

وزارة التعليم العالي و البحث العلمي

ANNABA BADJI MOKHTAR UNIVERSITY  
UNIVERSITE BADJI MOKHTAR ANNABA



جامعة باجي مختار

عنابة

Faculté des Sciences de l'ingéniorat

Département de Génie Mécanique

Année : 2015

## THESE

Présentée pour l'obtention du diplôme de **DOCTORAT**

***CONTRIBUTION A LA MISE AU POINT D'UNE PLATE-FORME POUR  
L'IDENTIFICATION EXPERIMENTALE DES PARAMETRES DE FROTTEMENT EN  
MATRIÇAGE AXISYMETRIQUE***

**Option  
Génie Mécanique**

Par :

**Fakhreddine KHEROUF**

**DIRECTEUR DE THESE :** Smaïl BOUTABBA

Pr Université Guelma

**Devant le Jury :**

**Président :** Kamel BEY

Pr. Université Annaba

**Examineurs :** Abdelaziz Mahmoud BOUCHELAGHEM

Pr. Université Annaba

Lakhdar LAOUAR

Pr. Université Annaba

Ahmed BELBAH

MC. Université Guelma

ANNABA 2015

# CONTRIBUTION A LA MISE AU POINT D'UNE PLATE-FORME POUR L'IDENTIFICATION EXPERIMENTALE DES PARAMETRES DE FROTTEMENT EN MATRIÇAGE AXISYMETRIQUE

## Résumé

Dans le cas d'un contact rugueux sans frottement entre un lopin et des poinçons axisymétriques, des essais expérimentaux ainsi que des modélisations numériques très précises montrent que le matériau du lopin s'écoule comme un lubrifiant visqueux dans le voisinage immédiat de la surface de contact. Ce travail a pour but l'étude de l'effet du frottement dans la zone de contact outil/pièce dans la mise en forme des matériaux métalliques par la méthode des éléments finis. A cet effet, un modèle 2D axisymétrique élastoplastique de mise en forme des lopins en alliage d'aluminium est développé en utilisant le logiciel ABAQUS. Une étude métallographique de l'alliage d'aluminium ainsi que la détermination de l'évolution de sa micro dureté en fonction du temps de recuit sont menées afin de caractériser avec précision le domaine plastique pour une plage de plasticité de 120%. Les résultats obtenus sont exploités pour la simulation d'une mise en forme conformément à la loi de frottement de la vague plastique. Les effets du coefficient de frottement sur l'écoulement plastique du matériau, la pression de contact et l'ouverture de contact sont numériquement explorés.

**Mots-clés:** Frottement; la vague plastique; mise en forme; modélisations numériques.

## ABSTRACT

In the case of a rough contact without friction between axisymmetric billets and punches, experimental evidences as well as very fine numerical modelling show that the workpiece material flows as a viscous lubricant in the vicinity of the contact surface. This work aims to study the effect of friction in the contact zone of tool / workpiece in the bulk forming of metallic materials by the finite element method. For this purpose, a model 2D axisymmetric elastoplastic formatting plots aluminum alloy is developed using the ABAQUS software. A metallographic study of the aluminum alloy and the determination of changes in the micro hardness versus annealing time were conducted to characterize accurately the plastic range for a range of plasticity of 120%. The results obtained are used for the simulation of a upsetting according to the law of friction of the plastic wave. The effects of the friction coefficient on the plastic flow of the material, the contact pressure and the contact opening is numerical scanned.

**Keywords:** Friction; plastic wave; bulk forming; numerical modelling.

## الملخص

في حالة وجود اتصال خشن من دون احتكاك بين قطعة axisymmetric وأداة والشواهد التجريبية وكذلك النمذجة العددية دقيق جدا تدل على أن المواد الشغل تدفقات كمادة للتشحيم لزج في محيط سطح الاتصال. يهدف هذا العمل إلى دراسة تأثير الاحتكاك في منطقة الاتصال أداة /قطعة في تشكيل المواد المعدنية من خلال طريقة العناصر المحدودة. لهذا الغرض، تم تطوير نموذج معقول 2D متناسق مع المحور elastoplastic لتشكيل القطع من سبائك الألومنيوم باستخدام برنامج ABAQUS. أجريت دراسة فحص المعادن من سبائك الألومنيوم وتحديد التغيرات في صلابة الجزئي مقابل الوقت الصلب لتوصيف دقيق لمجال بلاستيكي من أجل اللدونة تساوي 120%. يتم استخدام النتائج التي تم الحصول عليها لمحاكاة الضغط وفقا للقانون الاحتكاك من موجة البلاستيك. يتم تفحص آثار معامل الاحتكاك على تدفق البلاستيكي المواد، والضغوطات الاتصال وفتح الاتصال رقميا.

**الكلمات الرئيسية:** الاحتكاك؛ موجة البلاستيكية؛ تشكيل المواد؛ النماذج العددية

## *Dédicace*

A ma famille,

A ma chérie Nina,

A tous ceux qui m'ont guidé, accompagné et soutenu  
tout au long de mon parcours.

## *Remerciements*

En premier lieu, je tiens à exprimer ma profonde gratitude et mes chaleureux remerciements à mon directeur de thèse le Professeur SMAIL BOUTABBA pour m'avoir donné la chance de réaliser ces travaux. Grâce à son soutien, ses conseils et particulièrement la confiance qu'il m'a accordée, il m'a été possible d'effectuer cette thèse dans les meilleures conditions.

Mes remerciements vont également au Professeur J-C. BOYER de l'INSA de Lyon à qui je dois le sujet de la thèse et à qui je souhaite un prompt rétablissement pour ses problèmes de santé.

J'adresse mes sincères et respectueux remerciements aux membres du jury qui ont accepté d'examiner mon travail : le Professeur K. BEY qui m'a orienté pendant toute la période de ma formation doctorale, le Professeur A. M. BOUCHELAGHEM, le Professeur L. LAOUAR et le Docteur A. BELBAH.

Je remercie également les membres du Laboratoire de Mécanique Industrielle pour leur aide.

Je souhaite remercier vivement le Général commandant l'Ecole Militaire Polytechnique de Bordj El Bahri où une grande partie de mon travail expérimental a été effectuée pour m'avoir autorisé à utiliser le matériel scientifique du LGM ainsi que le Colonel A. BENAMARA, le Colonel K. NECIB, Professeur, le Commandant A. MAY et le Capitaine L. HAMOUCHE pour toute leur aide.

Il me serait impossible de ne pas remercier infiniment ma famille et mes amis pour leur soutien et leurs encouragements tout au long de ce travail qui n'aurait pu être réalisé sans leur présence permanente.

*Merci à tous !*

# Table des matières

---

<i>Table des matières</i>	<b>vi</b>
<i>Liste des figures</i>	<b>ix</b>
<i>Liste des tableaux</i>	<b>xii</b>
<i>Introduction générale</i>	<b>1</b>
<i>Chapitre 1 : bibliographie – état de l’art</i>	<b>3</b>
<b>Partie I. Le forgeage</b>	<b>4</b>
1 Introduction	4
2 Généralités sur la mise en forme des métaux	4
3 Principales opérations de mise en forme	5
3.1 Laminage	5
3.2 Forgeage- Frittage	6
3.3 Estampage	6
3.4 Emboutissage	6
3.5 Pliage	7
3.6 Profilage	7
4 Présentation du forgeage	9
5 Températures de mise en forme	9
6 Classification et caractéristiques des procédés de forgeage	12
6.1 Les pilons	12
6.1.1 Les principaux avantages d’un pilon	12
6.1.2 Quelques désavantages des pilons	12
6.2 Les presses hydrauliques	12
6.2.1 Les principaux avantages d’une presse hydraulique	13
6.2.2 Quelques désavantages des presses hydrauliques	13
6.3 Les presses mécaniques	13
6.3.1 Les principaux avantages des presses mécaniques	13
6.3.2 Quelques désavantages des presses mécaniques	13
6.4 Les presses à vis	14
6.4.1 Les principaux avantages des presses à vis	14
6.4.2 Quelques désavantages des presses à vis	14
<b>Partie II. L’endommagement ductile</b>	<b>15</b>

7	Les mécanismes d'endommagement ductile	15
7.1	Généralités	15
7.2	Les mécanismes physiques	15
7.2.1	Germination	16
7.2.2	Croissance	16
7.2.3	Coalescence	17
7.3	Couplage endommagement/comportement	17
	<b>Partie III. La rugosité</b>	19
8	Etat de surface	19
9	Définition de la rugosité	21
10	Représentations des aspérités	22
11	Paramètres de caractérisation des rugosités	24
12	Les différents types de rugosité	25
12.1	Rugosités sinus	25
12.2	Représentation triangulaire	26
12.3	Représentation fractale	26
	<b>Partie IV. La modélisation du frottement</b>	26
13.	Modélisation du frottement dans les codes de calculs	26
13.1.	Modèles macroscopiques de frottement	27
13.1.1	Le modèle de COULOMB	27
13.1.2	Le modèle de COULOMB-OROWAN	28
13.1.3	Le modèle de TRESCA	28
13.1.4	Le modèle de frottement de KOBAYASHI	29
13.1.5	Le modèle de frottement viscoplastique NORTON	29
14.	Les régimes de lubrification	30
14.1	Le régime de film épais	30
14.2	Le régime de film mince	31
14.3	Le régime de lubrification mixte	32
14.4	Le régime de lubrification frontière	32
15	Conclusion	33
	 <b>Chapitre 2 : La théorie de la vague plastique</b>	34
1	Introduction	35
2	Résumé de la théorie de la vague plastique	35
3	Les différents stades de la théorie de la vague plastique	36
3.1	Premier stade	36
3.2	Deuxième stade	40

3.3 Troisième stade	40
4 Représentation du modèle $(\alpha, m_0)$ où le modèle de la vague est applicable	
41	
5 Implantation du modèle de la vague plastique dans AEF	42
6 Conclusion	44
<b>Chapitre 3 : Caractérisation du matériau</b>	45
1 Introduction	46
2 Généralités sur l'aluminium et ses alliages	46
3 Emploi	48
4 Nécessité des traitements thermiques	49
5 Traitements de recuit de recristallisation	49
6 L'alliage d'aluminium EN AW 1345	50
7 Appareillage nécessaire pour l'étude métallographique	50
8 Protocole d'essai	51
8.1 Méthode de préparation	51
8.2 Manipulation	52
8.3 Test de dureté	56
8.3.1 Valeur de la dureté avant traitement thermique	56
8.3.2 Valeur de la dureté après traitement thermique	56
8.4 Dureté fonction du temps de recuit	58
8.5 Etude micrographique	59
8.5.1 Sans traitement thermique	60
8.5.2 Après 1h de traitement	60
8.5.3 Après 1h30	61
8.5.4 Après 2h	61
8.5.5 Après 3h	62
8.5.6 Après 4h	62
8.5.7 Après 5h	63
8.5.8 Après 8h	63
9 Caractérisation des matériaux	64
9.1 Introduction	64
9.2 Essai de torsion	64
9.3 Machine de torsion	64
9.4 Éprouvettes	65
9.5 Essai à rupture	65
10 Détermination du coefficient d'écroutissage et de résistance	67



11 Conclusion	68
<b>Chapitre 4 : Simulations numériques</b>	69
1. Introduction	70
2. Modèle éléments finis	70
2.1 Schémas de résolution	71
3. Gestion de contact	72
4. Caractéristique du logiciel utilisé	72
5. Applications numérique	74
5.1 Mise en forme du lopin	74
5.2 Maillage	75
5.3 Géométrie et conditions aux limites	75
5.4 Matériau	76
6. Résultats et discussions	76
6.1 Le paramètre de rugosité	76
6.2 Evolution de la contrainte à la surface du lopin	77
6.3 Ecrasement avec et sans lubrification	78
6.4 Déplacement radial	79
6.5 Ouvertures de contact	80
6.6 Variation l'angle de cône	84
6.7 Distribution des pressions de contact	86
6.7.1 Effet de coefficient de frottement sur la pression de contact	86
6.7.2 Écoulement plastique du lopin	87
6.8 Matricage axisymétrique par des algorithmes dynamiques	89
6.8.1 Régime Explicite et Implicite dynamique	90
6.8.2 Effort de forgeage	90
6.8.3 Déplacements radiaux et axiaux	91
6.8.4 Déformations plastiques équivalentes	92
6.9 Distribution des contraintes pour différentes température	93
7. Conclusion	95
<b>Conclusion générale</b>	96
<b>Bibliographie</b>	99
<b>Annexes</b>	109



## Liste des figures

Figure. I 1. Principaux procédés de mise en forme des matériaux métalliques	5
Figure .I 2. Pièces forgées	9
Figure .I 3. Evolution de la contrainte d'écoulement pour divers aciers	11
Figure. I 4. Faciès de rupture d'un acier pour forgeage à froid	15
Figure. I 5. Germination de l'inclusion par a) rupture b) décohésion inclusion/matrice	16
Figure .I 6. Croissance des cavités	17
Figure .I 7. Coalescence des cavités	17
Figure .I 8. Réponse schématique d'une éprouvette à un essai de traction uni axiale	18
Figure. I 9. Représentation des irrégularités sur un profil d'état de surface	21
Figure. I 10. Profil typique de rugosités de surface	22
Figure. I 11. Aspérité d'une surface de roulement en acier	23
Figure. I 12. Longueur de l'évaluation $l_n$ et des échantillons $l_r$	24
Figure. I 13. Evaluation de l'écart arithmétique moyen du profil évalué	24
Figure. I 14. Hauteur de profil maximum (moyenne)	25
Figure .I 15. Exemple d'une interface avec rugosité sinusoïdales	26
Figure. I 16 Schématisation du modèle de Coulomb	27
Figure. I 17. Schématisation du modèle de Tresca	28
Figure. I 18. Modèle de frottement de Tresca, de Kobayashi et modèle Norton	29
Figure. I 19 Régime de film épais	31
Figure. I 20 Régime de film mince	32
Figure. I 21 Régime de lubrification mixte	32
Figure. I 22 Régime de lubrification frontière	33
Figure. II 1. Rugosité à la surface de l'outil	36
Figure. II 2. Modèle de la vague plastique	37
Figure. II 3. Premier stade	38
Figure. II 4. Modélisation de la vague plastique à partir de blocs rigides	39

Figure .II 5. Deuxième stade	40
Figure .II 6. Troisième stade	41
Figure. II 7. Domaine d'application du modèle de la vague	42
Figure .II 8. Modèle de la vague plastique et fonction d'approximation	43
Figure. III 1. Eprouvettes	50
Figure. III 2. La poudre de la résine	52
Figure. III 3. Polisseuses (demi-finition)	53
Figure. III 4. Polisseuses (finition)	53
Figure. III 5. Machine de contrôle de dureté (Vickers)	54
Figure. III 6. Réactif de Keller	55
Figure. III 7. Microscope optique	55
Figure. III 7 1. Sans traitement thermique HV (41.46)	57
Figure. III 7 2. Après 1h de traitement thermique HV (32.9)	57
Figure. III 7 3. Après 1h30 de traitement thermique HV (27)	57
Figure. III 7 4. Après 2h de traitement thermique HV (28.8)	57
Figure. III 7 5. Après 3h de traitement thermique HV (22.06)	58
Figure. III 7 6. Après 4h de traitement thermique HV (21.5)	58
Figure. III 7 7. Après 5h de traitement thermique HV (21.43)	58
Figure. III 7 8. Après 8h de traitement thermique HV (21.46)	58
Figure. III 8. Evolution de la dureté en fonction du temps de recuit	59
Figure. III 9. L'observation sur microscope optique	60
Figure. III 10.1. Sans traitement (Zoom×100)	60
Figure. III 10. 2. Après 1h de traitement thermique (Zoom×100)	61
Figure. III 10. 3. Après 1h30 de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)	61
Figure. III 10. 4. Après 2h de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)	62
Figure. III 10. 5. Après 3h de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)	62
Figure. III 10. 6. Après 4h de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)	63
Figure. III 10. 7. Après 5h de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)	63

Figure. III 10. 8. Après 8 heures de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)	64
Figure. III 11. Machine de torsion WP 500	65
Figure. III 12. Eprouvettes utilisées pour les essais de torsion	65
Figure. III 13. Courbe couple en fonction L'angle $\alpha$	65
Figure. III 14. Contrainte de torsion en fonction de l'angle unitaire de torsion	66
Figure. III 15. Courbe contrainte/ déformation	67
Figure. III 16. Courbe contrainte/ déformation	67
Figure. III 17. Détermination $\eta$ et K	68
Figure. IV 1. Modèle numérique	73
Figure. IV 2. (a). Contact outil/ pièce (b). Illustration en 3D	74
Figure. IV 3 (a).Elément quadrilatère (b) Modèle éléments finis et mail	75
Figure. IV 4. Conditions aux limites	76
Figure. IV 5. Usinage de l'outil	77
Figure. IV 6. (a) circulaire (b) triangulaire de même surface (c) triangulaire de même hauteur (d) trapézoïdale.	77
Figure. IV 7. Evolution de la contrainte à la surface du lopin	78
Figure. IV 8. Forme finale du lopin pour les deux cas (a) Glissement parfait (b) Frottement sec.	79
Figure. IV 9. Déplacements radiaux en fonction du rayon du lopin	80
Figure. IV 10. L'ouverture de contact à l'instant $t = 0$ pour les deux cas	81
Figure. IV 11. L'ouverture de contact à l'instant $t = 1s$ pour les deux cas	81
Figure. IV 12. L'ouverture de contact à l'incrément 50	82
Figure. IV 13. L'ouverture de contact à l'incrément 56	82
Figure. IV 14. L'ouverture de contact à l'incrément 59	83
Figure. IV 15. L'ouverture de contact à l'incrément 63	83
Figure. IV 16. L'ouverture de contact à l'incrément 74	84
Figure. IV 17. Déplacement radial pour les deux cas	86

Figure. IV 18. Effet du frottement sur la pression de contact maximum	87
Figure. IV 19. Lopin déformé	87
Figure. IV 20. Effet du frottement sur l'écoulement plastique	88
Figure. IV 21. Evolution du diamètre du lopin	89
Figure. IV 22. Géométries du lopin en (mm)	90
Figure. IV 23. Effort de forgeage	91
Figure. IV 24. Déplacement radial (mm)	91
Figure. IV 25. Déplacement axial (mm) (a) Modèle implicite (b) Modèle explicite	92
Figure. IV 26. Déformation plastique équivalente (a).Modèle implicite (b).Modèle explicite	93
Figure. IV 27. Contrainte normales à l'interface	94
Figure. IV 28. Evolution de la contrainte pour l'alliage d'aluminium en fonction de la température.	95

## Liste des tableaux

Tableau. I 1. Principaux procédés de mise en forme des matériaux métalliques et l'historique.	8
Tableau. I 2. Capacités des différents types de presses de forgeage	14
Tableau. I 3. Ordres de grandeur des irrégularités géométriques et leurs origines possibles.	19
Tableau. I 4. Classements pratique des différents écarts géométriques	21
Tableau. III 1. Différents alliages d'aluminium avec quelques normes	47
Tableau. III 2. Domaines d'utilisation de l'alliage d'aluminium	48
Tableau. III 3. Composition massique en % de l'alliage d'aluminium EN AW 1345	50
Tableau. III 4. Valeurs de dureté avant traitement thermique	56
Tableau. III 5. Valeurs de dureté avant traitement thermique	56
Tableau. III 6. Valeurs de dureté après traitement thermique	56

# ***INTRODUCTION GENERALE***

La mise en forme des produits massifs par les opérations de matriçage existe depuis plusieurs siècles et reste toujours utilisée dans les domaines de pointe tels que l'aéronautique, l'armement et l'automobile. L'évolution de la géométrie de la pièce à mettre en forme appelée lopin au cours du procédé de matriçage est souvent complexe et dépend de nombreux paramètres : les propriétés mécaniques du matériau à mettre en forme, les propriétés tribologiques de l'interface outil/lopin, la forme initiale du lopin, la géométrie des outils, les propriétés mécaniques des outils, la température de la mise en forme, la vitesse des outils...etc.

