notre simulation.

La méthode explicite se caractérise également par une grande facilité de mise en œuvre dans le cas de problèmes non linéaires. La contrepartie est un pas de temps nécessairement très petits. Le caractère direct de l'intégration explicite permet aussi de faciliter la gestion des contacts et donc des frottements.

Le modèle explicit est particulièrement adaptés aux problèmes fortement non linéaires comme des impacts balistique ou comme dans notre cas la coupe des métaux.

III-1-2 Définition des unités

Les calculs ont été réalisés avec ABAQUS/EXPLICIT 2017. Le logiciel ne travaillant pas avec des unités, nous devons les choisir en données d'entrées afin qu'elles soient homogènes.

Choix des unités pour notre simulation :

- Distance : mm
- Temps : ms
- Masse : g
- Masse volumique : $\text{g} \cdot \text{mm}^{-3}$
- Force : $\text{g} \cdot \text{mm} \cdot \text{ms}^{-2} = \text{N}$
- Contrainte/pression : $\text{g} \cdot \text{mm} \cdot \text{ms}^{-2} \cdot \text{mm}^{-2} = \text{N} \cdot \text{mm}^{-2} = \text{MPa}$

Les résultats de simulation seront donc donnés avec ces unités.

III-1-3 Définition du matériau

Après recherches bibliographiques sur le sujet, nous avons porté notre étude sur une loi de comportement et une loi d'endommagement très répandue dans l'usinage. Nous utiliserons la loi de comportement de Johnson-Cook et le critère d'endommagement de Johnson-Cook.

○ Loi de Comportement de Johnson-Cook

La description du comportement du matériau usiné reste l'une des principales difficultés dans la simulation de la coupe. La prise en compte de la dépendance du comportement de la pièce, de la vitesse de déformation et de la température est primordiale pour simuler le processus de formation de copeau. Il apparaît dans la littérature une grande variété de lois de comportement permettant de tenir compte de ces effets. Le choix repose, en général, sur la capacité à identifier expérimentalement les constantes du matériau. La loi de Johnson-Cook a été choisie, dans notre simulation, pour représenter la contrainte d'écoulement du matériau.

Le modèle de Johnson-Cook exprime la contrainte équivalente sous forme d'une fonction de trois constantes du matériau :

- La déformation plastique.
- La vitesse de déformation.

- Les températures caractéristique (Ambiante, transition et fusion du matériau).

Elle est composée, dans l'ordre d'apparition, d'un terme d'écrouissage, d'un terme dynamique et d'un terme d'adoucissement thermique.

Le premier terme, faisant référence à l'écrouissage, correspond à la contrainte d'écoulement à vitesse de déformation constante. A étant la limite d'élasticité, B le module d'écrouissage (paramètre linéaire de l'écrouissage) et n le coefficient d'écrouissage (paramètre non linéaire de l'écrouissage).

Le second terme caractérise le durcissement dynamique du matériau. Ce terme est fonction de la vitesse de déformation plastique et du coefficient C qui correspond au coefficient de dépendance à la vitesse d'écrouissage.

Le dernier terme de cette loi correspond lui au phénomène d'adoucissement thermique ayant lieu à partir du moment où la température du matériau est plus élevée que la température de transition, le coefficient m représentant donc l'exposant d'adoucissement thermique.

Le matériau usiné est un acier allié à traitement thermique de la nuance 42CrMo4 dont les paramètres sont reportés dans le tableau III-1. Le contact entre la pièce et l'outil est modélisé par une loi de frottement de type Coulomb pour lequel la valeur du coefficient de frottement $\mu = 0,3$.

Les tableaux III.1 et III.2 donne respectivement les coefficients de la loi de Johnson Cook et les caractéristiques de l'acier 42CrMo4.

Tableau III.1 : Coefficients de loi de comportement de Johnson-Cook

$\sigma = [A + B\varepsilon^n] \times [1 + C \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\varepsilon_0}] + [1 - (\frac{\theta - \theta_t}{\theta_{fusion} - \theta_t})^m]$						
A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	T _{amb} (°K)	T _{fus} (°K)
595	580	0.023	0.133	1.03	300	1793

(III - 1)

Tableau III.2 : Caractéristiques du 42CrMo4 de la pièce usiné

Caractéristiques	ρ (Kg/m ³)	E (MPa)	ν	κ (J/Kg.K)
	7800	210 ⁹	0.3	46

Pour l'outil on attribue une densité de (7800Kg/m³) est un module de Young infini car la déformation est négligeable.

○ Critère d'endommagement de Johnson-Cook

Allant de paire avec la loi de comportement de Johnson-Cook, ce critère d'endommagement fait apparaître les trois mêmes termes :

- La contrainte équivalente.
- La vitesse de déformation.
- Et les températures (Ambiante, transition et fusion du matériau).

Tableau III.3 : Coefficient d'endommagement de Johnson-Cook de l'acier 42CrMo4.

$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(-D_3 \eta)] \left[1 + D_4 \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0}\right) \right]$					(III - 2)
D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	
1.5	3,44	-2.12	0,002	0,1	

Ce critère permet de calculer l'endommagement du matériau, constituant la pièce, ayant lieu au voisinage de l'arête de coupe.

III-1-4 Méthode Lagrangien Eulérien

Cette formulation est une somme des deux formulations Eulérienne et Lagrangienne, un choix arbitraire est fait entre les deux suivant le cas où l'étude se situe. Elle permet de combiner les avantages de la représentation Lagrangienne (bonne définition des limites physique de la pièce) et ceux de la formulation Eulérienne (possibilité de prise en compte de grandes déformations).

Le principe de cette formulation mixte est le développement de maillages se déplaçant indépendamment de la matière. De ce fait, la matière se déplace par rapport au maillage, comme dans une formulation Eulérienne simple, mais la forme extérieure des éléments est contrôlée par les conditions aux limites de l'étude, comme dans une formulation Lagrangienne.

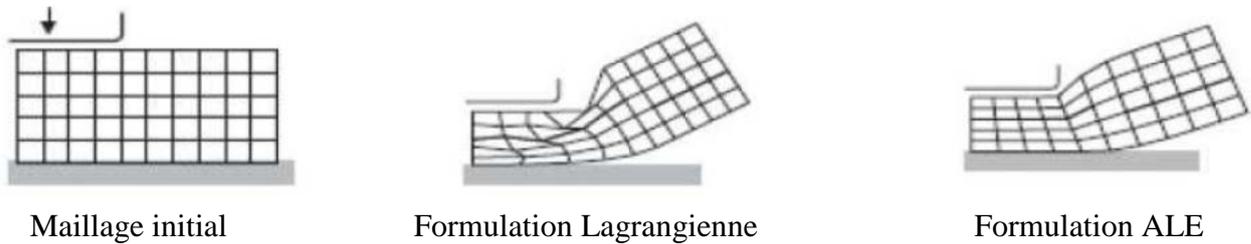


Figure III-1 : Difficultés associées aux Formulation Lagrangienne et réparation ALE.

III-2 Simulation numérique

Nous allons maintenant décrire toutes les étapes à suivre pour intégrer les caractéristiques nécessaires à la modélisation d'une coupe orthogonale avec ABAQUS/EXPLICIT 2017, d'une opération de perçage en 3D. Dans le cas d'un perçage avec un outil axisymétrique, la coupe génère un effort dans l'axe de l'outil ou la force de poussée (F_z , [N]) et un couple axial (M_z , [N.mm]).

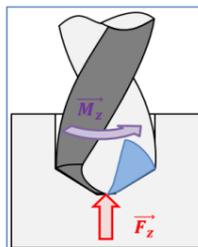


Figure III-2 : Sollicitations en bout d'outil.

- **Création de la géométrie pièce / outil (foret)**

Pour commencer l'étude, la création du modèle était sur SOLIDWORKS. Les assemblages sont obtenus par la juxtaposition de pièces. La mise en position de pièces définie par un assemblage des contraintes d'assemblage associant, deux entités respectives par une relation géométrique (coïncidence, tangence, etc.).

Où procéder à des réglages à l'aide des différents outils disponibles (déplacement composants, détection de collision ou d'interférence, mise des jeux, etc.).

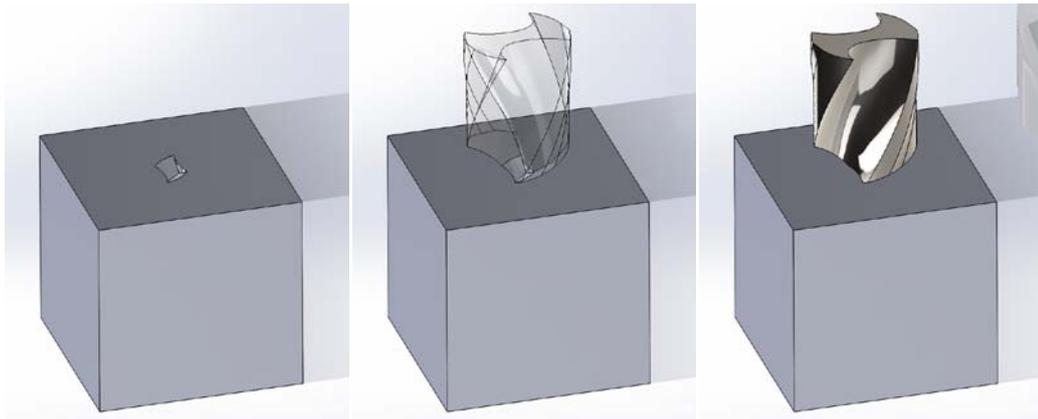


Figure III-3 : Géométrie créée sous logiciel SOLIDWORKS.

- **Préparation du logiciel ABAQUS/EXPLICIT**

Nous utiliserons pour notre démarche de simulation, la version dynamique explicite du logiciel.

La figure qui suit illustre l'interface du logiciel.

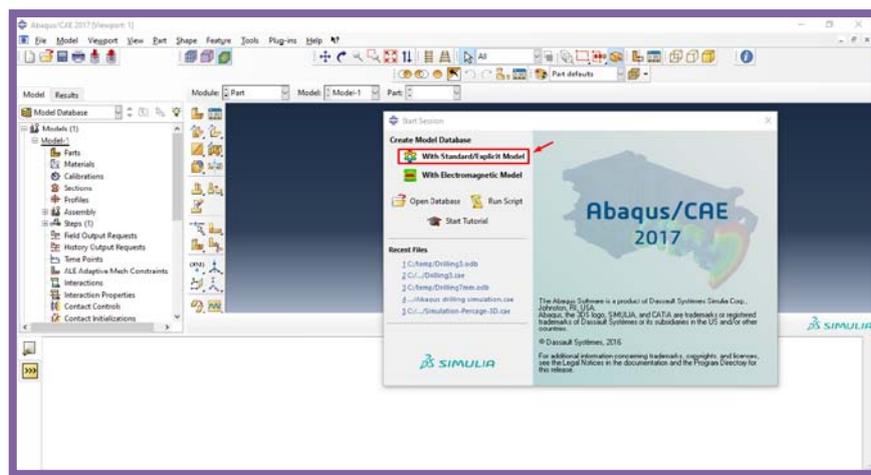


Figure III-4 : Interface du logiciel ABAQUS.

- **Importation de la géométrie**

En cliquant avec le bouton droit sur : « Assembly » afin d'importer la géométrie du SOLIDWORKS.

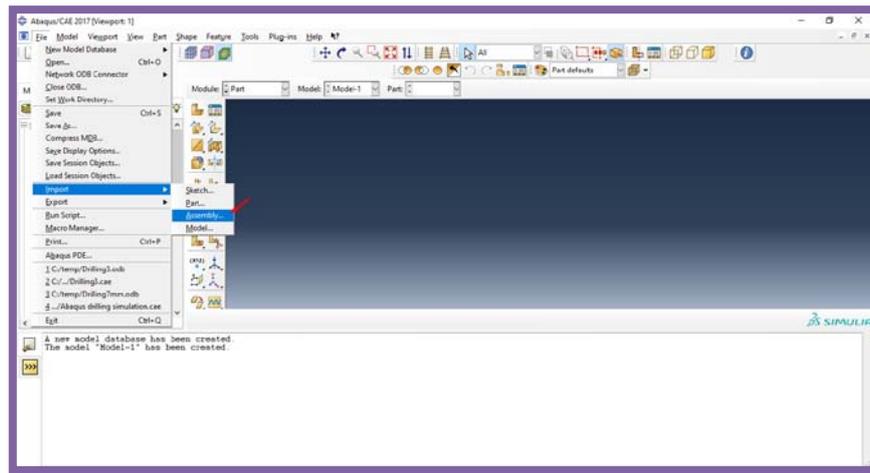
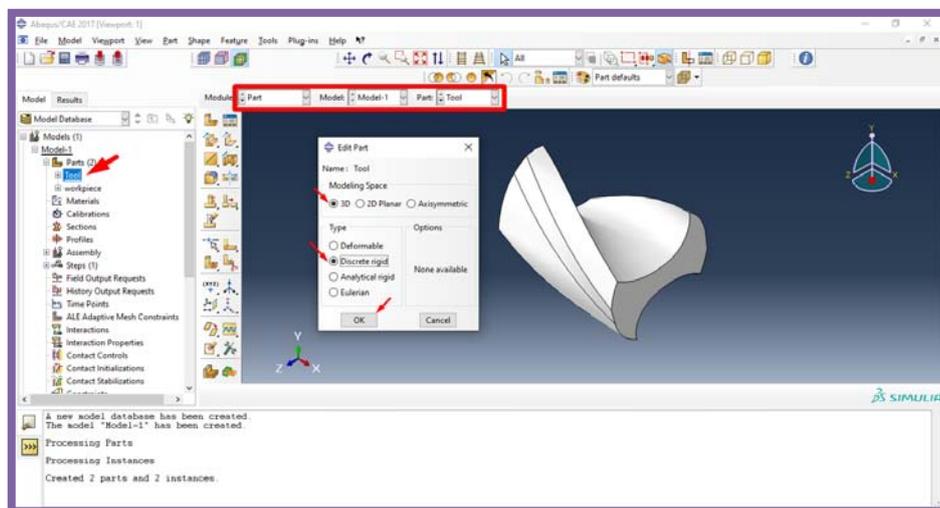


Figure III-5 : Importation de la géométrie.