De nos jours, la simulation numérique est devenue une étape incontournable dans les chaînes de conception industrielle pour aider à la compréhension des mécanismes physiques mis en jeu. C'est une approche qui permet à l'ingénieur ou au chercheur d'analyser des phénomènes qui, par leur complexité, échappent au calcul traditionnel. Le grand intérêt pour cette discipline fait que les outils mathématiques et numériques sont omniprésents dans les processus de fabrication au sein des entreprises pour le maintien de leur compétitivité (des produits conçus plus vite, de meilleures qualités et moins chers). Pour la mise en forme des matériaux en particulier, la modélisation numérique occupe aujourd'hui une place importante dans la réalisation de produits répondant à des critères de haute qualité et de prix compétitifs sur le marché international.

Dans le domaine des opérations de forgeage, le frottement joue un rôle important qui est parfois difficile à maîtriser. La littérature propose plusieurs tests expérimentaux afin de caractériser le frottement. Dans le domaine du formage en grande déformation plastique, le test de compression d'un anneau est souvent utilisé (mesure de la variation de géométrie d'un anneau subissant une compression). D'autre part, le test classique de compression d'un cylindre peut également être utilisé pour caractériser le frottement lors des opérations de mise en forme.

Pour étudier la loi de frottement du procédé d'écrasement du métal, l'attention a été portée sur l'état microscopique de l'interface de contact. Il est bien connu que la rugosité d'une interface a un effet majeur dans le calcul du frottement.

Dans le cadre du développement de la simulation numérique des procédés thermomécaniques de transformation des matériaux, les lois existantes de comportement surfacique rentrant dans la modélisation du contact avec ou sans frottement sont sans cesse améliorées pour mieux approcher les conditions réelles, ainsi une nouvelle loi de frottement, dite de la vague plastique, est étudiée depuis plusieurs années pour les contacts entre un poinçon rigide et un corps élastoplastique à la place des lois de Coulomb et de Tresca.

Dans le cadre de cette thèse, l'objectif est de prédire et de prévenir, particulièrement, les paramètres de frottement en matriçage axisymétrique.

Ce manuscrit comporte quatre chapitres :



Un premier chapitre dans lequel on situe le contexte général de ces travaux, des généralités sur la mise en forme des métaux, les principales opérations de mise en forme, la température de mise en forme ainsi que les classifications et caractéristiques des procédés de forgeage. Les mécanismes d'endommagement ductile est par la suite présentée. Ce chapitre présente par ailleurs le terme de rugosité, les paramètres de caractérisation des rugosités et les différents types de rugosité. La quatrième et dernière partie est consacrée, de manière succincte à la présentation de la modélisation du frottement dans les codes de calculs, les différents modèles macroscopiques de frottement sont présentés : le modèle de COULOMB, le modèle de COULOMB-OROWAN, le modèle de TRESCA, le modèle de frottement de KOBAYASHI ainsi que le modèle de frottement viscoplastique (NORTON). À la fin de ce chapitre, les principaux régimes de lubrification sont mentionnés.

Le deuxième chapitre est consacré à la présentation de la théorie de la vague plastique et ses différents stades ainsi que le modèle  $(\alpha, m_0)$  où le modèle de la vague est applicable et son implantation dans AEF.

Dans le troisième chapitre, une étude métallographique et la détermination de l'évolution de la micro dureté en fonction du temps de recuit ont été menées afin de caractériser avec précision le domaine plastique de l'alliage d'aluminium pour une plage de plasticité de 120%. La caractérisation de ce matériau a été effectuée par un essai de torsion qui nous permet de déterminer le coefficient d'écroutissage et le coefficient de résistance. Ce matériau est destiné à subir, par simulation numérique, un écrasement axisymétrique d'où la nécessité de l'analyse précise de la rugosité de son état de surface et de ses caractéristiques mécaniques après des traitements thermiques adaptés.

Enfin, le dernier chapitre est consacré à une synthèse sur le modèle éléments finis ainsi que les schémas de résolution. Une étude théorique est aussi réalisée sur la gestion du contact dans les procédés de mise en forme des métaux. Les caractéristiques du logiciel utilisé ABAQUS ainsi que les paramètres du process utilisés en simulation numérique sont présentés. Enfin nous présentons les résultats d'une étude paramétrique par simulation numérique, en fonction de la rugosité de l'outil, de la lubrification, de la température, des paramètres du contact et du schéma de résolution.

---

*Chapitre 1. Bibliographie – état de l’art*

---

## 1. Introduction

Le forgeage est un procédé de mise en forme des métaux malléables par martelage ou pressage après assouplissement à chaud. Les techniques de forgeage sont utiles dans le travail du métal, car elles permettent de lui donner la forme souhaitée [1]. Ce procédé améliore, d'autre part, la structure du métal puisqu'il réduit la taille des grains. Le métal forgé est plus solide et plus ductile que le métal coulé et présente une grande résistance à la fatigue et aux chocs. Ce moyen de mise en forme s'est de plus en plus développé et sophistiqué dans un contexte exigeant en matière de qualité des produits finis comme sur le plan économique [2]. Le forgeage doit la place croissante qu'il occupe dans de nombreux secteurs d'avenir aux innovations techniques de ces dernières années.

Dans les procédés de mise en forme des métaux, le frottement joue un rôle important qui est parfois difficile à maîtriser. La littérature propose plusieurs tests expérimentaux afin de caractériser le frottement. Les lois classiques de frottement (Coulomb, Tresca, ...) utilisées dans les codes éléments finis de simulation numérique des procédés thermomécaniques du forgeage n'incluent pas explicitement de notions sur la variation de l'aire réelle de contact lorsque la contrainte normale varie, ou sur le profil des aspérités et encore moins sur l'épaisseur du lubrifiant.

Une nouvelle loi de frottement, dite de la vague plastique, est étudiée depuis plusieurs années pour les contacts entre un outil rigide et un corps élastoplastique à la place des lois de Coulomb et de Tresca. Nous avons détaillé la loi de frottement de la vague plastique dans le chapitre suivant.

Nous avons commencé dans ce chapitre par les différentes opérations de mise en forme des métaux. Ensuite, nous avons présenté le forgeage, les différentes techniques de mise en forme en fonction de la température, les machines utilisées en forgeage qui peuvent être classées en quatre catégories en fonction de leur mode opératoire. Dans la deuxième partie, nous avons détaillé les mécanismes d'endommagement ductile (la germination, la croissance et la coalescence des cavités). Dans la troisième partie, nous avons défini la rugosité. Ensuite, nous avons présenté les paramètres de caractérisation des rugosités et les différents types de rugosité. La quatrième partie concerne la modélisation du frottement et les différentes lois de frottement utilisées dans le code de calcul utilisé ainsi que les principaux régimes de lubrification.

## 2. Généralités sur la mise en forme des métaux

Il existe trois voies principales de mise en forme selon l'état initial des métaux métalliques : le moulage, le façonnage et le frittage [3].

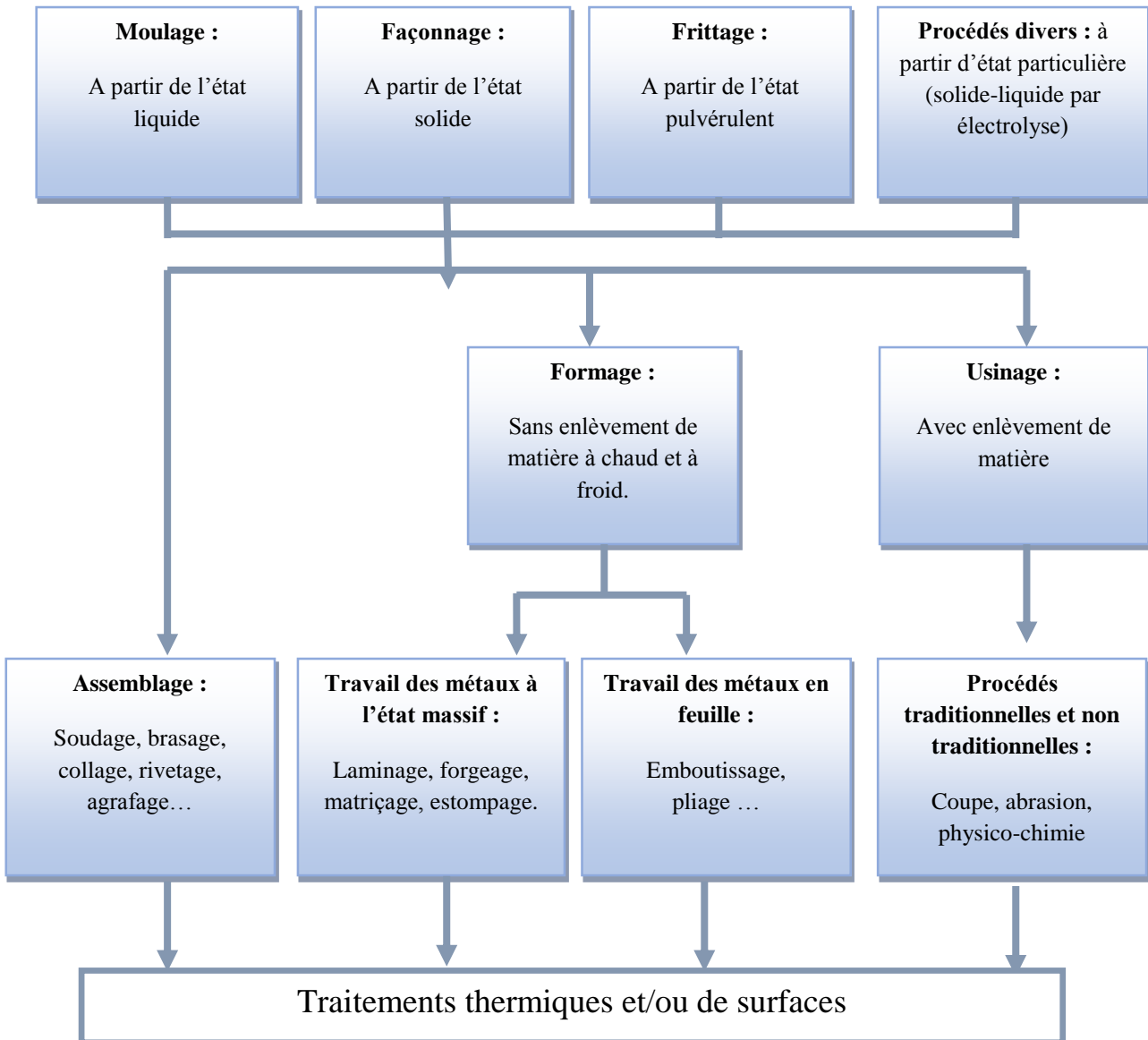


Figure. I 1. Principaux procédés de mise en forme des matériaux métalliques. [4]

- le moulage à partir de l'état liquide : Utilisé pour des pièces de petite à la très grande série. Le sable est serré mécaniquement contre la plaque-modèle selon plusieurs techniques : projection, vibration, pressage ou soufflage. Selon l'intensité de serrage du sable, le moule est réalisé par serrage de basse de haute pression.
- le façonnage à partir d'une ou plusieurs pièces à l'état solide. Cette voie peut, elle-même, se scinder en formage, ou mise en forme sans enlèvement de matière, usinage, ou mise en forme avec enlèvement de matière.
- le frittage à partir de poudres par disparition des vides inters granulaires à haute température et éventuellement sous pression.

### 3. Principales opérations de mise en forme

#### 3. 1 Laminage :

Le laminage, opération d’une grande diversité, peut se résumer par la définition suivante :

Opération de mise en forme par déformation plastique, destinée à réduire la section d’un produit de grande longueur, par passage entre deux ou plusieurs outils axisymétriques tournant autour de leur axe ; c’est la rotation des outils qui entraîne le produit dans l’emprise par l’intermédiaire du frottement [5].

Le laminage vient après l’élaboration du métal, puis la coulée, le plus souvent continue. Si l’on oublie quelques laminages « exotiques » (laminage d’anneaux et de roues, laminage - retour de barres à forger), il se scinde en :

- laminage de produits longs (barres, fils, tubes, poutrelles, rails...), où les deux dimensions de la section, du même ordre de grandeur en général, sont petites devant la longueur ; les outils sont le plus souvent des cylindres cannelés.
- laminage de produits plats (tôles, bandes et feuillards) où l’épaisseur est petite devant la largeur, elle-même très inférieure à la longueur. Les outils sont des objets axisymétriques presque cylindriques (au bombé de rectification près).

Le laminage fournit surtout des demi-produits, mais avec des exceptions notables : tôles fortes, poutrelles et rails, certains tubes...etc. Les autres produits longs sont destinés à l’usinage (barres), au tréfilage (fil machine), au forgeage ; quant aux produits plats, ils vont vers des opérations de mise en forme des métaux en feuilles (emboutissage, découpage fin, repoussage et fluotournage).

### **3. 2 Forgeage- Frittage**

Au cours des dernières années, il a été prouvé que la technologie du forgeage-frittage (FF) était une technique de fabrication très fiable pour la production en grandes séries d’éléments de structures soumises à des contraintes statiques et dynamiques, telles que les pièces de boîtes de vitesse et les bielles.

La première mise en œuvre de bielles FF dans des moteurs à combustion a eu lieu aux États-Unis et au Japon. Depuis, Krebsöge a mis au point une technologie de FF originale, qui vise d’abord la fabrication d’ébauches ayant les dimensions définitives, par l’application du compactage et du forgeage en matrices fermées, sans possibilité d’écoulement latéral de matériaux.

### **3. 3 Estampage**

La mise en forme de l’acier par déformation plastique à chaud est un procédé industriel d’obtention de pièces mécaniques, aussi appelé : forge par estampage.

Il est utilisé aussi bien en petites qu’en moyennes et qu’en très grandes séries de pièces [6], dont la masse peut varier de quelques grammes à plusieurs centaines de kilogrammes. La pièce ainsi fabriquée porte le nom « d’avant-produit », ce qui la situe entre les « demi-produits » fabriqués en sidérurgie (par exemple les blooms, les barres ou les billettes) et les « produits » prêts à être montés dans un sous-ensemble ou un ensemble mécanique (par exemple une bielle dans un moteur thermique ou un pignon dans une boîte de vitesse).

### **3. 4 Emboutissage**

L’emboutissage est un procédé de fabrication largement développé. Ce procédé est utilisé également dans la fabrication des composants d’armoires, d’ordinateurs et des pièces d’appareils électroménagers. Il s’applique aussi aux industries du nucléaire, du bâtiment, de l’armement et de la construction aéronautique [7].

Le procédé d’emboutissage des tôles minces est une technique de mise en forme qui consiste à déformer plastiquement des tôles minces à température ambiante afin d’obtenir des pièces de formes complexes. Les opérations d’emboutissage sont effectuées à l’aide de presses mécaniques ou hydrauliques sur lesquelles on monte différents outillages.

### **3. 5 Pliage**

Le pliage est une opération de mise en forme par déformation permanente de tôles [8]. Cette opération est effectuée à froid, elle consiste à donner la forme désirée à des tôles planes dont l’épaisseur dépasse rarement 5mm. Pour atteindre la déformation plastique du matériau, il faut que les contraintes dépassent la limite élastique pour que la déformation reste permanente.

L’effort nécessaire à l’obtention du pli dépend de la limite élastique, du matériau constituant la tôle, de l’épaisseur de la tôle et de la longueur du pli, de la direction du pli.

Sous l’action d’une force appliquée sur un flan, ou une ébauche, reposant sur deux ou plusieurs appuis ou encastré à une extrémité, le produit est fléchi.

### **3. 6 Profilage**

Le profilage à froid est un processus de mise en forme en continu qui permet, à partir de tôles planes en feuilles ou en bobine, d’obtenir des produits de section constante, appelés profilés.

Ces profilés peuvent être divisés en trois grandes familles :

- les profilés larges : il s’agit de produits de grande largeur (600 à 1500 mm environ) comportant plusieurs ondes de formes équivalentes ou similaires. On rencontre notamment dans cette catégorie les profilés de couverture.
- les tubes : il s’agit de produits à section fermée réalisés par profilage avec une soudure en continu.
- les profilés étroits : il s’agit de produits de section ouverte ou fermée, sans soudure et ne comportant pas de répétition d’une forme d’onde. Cette catégorie comprend, entre autre, les profilés de structure, les chemins de câbles et les glissières de sécurité.

Le profilage peut être considéré comme un pliage en continu. Au cours du processus, la tôle est pliée plastiquement et progressivement par chacune des têtes, jusqu’à obtenir les angles et la forme souhaités. Le profilage ne permet de réaliser que des formes à sections constantes cependant les possibilités sont nombreuses.

Parmi les techniques de formage sans enlèvement de matière des métaux, on trouve, aussi, le procédé de matriçage.

Tableau.1. Principaux procédés de mise en forme des matériaux métalliques

<b>Procédés primitifs</b>	<b>Date d’émergence</b>	<b>Formes modernes</b>
<b>Forgeage libres du produit chaud.</b>	5000 avant J.C	Matriçage, estampage entre matrices sur pilon presses mécanique, hydraulique forge à froid des aciers forge à tiède, forgeage sans bavure.
<b>Fonderie.</b>	5000 avant J.C	Fonderie sans pression coulée centrifuge coulée continue de brames, billettes.
<b>Formage des métaux en feuille par martelage, repoussage.</b>	5000 avant J.C	Opérations d’emboutissage cisailage, cintrage, profilage chaudronnerie et travail des tôles fortes fluotournage.
<b>Étirage de fils.</b>	Premiers siècles	Tréfilage multi passe étirage de profilés.
<b>Usinage par burin, bédane, foret, lime, scie.</b>	Premiers siècles	Coupe par tournage, fraisage, perçage, brochage taroudage, sciage usinage par abrasion: moulage rectification, rodage.
<b>Gravure par eau forte.</b>	XV <sup>e</sup> siècle	Usinages physico chimique : par électroérosion, faisceaux laser ou d’électrons, par jet d’eau oxycoupage, chalumeau plasma, électrochimique, chimique.
<b>Laminage.</b>	XVI <sup>e</sup> siècle	Laminages sur train tandem, avec cage universelle avec laminoir SENDZIMIR, à pas pèlerin.
<b>Filage à froid de pb, métaux mous.</b>	XIX <sup>e</sup> siècle	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Filage a chaud des alliages Al, Cu</li> <li>• Filage à chaud au verre des aciers</li> <li>• Extrusion (20°C) des aciers.</li> </ul>

#### 4. Présentation du forgeage

Le forgeage est un procédé de mise en forme par déformation plastique au cours duquel un lopin de métal est mis en forme par l’intermédiaire d’outils ou de matrices.

Cette technologie de fabrication est très ancienne. En effet, les premières pièces forgées ont probablement été des lames à usage domestique ou agricole et les armes. De nos jours, les industries du transport automobile et aérospatial constituent la demande prédominante, car elles utilisent plus de 80 % du tonnage de pièces produites par le forgeage [9].



Figure. I 2. Pièces forgées.

Actuellement, la réussite de cette industrie de transformation tient essentiellement à la maîtrise, d’une part, des matériaux à très haute résistance pour les technologies de pointe et, d’autre part, des techniques de haute productivité pour la production en grande série d’organes mécaniques essentiels. La rentabilité d’une opération de forgeage est assurée par le contrôle de tout le processus de mise en forme, depuis la découpe des lopins à l’état brut, aux finitions à apporter à la pièce créée. Forger avec précision requiert une gravure d’outil avec des dimensions précises. Les outillages sont réalisés avec divers moyens d’usinage conventionnel ou à grande vitesse comme le tournage, le fraisage ou l’électroérosion.

De manière générale, le forgeage permet d’optimiser les dimensions et la forme des pièces car leur fabrication par déformation plastique leur confère une meilleure résistance. Ainsi, la fabrication de pièces dites ‘vitales’, telles que les aubes des réacteurs d’avions, les engrenages ou encore certains éléments des suspensions des véhicules automobiles, nécessite l’utilisation de techniques de fabrication permettant d’améliorer les propriétés mécaniques des matériaux métalliques. Généralement à chaud, mais pouvant aussi être menée à température ambiante, ce procédé de corroyage permet de modifier les structures métallurgiques, donc de transformer le matériau du lopin en le durcissant tout en obtenant la forme désirée. Un processus tel que la fonderie satisfait facilement aux exigences de tolérances dimensionnelles mais conduit à des structures métallurgiques à gros grains au cours du refroidissement. De ce fait, la cohésion d’une pièce moulée est plus faible que celle d’une pièce obtenue par déformation plastique.

#### 5. Températures de mise en forme.



Il est possible de classer les différentes techniques de forgeage en fonction de la température de mise en forme.

1. Le forgeage à froid avec des lopins initialement à température ambiante.
2. Le forgeage à chaud avec des lopins préchauffés avant leur mise en forme à une température proche de la température de fusion ; par exemple 1200 °C environ pour l’acier et 400-500 °C pour les alliages d’aluminium.

La température de mise en forme est un paramètre fondamental car elle conditionne la valeur de la contrainte d’écoulement  $\sigma_0$  du matériau qui est aussi fonction de la déformation plastique et de la vitesse de déformation plastique. Pour un matériau isotrope, cette contrainte peut être définie par une loi de comportement rhéologique formalisée sous différentes formes mathématiques. Selon A. Le Floch et S. Jacomet [135]. Elles peuvent s’écrire sous la forme :

$$\sigma_0 = K \bar{\varepsilon}^{-n} \dot{\bar{\varepsilon}}^{-m} \exp(-\alpha_t \Delta T) \quad (1)$$

où  $K$  est la consistance ou contrainte du matériau non écroui,  $\bar{\varepsilon}$  est la vitesse de déformation équivalente,  $\dot{\bar{\varepsilon}}$  est la déformation équivalente ou déformation généralisée (de Von Mises),  $n$  est le coefficient d’écrouissage,  $m$  est la sensibilité à la vitesse de déformation,  $\alpha_t$  est le coefficient de thermo plasticité ( $\alpha_t = 2.5 \cdot 10^{-3} K^{-1}$  entre 900°C et 1200°C, beaucoup plus faible vers 20 °C ) et où  $\Delta T$  est l’échauffement du matériau. Il est important de signaler que l’écoulement peut être régi par une loi beaucoup plus complexe que (1), les coefficients  $K$ ,  $m$  et  $n$  pouvant dépendre de la température.

Du point de vue de la métallurgie physique, la distinction entre ces procédés se fait par rapport à la température absolue de fusion  $T_f$ .

Ainsi, la mise en forme à froid s’effectue pour une température  $T$  comprise entre  $0.15 \times T_f$  et  $0.3 \times T_f$  pendant laquelle l’évolution de la structure du matériau n’est provoquée que par l’écrouissage qui augmente la contrainte d’écoulement et diminue la ductilité. Dans ce domaine thermique de travail, l’influence de la température peut être négligée. Le coefficient de sensibilité  $m$  est donc négligeable alors que  $n$  est prépondérant si bien que la loi de comportement (1), se réduit alors à une expression de la forme  $\sigma_0 = f(\bar{\varepsilon})$  définissant l’écrouissage. Un exemple de ce type de loi est la loi puissance ou loi de Hollomon dont l’expression est :  $\sigma_0 = k \bar{\varepsilon}^n$ , avec  $0,1 \leq n \leq 0,3$ . Mentionnons aussi trois autres lois d’écrouissage fréquemment utilisées en mise en forme à froid : la loi de Ludwik, celle de Swift ou de Krupkowski et celle de Voce.

La mise en forme à chaud correspond à une température de travail supérieure à  $0.5 \times T_f$  diminuant notablement l’écrouissage. Ce type de procédés conduit de par sa nature à des déformations très importantes. La contrainte d’écoulement est une fonction décroissante de la température et une fonction croissante de la vitesse de déformation plastique. De manière

simplifiée, comme l’écrouissage est négligeable et que la vitesse de déformation est un facteur prépondérant, la loi (1) devient

$$\sigma_0 = K \varepsilon^{-m} \exp(-\alpha_r \Delta T) \quad (2)$$

Avec  $0,1 \leq m \leq 0,2$ . Notons que pour une transformation isotherme à chaud, on a

$$\sigma_0 = K \varepsilon^{-m} \quad (3)$$

Il est important de préciser qu’il existe un domaine de mise en forme dit à tiède ou à mi-chaud permettant d’allier certains des avantages des forgeages à chaud et à froid. Pour forger un lopin d’acier, ce domaine correspond à des températures de l’ordre de 550-800 °C. Dean propose une comparaison générale en terme de précision d’ébauche entre le forgeage de l’acier à froid, à chaud, et à mi-chaud prenant en compte la température de transformation de l’austénite.

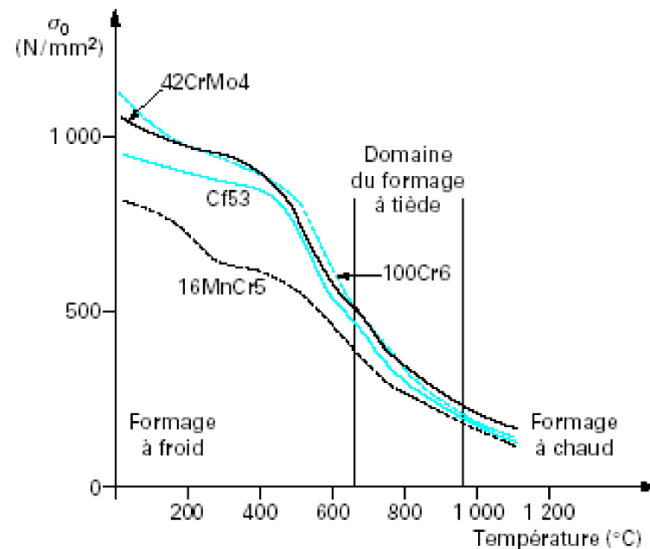


Figure. I 3. Evolution de la contrainte d’écoulement pour divers aciers en fonction de la température [4]

Le forgeage est un terme générique pour définir un ensemble d’opérations de mise en forme des matériaux. Le forgeage permet la production de pièces mécaniques ébauchées ou finies dont les hautes caractéristiques sont très recherchées. Cette mise en forme s’effectue à chaud ou à froid mais toujours dans le domaine de la déformation plastique, c’est-à-dire en exerçant un effort supérieur à la contrainte d’écoulement du matériau. Un lopin de géométrie simple est déformé plastiquement entre deux matrices ou outils afin d’obtenir la forme désirée. Les spécificités du forgeage sont :

- Le matériau déformé ou lopin subit une importante déformation plastique qui se traduit par un changement notable de forme ou de section.

- La part déformée plastiquement est généralement plus conséquente que la part déformée élastiquement : ainsi on néglige la restauration élastique après déformation.

La forge à chaud est un procédé de mise en forme prépondérant dans l'industrie du transport (notamment l'aéronautique et l'automobile). Ce procédé permet la production de pièces à hautes caractéristiques mécaniques. L'inconvénient majeur de ce procédé est l'endommagement des outils, qui subissent des sollicitations très importantes à la fois sur le plan thermique, mécanique et tribologique

## **6. Classification et caractéristiques des procédés de forgeage**

Le type de machine, employée pour forger un lopin, influence toute la mise en forme. En effet, la presse utilisée conditionne la vitesse de déformation, la température du lopin et les cadences de production.

Les machines utilisées en forgeage peuvent être classées en quatre catégories en fonction de leur mode opératoire :

1. les presses hydrauliques
2. les presses mécaniques
3. les presses à vis
4. les pilons.

### **6.1 Les pilons**

Historiquement, les pilons sont les plus utilisés en forgeage : ce sont les machines de forgeage les moins chères et les plus flexibles dans la diversité des opérations qu'elles peuvent exécuter. Les pilons développent de fortes charges pour des temps de contact courts entre la matrice et le lopin.

Les pilons se divisent en deux grandes catégories : les pilons utilisant la gravité et ceux dont le marteau est motorisé (pneumatique, hydraulique,...).

#### **6.1.1 Les principaux avantages d'un pilon :**

- le pilon est le procédé de forgeage le plus économique.
- c'est également le procédé le plus polyvalent.

#### **6.1.2 Quelques désavantages des pilons :**

- les chocs subis par la matrice limitent sa durée de vie,
- le contrôle métallurgique de la pièce forgée est rendu difficile par rapport aux autres procédés (mauvaise maîtrise de la vitesse de déformation).

### **6.2. Les presses hydrauliques**

Pour ces presses, le marteau est piloté par un cylindre et un piston reliés à un système hydraulique ou hydropneumatique à haute pression. Après une approche à vitesse élevée, le marteau (sur lequel est attaché la matrice supérieure) se déplace à allure réduite jusqu'à ce qu'il exerce une force de compression sur le lopin. Les vitesses de forgeage sont contrôlées avec précision, ce qui permet une maîtrise de la vitesse d'écoulement de matière du lopin.

Ceci est particulièrement avantageux dans le cas du forgeage de précision. Les presses hydrauliques permettent d'appliquer les efforts de forgeage les plus importants (1,8 à 125 MN).

### **6.2.1 Les principaux avantages d'une presse hydraulique :**

- la pression appliquée peut être changée à tout moment au cours de la frappe en ajustant la valve de contrôle de pression,
- le taux de déformation peut être contrôlé ou changé si nécessaire pendant la frappe ; ceci est particulièrement important dans le forgeage de métaux sensibles à la rupture sous forts taux de déformation,
- on peut appliquer doucement la force de compression lorsque les matériaux utilisés permettent des transferts thermiques importants (temps de contact plus long mais chocs thermique et mécanique plus faibles). On obtient des coûts de maintenance moins élevés et une augmentation de la durée de vie des matrices par rapport aux autres procédés de forgeage.
- la force maximale de forgeage peut être limitée pour protéger l'outillage.

### **6.2.2 Quelques désavantages des presses hydrauliques :**

- le coût initial d'une presse hydraulique est supérieur à une presse mécanique équivalente,
- les presses hydrauliques sont plus lentes que les mécaniques
- les temps de forgeage longs avec les presses hydrauliques augmentent le temps de contact entre le lopin et la matrice. Pour le forgeage de métaux à températures élevées (alliages de nickel ou de titane), ce temps de contact réduit la durée de vie des matrices.

## **6.3 Les presses mécaniques**

Toutes les presses mécaniques utilisent l'énergie d'un volant. Le système de guidage le plus employé sur les presses mécaniques est basé sur un mécanisme de glissière qui transforme le mouvement de rotation en mouvement de translation de va et vient. Ce mouvement alternatif impose à un piston vertical une longueur de frappe constante.

### **6.3.1 Les principaux avantages des presses mécaniques :**

- comparées aux pilons, les presses mécaniques sont plus précises dans les tolérances géométriques des pièces forgées
- elles autorisent une alimentation et un enlèvement automatique des lopins, ainsi les taux de production (30 à 60 frappes par minute) sont également supérieurs à ceux des pilons.
- les presses mécaniques sont soumises à des forces de compression par opposition aux impacts, donc on peut utiliser des matrices moins massives ou en matériaux plus durs.

### **6.3.2 Quelques désavantages des presses mécaniques :**

- le coût initial d'une presse mécanique est trois fois supérieur à celui d'un pilon de même capacité,

- du fait de la constance de la force de frappe, les presses mécaniques ne peuvent pas exécuter des opérations de mise en forme intermédiaires comme sur les pilons.

#### 6.4 Les presses à vis

Sur ces presses, un volant entraîné en rotation emmagasine l’énergie nécessaire au forgeage. L’énergie de rotation ou d’inertie du volant est convertie en mouvement linéaire par le biais d’une vis sur laquelle est monté le marteau.

##### 6.4.1 Les principaux avantages des presses à vis :

- elles ont plus d’énergie disponible par frappe que les presses mécaniques à tonnage équivalent. Cela leur permet d’obtenir plus de travail en déformation par frappe.
- l’ajustement en hauteur de la matrice n’est pas critique et la presse ne peut pas se bloquer.
- les effets thermiques et les contraintes de la matrice sont limités : cela se traduit par une durée de vie accrue des outillages.

##### 6.4.2 Quelques désavantages des presses à vis :

- en général, le taux de production d’une presse à vis est inférieur à celui d’une presse mécanique, particulièrement dans le cas de grandes séries automatisées.
- plus la taille des presses à vis augmentent moins elles sont rapides (de 40 à 50 frappes par minutes pour de petites presses à vis et seulement 12 à 16 pour les plus grosses).

Les capacités des différents types de presse de forgeage sont récapitulées dans le Tableau 2.

Tableau. 2. Capacités des différents types de presses de forgeage

Procédé de forgeage	Force(N)	Vitesse d’impact (m/s)	Nombre de coups par minute
pilon	450 à $317,5 \times 10^3$	3 à 9	45 à 100
Presse mécanique	$2,2 \times 10^6$ à $142,3 \times 10^6$	0,06 à 1,5	30 à 100
Presse hydraulique	$2,2 \times 10^6$ à $623 \times 10^6$	0,03 à 0,8	20 à 70
Presse à vis	$1,3 \times 10^6$ à $280 \times 10^6$	0,5 à 1,2	12 à 50

En résumé, le forgeage à chaud est un procédé de mise en forme par déformation plastique d’un matériau métallique à une température légèrement inférieure à sa température de fusion ( $0,7 \times T_f < T < T_f$ ).