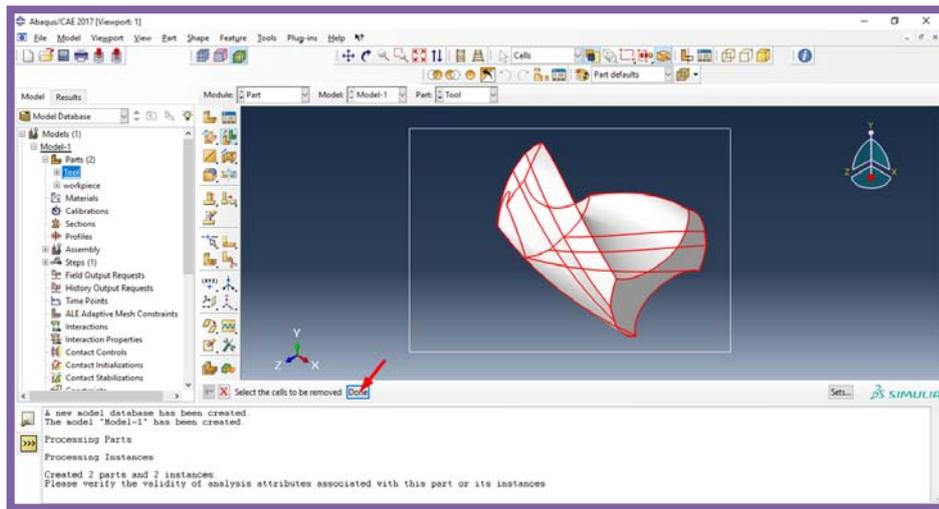
- **Préparation et maillage de l'outil**

L'outil est assimilé à un corps indéformable (rigide). Le logiciel propose différents types d'éléments finis (triangulaires, quadrilatéral, etc.) ; pour notre cas, nous avons choisi des éléments triangulaires pour des raisons de simplicité.

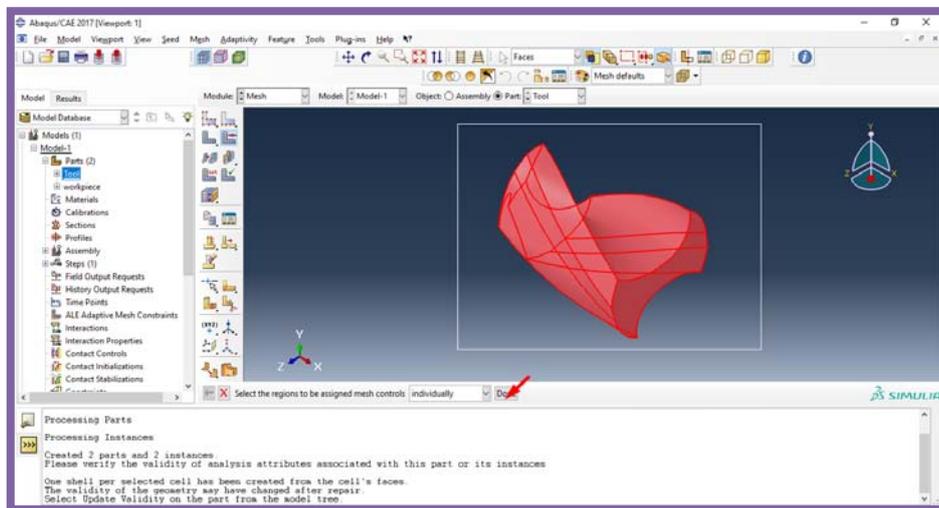
Les figures III-6 (a-b-c-d-e-f) qui suivent illustrent la préparation et le maillage de l'outil.



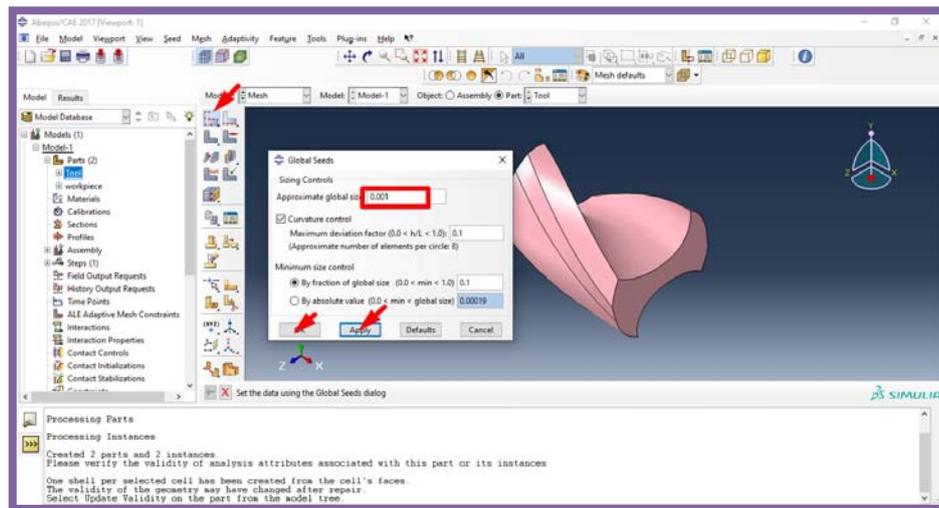
(a)



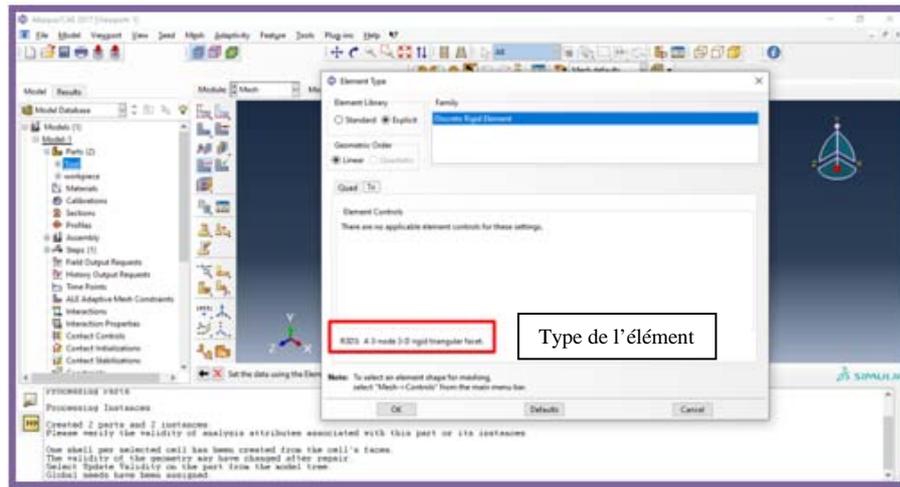
(b)



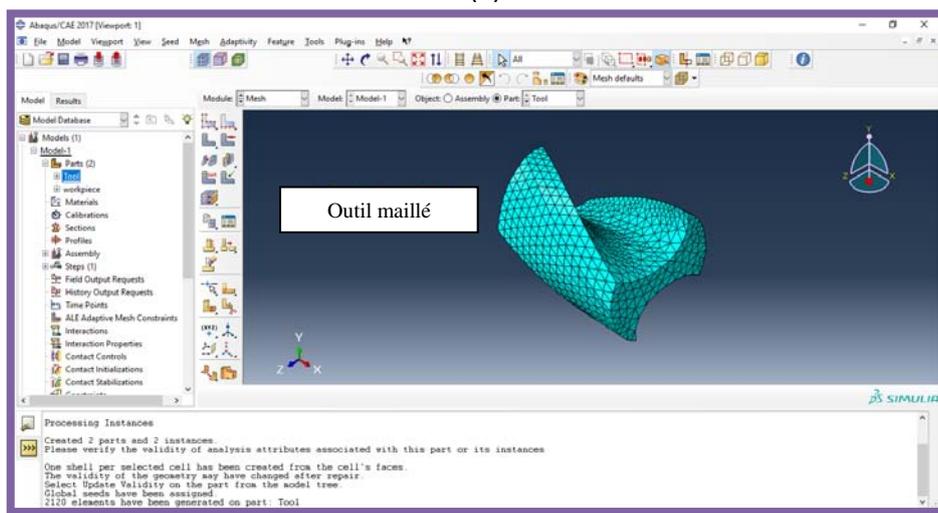
(c)



(d)



(e)



(f)

Figure III-6 (a-b-c-d-e-f) : Préparation et maillage de l'outil.

- **Préparation et maillage de la pièce à percer**

La figure qui suit illustre la géométrie la pièce.

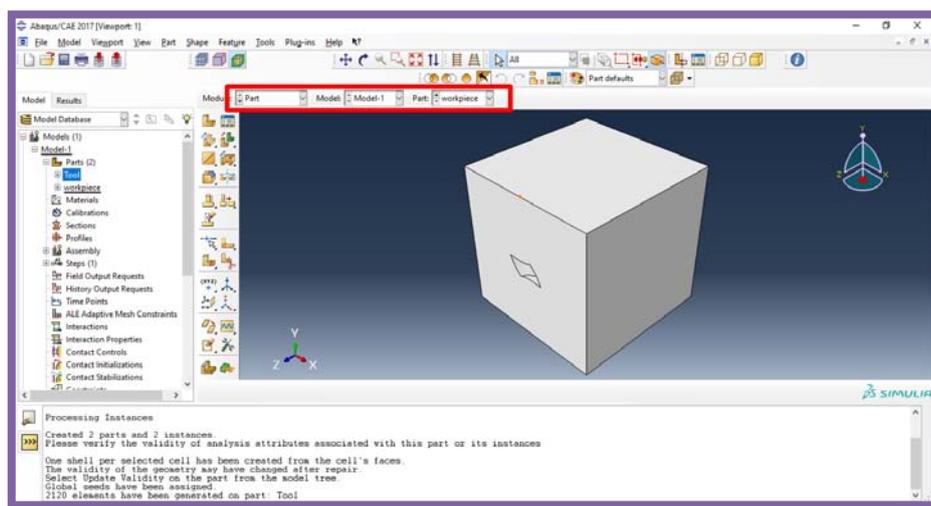
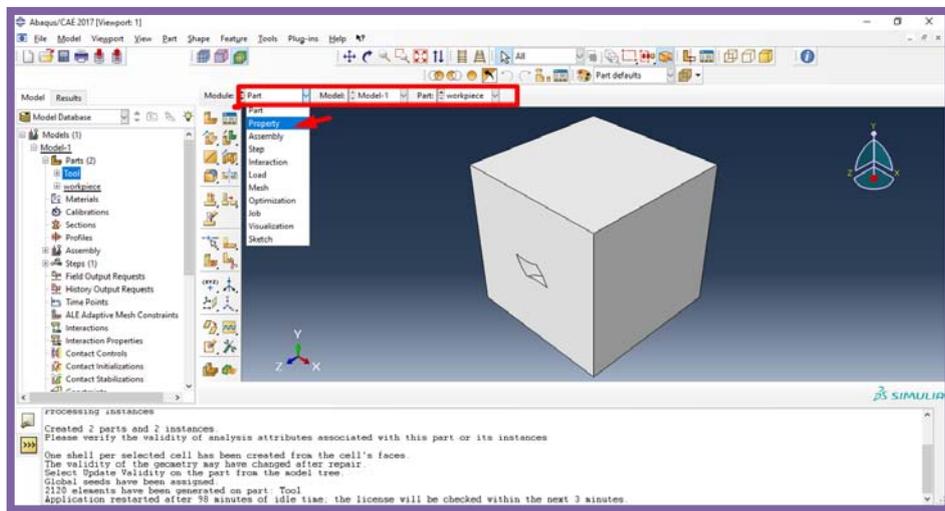
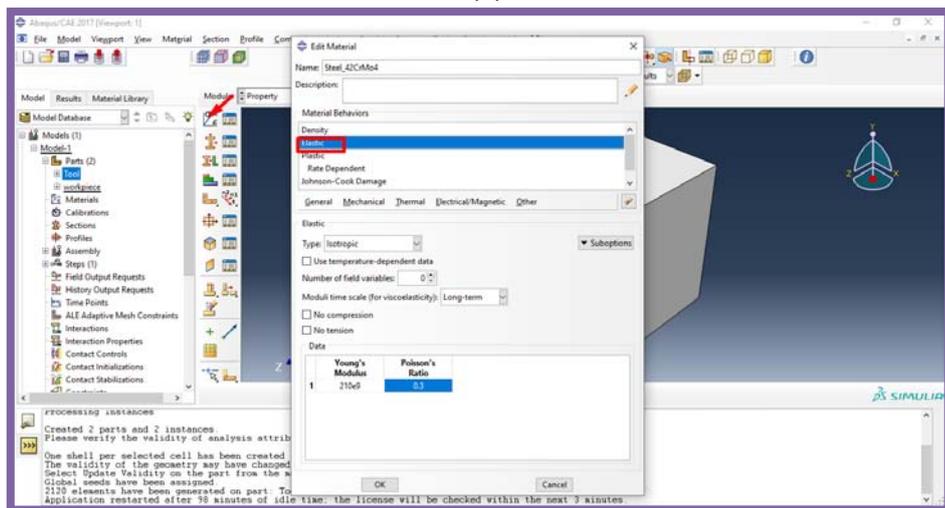


Figure III-7 : Géométrie de la pièce.

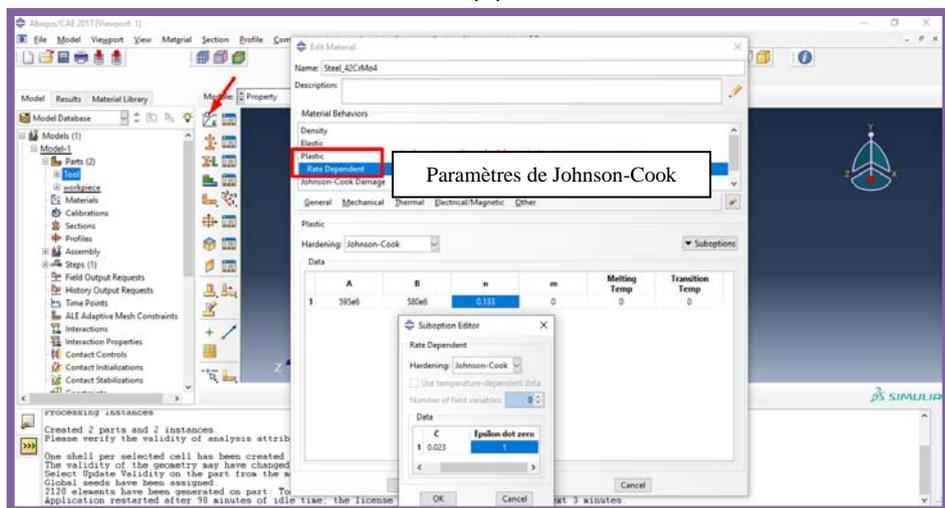
Les figures suivantes montrent l'introduction des paramètres de comportement et d'endommagement.



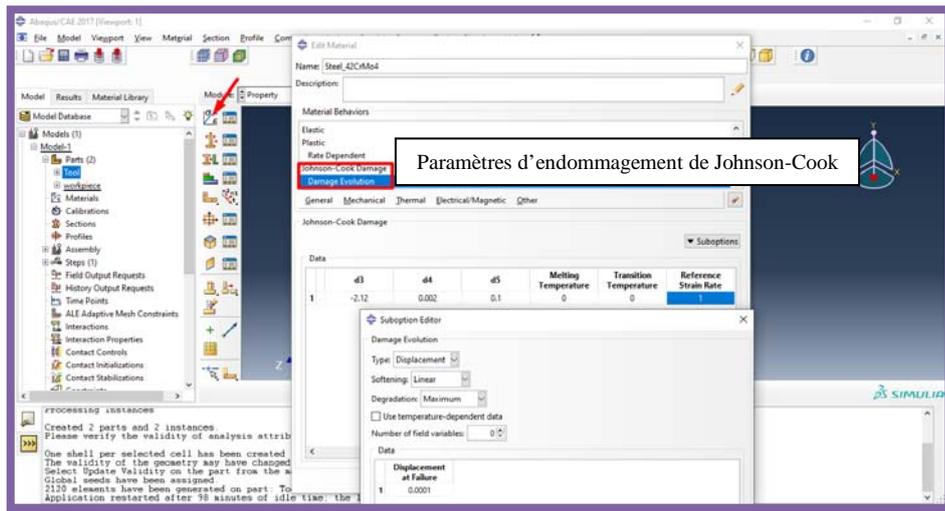
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure III-8 (a-b-c-d) : Introduction des paramètres de comportement et d'endommagement de la pièce.

- **Définition des sections des matériaux**

Dans cette partie on définit le matériau usiné comme un corps déformable ; ces propriétés sont reportées dans le tableau III-2.

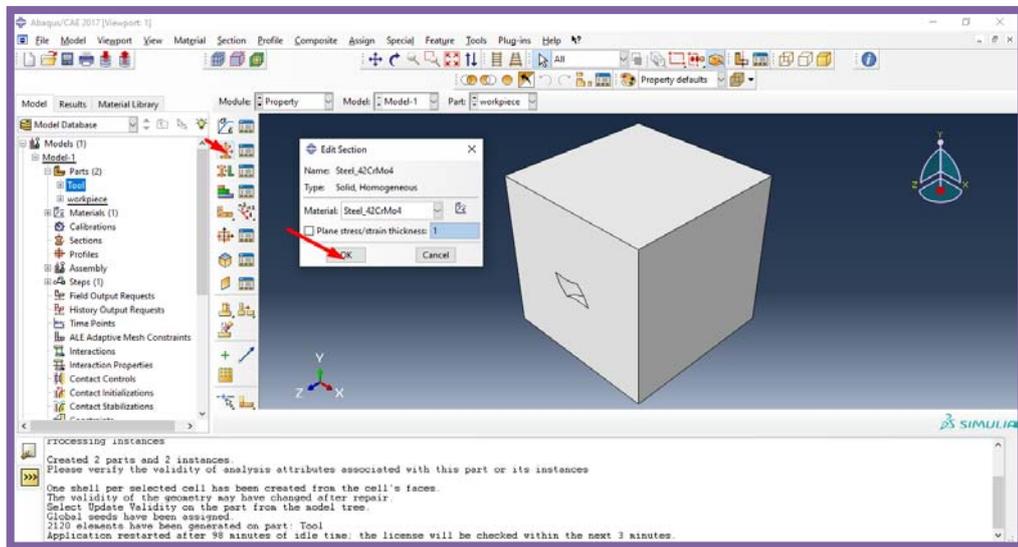
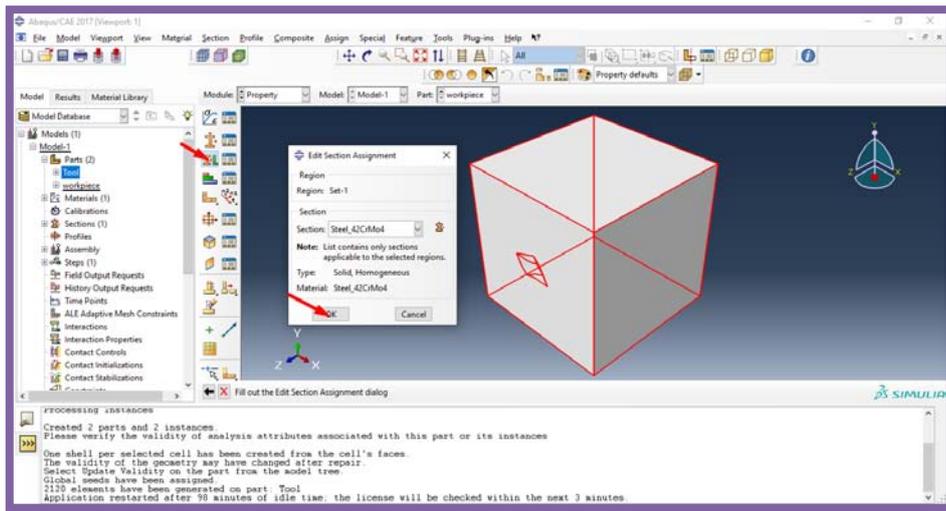
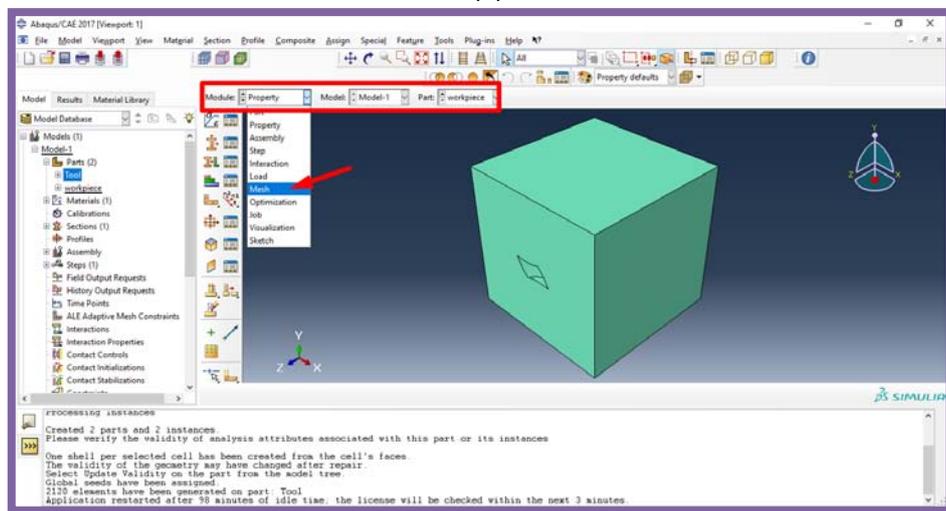


Figure 9 : Définition du matériau de la pièce.

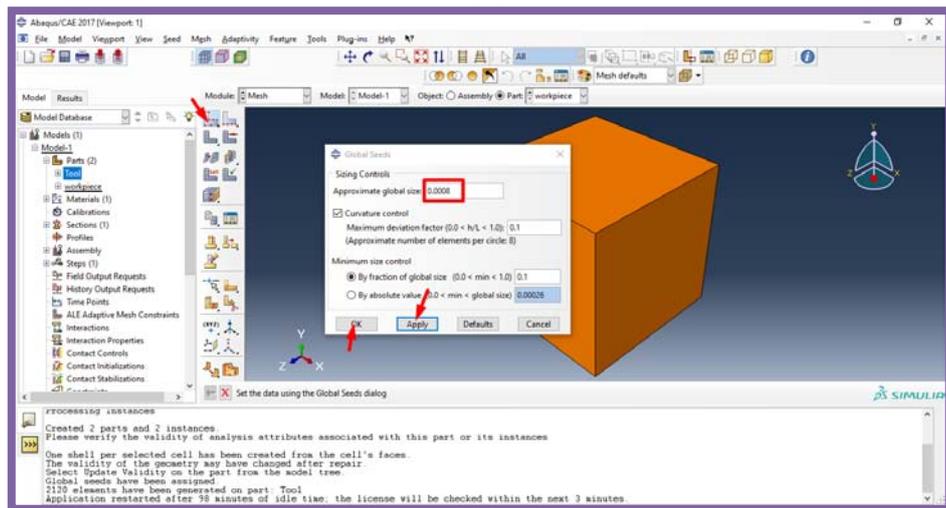
Les figures suivantes illustrent l'assignement d matériau à la géométrie et le maillage de la pièce. Pour notre cas, nous avons choisi des éléments triangulaires.



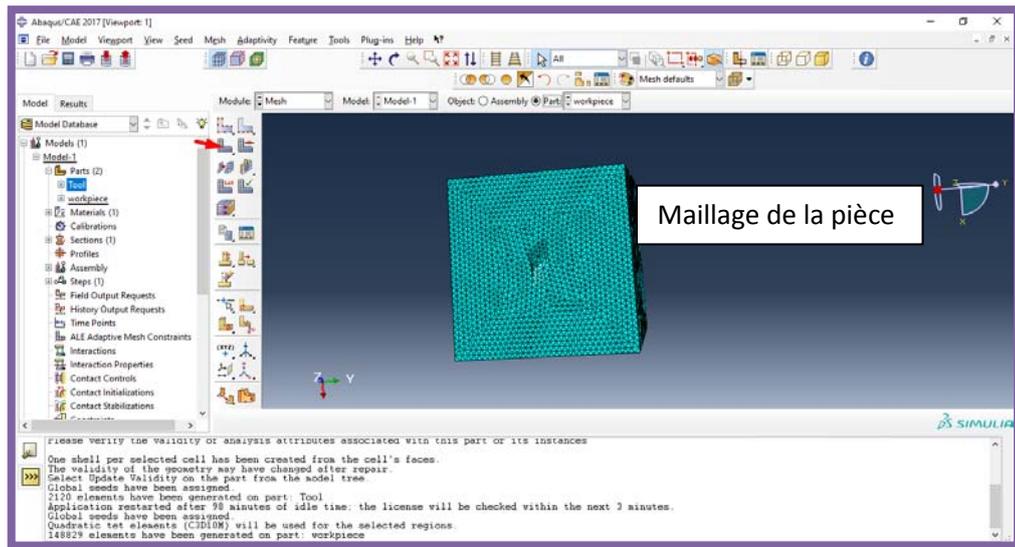
(a)



(b)



(c)



(d)

Figure III-10 (a-b-c-d) : Préparation et maillage de la pièce.

- **Création du STEP de simulation**

Dans le module « STEP », nous créons des procédures dynamique, explicite. Il ne faut pas oublier d'activer la fonction dite « NLgeom » dans notre « STEP » pour avoir les effets non linéaire des larges déformations.

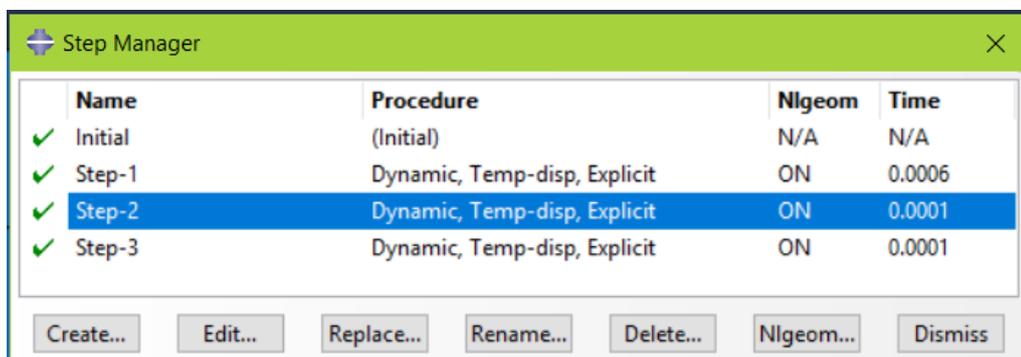


Figure III-11 : Définition du STEP.

La fonction de remaillage ALE est à définir dans ce module avec l'onglet « other » de la barre de menu principale. Il faut créer un « ALE adaptative Mesh Domain » pour renseigner la zone où appliquer le remaillage. C'est à dire la zone qui englobe la matière enlevé et la zone d'endommagement juste en dessous du passage de l'outil.

Pour ne pas avoir de distorsion d'éléments trop élevées dans le calcul, il faut aussi considérer ces deux paramètres. Dans la plupart des cas, la fréquence de maillage adaptatif est le paramètre qui

influe le plus sur la qualité du maillage et de l'efficacité de calcul de maillage ALE. Dans un maillage adaptatif par incrément, un nouveau maillage plus lisse est créé en balayant le domaine de maillage adaptatif. Au cours de chaque balayage de maille, les nœuds dans le domaine sont déplacés sur la base des positions actuelles des nœuds voisins et des éléments pour réduire la distorsion des éléments.