- Par exemple aux environs de 1250°C pour les aciers et 450°C pour les alliages d’aluminium). Cette technique présente deux principaux avantages :
- Elle permet d’obtenir des pièces dont les caractéristiques dimensionnelles sont très proches de celles du produit fini,
- Elle confère au matériau une amélioration de ses propriétés mécaniques dans certaines directions (direction de corroyage).

## 7. Les mécanismes d’endommagement ductile

### 7.1 Généralités

Il existe différents types d’endommagement : fragile et ductile. Dans le cas du forgeage à froid, nous nous intéresserons uniquement à l’endommagement ductile qui accompagne les grandes déformations plastiques des métaux aux températures ambiantes ou peu élevées.

Lors de la mise en forme, la déformation plastique du matériau s’accompagne d’une évolution progressive de sa microstructure. L’endommagement ductile correspond alors à la formation de microcavités qui vont croître puis coalescer, conduisant ainsi à la rupture ductile du matériau. Les faciès de rupture sont caractérisés par la présence de cupules. Voir Figure 4.

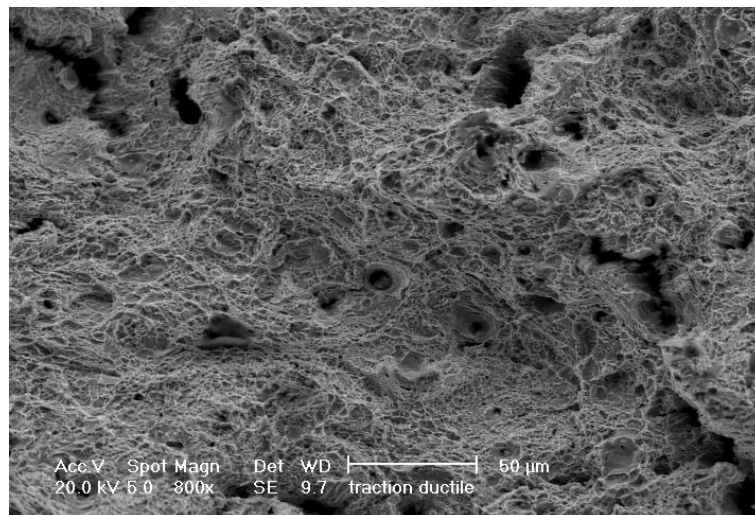


Figure. I 4. Faciès de rupture d’un acier pour forgeage à froid

L’observation d’inclusions ou de fragments d’inclusions au fond des cupules indique que l’amorçage de l’endommagement est fortement lié à la présence d’hétérogénéités dans le matériau [10].

### 7.2 Les mécanismes physiques

Le processus qui mène les matériaux ductiles à la rupture peut être décrit par trois principaux mécanismes successifs qui sont :

- la germination des cavités
- la croissance de ces cavités

- la coalescence des cavités

### 7. 2. 1 Germination

La germination correspond à la création de cavités au cours du processus de déformation plastique. Les métaux sont constitués d’une matrice élastoplastique et de particules de seconde phase (inclusions, précipités) considérées comme quasi-rigides. Ce sont ces inclusions (sulfures, oxydes pour les aciers) qui sont à l’origine de la germination. Lorsqu’il n’y a pas de sollicitation, ces particules sont solidaires de la matrice mais il existe tout de même une concentration de contraintes à l’interface matrice/inclusion. Une sollicitation mécanique, même faible, peut alors entraîner une décohésion (Figure 5b) des inclusions dans la matrice ou même une rupture (Figure 5a) de celles-ci.

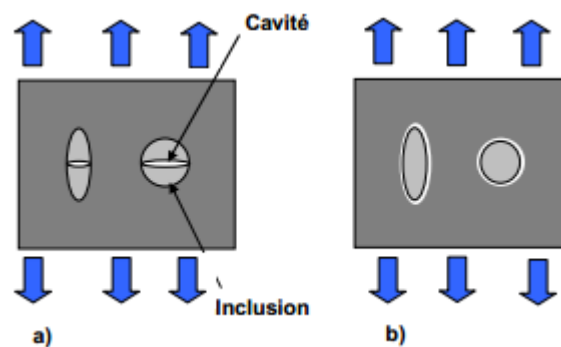


Figure. I 5. Germination de l’inclusion par a) rupture b) décohésion inclusion/matrice.

Le vide ainsi créé est appelé cavité. Cependant durant ce stade de germination, les cavités créées sont tellement petites qu’elles n’affectent pas encore le comportement macroscopique du matériau. D’un point de vue mécanique, les propriétés élastiques et plastiques seront considérées comme inchangées.

### 7. 2. 2 Croissance

Le mécanisme de croissance est certainement celui qui a le plus été étudié expérimentalement dans le passé et pour lequel de nombreux modèles ont été développés pour le décrire. Durant ce mécanisme, les microcavités voient leur taille croître, notamment sous l’effet de la tension hydrostatique qui est un facteur prédominant. Celles-ci peuvent se développer sous forme de cavités sphériques, ellipsoïdales ou de fissures. Si la décohésion entre la matrice et une inclusion est totale (Figure 6b), alors celle-ci ne joue plus un rôle prépondérant. Dans le cas contraire (Figure 6a), il faut en tenir compte.

Durant cette phase de croissance, on observe un adoucissement du comportement mécanique du matériau.

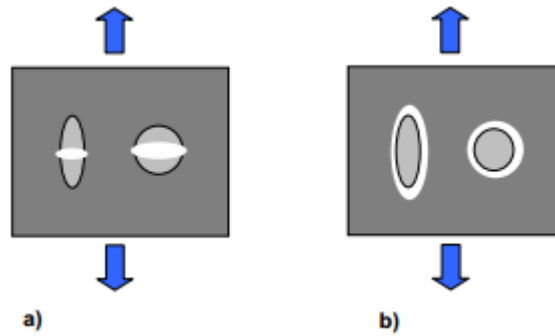


Figure. I 6. Croissance des cavités

### 7. 2. 3 Coalescence

Lorsque le taux de porosités atteint une valeur critique de l'ordre de 10% à 15%, il se produit alors un phénomène d'interaction entre les différentes cavités. Effectivement, dès lors que la distance séparant deux cavités est suffisamment faible, celles-ci tendent à se réunir de façon assez brutale. Figure 7. Un deuxième phénomène, mettant en jeu la striction des ligaments entre cavités existantes, peut également se produire.

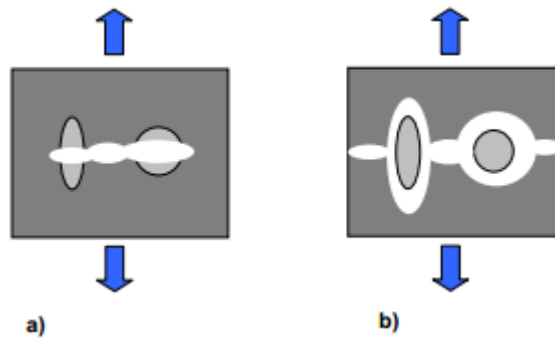


Figure. I 7. Coalescence des cavités.

La prédominance de l'un de ces deux phénomènes est fortement liée à l'existence et la répartition de particules de seconde phase. La fin du stade de coalescence correspond à l'amorçage d'une fissure macroscopique qui conduira de manière irréversible à la rupture du matériau.

### 7. 3 Couplage endommagement/comportement

Les mécanismes physiques qui gouvernent l'endommagement interagissent fortement sur le comportement du matériau. Au fur et à mesure que le matériau subit une déformation plastique, ces propriétés mécaniques sont alors altérées par la création d'endommagement.

On parle ainsi de couplage entre l'endommagement et la plasticité. Ceci peut s'illustrer simplement en prenant par exemple le cas d'une éprouvette axisymétrique subissant un essai de traction uni axiale. La réponse schématique obtenue sur la courbe Contrainte/Déformation est représentée par la Figure 8 :



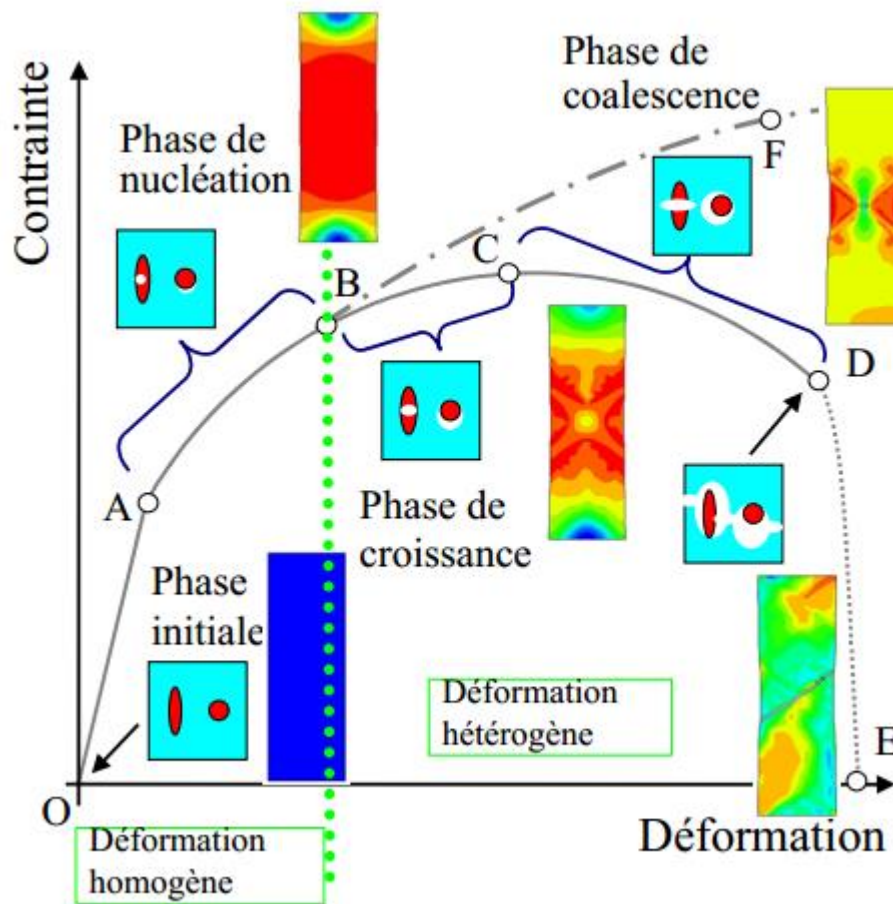


Figure. I 8. Réponse schématique d'une éprouvette à un essai de traction uni axiale [11]

Dans un premier temps, la déformation appliquée à l'éprouvette est élastique et linéaire (trajet OA). L'endommagement est alors nul. Viennent ensuite les trois mécanismes physiques définis précédemment et amenant à la rupture ductile :

- la phase de germination des cavités qui sont encore trop petites pour modifier le comportement macroscopique du matériau (trajet AB).
- la croissance des cavités qui va entraîner un adoucissement progressif du matériau. Le couplage entre le comportement et l'endommagement ne peut plus être négligé car il devient prépondérant (trajet BC).
- la phase de coalescence entre cavités (trajet CD).

Pour finir, l'apparition de fissures macroscopiques qui vont se propager et provoquer la rupture de l'éprouvette (point E).

Sans couplage entre l'endommagement et la plasticité du matériau, la réponse schématique serait le trajet OABF, ce qui n'est pas en accord avec la réalité expérimentale.

C’est pourquoi l’endommagement joue un rôle majeur sur le comportement du matériau et doit nécessairement être pris en compte au travers d’un couplage avec la loi de comportement lorsque le matériau subit de grandes déformations.

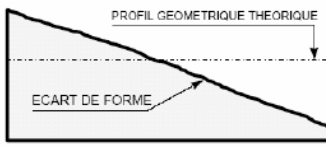
**8. Etat de surface**

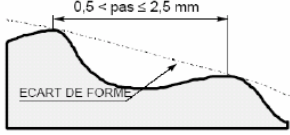
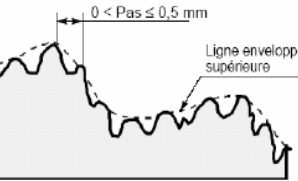
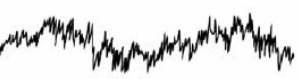
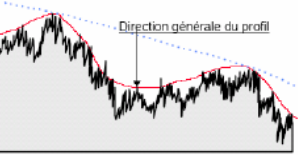
On appelle « état de surface » les irrégularités des surfaces dues au procédé d’élaboration de la pièce (usinage, moulage, ...). Ils sont, le plus souvent, mesurés avec des appareils à palpeur à pointe de diamant, appelés profilmètre, qui relèvent le profil de la surface.

Un profil de surface est la courbe résultant de l’intersection de la surface réelle et d’un plan spécifié P. Voir figure 18. Ce plan est perpendiculaire à la surface de l’échantillon et orienté généralement perpendiculairement au sens des stries d’usinage. Un profil de surface, outre la forme nominale de la pièce, est composé de différents écarts géométriques, auxquels correspondent différents profils. Voir tableau 3.

- Profil P, profil primaire ou total (ordre 1+2+3+4), sur lequel sont définis les paramètres de structure, désignés par un symbole précédé de la lettre P, par exemple Pt, Pa, etc.
- Profil W, profil d’ondulation (ordre 2), sur lequel sont définis les paramètres d’ondulation, désignés par un symbole précédé de la lettre W, par exemple Wt, Wa, etc.
- Profil R, profil de rugosité (ordre 3+4), sur lequel sont définis les paramètres de rugosité, désignés par un symbole précédé de la lettre R, par exemple Rt, Ra, etc.

Tableau. 3. Ordres de grandeur des irrégularités géométriques et leurs origines possibles [83]

<b>Différents ordres des irrégularités géométriques</b>			
<b>Ordres</b>	<b>Ecart géométriques</b>	<b>Croquis</b>	<b>Origines possibles</b>
<b>1</b>	Ecart géométrique : Défauts de planéité, de rectitude, de circularité, de cylindricité. etc	 <p>Le diagramme illustre un profil géométrique théorique représenté par une ligne droite inclinée. Une courbe déviante au-dessous de cette ligne est désignée par l'étiquette 'ECART DE FORME'. Une autre étiquette 'PROFIL GEOMETRIQUE THEORIQUE' pointe vers la ligne droite.</p>	Défaut de bridage Flexion des éléments de la machine Qualité du guidage des éléments coulissants Usure des organes Déformation de la pièce

<p><b>2</b></p>	<p><b>Ondulation :</b> Irrégularités géométriques, telle que la distance entre deux sommets  D’irrégularités soit comprise entre 500µm et 2500µm</p>		<p>Vibrations basses fréquences :(de la pièce, de l’outil, des deux)  Dues aux flexions, au mauvais guidage et équilibrage des éléments de la machine, et également à l’insuffisance de l’installation de l’isolation passive et active</p>
<p><b>3</b></p>	<p><b>Rugosité :</b> Irrégularités géométrique, telle que la distance entre deux pics de ces irrégularités soit comprise entre 0 et 500µm</p>		<p>Vibrations hautes fréquences (causes analogues à celles énumérées ci-dessus)  Installation de lubrification  Procédés par enlèvement de copeaux  - Qualité de la géométrie de l’outil  Hétérogénéité, plasticité du matériau</p>
<p><b>4</b></p>	<p><b>Arrachement :</b> Marque d’outil, fente, piqure.</p>		
<p><b>Profil total</b></p>			<p>Ensemble des écarts de profil dont l’analyse permet de déterminer leur influence spécifique sur une ou plusieurs fonctions données</p>

La représentation graphique de l’état de surface est toujours anamorphosée. Figure 9. L’amplification verticale est généralement beaucoup plus importante que l’amplification horizontale. Cette anamorphose a comme effet de compresser le profil réel et d’en donner une image très différente de la réalité.

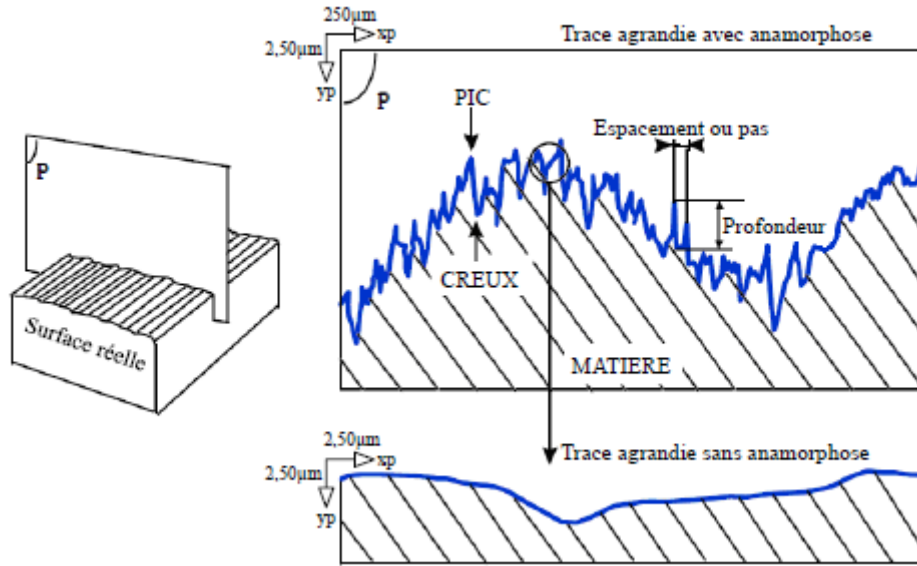


Figure. I 9. Représentation des irrégularités sur un profil d’état de surface

La frontière entre la rugosité et l’ondulation est arbitraire, aucune définition absolue n’existe. En pratique, le classement s’effectue à partir de la distance entre les pics. Voir tableau 4

Tableau. 4. Classements pratique des différents écarts géométriques

<b>Ecart géométriques</b>	<b>Distance entre les pics (en µm)</b>
<b>Ecart de forme (ordre 1)</b>	Entre 2500 à 8000 et longueur de l’élément
<b>Ondulation (ordre 2)</b>	Entre 250 à 800 et 2500 à 8000
<b>Rugosité (ordre 3et4)</b>	Entre 2 et 250 à 800

## 9. Définition de la rugosité

La caractérisation de la rugosité de surface est importante dans les applications impliquant le frottement, la lubrification, et l’usure. Généralement on a constaté que le frottement augmente avec la rugosité moyenne. Les paramètres de rugosité sont donc importants dans les applications telles que les garnitures de freins pour automobiles, les surfaces de plancher, les pneus. Les paramètres de rugosité jouent également un rôle critique dans le procédé de mise en forme des métaux tel que l’écrasement, le forgeage et l’estampage.