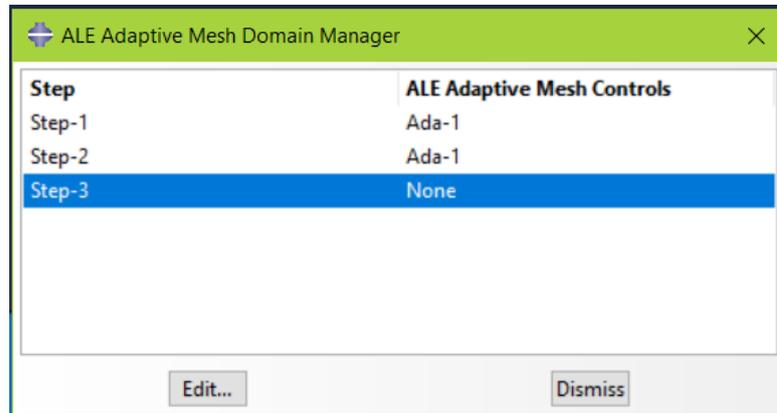


Figure III-12 : Définition du domaine ALE.

Dans un second temps, nous devons ajouter un « ALE Adaptive Mesh Controls » afin de définir les règles de ce remaillage. Les options sont par défauts.

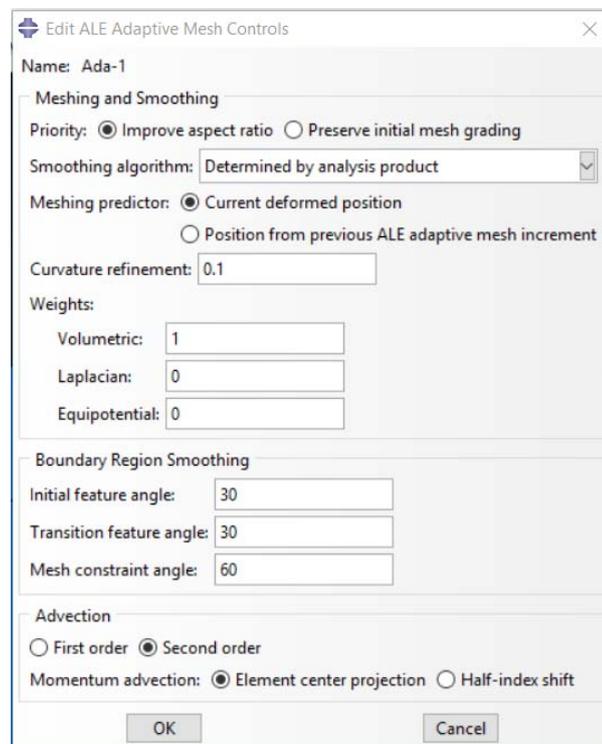
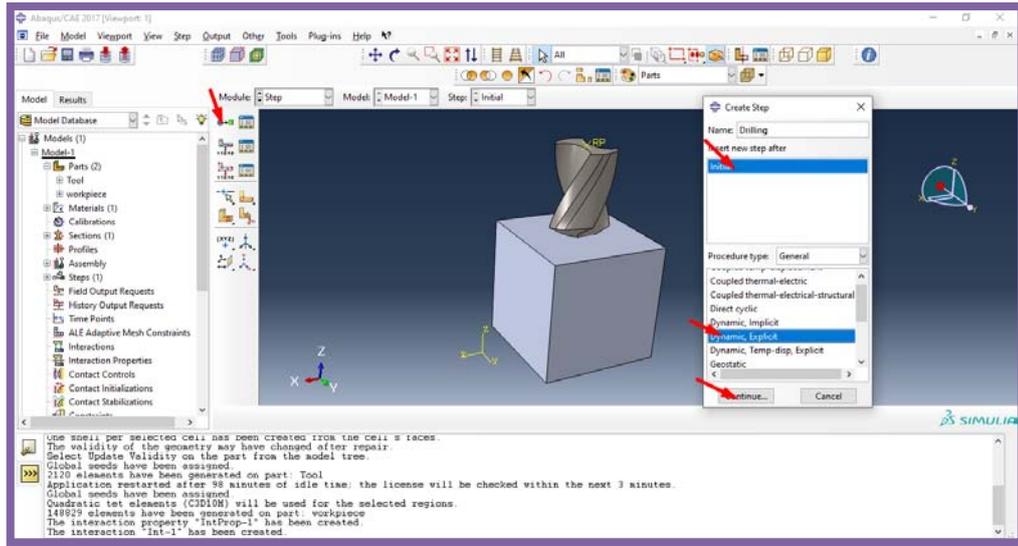


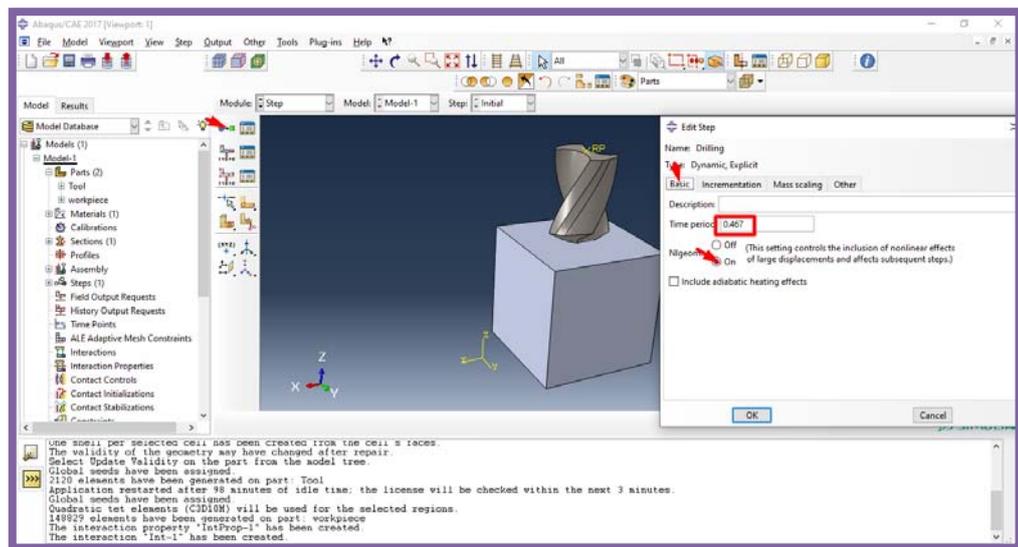
Figure III-13 : Définition du contrôle du remaillage ALE.

Dans ce qui suit, nous allons considérer le scénario de perçage suivant (figure III-14 (a-b-c-d)) :

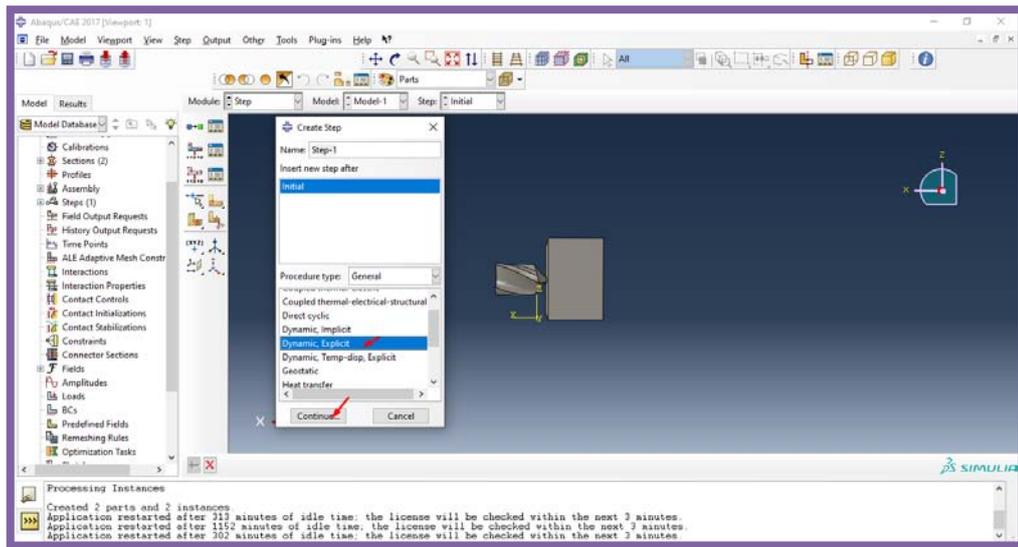
Paramètre	Valeur	Unité
Vitesse de rotation	2000	tr/m
Profondeur de perçage	7	mm
Vitesse d'avance	1200	mm/min
Temps de perçage	0.467	s



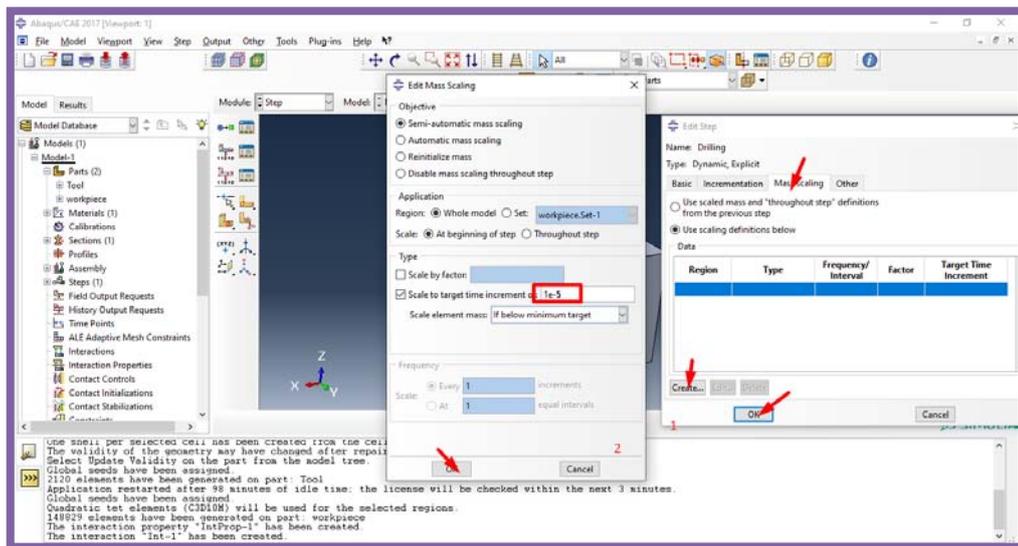
(a)



(b)



(c)



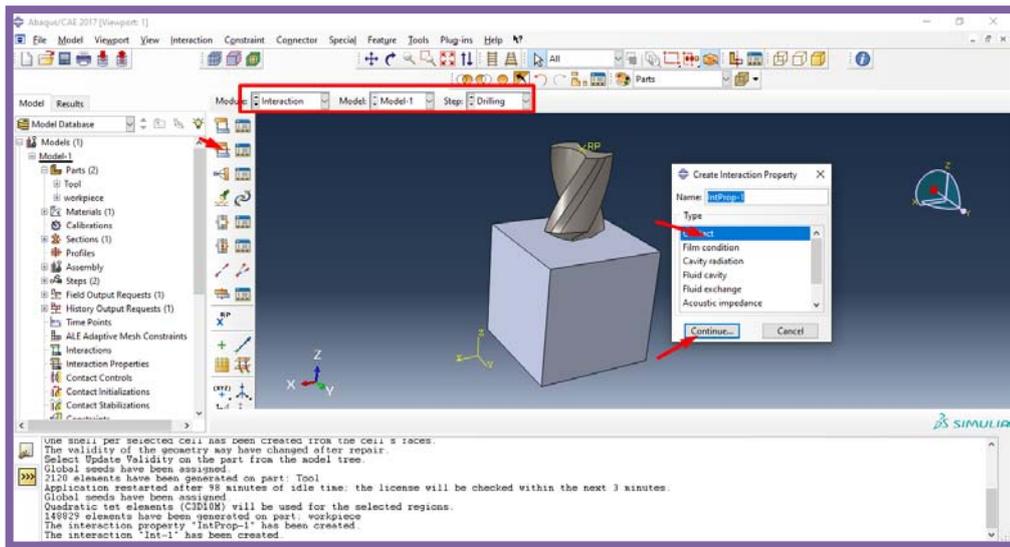
(d)

Figure III-14 (a-b-c-d) : Création du STEP de la simulation.

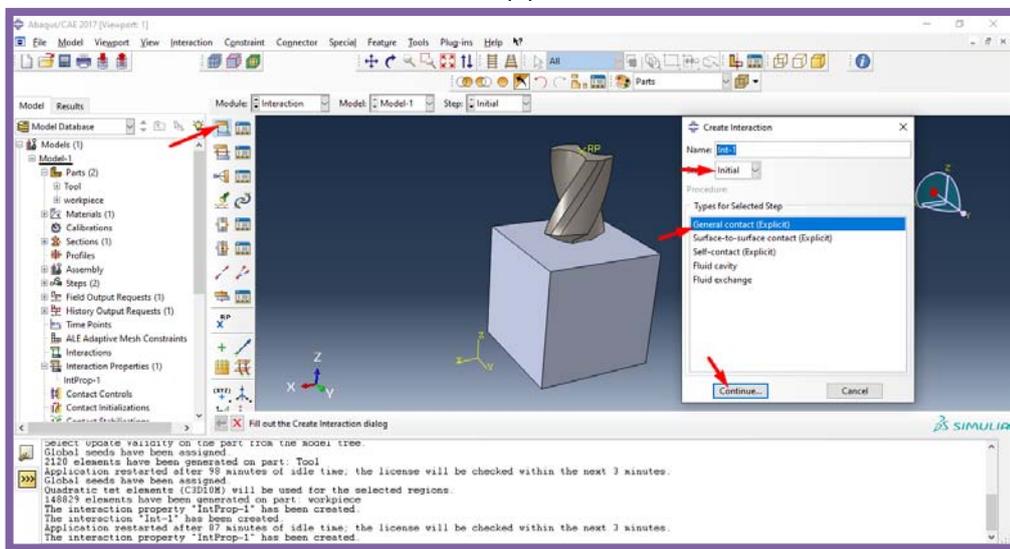
- **Création des interactions**

Dans ce module nous allons définir le contact entre l'outil et la matière à usiner. Pour définir le contact entre l'outil et le bloc on crée une interaction de type « surface to surface contact » dans notre « STEP ». On définit alors l'outil comme surface maitre et la pièce à usiner comme seconde surface (soumise à l'outil). On applique un « kinematic contact method » et un « finite sliding ».

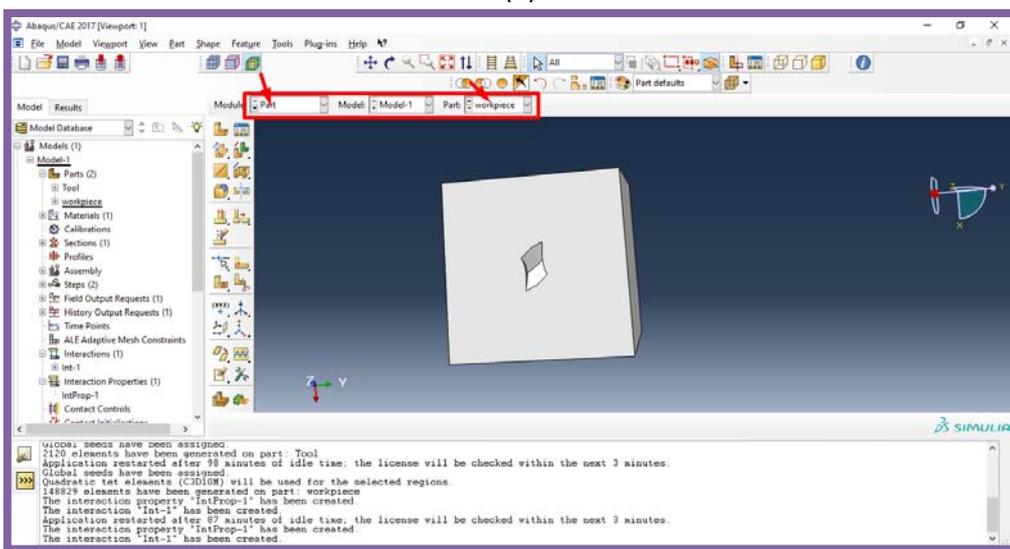
Les figures qui suivent montrent les étapes de créations des interactions outil-pièce.



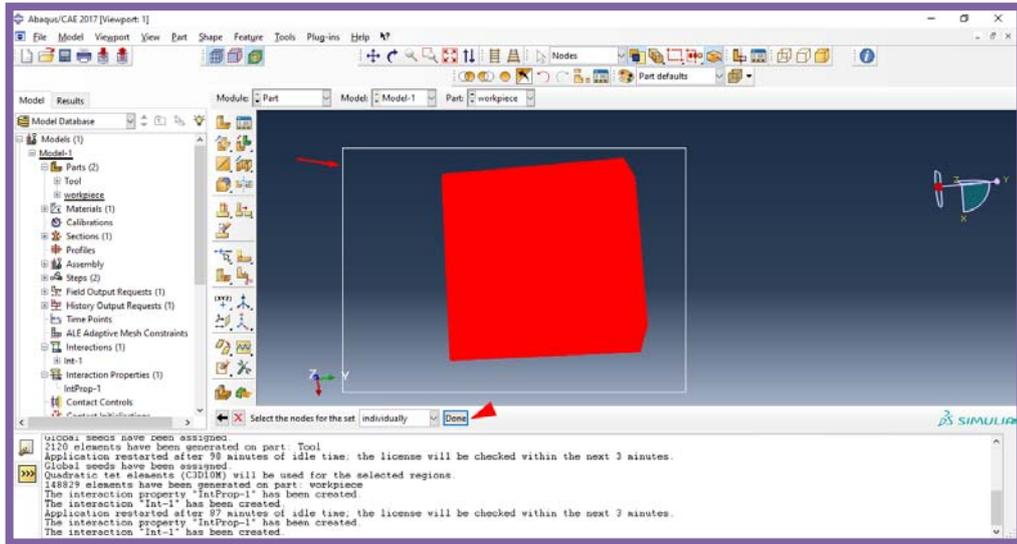
(a)



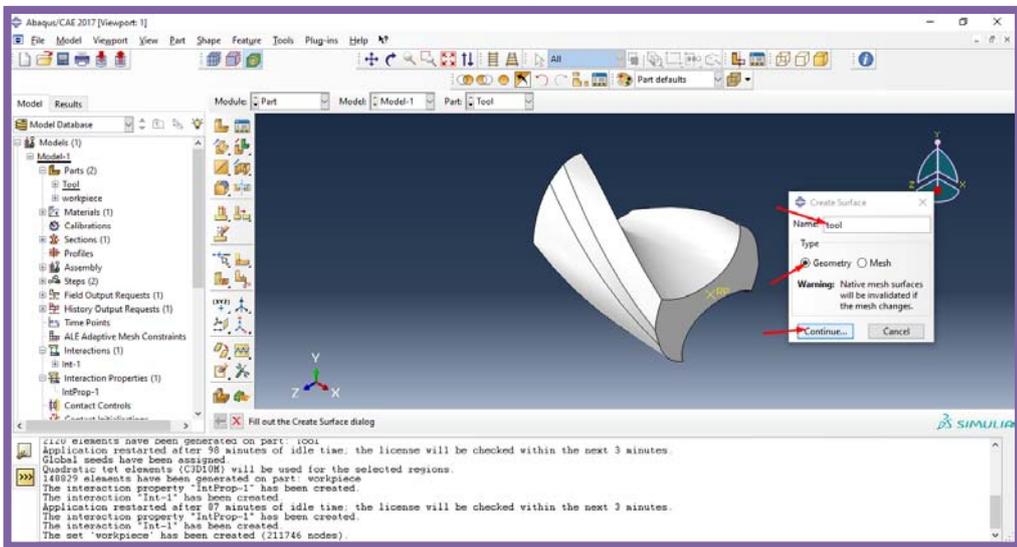
(b)



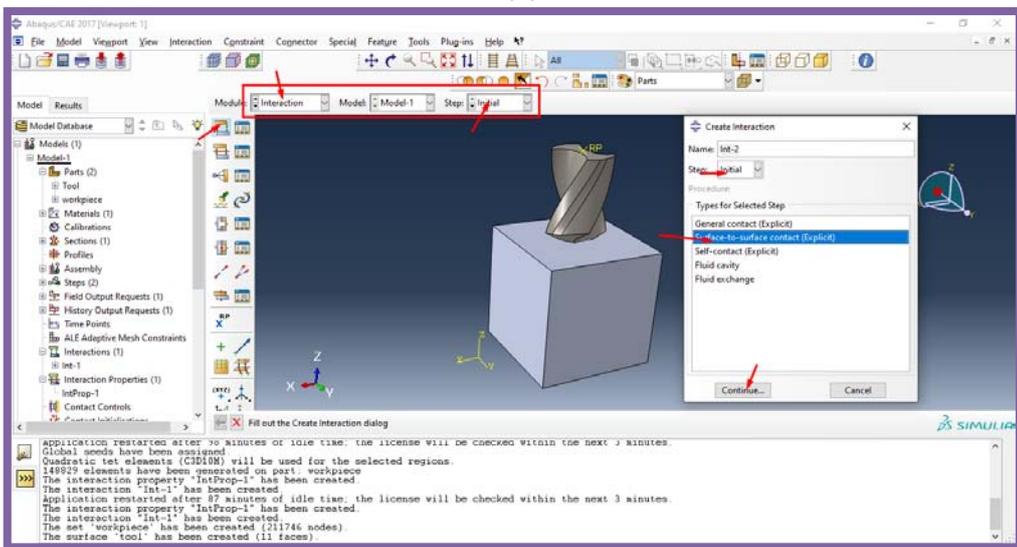
(c)



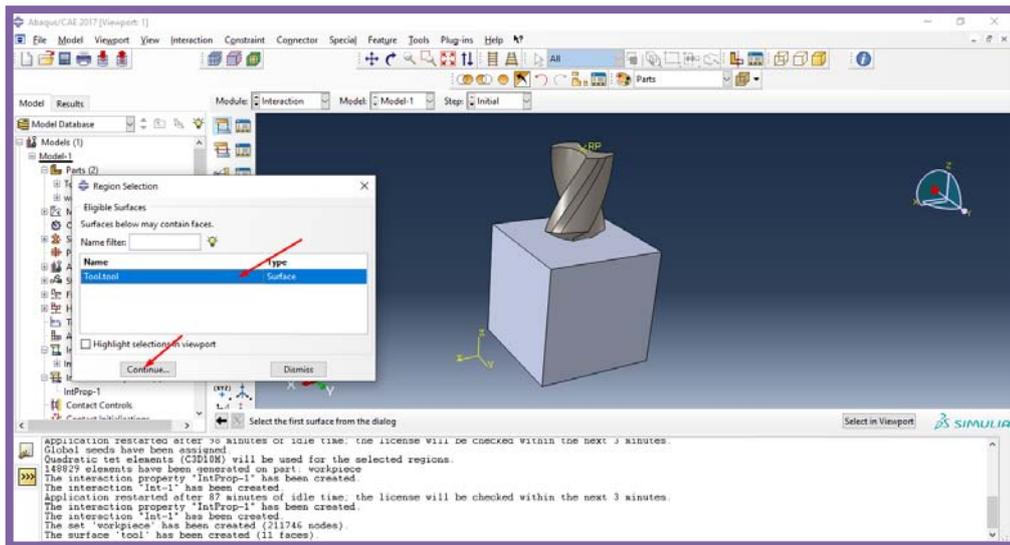
(d)



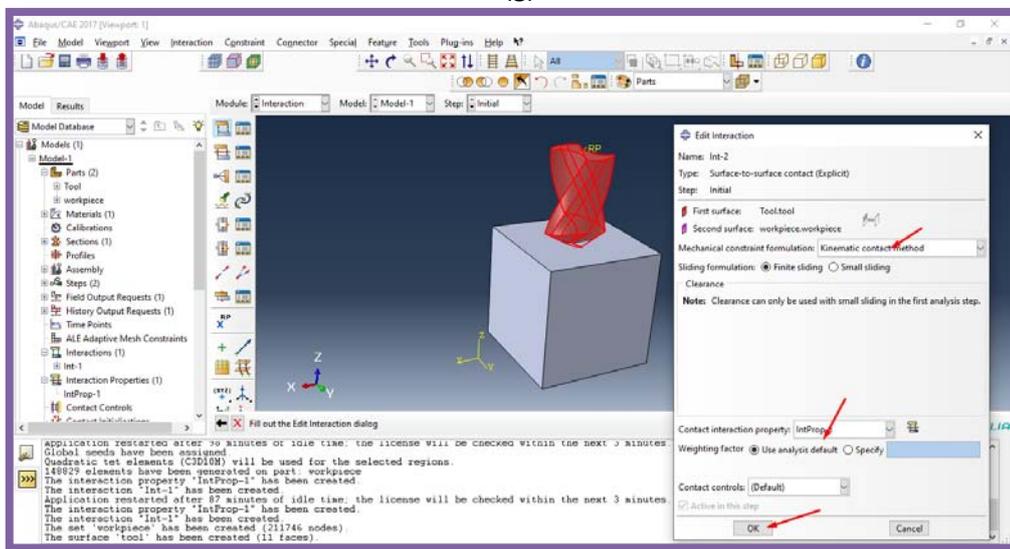
(e)



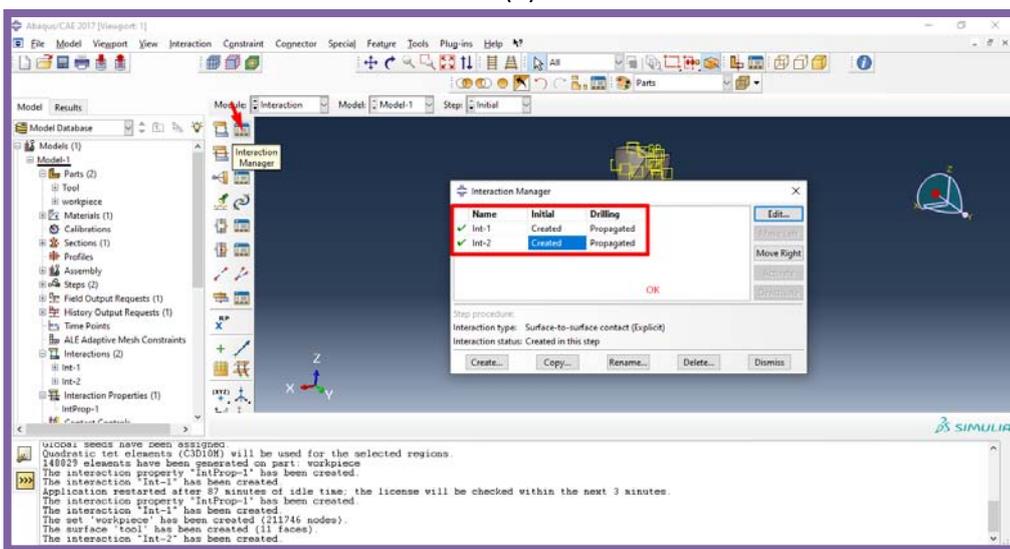
(f)



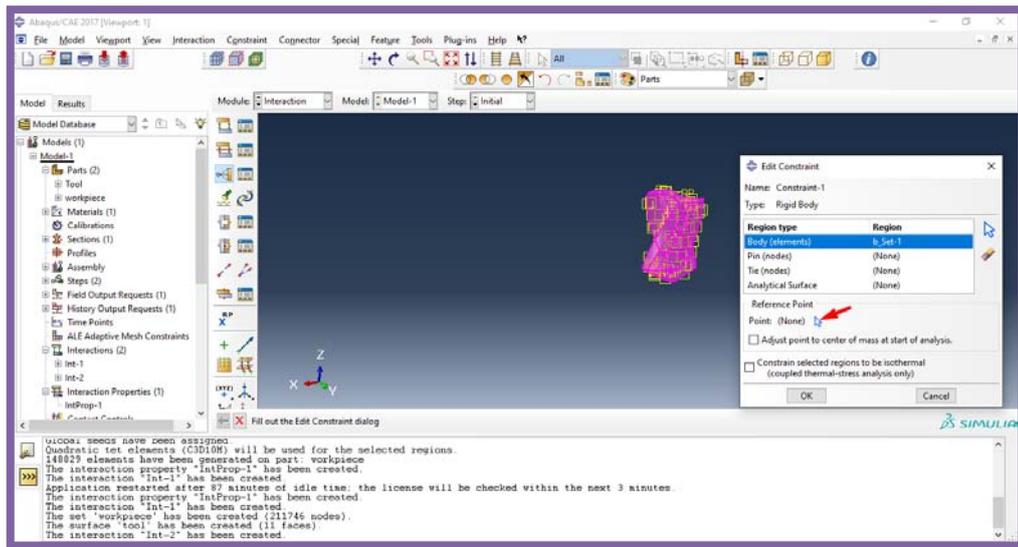
(g)