Les rugosités jouent un rôle majeur dans l’étude du frottement et il est important de les caractériser, les procédés de fabrication les plus sophistiqués ne produisent jamais des surfaces totalement lisses comme le montre la figure 10. La géométrie réelle comporte des défauts mésoscopiques appelés ondulations (défauts géométriques d’ordre deux) et des défauts microscopiques appelés rugosité (défauts d’ordre trois et quatre) observables avec

un profilographe permettant de les caractériser avec des paramètres propres à la métrologie. La géométrie d'une surface réelle est si complexe qu'un nombre réduit de paramètres ne permet pas une description complète.

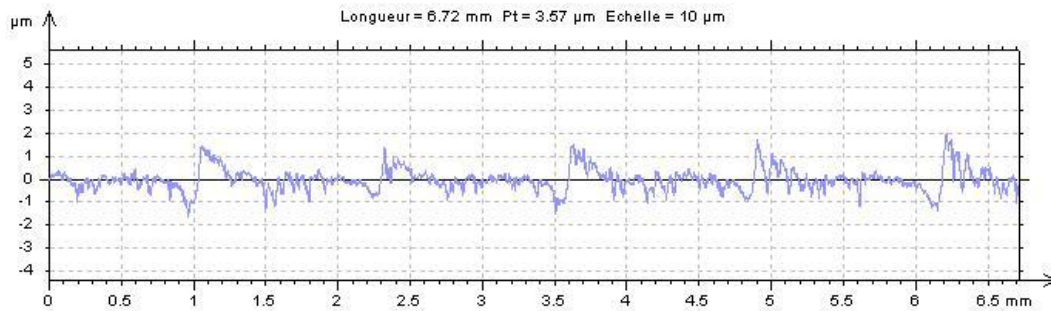


Figure. I 10. Profil typique de rugosités de surface

En outre l'influence de la rugosité de surface se prolonge à la plupart des branches des sujets de l'ingénierie tels que la dynamique des fluides, la conductivité thermique ou électrique, les vibrations, la biotechnique

## 10. Représentations des aspérités

La description des rugosités n'est pas un problème récent bien que, selon Dowson, l'étude détaillée des profils de surface n'ait commencé vraiment que vers le milieu du 20<sup>ème</sup> siècle. En 1699 Guillaume Amonton (1663-1705) s'intéresse au frottement en considérant des aspérités élastiques qu'il représente par des ressorts de forme sinusoïdale. Plus tard en 1785, Charles Augustin Coulomb attribue l'origine du frottement à des blocages entre aspérités (engrenage des surfaces) et schématise les surfaces par des ondulations plus ou moins marquées. Antérieurement à ces travaux, Bernard Forrest (1697-1761) représentait en 1737 les rugosités sous forme de rangées d'aspérités rigides hémisphériques. Depuis, cette modélisation est très utilisée par les tribologues.

Dans sa modélisation bidimensionnelle du frottement sec, Leonhard Euler (1707-1783) propose, en 1750 de représenter les aspérités par des triangles rigides. Il attribue le frottement aux blocages entre les aspérités.

A l'origine, l'approche déterministe n'était pas très populaire chez les tribologues car les outils informatiques avaient une puissance limitée. En effet, une description précise de la géométrie d'une surface à l'échelle locale requiert l'utilisation de nombreux points de discrétisation et les algorithmes numériques de résolution n'étaient pendant longtemps pas assez efficaces pour résoudre rapidement les problèmes de grande taille.

Les premières approches déterministes ont été initiées par Goglia et al. L'arrivée de méthodes de résolution rapides telles que les méthodes multi grilles a libéré les tentatives d'approches déterministes.

Mais certains travaux font intervenir une description plus globale : sinusoïdale, triangulaire, fractale ou par séries de Fourier. D'autres (vague plastique, etc.) s'intéressent à

la rugosité elle-même en étudiant son comportement et les contraintes locales engendrées dans le contact réel.

Cependant, même à l’heure actuelle, beaucoup de tribologues préfèrent l’approche stochastique avec les l’utilisation de facteurs d’écoulement. En 1797 Brisson a écrit dans son dictionnaire raisonné de physique «... , car ces surfaces, quelques polies qu’elles ne paraissent, ne le sont jamais parfaitement. Ce sont toujours des assemblages de petites éminences et de petites cavités. ».

En d’autres termes les surfaces ne sont jamais parfaitement lisses et plates. Les tailles et les formes des sommets ou les aspérités d’une surface d’appui peuvent exercer un grand effet sur sa performance. La figure 11 montre un profil de surface d’un roulement en acier.

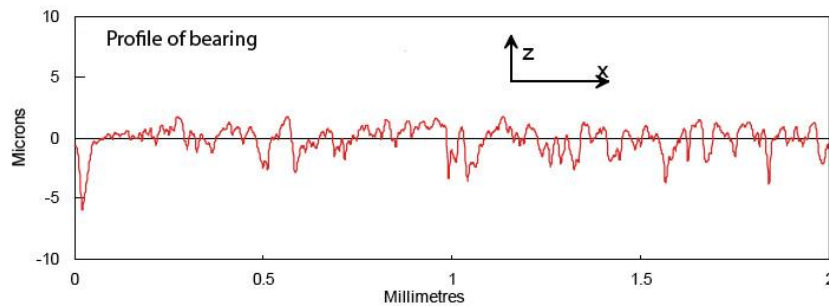


Figure. I 11. Aspérité d’une surface de roulement en acier

ISO 4287-1997 définit les spécifications au sujet de la filtration de surface, des paramètres de champ et des paramètres de dispositif visant à refléter les propriétés véritables d’une surface. La plus commune, par exemple, est la distance entre la crête la plus élevée et la plus basse vallée du profil non filtré, qui a été noté  $p_t$ , le symbole de ce paramètre a été plus tard changé en  $R_t$  quand des filtres électriques ont été incorporés, il y a en tout dix paramètres d’aspérité dans le document d’ISO 4287, dans notre travail deux paramètres les plus significatifs seront pris en compte.

La valeur de la rugosité de surface dépend de l’échelle de mesure  $L$  (longueur d’évaluation). Une fois que  $L$  est choisi il est subdivisé en un certain nombre d’échantillon  $l_r$  ( $r=1, \dots, NC$ ). Voir Figure 12. Ainsi le bon choix du concept de rugosité a des implications statiques car il prend en considération des facteurs tels que la dimension de l’échantillon et l’intervalle de prélèvement. La prochaine étape dans le développement des paramètres de rugosité était d’obtenir un paramètre moyen de la rugosité à chaque intervalle.

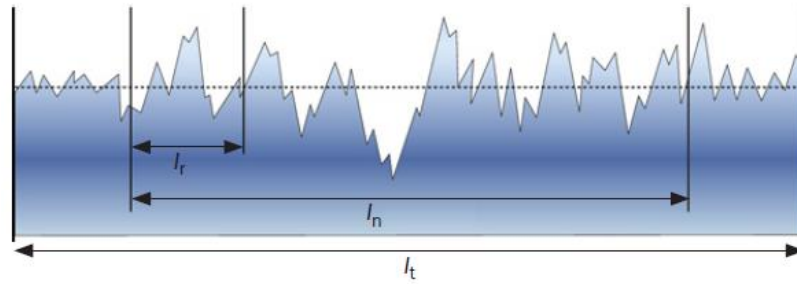


Figure. I 12. Longueur de l'évaluation  $l_n$  et des échantillons  $l_r$ .

$l_t$  : Longueur totale (incluant la longueur de démarrage, la longueur d'évaluation et la longueur d'arrêt).

$l_n$  : Longueur d'évaluation

$l_r$  : Longueur de référence ou d'échantillon.

### 11. Paramètres de caractérisation des rugosités

Généralement, on classe l'ensemble des paramètres statistiques de caractérisation des états de surface en trois catégories : les paramètres d'amplitude, les paramètres d'espacement et les paramètres hybrides.

1. La rugosité moyenne ou CLA (Central Line Average)  $R_a$ , qui est le paramètre le plus communément utilisé. Il caractérise l'écart moyen arithmétique du profil des rugosités par rapport à la ligne moyenne de référence et se définit par :

$$R_{a_i} = \frac{1}{l} \int_0^l |z(x)| dx \quad (4)$$

Ou

$$R_a = \frac{1}{CN} \sum_{i=1}^{CN} R_{a_i} \quad (5)$$

Où  $L$  est la longueur d'évaluation et  $z(x)$  est l'ordonnée d'un point du profil d'abscisse  $x$ . Voir Figure 13.

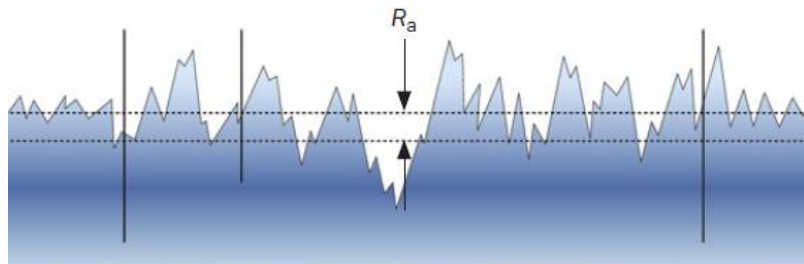


Figure. I 13. Evaluation de l'écart arithmétique moyen du profil évalué.

Les valeurs de  $R_a$  typiques pour les états de surface des métaux sont comprises entre  $0.02 \mu m$  et  $3.5 \mu m$ .

2. La rugosité quadratique moyenne ou rugosité RMS (Root Mean Square)  $R_q$ , qui est un paramètre représentant la déviation standard de la distribution des hauteurs des profils :

$$R_{q_i} = \sqrt{\frac{1}{l} \int_0^l z^2(x) dx} \quad (6)$$

Ou

$$R_q = \frac{1}{CN} \sum_{i=1}^{CN} R_{q_i} \quad (7)$$

La hauteur de profil maximum est la valeur moyenne des différentes hauteurs de profil  $R_q$  obtenues entre la hauteur de crête la plus élevée et la profondeur de creux la plus importante sur les longueurs de référence comprises dans la longueur d'évaluation. Voir Figure. 14.

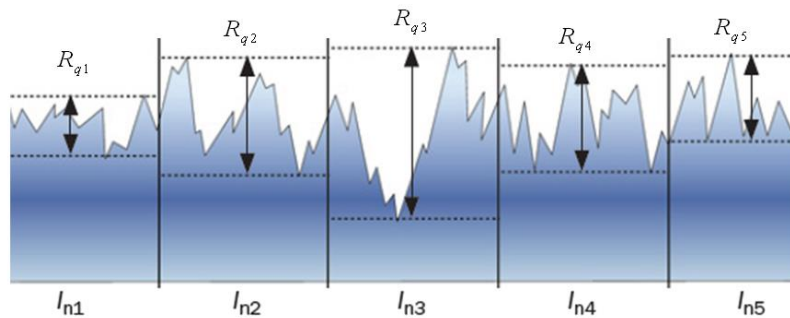


Figure. I 14. Hauteur de profil maximum (moyenne)

## 12. Les différents types de rugosité

### 12.1 Rugosités sinus

Ce type de rugosité (Figure 15) est généralement utilisé par convenance mathématique. Il est plus facile en effet de formuler une équation pour une surface sinus qu’une surface en dents de scie. Toutefois, cette représentation a connu et connaît encore beaucoup d’adeptes notamment pour les calculs sur la lubrification élasto-hydrodynamique.



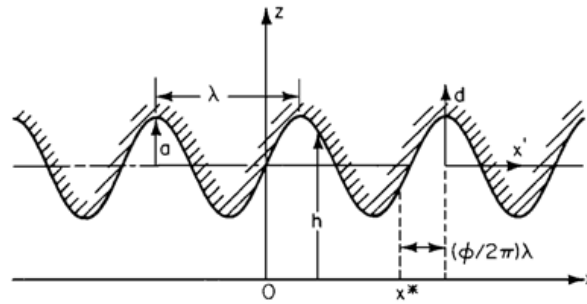


Figure. I 15. Exemple d'une interface avec rugosité sinusoïdale

## 12.2 Représentation triangulaire

La représentation triangulaire d'Euler (1750) est complexe à mettre en œuvre car chaque pente d'aspérité doit avoir une équation spécifique contrairement à la représentation sinus. Peu d'études utilisent ce type de représentation pour modéliser la lubrification hydrodynamique contrairement à la représentation sinusoïdale. De plus, l'interface lubrifiée est souvent modélisée avec une surface lisse en glissement relatif, l'autre étant rugueuse, sûrement par commodité mathématique et pour pouvoir appliquer l'équation de Reynolds traditionnellement utilisée dans le domaine de la mécanique du contact lubrifié.

## 12.3 Représentation fractale

La nature fractale des surfaces a été mise en évidence par Majumdar [133]. Cette approche a l'avantage de permettre de caractériser les rugosités avec des paramètres indépendants de l'échelle de mesure et par conséquent de prédire les caractéristiques d'une surface pour toutes les longueurs de relevés de mesure en n'en faisant qu'une seule Ganti [134]. D'autres chercheurs ont effectué une comparaison entre la description fractale de la topographie des surfaces, avec une description à l'aide d'un polynôme de degré  $m$  et une description basée sur les séries de Fourier dans le but d'évaluer la performance de l'approche fractale.

## 13. Modélisation du frottement dans les codes de calculs

Les codes de simulation par la méthode des éléments finis utilisent généralement selon Petersen et Al les lois de Coulomb, de Tresca ou celle de Coulomb-Orowan, toutes indépendantes de l'aire réelle de contact. L'utilisation de la loi de Coulomb peut donner une surestimation du frottement à l'interface pour des pressions de contacts supérieures à la contrainte d'écoulement du matériau du lopin. Cette surestimation peut être telle qu'elle peut provoquer le dépassement de la contrainte d'écoulement en cisaillement pur.

Dans le cas de la loi de Tresca, le frottement ne dépend alors plus de la contrainte normale à l'interface, mais simplement des propriétés du matériau du lopin, et la contrainte de frottement est surestimée aux faibles pressions de contact [12]. De façon analogue, Bay et Wanhien ont développé une loi considérant un frottement proportionnel à la pression  $P$  pour  $P/\sigma_0 < 1.5$ , mais tendant vers une valeur constante aux hautes pressions  $(P/\sigma_0) > 3$ .

Une revue des lois de frottement utilisées dans les codes MEF est proposée par Tan [101]. Une présentation détaillée de quelques-unes d'entre elles est proposée ci-dessous.

### 13. 1. Modèles macroscopiques de frottement

Il existe différentes lois de frottement mettant en relation les paramètres intervenant lors du contact. Nous allons en présenter quelques une dans cette partie.

#### 13. 1. 1 Le modèle de COULOMB

La loi de frottement la plus utilisée est celle de Coulomb ou d'Amonton. Elle repose sur le principe que  $\tau$ , contrainte de frottement appliquée à l'interface, est proportionnelle à la contrainte normale appliquée  $\sigma_n$  et agit dans la direction inverse à celle de la vitesse de glissement relative  $V_t$  du mouvement relatif des deux surfaces [13]. On peut l'écrire :

$$\vec{\tau} = -\mu |\sigma_n| \frac{\vec{V}_t}{\|\vec{V}_t\|} \quad (8)$$

Ou  $\mu$  est le coefficient de frottement macroscopique de Coulomb incluant globalement tous les paramètres instantanés intrinsèques à l'interface comme la rugosité, la température de l'interface, les caractéristiques du lubrifiant utilisé ainsi que les propriétés tribologiques des surfaces.

Pendant l'adhérence, ce modèle impose  $\tau < -\mu |\sigma_n|$  avec une indétermination de la position du vecteur contrainte dans le cône de Coulomb. Ce modèle n'a de signification physique que pour des contraintes de frottement inférieures à la contrainte limite de cisaillement  $k = \sigma_0 / \sqrt{3}$  de l'interface,  $\sigma_0$  étant la contrainte d'écoulement du matériau. Notons que la loi de Coulomb est, selon Wanheim et Al, valide uniquement jusqu'à  $\sigma_n / (2k) = 1.3$  quel que soit la valeur du coefficient  $n$ . Au-delà, cette loi n'a plus aucun sens car le coefficient de frottement est dépendant de la pression. Un cas exceptionnel échappe cependant à cette règle : le cas d'une bonne lubrification ( $n < 0.2$ ) pour laquelle la loi de Coulomb reste encore valide aux contraintes normales importantes.