(h)



(i)

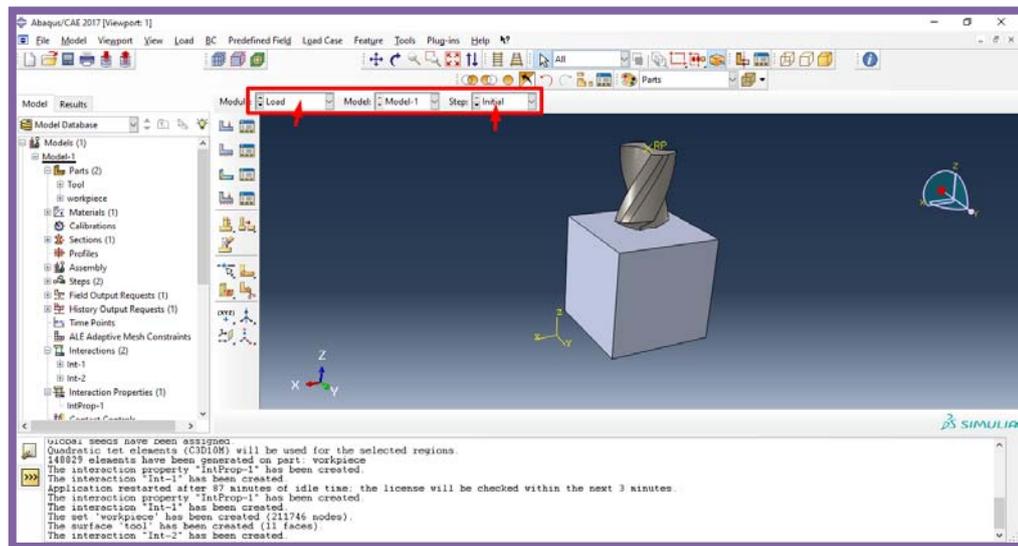


(j)

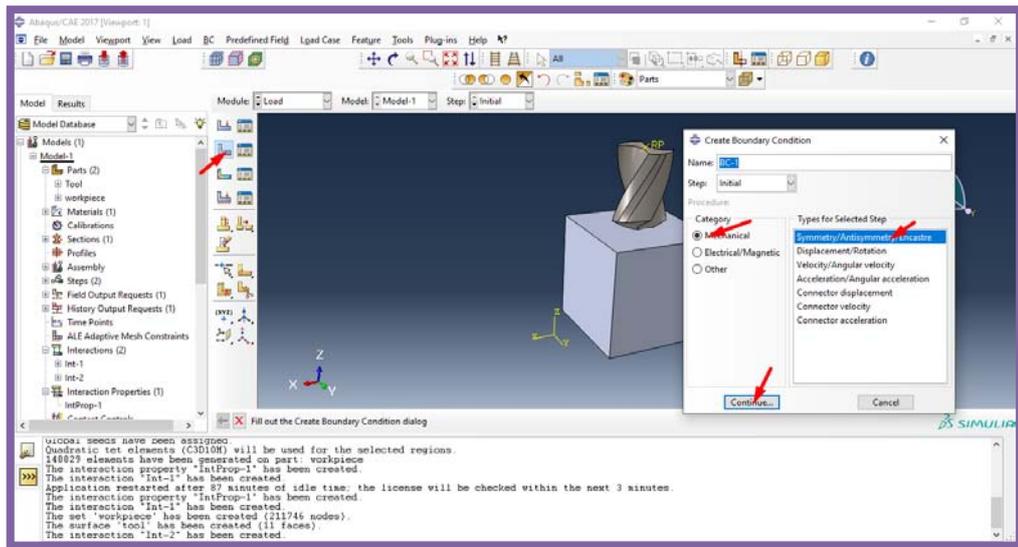
Figure III-15 (a-b-c-d-e-f-g-h-i-j) : Création du contact surface-surface outil-pièce.

- **Création des conditions aux limites**

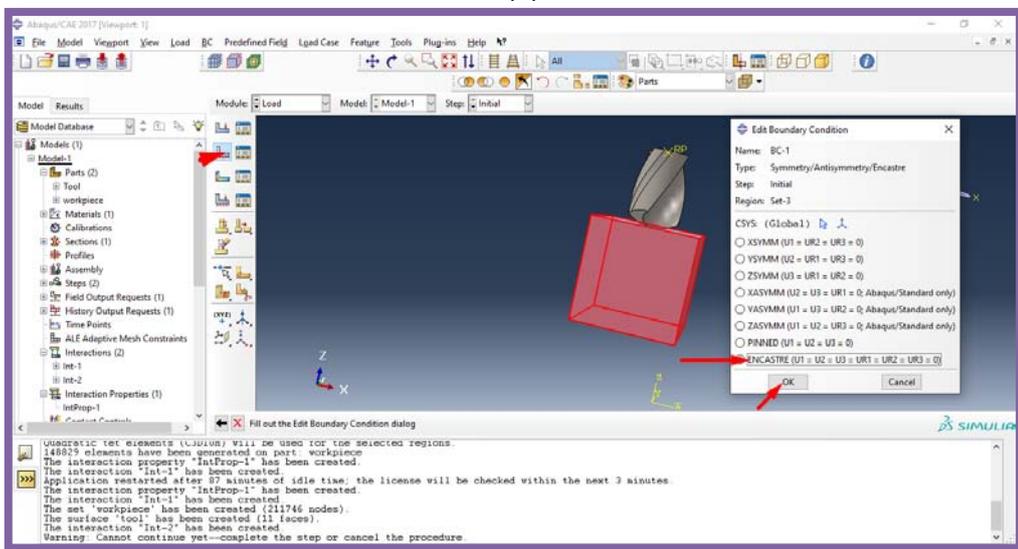
Les figures suivantes illustrent les étapes de créations des conditions aux limites.



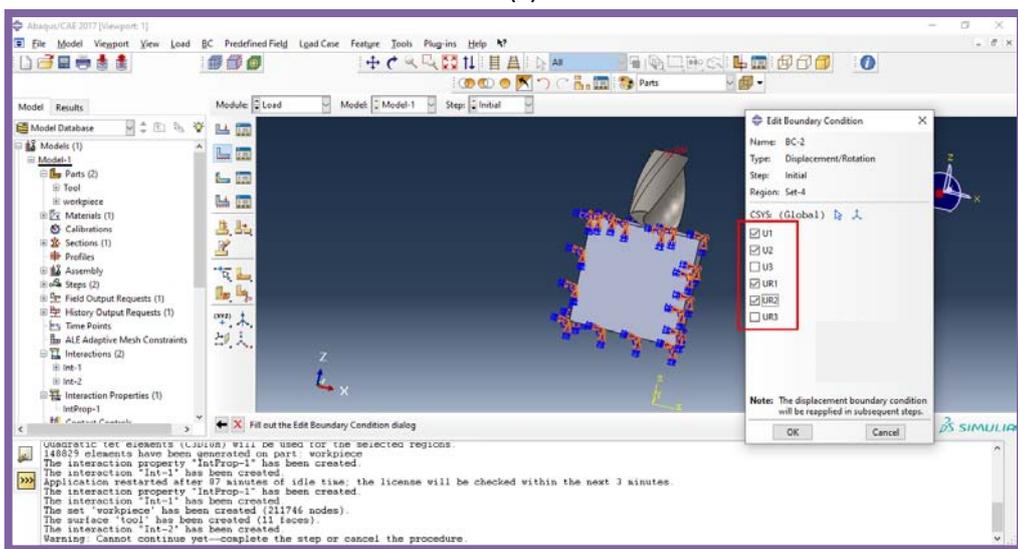
(a)



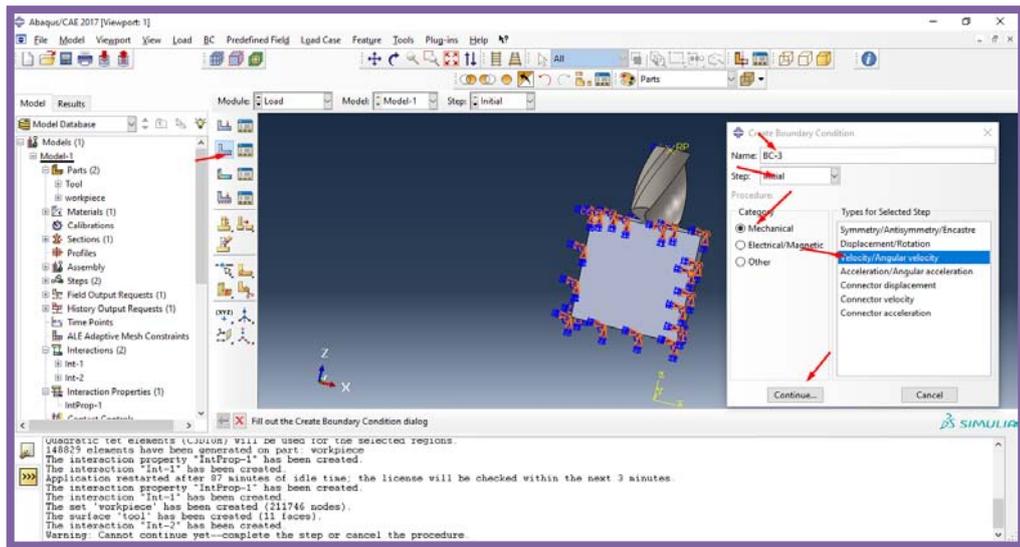
(b)



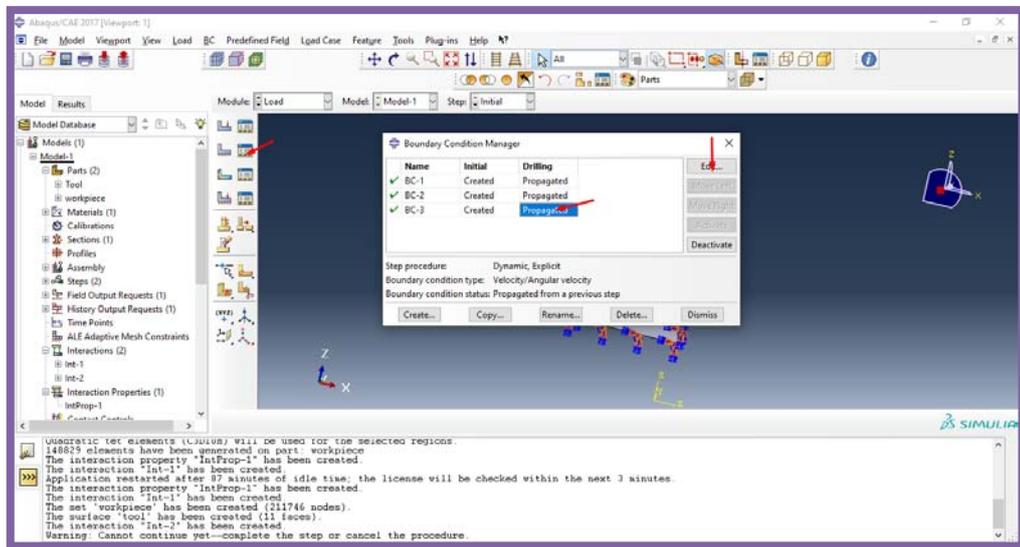
(c)



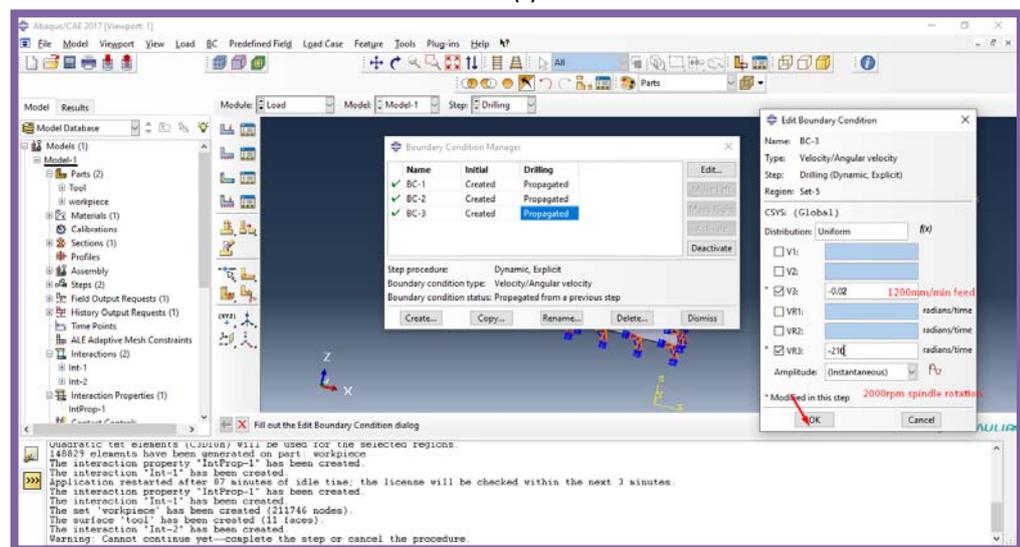
(d)



(e)



(f)