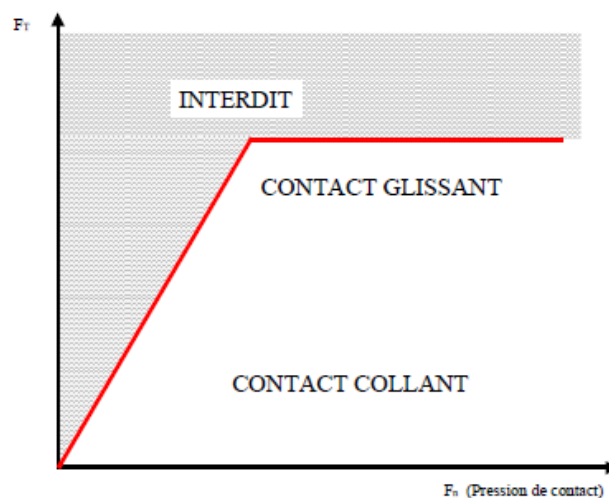


Figure. I 16 Schématisation du modèle de Coulomb

### 13. 1. 2 Le modèle de COULOMB-OROWAN

La loi de Coulomb modifiée par Orowan dite loi de Coulomb-Orowan propose d’imposer un maximum physique  $\tau_m$  à la contrainte de cisaillement de l’interface. Elle se traduit par :

$$\vec{\tau} = - \min \left\{ \mu \left\| \vec{\sigma}_n \right\|, \tau_m \right\} \frac{\vec{V}_t}{\left\| \vec{V}_t \right\|} \quad (9)$$

$$\text{Avec : } \tau_m \leq k$$

### 13. 1. 3 Le modèle de TRESCA

Une autre loi, celle de Tresca [14] ou loi de frottement constant, impose une contrainte de frottement proportionnelle à la contrainte d’écoulement en cisaillement pur  $k$  du lopin ou du lubrifiant séparant les deux corps.

$$\vec{\tau} = -n \times k \frac{\vec{V}_t}{\left\| \vec{V}_t \right\|} \quad (10)$$

Tout comme la loi de Coulomb, le coefficient de frottement  $n$  de cette loi inclut globalement tous les paramètres tribologiques locaux instantanés. Toutefois, cette loi ne traduit pas la réalité aux faibles vitesses de glissement  $V_t$ , notamment au niveau du point neutre situé sur l’axe axisymétrique des pièces cylindriques.

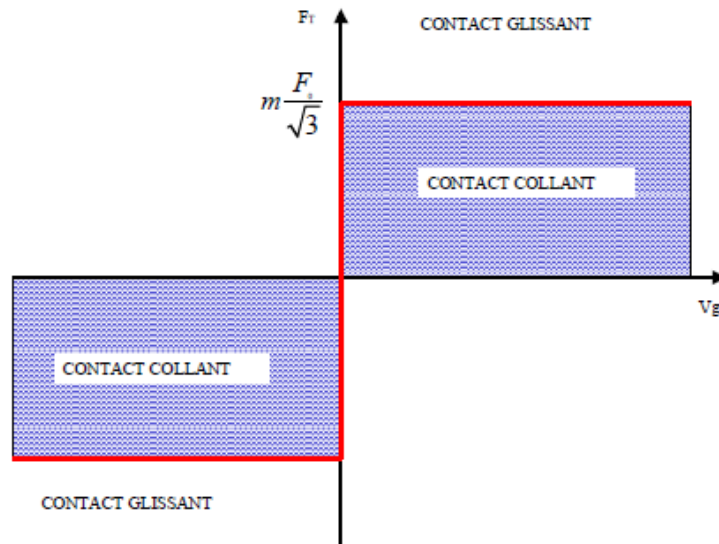


Figure. I 17. Schématisation du modèle de Tresca

A la différence du modèle de Coulomb, le modèle de Tresca présente un seuil de frottement constant, les efforts tangentiels de contact sont indépendants de l’effort normal.

### 13. 1. 4 Le modèle de frottement de KOBAYASHI

Une régularisation mieux adaptée à la résolution numérique a été proposée par Chen et Kobayashi, évitant à l’occasion certains problèmes numériques dus au changement brutal de sens de la contrainte de frottement aux voisinages des points neutres

$$\vec{\tau} = -n \times k \frac{2}{\pi} \arctan \left[ \frac{\|\vec{V}_t\|}{a} \right] \frac{\vec{V}_t}{\|\vec{V}_t\|} \quad (11)$$

$$\text{Avec : } k = \frac{\sigma_0}{\sqrt{3}}$$

Où le coefficient  $a$  est appelé paramètre de régularisation tel que lorsqu’il tend vers zéro,  $\tau$  tend vers l’expression de la loi de Tresca.

### 13. 1. 5 Le modèle de frottement viscoplastique NORTON

Pour les fortes pressions de contact, on utilise aussi par commodité une loi de frottement viscoplastique dite loi de Norton :

$$\vec{\tau} = -nk \|\vec{v}_t\|^{q-1} \frac{\vec{v}_t}{\|\vec{v}_t\|} \quad (12)$$

Avec  $n$  le coefficient de frottement de Tresca,  $k$  la contrainte d’écoulement en cisaillement pur,  $\vec{v}_t$  la vitesse de glissement du mouvement relatif et  $q$  la sensibilité à la vitesse de glissement. Tout comme la loi de Chen et Kobayashi, cette loi est plus adaptée aux formulations rigides ou viscoplastiques mais ne dépend pas de la contrainte normale à l’interface. Elle est principalement utilisée dans certains logiciels comme Forge2 et Forge3.

La Figure ci-dessous permet de comparer ces lois en fonction de la vitesse relative de glissement  $v_t$ .

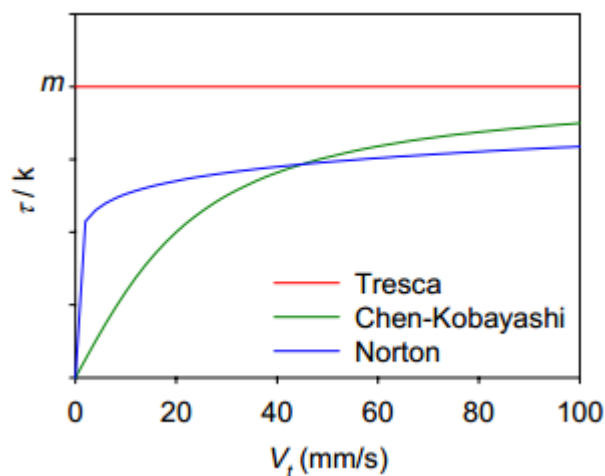


Figure. I 18. Modèle de frottement de Tresca, de Kobayashi et modèle Norton

## 14. Les régimes de lubrification

Dans les opérations de mise en forme le lubrifiant utilisé est soit de type solide, soit de type liquide. Dans la lubrification solide, le film sépare complètement le lopin des outils. Le modèle de frottement le plus utilisé pour ce type de lubrification est alors le modèle de Tresca dans lequel la contrainte de frottement est identique à la contrainte d’écoulement en cisaillement du lubrifiant solide.

Le régime de lubrification liquide est divisé en quatre régimes distincts dépendant essentiellement de l’épaisseur du film lubrifiant par rapport à la rugosité du lopin et de l’outil. La contrainte de frottement est fonction des propriétés du lubrifiant, de celles du lopin, de la vitesse de mise en forme, de la rugosité, de la température à l’interface ainsi que de la géométrie des pièces. Lors d’une opération de mise en forme d’un lopin, les quatre régimes de lubrification décrits ci-dessous peuvent exister A chaque instant et en différents endroits de l’interface.

### 14. 1 Le régime de film épais [15]

Le régime de film épais correspond une épaisseur du film lubrifiant séparant l’outil du lopin supérieur à dix fois la valeur moyenne quadratique de la rugosité des deux surfaces en contact (Figure 19). La contrainte de frottement dépend uniquement de l’épaisseur et de la viscosité du lubrifiant qui est-elle même fonction de la pression, de la température et de la vitesse relative des deux pièces

Dans le cas simple d’un écoulement de Couette entre deux plans parallèles en mouvement relatif, la contrainte de frottement visqueux sur chacun des plans est donnée par :

$$\tau = \frac{\mu_{Dyn} \times V}{h} \quad (13)$$

Où

$\mu_{Dyn}$  : est la viscosité dynamique du lubrifiant.

$V$  : est la vitesse relative des deux plans en mouvement.

$h$  : est l’épaisseur du lubrifiant séparant les deux plans.

Les huiles utilisées pour la mise en forme des métaux ont des viscosités dynamiques comprises entre 0.012 et 1.2 Pa. Dans le cas du forgeage à faible vitesse, ce régime hydrodynamique n’est pratiquement jamais atteint.

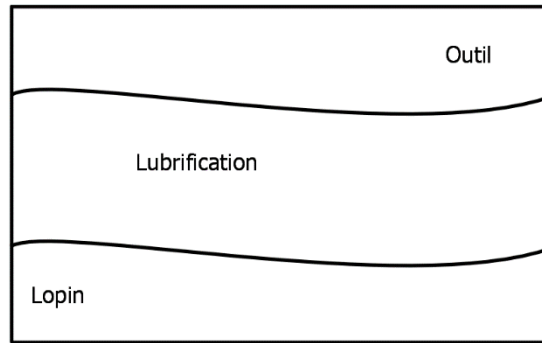


Figure. I 19 Régime de film épais

Pour la mise en forme d’un lopin cylindrique ou parallélépipédique il est recommandé [15] d’utiliser la lubrification en film épais, ce lubrifiant se retrouve piégé sous forme d’une poche dont l’épaisseur initiale au centre du lopin cylindrique est donnée par :

$$h_{r=0} = \left\{ \frac{3 \times \eta \times V \times R^2}{\sigma_0} \right\}^{1/3} \quad (14)$$

Où  $\eta$  est la viscosité dynamique du lubrifiant,  $V$  la vitesse d’approche de l’outil,  $R$  le rayon du lopin et  $\sigma_0$  la contrainte d’écoulement initiale. Ce film s’étend ensuite moins vite que le cylindrique et il se forme à la périphérie des couronnes non lubrifiées de largeur croissante avec la déformation. Cette hétérogénéité de conditions de lubrification est généralement clairement mise en évidence par l’aspect brillant des bords du lopin contrastant avec l’aspect rugueux de sa surface intérieure qui baigne dans le lubrifiant. Cette hétérogénéité de frottement peut être supprimée de deux façons : par augmentation de la rugosité du métal qui permet de diminuer l’étendue des couronnes non lubrifiées ou par augmentation de l’efficacité des additifs ou l’utilisation d’un traitement de surface qui permet de réduire le frottement dans ces bandes périphériques.

#### 14. 2 Le régime de film mince [15]

Lorsque l’épaisseur du film lubrifiant séparant l’outil du lopin est comprise entre trois et dix fois la valeur moyenne quadratique de la rugosité des deux surfaces en contact on adopte un régime de film mince. Dans ce cas l’effort supporté par les aspérités des pièces est très faible mais la contrainte de frottement est calculée de la même façon que pour le régime de lubrification en film épais.

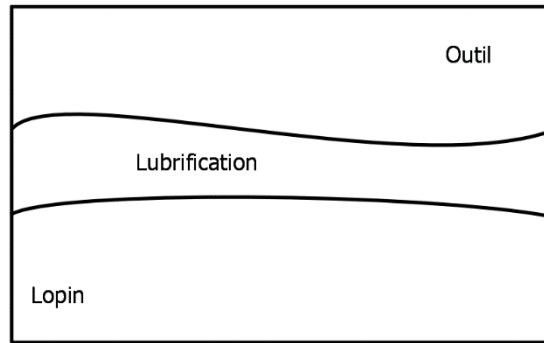


Figure. I 20 Régime de film mince

### 14. 3 Le régime de lubrification mixte

Lorsque l'épaisseur du film lubrifiant est inférieure à trois fois la valeur moyenne quadratique de rugosité des surfaces on adopte un régime de lubrification mixte, une partie de la charge normale est supportée par le liquide, l'autre est supportée par le contact entre les aspérités des deux corps.

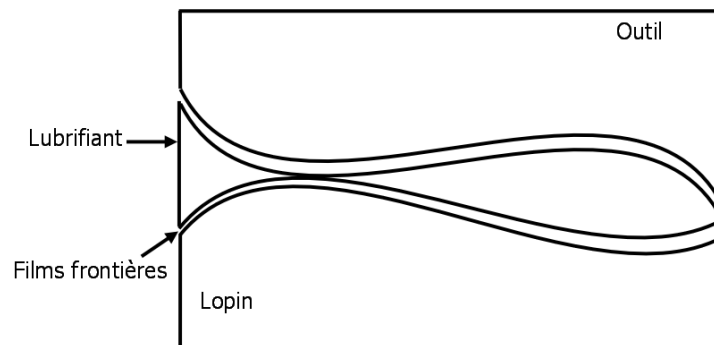


Figure. I 21 Régime de lubrification mixte

### 5.4 Le régime de lubrification frontière

Quand on a en présence des surfaces irrégulières à compositions hétérogènes on utilise le régime de lubrification frontière. Les couches superficielles d'oxydes et d'impuretés sont brisées au cours du mouvement relatif outil/lopin et les nombreux contacts entre les aspérités produisent des micro grippages et même du labourage. Dans ce régime, la charge n'est transmise de l'outil au lopin que par les aspérités en contact. La contrainte de cisaillement est alors fonction du matériau du lopin, de la rugosité moyenne des surfaces, de la température, de la vitesse relative des deux corps mais aussi du comportement physique et chimique des films de lubrification frontière.

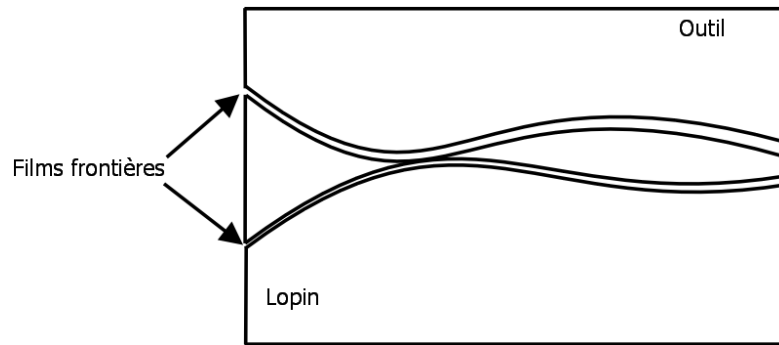


Figure. I 22 Régime de lubrification frontière

### Conclusion

Nous avons présenté des notions sur les principales opérations de mise en forme (laminage, forgeage-frittage, estompage, emboutissage, pliage et le profilage), ainsi que les classifications et les caractéristiques des procédés de forgeage. Nous avons aussi étudié les mécanismes d'endommagements ductiles (germination, croissance et coalescence) ainsi que le couplage endommagement/ comportement. Nous avons également présenté l'influence de la rugosité dans les procédés de mise en forme des métaux ainsi que les différents types de rugosité. Nous avons également évoqué brièvement la modélisation du frottement dans les codes de calcul ainsi que les régimes de lubrification. Nous allons à présent nous intéresser à l'étude la loi de frottement de la vague plastique.



---

## *Chapitre 2. La théorie de la vague plastique*

---

## 1. Introduction

Le problème de contact entre un outil rigide et un lopin déformable pour améliorer les conditions de mise en forme par déformation plastique est un problème d'actualité qui fait l'objet de nombreuses recherches par simulation numériques et par des méthodes expérimentales pour caractériser les paramètres de frottement à l'interface [16-31].

J M Challen, J M Lean et P L B Oxley ont proposé une détermination analytique de la contrainte de frottement en fonction de la contrainte normale de contact et de la rugosité de l'outil à partir de la méthode des lignes de glissement. Ces auteurs ont étudié le mouvement stationnaire des vagues plastiques du lopin créées à partir des aspérités de l'outil considéré comme parfaitement rigide. Le but de ce modèle « microscopique » est d'obtenir une loi de frottement « macroscopique » qui donne la contrainte de cisaillement en chaque point de l'interface en fonction de la contrainte normale au contact, de la contrainte d'écoulement du lopin, de la rugosité de l'outil et d'un coefficient local de type Tresca. Suivant la valeur de la contrainte normale à l'interface entre le lopin et l'outil, le mouvement de la vague plastique est décomposée en trois stades [32-44].

## 2. Résumé de la théorie de la vague plastique

La mise en forme d'un matériau est obtenue par l'application d'un champ de déplacement qui permet de donner, pour un état de surface donné, une géométrie prédéterminée. La maîtrise des conditions de contact entre l'outil et le lopin est l'un des paramètres essentiels du succès des opérations de mise en forme des matériaux. En effet le frottement aux interfaces outil/lopin ne conditionne pas uniquement l'état de surface du produit mais aussi sa géométrie et ses propriétés physiques. Ainsi la maîtrise du frottement est souvent la clé de la rentabilité d'un procédé de mise en forme des matériaux.

Les modèles classiques de frottement et de résistance de contact utilisés dans les codes de calcul se sont rapidement avérés peu représentatifs de la réalité physique dans le domaine des opérations de forgeage.

Les essais classiques de frottement pour les procédés de mise en forme sont généralement basés sur la compression simple par un poinçon rigide, ce test induit un écrouissage hétérogène de la déformation plastique dans les lopins.

Pour des géométries axisymétriques les poinçons sont usinés par tournage avec des inserts de géométrie circulaire connue. Les paramètres de la rugosité sont identifiés par un rugosimètre sur quelques trajectoires choisies sur le poinçon. A partir de ces relevés, il est possible de déduire un profil équivalent de rugosité de forme triangulaire utilisé dans la formulation de la théorie de la vague plastique [42].