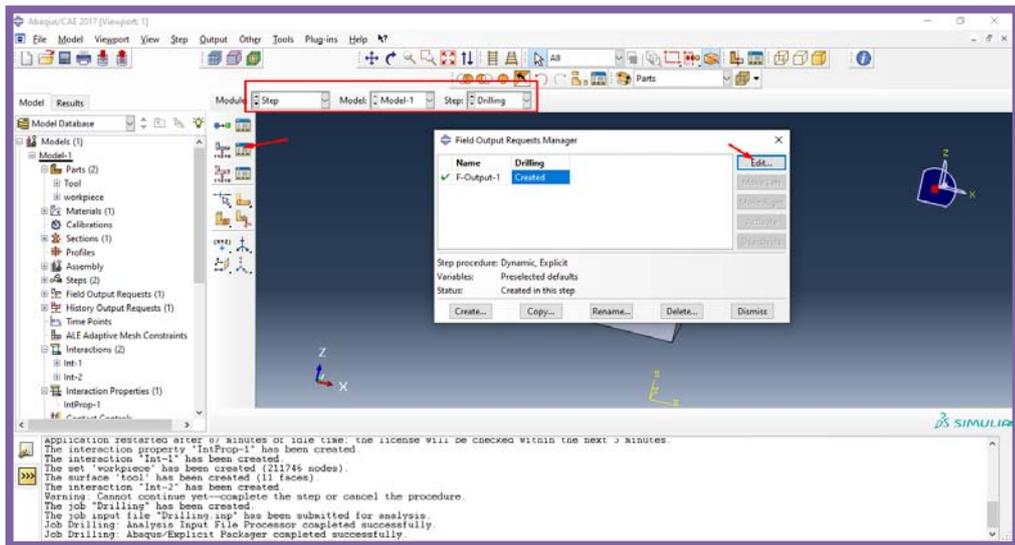


(g)

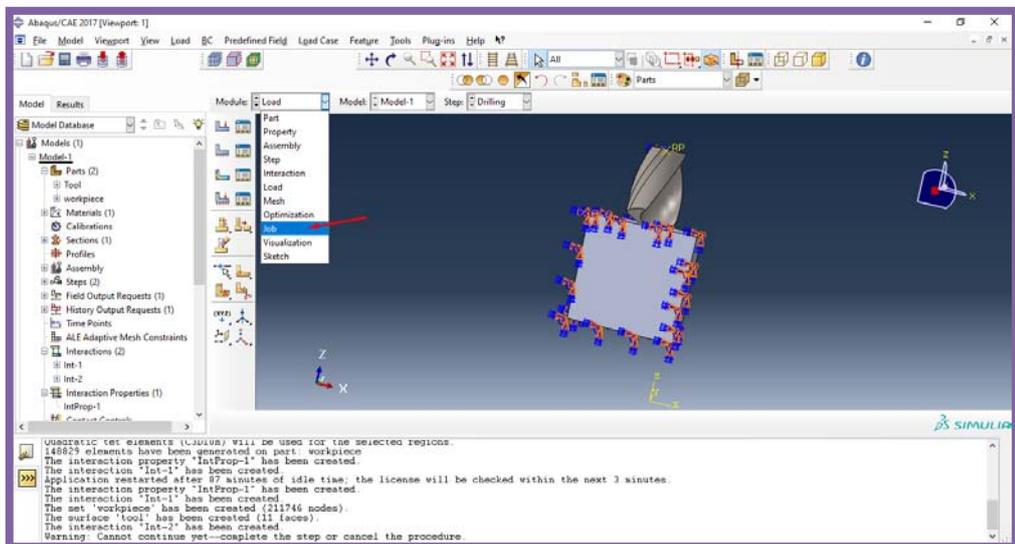
Figure III-16 (a-b-c-d-e-f-g) : Création des conditions aux limites dans le modèle.

- **Création et soumission du JOB**

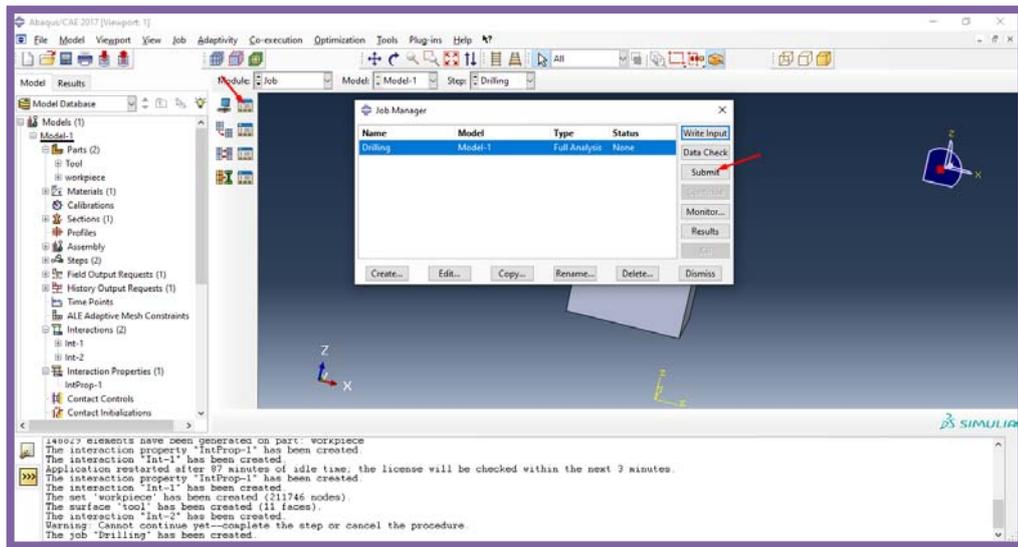
On applique ce paramètre dans les données de sortie de la simulation que l'on trouve dans l'arbre du model { « Field Output Requests » → « State/Field/user/time » → « STATUS (some failure and plasticity models) » } ; (figure III-17 (a-b-c)).



(a)



(b)



(c)

Figure III-17 (a-b-c-) : Création du JOB.

III-3 Résultats des simulations et interprétations

Nous allons maintenant présenter les résultats relatifs à la simulation numérique. Le tableau III-3 qui suit résume les résultats obtenus. Le tableau III-3 montre effort axial (F_z) et le couple axial (M_z) obtenus lors de la simulation.

L'outil en s'engageant dans la matière, génère deux composantes : l'effort d'axial et le couple axial. Les figures III-18 et III-19 montrent l'évolution de l'effort axial et le couple axial. On remarque qu'ils augmentent en augmentant le nombre de tours et l'avance de l'outil.

Tableau III-3 : Effort axial (F_z) et couple axial (M_z) obtenus.

N° essai	N	f	F_z	M_z
1	2000	0,05	523	515
2	2000	0,1	556	542
3	2000	0,15	587	591
4	2000	0,25	602	613
5	2000	0,3	628	619
6	2500	0,05	626	638
7	2500	0,1	691	648
8	2500	0,15	709	718
9	2500	0,25	755	742
10	2500	0,3	770	751
11	2800	0,05	671	666

12	2800	0,1	723	700
13	2800	0,15	786	721
14	2800	0,25	812	758
15	2800	0,3	855	779
16	3000	0,05	751	722
17	3000	0,1	793	789
18	3000	0,15	808	792
19	3000	0,25	854	808
20	3000	0,3	931	831
21	3500	0,05	1120	885
22	3500	0,1	1356	917
23	3500	0,15	1399	1007
24	3500	0,25	1481	1359
25	3500	0,3	1548	1387

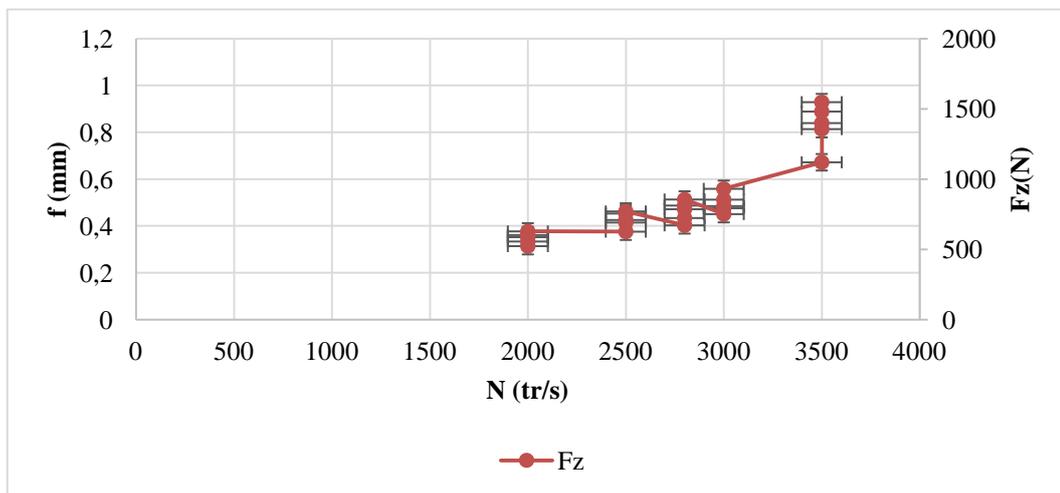


Figure III-18 : Evolution de l'effort axial Fz.

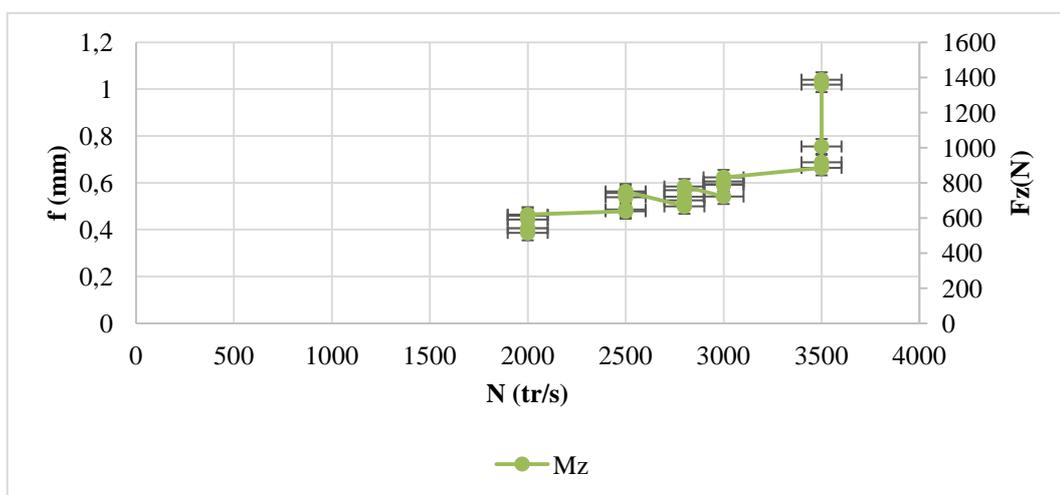


Figure III-19: Evolution du couple axial Mz.

La figure III-20 présente l'évolution de la contrainte équivalente de Von Mises et on remarque qu'elle atteint une valeur maximal après elle se stabilise.

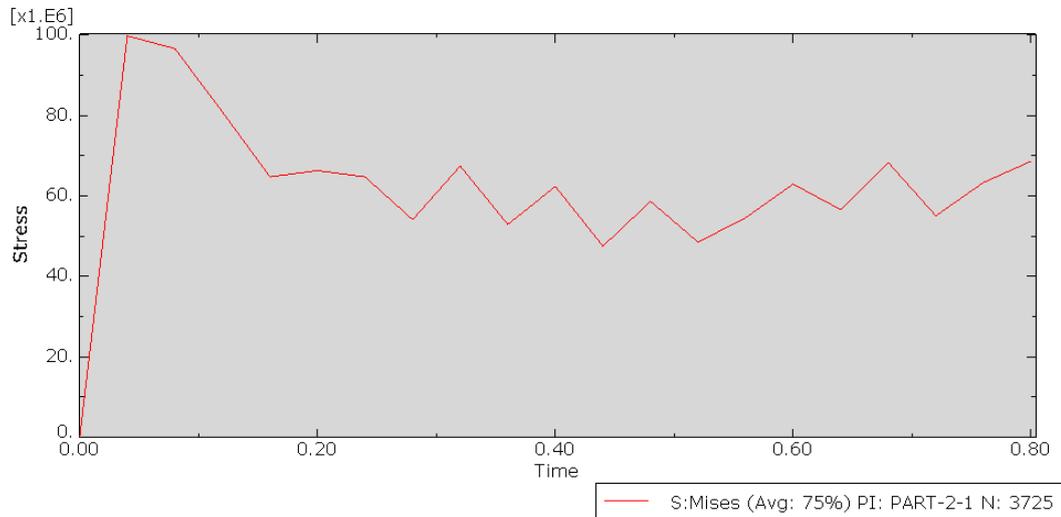


Figure III-20: Comportement des contraintes de von mises en fonction du temps.

Dans ce qui suit les températures obtenues lors des simulations (tableau III-4).

Tableau III-4 : Distribution de la température en K°.

N° essai	N	f	Température (K°)
1	2000	0,05	559
2	2000	0,1	907
3	2000	0,15	986
4	2000	0,25	1201
5	2000	0,3	1232
6	2500	0,05	1261
7	2500	0,1	1295
8	2500	0,15	1302
9	2500	0,25	1325
10	2500	0,3	1340
11	2800	0,05	1359
12	2800	0,1	1361
13	2800	0,15	1390
14	2800	0,25	1412
15	2800	0,3	1458
16	3000	0,05	1811
17	3000	0,1	2029
18	3000	0,15	2204
19	3000	0,25	2570
20	3000	0,3	2612

21	3500	0,05	2733
22	3500	0,1	2900
23	3500	0,15	2955
24	3500	0,25	3138
25	3500	0,3	3289

On remarque dans la figure III-21, l'augmentation de la température à chaque fois que N et f augmentent.

Nous constatons donc, que les valeurs de simulations obtenues par ABAQUS mettent bien en évidence les valeurs expérimentales.

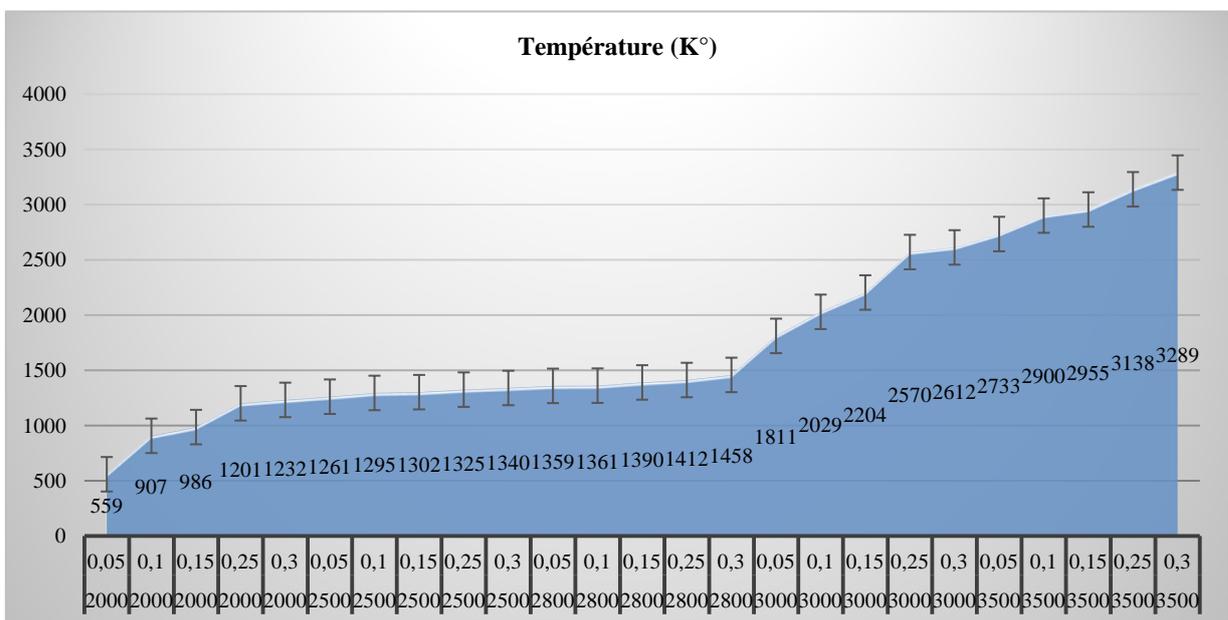


Figure III-21 : Evolutions des températures lors du perçage.

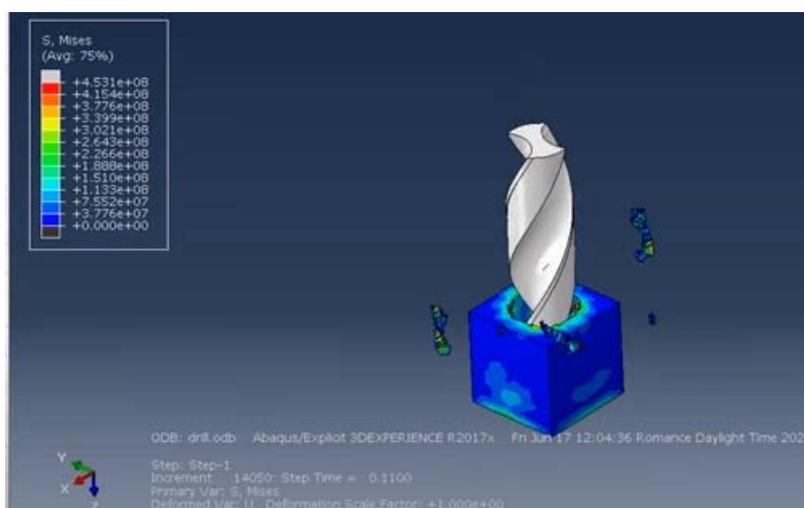


Figure III-22 : Simulation du perçage.

Conclusion

Ce chapitre est consacré à la modélisation et simulation numérique de la formation du copeau en 3D d'une opération de perçage de l'acier 42CrMo4 élaboré sous ABAQUS/ EXPLICIT 2017. On a décrit toutes les étapes nécessaires afin d'obtenir un modèle réaliste. Après plusieurs tests de modélisation nous sommes arrivés à simuler la formation d'un copeau et son détachement du bloc de matière.

Aussi, nous avons considéré essentiellement à l'analyse des couples et efforts axiaux, les contraintes de von mises et l'aspect thermique lors du perçage.

L'objectif principal de ce travail est de modéliser et simuler le phénomène d'enlèvement de la matière et plus exactement en 3 Dimensions (3D) une opération de perçage d'un bloc de matière.

Afin de contribuer à cet objectif, on a utilisé le code de calcul par éléments finis 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/EXPLICIT.

Notre étude consistera donc à être de décrire toutes les étapes nécessaires à l'obtention d'un modèle réaliste avec le code. Après plusieurs tests de modélisation nous sommes arrivés à simuler la formation d'un copeau et son détachement du bloc de matière et de prétendre les efforts, températures et contraintes.

À travers cette étude, nous avons acquis des connaissances sur la modélisation et la simulation numérique ainsi que l'utilisation du code.

On s'est fixé comme perspectives :

- Approfondir nos connaissances pour bien comprendre le phénomène d'enlèvement de la matière.
- Modéliser le phénomène de la coupe avec d'autres approches.
- Simuler la coupe avec d'autres logiciels (LS DYNA, ANSYS, etc.).
- Effectuer la modélisation de la coupe sans négliger les phénomènes vibratoires.

ملخص

في هذه الدراسة ، كنا مهتمين بنمذجة ومحاكاة ظاهرة إزالة المواد وبشكل أكثر دقة في 3 أبعاد (D3) ، وهي عملية ثقب من الفولاذ CrMo442 تم تطويرها بموجب ABAQUS / EXPLICIT 2017.

تم استخدام رمز حساب العناصر المحدودة ABAQUS لمخطط التكامل الصريح ولأدائه في حل مشاكل الاتصال الاحتكاكية الديناميكية. أيضا نقلا عن طريقة الشبكة التكميلية (ALE) وقانون جونسون كوك للسلوك والضرر المنفذ في ABAQUS / EXPLICIT. تمكنا من محاكاة تكوين رقاقة وانفصالها عن كتلة المادة والمطالبة بالقوى ودرجات الحرارة والإجهادات.

الكلمات المفتاحية: 3 أبعاد، حفر، طريقة العناصر المحدودة، ABAQUS/EXPLICIT، شبكة تكميلية، قوانين جونسون كوك للسلوك والأضرار، القوى، القيود، درجات الحرارة.

Résumé

Dans la présente étude, nous sommes intéressé à la modélisation et la simulation du phénomène d'enlèvement de la matière et plus exactement en 3 Dimensions (3D), une opération de perçage de l'acier 42CrMo4 élaboré sous ABAQUS/ EXPLICIT 2017.

On a utilisé le code de calcul par éléments finis 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 et d'endommagement de Johnson- Cook implantée dans ABAQUS/EXPLICIT. Nous sommes arrivés à simuler la formation d'un copeau et son détachement du bloc de matière et de prétendre les efforts, les températures et les contraintes.

Mots-clés : 3 Dimensions, Perçage, méthode des Eléments Finis, ABAQUS/EXPLICIT, Maillage adaptatif, lois de comportement et d'endommagement de Johnson- Cook, Efforts, Contraintes, Températures.

Abstract

In the present study, we were interested in the modeling and simulation of the phenomenon of material removal and more precisely in 3 Dimensions (3D), a drilling operation of 42CrMo4 steel developed under ABAQUS/ EXPLICIT 2017.

The ABAQUS finite element calculation code was used for its explicit integration scheme and for its performance in solving dynamic frictional contact problems. Also citing the Adaptive Mesh Method (ALE) and the Johnson-Cook Law of Behavior and Damage implemented in ABAQUS/EXPLICIT. We managed to simulate the formation of a chip and its detachment from the block of matter and claim the forces, temperatures and stresses.

Keywords: 3 Dimensions, Drilling, Finite Elements Method, ABAQUS/EXPLICIT, Adaptive Mesh, Johnson-Cook Laws of Behavior and Damage, Forces, Constraints, Temperatures.

- [1] Sandvik and Coromant. Techniques avancées d'usinage. 2000.
- [2] S. Laporte. Modélisation des phénomènes physiques impliqués dans la coupe : Application au perçage des matériaux monolithiques. Thèse de Doctorat de Mécanique, Université de Bordeaux 1, France, 2005.
- [3] F. Dargnat. Modélisation semi-analytique par approche énergétique du procédé de perçage de matériaux monolithiques. Thèse de Doctorat de Mécanique, Université de Bordeaux 1, France, 2006.
- [4] M. Jrad. Modélisation du perçage à grande vitesse : approches analytique, numérique et expérimentale. Thèse de Doctorat en Génie Mécanique, Université de Metz, France, 2007.
- [5] Oxford, Shaw. On the drilling of metals 2- The torque and thrust in drilling. Trans. ASME, pp. 139-148, 1957.
- [6] Sandvik Coromant ; Catalogue.
- [7] S. Makhfi. Modélisation et simulation du comportement thermomécanique de l'usinage à grande vitesse. Thèse de Doctorat en Mécanique, Université de Tlemcen, Algérie, 2018.
- [8] D. Toulouse. Contribution à la modélisation et à la métrologie de la coupe dans le cas d'un usinage tridimensionnel. Thèse de Doctorat de Mécanique, Université Bordeaux 1, France, 1998.
- [9] P. Darnis, O. Cahuc et Y. Couétard. Energy balance with mechanical actions measurement during turning process. CIRP. International Seminar on Improving Machine Tool Performance, 2000.
- [10] D. A Dornfeld et W. Shefelbine. The Effect of Dry Machining on Burr Size. Consortium on Deburring and Edge Finishing, Laboratory for Manufacturing and Sustainability, UC Berkeley. p. 1-5, 2004. <http://escholarship.org/uc/item/603201b9>.
- [11] R. Furness. High Speed Video of Drilling Burr Formation. AMTD, Ford Motor Company, 1998. <http://www.escholarship.org/uc/item/6f30942c>.
- [12] M. C. Avila, J. D. Gardner, C. Reich-Weiser, A. Vijayaraghavan et D. Dornfeld. Strategies for burr minimization and cleanability in aerospace and automotive manufacturing. UC Berkeley: Laboratory for Manufacturing and Sustainability, 2006. Retrieved from: <http://www.escholarship.org/uc/item/9ks6b6dp>.
- [13] H. Zemali et A. Soufi. Estimation de la température de coupe lors du perçage. Mémoire de Master Professionnel en Génie Mécanique, spécialité Maintenance Industrielle, Université de Ouargla, Algérie, 2015.
- [14] Oxford, Shaw. On the drilling of metals 2- The torque and thrust in drilling. Trans. ASME, pp. 139-148, 1957.
- [15] Oxford. On the drilling of metals 1 basic mechanics of the process. Trans. ASME, pp. 103-

114, 1955.

[16] A.K. Pal, A. Bhattacharyya, G.C. Sen. Investigation of the torque in drilling ductile materials. *Int. J. Tool Des. Res.*, Vol. 4, pp. 205-221, 1965.

[17] R. A. Williams. Dynamic geometry of a twist drill. *Int. J. Prod. Res*, Vol.7, 253-267, 1968.

[18] R. A. Williams. A study of the basic mechanics of the chisel edge of a twist drill. *Int Jnl. Prod. Research*, 325-343, 1969.

[19] R. A. Williams. A study of the drilling process. *J. Eng. Ind*, 1974, *Trans ASME*, 1207- 1215.

[20] J. Grunzweig, I.M. Longman and M.J.J. Petch, Calculations and measurements on wedge indentation, *J. Mech. And Phys. Solids*, Vol. 2, pp. 81-86, 1954.

[21] M. E. Merchant. Basic Mechanics of the Metal Cutting Process. *J. Appl. Phys.*, pp. 267-275, 1945.

[22] I. Finnie, M. C. Shaw. The Friction Process in Metal cutting. *Trans. ASME*, pp. 1649-1657, 1956.

[23] D.F. Galloway. Some experiments on the influence of various factors on drill performance. *Trans ASME*, pp. 191-231, 1957.

[24] P. L. B. Oxley. Introducing Strain rate Dependent Work Material Properties Into the Analysis of Orthogonal Cutting. *Ann. CIRP*, Vol. 13, pp. 127-138, 1966.

[25] A. R. Watson. Geometry of drill elements. *Int. J. Tool. Des. Res.*, Vol. 25, pp. 209- 227, 1985.

[26] C. Rubenstein. The Torque And Thrust force in twist drilling –I. Theory. *Int. j. Mach. Tools Manufact.*, pp.481-489, 1991.

[27] D. A. Stephenson, J. S. Agapiou. Calculation of main cutting edge forces and torque for drills with arbitrary point geometries. *Int. J. Mach. Tools Manufact*, Vol.32, pp. 521-538, 1992.

[28] Mustapha Elhachimi, Serge Torbaty, Pierre joyot. Mechanical modelling of high speed drilling. 1: predicting torque and thrust. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, pp. 553-568, 1999.

[29] Mustapha Elhachimi, Serge Torbaty, Pierre joyot. Mechanical modelling of high speed drilling. 2: predicted and experimental results; *International Journal of Machine Tools & Manufactur*, pp. 569-581, 1999.

[30] S. Wiriyacosol , E. J. Armarego. Thrust and torque prediction in drilling from a cutting mechanics approach. *Annals of the CIRP*, 87-91, 1979.

[31] Vivek Chandrasekharan. A model to predict the three-dimensional cutting force system for drilling with arbitrary point geometry. Ph.D thesis University of Illinois UrbanaChampaign, 1996.

[32] L. M. Kachanov. Fundamentals of the theory of plasticity.

[33] J. S. Strenkowski, C. C. Hsieh, A. J. Shih. An analytical finite element technique for predicting

thrust force and torque in drilling, International Journal of Machine tool and Manufacturing, 44,pp. 1413-1421, 2004.

[34] F. Klocke, D. Lung, K. Gerschwiler, M. Abouridouane, K. Risse. 3D Modeling and scaling effects in drilling. 9th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations May 11-12, 2006, Bled, Slovenia.