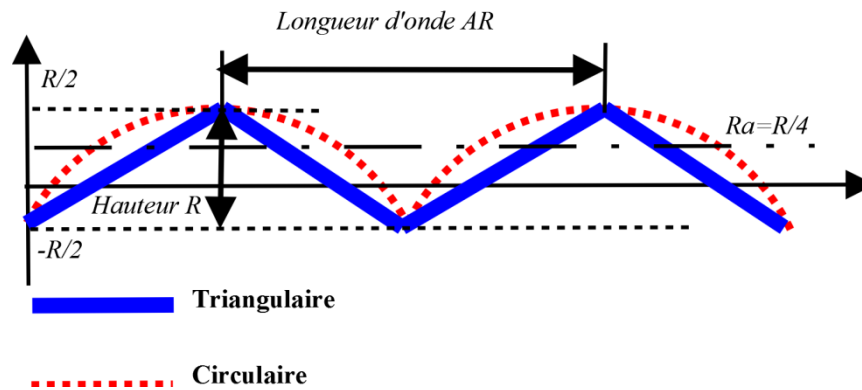


Figure. II 1. Rugosité à la surface de l'outil

De nombreuses équipes de recherche ont développé des modèles microscopiques dans le but d'obtenir une loi de frottement macroscopique. Le modèle de la vague plastique, formulé avec les théorèmes des lignes de glissement et de la borne supérieure, considère un champ de déformations planes d'une aspérité triangulaire rigide parfaitement plastique, il est basé sur une géométrie bi dimensionnelle et la rugosité réelle, de forme circulaire, est remplacée par une géométrie triangulaire de même hauteur moyenne  $R$  et de même longueur d'onde moyenne  $AR$ . Ce modèle doit nous permettre d'obtenir une loi de frottement à l'interface en fonction de la contrainte normale de contact, de la rugosité de l'outil, de la limite d'élasticité du matériau du lopin et du coefficient local de frottement de type Tresca.

Dans ce modèle, la force de frottement s'oppose au glissement de la surface rugueuse et résulte de la croissance de vagues plastiques dans le matériau du lopin.

Au voisinage de la surface de contact le matériau du lopin s'écoule comme un lubrifiant visqueux (le matériau est parfaitement plastique) qui donne naissance à la contrainte de frottement  $\tau$ .

La contrainte de frottement est fonction des deux angles caractéristiques  $\Phi$  et  $\eta$  de la géométrie de la vague plastique, de l'angle  $\theta$ , de la contrainte d'écoulement du matériau du lopin et du coefficient de frottement entre les deux surfaces de contact.

### 3. Les différents stades de la théorie de la vague plastique

#### 3.1 Premier stade

Dans le premier stade le profil de l'outil est assimilé à des aspérités de forme triangulaire d'angle  $\alpha$  avec le plan horizontal. Cet angle caractérise la rugosité de l'outil qui peut être déduite à partir de méthodes statistiques. La figure.2 décrit le mouvement stationnaire de la vague plastique du lopin créée par l'aspérité de l'outil d'angle inférieur à  $\frac{\pi}{4}$  [42].

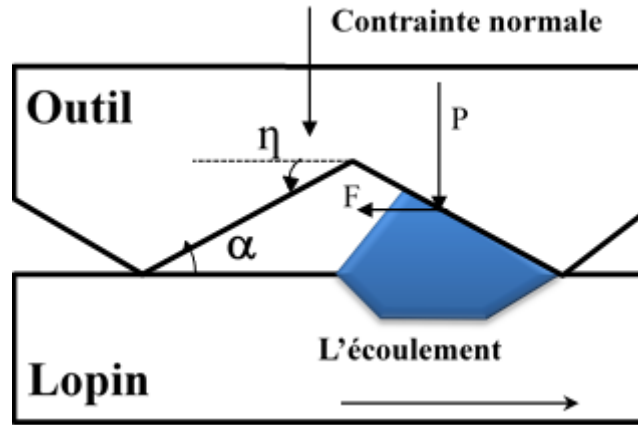


Figure. II 2. Modèle de la vague plastique

Pour un écoulement plastique en déformation plane d'un matériau parfaitement rigide-plastique, l'application de la méthode des lignes de glissement permet d'obtenir la force normale  $P$  et la force tangentielle  $F$  pour différentes hauteurs de la vague plastique sont données par :

$$\begin{cases} F = k \left[ \left\{ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} + \Phi - \eta \right) \right\} \sin \alpha + \cos(\alpha + 2\Phi) \right] d \\ P = k \left[ \left\{ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} + \Phi - \eta \right) \right\} \cos \alpha + \sin(\alpha + 2\Phi) \right] d \end{cases} \quad (1)$$

Avec

$$\begin{cases} \alpha + \Phi = 0.5 \arccos m_0 \\ \eta = \arcsin \left\{ (1 - m_0)^{-0.5} \sin \alpha \right\} \end{cases} \quad (2)$$

$\alpha$  : est compté positivement dans le sens rétrograde,  $\phi$  et  $\eta$  sont comptés positivement dans le sens trigonométrique

$d$  : Longueur de l'interface entre le lopin et l'outil

$m_0$  : Coefficient de type Tresca local

$k$  : Contrainte d'écoulement en cisaillement du lopin

Lors du premier stade, l'application de la théorie de la vague plastique pour différentes combinaisons de  $\alpha$  et de  $m_0$  induit une contrainte tangentielle  $\tau$  qui varie linéairement dans le même sens que la contrainte normale conformément au modèle de Coulomb pour de faibles contraintes normales, mais ce modèle n'est valable que pour une hauteur de la vague plastique inférieure ou égale à la hauteur de l'aspérité de l'outil. A la fin de ce premier stade, les valeurs des contraintes normale et tangentielle agissant sur l'outil, dues à la déformation plastique de la vague et au frottement existant à l'interface entre le lopin et l'aspérité de l'outil sont données par :

$$\sigma_n = \frac{\sigma_0}{2\sqrt{3} \cos \alpha} \left[ \left\{ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} + \Phi - \eta \right) \right\} \cos \alpha + \sin(\alpha + 2\Phi) \right] \quad (3)$$

$$\tau = \frac{\sigma_0}{2\sqrt{3} \cos \alpha} \left[ \left\{ 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} + \Phi - \eta \right) \right\} \sin \alpha + \cos(\alpha + 2\Phi) \right] \quad (4)$$

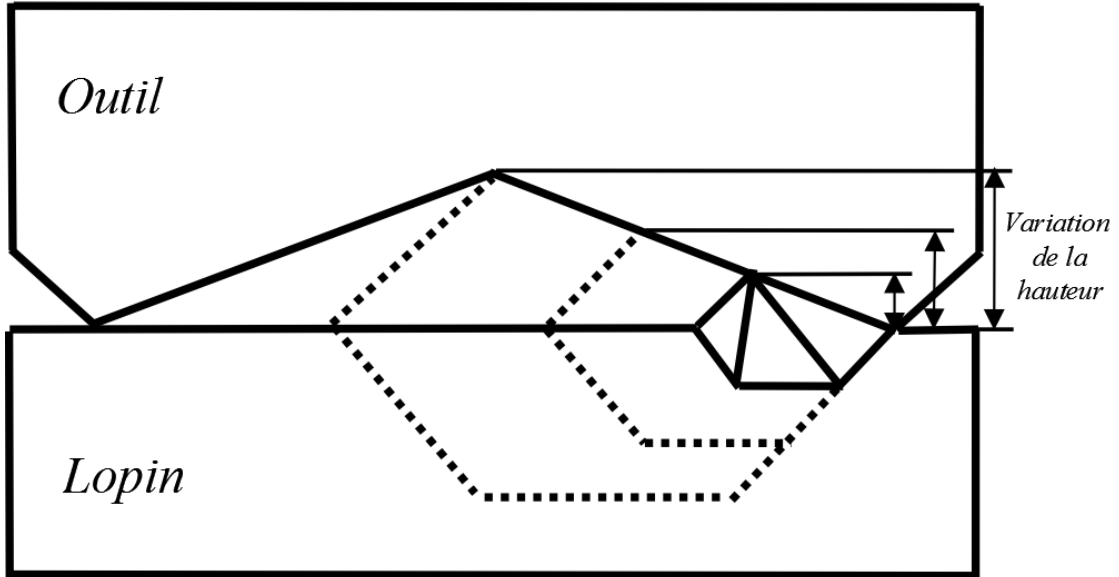


Figure. II 3. Premier stade

Les deux stades qui suivent sont déduits à partir du théorème de la borne supérieure.

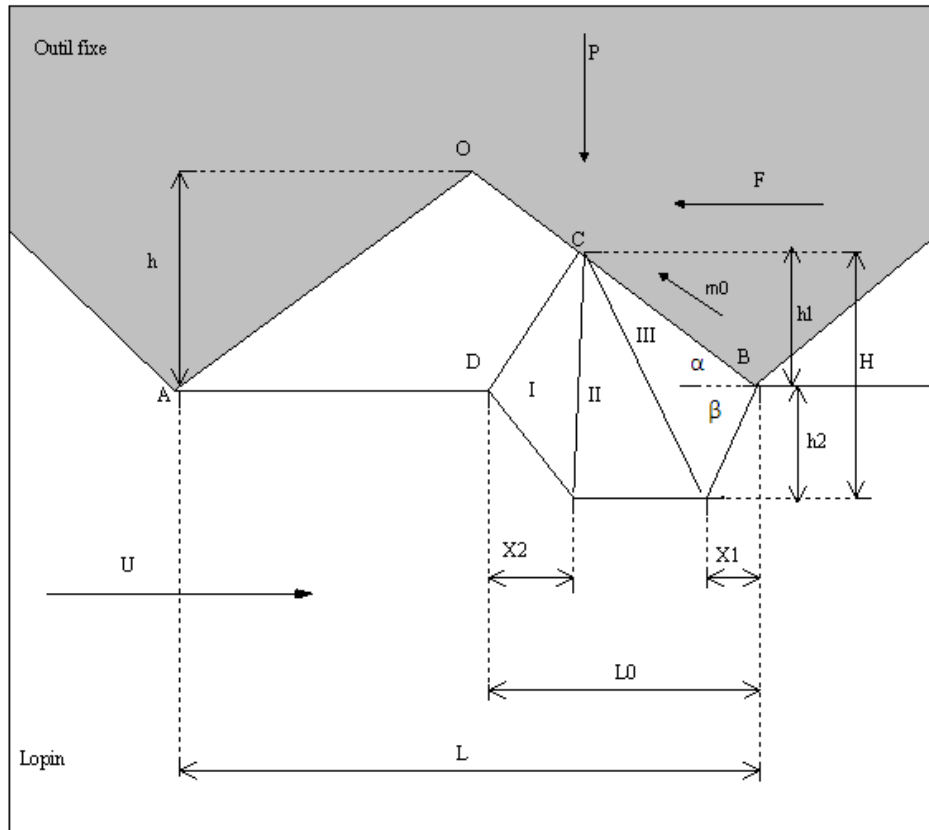


Figure. II 4. Modélisation de la vague plastique à partir de blocs rigides

$\alpha$  : Angle de l'aspérité de l'outil

$h$  : Hauteur de l'aspérité de l'outil

$L$  : Longueur de l'aspérité de l'outil

$m_0$  : Coefficient de frottement local de type Tresca entre l'outil et le lopin

$h_2$  : Profondeur de la déformation plastique

$L_0$  : Longueur de la vague

$h_1$  : Hauteur de la vague

$X_1$ ,  $X_2$ ,  $L_0$  et  $h_2$  sont les paramètres caractérisant la déformation plastique du lopin.

Pour évaluer l'énergie qui permet le mouvement de la vague, on effectue une décomposition de la vague plastique en trois blocs rigides I, II, III. La relation entre la force normale  $P$  et la force de frottement  $F$  est obtenue en écrivant l'équation d'équilibre local. La figure 4 représente la vague plastique décomposée en trois domaines triangulaires et sept frontières. Chaque bloc se déplace comme un corps rigide, la déformation plastique ne s'effectue qu'au niveau des lignes de discontinuité [42].

### 3.2 Deuxième stade

Lors du deuxième stade, la hauteur de la vague plastique est égale à celle de l'aspérité de l'outil, c'est-à-dire que les points C et O sont confondus. La contrainte normale est une fonction croissante, la longueur de la vague plastique  $L_0$  va augmenter jusqu'à ce que l'aspérité de l'outil soit remplie par celle du lopin, voir la figure 5. A la fin de ce deuxième stade le point D et le point A sont confondus, mais on n'a des contraintes entre le lopin et l'outil que selon l'arête CB [42].

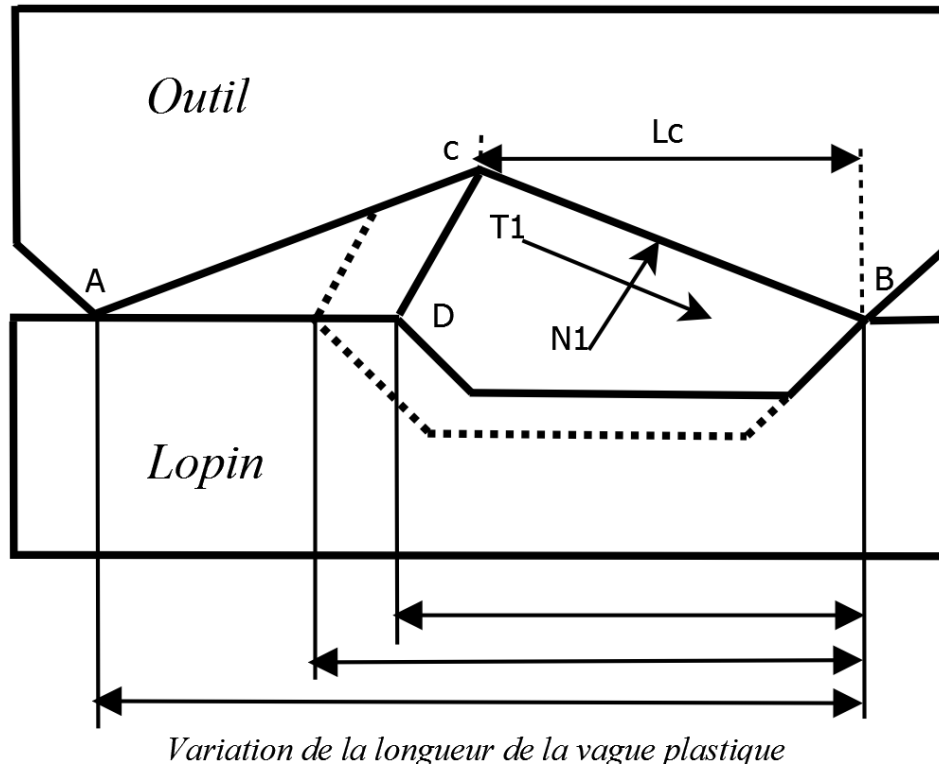


Figure. II 5. Deuxième stade

Si  $r = \frac{L_c}{L}$ , où  $L_c$  est la longueur de la vague plastique en contact avec l'outil et  $L$  la longueur totale de l'aspérité de l'outil, pendant tout ce deuxième stade, la valeur de  $r$  est constante, égale à 0.5 mais la contrainte tangentielle ne reste plus proportionnelle à la contrainte normale.

### 3.3 Troisième stade

A la fin l'étape précédente, la vague plastique a rempli l'aspérité de l'outil mais le coefficient de Tresca local n'agit que sur l'arête BC de l'outil, l'autre arête CD ne supportant ni charge normale, ni force de frottement. Pendant le troisième stade, la surface CD va supporter progressivement une charge normale croissante et va donc aussi contribuer à l'augmentation de la contrainte de frottement puisque le coefficient de frottement local  $m_0$  va intervenir sur cette nouvelle surface de contact [42].

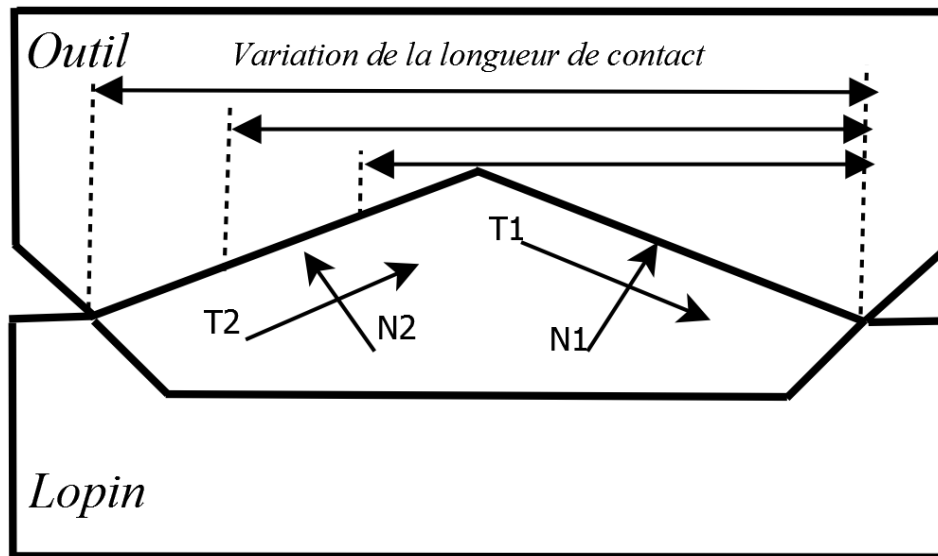


Figure. II 6. Troisième stade

Lorsque les contraintes normales augmentent, la contrainte tangentielle tend vers une limite. La variable  $r$  varie de 0.5 à 1 lors de ce troisième stade.

#### 4. Représentation du modèle $(\alpha, m_0)$ où le modèle de la vague est applicable

Pour un angle  $\Phi$  négatif ou nul, le modèle de la vague n'est plus applicable. Dans cet intervalle, la déformation de la vague plastique n'est due qu'au cisaillement du segment BD. Ce cisaillement de la vague entraîne la rupture de celle-ci et forme ainsi une particule d'usure.

A partir des équations :

$$\begin{cases} \alpha + \Phi = 0.5 \arccos m_0 \\ \Phi = 0 \end{cases} \quad (5)$$

et  $0 \leq m_0 \leq 1$

On peut tracer sur la figure 7 le domaine  $(\alpha, m_0)$  où le modèle de la vague est applicable.



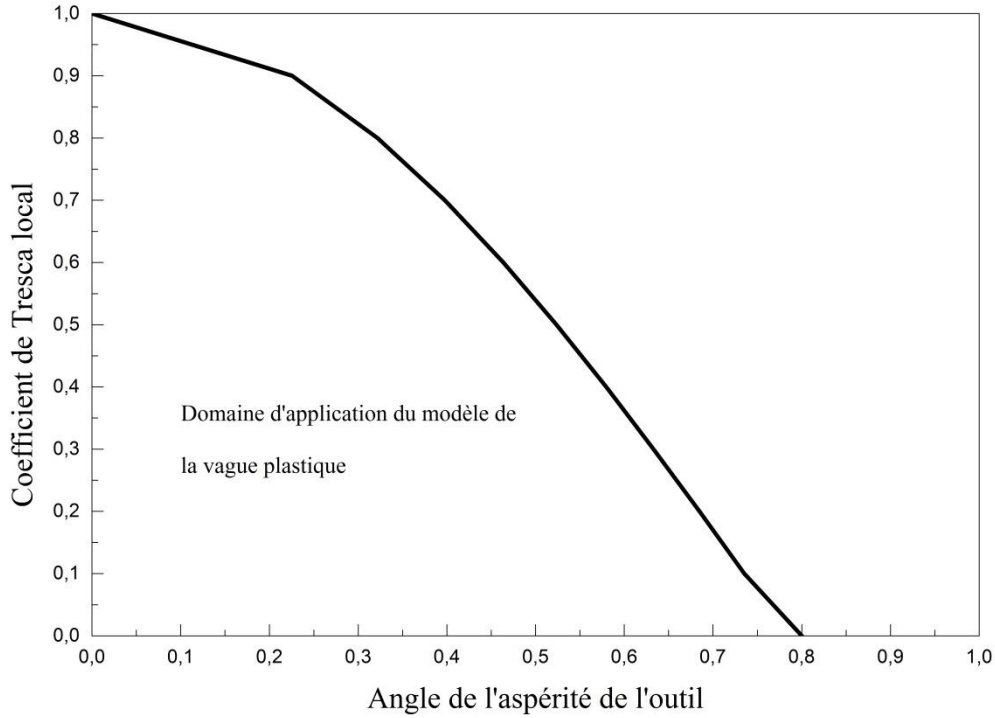


Figure. II 7. Domaine d'application du modèle de la vague

### 5. Implantation du modèle de la vague plastique dans AEF

Pour la simulation par éléments finis, les expressions des contraintes normale et tangentielle obtenues par le modèle de la vague plastique ont été approchées par une fonction linéaire pour le premier stade puis par une fonction en arctangente pour le deuxième et le troisième stade. On obtient ainsi la contrainte de frottement, à partir de l'équation donnée par les lignes de glissement pour le premier stade et d'une approximation pour les deux autres stades, fonction de la contrainte d'écoulement, de l'angle de l'aspérité  $\alpha$ , et de  $m_0$ , coefficient de frottement constant entre l'aspérité de l'outil et la surface du lopin [42]

Le point de transition entre la loi linéaire et l'approximation asymptotique pour une combinaison de l'angle d'aspérité et du coefficient de frottement local correspond aux contraintes normales et tangentielle données par :

$$\begin{aligned} \sigma_{nt} &= \frac{\sigma_0}{2\sqrt{3} \cos \alpha} \left[ \left\{ 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} + \Phi - \eta\right) \right\} \cos \alpha + \sin(\alpha + 2\Phi) \right] \\ \tau_t &= \frac{\sigma_0}{2\sqrt{3} \cos \alpha} \left[ \left\{ 1 + 2\left(\frac{\pi}{4} + \Phi - \eta\right) \right\} \sin \alpha + \cos(\alpha + 2\Phi) \right] \end{aligned} \quad (6)$$

Où :

$$\begin{cases} \Phi = 0.5 \arccos(m_0) - \alpha \\ \eta = \arcsin \left\{ (1 - m_0)^{-0.5} \sin \alpha \right\} \end{cases} \quad (7)$$

La corrélation linéaire en-dessous du point transitoire et définie par :

$$\tau = \frac{\tau_t}{\sigma_{nt}} \cdot \sigma_n \quad (8)$$

Pour une contrainte normale élevée, la fonction arctangente est déterminée avec la valeur limite  $\tau_{lim}$  de la contrainte de frottement. Cette valeur limite a été obtenue avec la théorie de ligne de glissement et la méthode de la borne supérieure lors du troisième stade.

Pour chaque couple  $(\alpha, m_0)$ , la valeur limite  $\tau_{lim}$  de la contrainte de frottement a été interpolée par :

$$\begin{aligned} \tau_{lim} = & (3.32 \times 10^{-4} \alpha^2 - 1.88 \times 10^{-2} + 5.54 \times 10^{-2}) m_0^2 \\ & + (-2.54 \times 10^{-4} \alpha^2 - 1.85 \times 10^{-3} \alpha + 0.53) m_0 \\ & + (-2.78 \times 10^{-4} \alpha^2 - 2.51 \times 10^{-2} \alpha + 4.08 \times 10^{-3}) \end{aligned} \quad (9)$$

La contrainte de frottement en fonction de la contrainte normale est mise dans la simulation sous la forme suivante :

$$\tau = \frac{\tau_t}{\sigma_{nt}} \cdot \sigma_n \quad (10)$$

Pour  $\sigma_n < \sigma_{nt}$

$$\tau = \frac{2 \cdot \tau_{lim}}{\pi} \arctan \left( \frac{\sigma_n \tan \left( \frac{\pi \tau_t}{2 \tau_{lim}} \right)}{\sigma_{nt}} \right) \quad (11)$$

Pour  $\sigma_n > \sigma_{nt}$

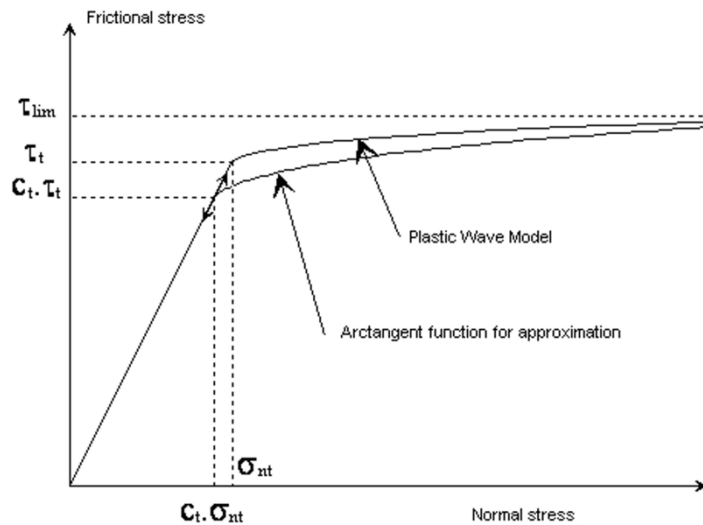


Figure. II 8. Modèle de la vague plastique et fonction d'approximation [42]

La figure 8 représente schématiquement la courbe de frottement obtenue par le modèle de la vague plastique et la fonction d'interpolation utilisable pour la simulation numérique.

## 6. Conclusion

Dans le cadre du développement de la simulation numérique des procédés thermomécaniques de transformation des matériaux, les lois existantes de comportement surfacique rentrant dans la modélisation du contact avec ou sans frottement doivent être améliorées pour mieux approcher les conditions réelles.

Comme aucune loi de frottement existante mise en œuvre pour la modélisation des procédés de mise en forme ne peut prendre en compte le comportement de surface. Dans ce but, une nouvelle loi de frottement, dite de la vague plastique, est étudiée depuis plusieurs années pour les contacts entre un outil rigide et un corps élastoplastique afin d'être utilisée à la place des lois de Coulomb et de Tresca.

Après avoir effectué un rappel sur de la théorie de la vague plastique, ainsi que les différents stades de la théorie de la vague plastique. Nous avons présenté un modèle  $(\alpha, m_0)$  où le modèle de la vague est applicable. Ensuite, l'implantation du modèle de la vague plastique dans AEF a été détaillée.

Dans le chapitre suivant, nous présenterons l'étude métallographique et la détermination de l'évolution de la micro-dureté en fonction du temps de recuit de l'alliage d'aluminium 1345, ainsi que la caractérisation de matériau utilisé dans la simulation numérique d'un écrasement axisymétrique.

---

## *Chapitre 3. Caractérisation du matériau*

---

## 1 Introduction

Les alliages d'aluminium sont utilisés dans beaucoup de domaines en fonction de leurs propriétés : l'industrie des matériaux pour la climatisation [45], les panneaux de corps d'automobile et autres moyens de transport [46-52], dans l'industrie aérospatiale [53-61] et même dans l'industrie navale [62-63] en raison de leur bonne soudabilité [64-72]. On peut aussi citer leurs applications dans l'architecture, l'emballage industriel [73-74], l'armement [75] etc. toutes ces applications sont possibles grâce à leurs propriétés mécaniques élevées qui leur confèrent un bon comportement dans les procédés de mise en forme tels que le forgeage, l'emboutissage et autres moyens de fabrication mécanique.

Le choix d'un métal pour un certain but d'utilisation s'effectue sur la base de ses propriétés physico-chimiques, mécanique et technologiques. Les essais mécaniques ont pour but est de caractériser ou dévaluer numériquement les propriétés du matériau.

Dans ce chapitre une étude métallographique et la détermination de l'évolution de la micro dureté en fonction du temps de recuit ont été menées afin de caractériser avec précision le domaine plastique de l'alliage d'aluminium pour une plage de plasticité de 120%, ainsi que la détermination du coefficient d'écroutissage et du coefficient de résistance. La caractérisation expérimentale de ce matériau a été effectuée en torsion. Ce matériau est destiné à subir, par simulation numérique, une mise en forme par déformation plastique d'où la nécessité de l'analyse précise de la rugosité de son état de surface et de ses caractéristiques mécaniques après des traitements thermiques adaptés. Il a été constaté des changements de la taille des grains et de la dureté en fonction de temps de recuit.

## 2 Généralités sur l'aluminium et ses alliages

La tendance actuelle du remplacement de l'acier et de la fonte par l'aluminium, compte tenu de la hausse des coûts de carburant et des problèmes d'environnement, est justifiée par sa légèreté et sa résistance à la corrosion [76-77] dans les industries aéronautique et automobile pour la production de pièces structurales légères telles que les fuselages et les ailes d'avion ou les pièces de véhicules routiers. Pour cela il est nécessaire que le rapport de la résistance de l'alliage d'aluminium sur son poids soit plus important que celui de l'alliage à remplacer. En outre l'utilisation de nouveaux matériaux impose des investissements supplémentaires en équipements et en formation de main d'œuvre dont il faut tenir compte [78].

En 2000, une voiture européenne contient environ en moyenne 110 kg d'aluminium qui se situent au niveau : du bloc moteur, du carter, du radiateur, des jantes et de plus en plus souvent, carrosserie et châssis. L'aluminium, allié à d'autres métaux ou traité à froid, se révèle aussi résistant que l'acier. Il confère aux véhicules une résistance améliorée aux chocs, ainsi qu'une meilleure tenue de route. L'utilisation de l'aluminium est en plein devenir grâce à ses nombreux atouts : légèreté, conductivité électrique et thermique, tenue à la corrosion, aptitude aux traitements de surface, recyclage, diversité des alliages d'aluminium [79].

L'aluminium non allié ayant des propriétés très réduites, il est possible d'améliorer ses propriétés en ajoutant des éléments qui modifient plus ou moins profondément la microstructure. Les éléments d'addition sont peu nombreux : cuivre, silicium, magnésium,

manganèse, titane et des associations magnésium + silicium, zinc + magnésium, zinc + magnésium + cuivre.

Les nuances d'aluminiums corroyés, comme les alliages d'aluminium AA 5754 est très bien connu pour sa bonne soudabilité et sa haute résistance (légèrement plus haut qu'AA 5052 et AA 5251) et sa haute résistance à la fatigue [80], les alliages AA 2618 sont utilisés pour la fabrication des aubes des turbines [81] et la série AA 6061 est employée pour le forgeage des roues [82].

Les alliages d'aluminium trouvent leurs applications dans de nombreux domaines. Leur utilisation est fonction de leurs propriétés. Celles-ci dépendent de la microstructure du matériau, aussi il ne faut pas la négliger, au risque de voir la structure ne pas résister.

Tableau simplifié des différents alliages d'aluminium avec quelques normes :

Tableau.1. différents alliages d'aluminium avec quelques normes [94].

Alliages de la série 1000 (aluminiums non alliés)			
N° d'alliage	Monde (ISO)	Europe (EN 573)	USA (ASTM)
1050	Al99,5	AW-Al99,5	1050A
1350	EAl99,5	AW-EAl99,5	-
1370	EAl99,7	AW-EAl99,7	-
Alliage de la série 2000 (alliages aluminium - cuivre)			
N° d'alliage	Monde (ISO)	Europe (EN 573)	USA (ASTM)
2618A	AlCu2Mg1,5Ni	AW-AlCu2Mg1,5Ni	2618A
Alliage de la série 3000 (alliages aluminium - manganèse)			
3207A	AlMn0,6(A)	AW-AlMn0,6(A)	-
Alliage de la série 4000 (alliages aluminium - silicium)			
4032	AlSi12,5MgCuNi	AW-AlSi12,5MgCuNi	4032
Alliage de la série 5000 (alliages aluminium - magnésium)			
5454	AlMg3Mn	AW-AlMg3Mn	5454
Alliage de la série 6000 (alliages aluminium - magnésium - silicium)			
6262	AlMgSiPb	AW-AlMg1SiPb	6262

Alliages de la série 7000 (alliages aluminium - zinc)			
7475	AlZn5,5MgCu(A)	AW-AlZn5,5MgCu(A)	7475
Alliages de la série 8000. Autres alliages d'aluminium			
8090	AlLi2,5Cu1,5Mg1	AW-AlLi2,5Cu1,5Mg1	-

### 3 Emploi

L'emploi de l'alliage d'aluminium est surtout motivé par sa faible masse volumique (le tiers de celle de l'acier et du cuivre). C'est un matériau qui se moule bien, il est aussi utilisé dans l'industrie électrique grâce à sa bonne conductibilité (677% de celle du cuivre). L'aluminium est employé aussi comme isolant thermique.

Tableau. 2. Domaines d'utilisation de l'alliage d'aluminium : [83]

Nuances	Re (MPa)	R (MPa)	A %	Utilisations
EN AW-1050	105	115	11	Emboutissage
EN AW-1100	-	90	35	Chaudronnerie, tuyauterie
EN AW-1200	105	125	10	
EN AW-2014	280	420	18	Armement
EN AW-2014[Al Cu]	420	480	12	
EN AW-2017	390	440	8.5	Aéronautique
EN AW-3003	-	115	38	Radiateur automobile
EN AW-3003[Al Mn]	190	205	4	Climatiseur
EN AW-5005	-	120	30	Bardage
EN AW-5086	135	278	25	Construction navale
EN AW-5754	100	220	23	Transports terrestres
EN AW-6061	270	305	13	Menuiserie
EN AW-7075	495	565	11	Articles de sport

#### 4 Nécessité des traitements thermiques

Les traitements thermiques peuvent être réalisés pour la plupart des matériaux. Ces traitements thermiques modifient aussi bien la structure cristalline de matériaux particuliers (plastiques, verres, céramiques...) que celle des métaux et alliages qui donnent de grandes possibilités pour des avantages industriels certains du point de vue technique et du point de vue économique. Grâce aux changements structuraux ils donnent des propriétés particulières qui peuvent être adaptées pour une meilleure utilisation ou pour une mise en forme dans des conditions avantageuses. Les transformations obtenues entraînent une diminution des coûts des alliages obtenus lorsqu'ils ont subi des traitements convenables pour des propriétés recherchées. Les traitements thermiques modifient toutes les propriétés, celles-ci étant liées à la disposition structurales du matériau : propriétés mécaniques, résistance à la corrosion etc. La compréhension de la corrélation entre la disposition structurale et les propriétés du matériau doit permettre d'obtenir les propriétés souhaitées. Il ne faut pas perdre de vue qu'une amélioration d'une propriété donnée s'accompagne généralement de la dégradation d'une autre propriété. Par exemple une amélioration de la résistance mécanique est associée à l'augmentation de la fragilité ainsi qu'à la dégradation d'autres propriétés telles que l'usinabilité ou l'impossibilité d'utilisation du matériau. Dans un autre exemple le recuit améliore la malléabilité mais dégrade la dureté et la résistance à l'usure mais l'usinabilité est soit améliorée soit diminuée. Les traitements thermiques ont permis de développer les performances des alliages grâce à la demande des industries de pointe et de grande série [84]. Pour utiliser un alliage il est nécessaire de faire un choix équilibré entre les propriétés voulues et celles qui ne sont pas désirées et de faire certaines concessions et un compromis entre ces propriétés contradictoires. Les traitements thermiques ont ainsi une importance primordiale dans la conception d'un produit.

#### 5 Traitements de recuit de recristallisation

Si on prend en considération la résistance à la rupture des matériaux, l'aluminium et ses alliages occupent un large intervalle allant de 50 MPa pour l'aluminium raffiné à l'état recuit jusqu'à une résistance à la rupture de 65 à 750 MPa pour les alliages à haute résistance fortement chargés en éléments d'addition à l'état trempé revenu du type Al-Zn-Mg-Cu (EN AW 7049). On obtient une telle variété de caractéristiques mécaniques aussi bien à partir de la composition des alliages qu'en effectuant des traitements thermiques adaptés. Ces traitements permettent d'obtenir une diminution de la résistance mécanique et une augmentation de l'aptitude à la déformation plastique (traitements d'adoucissement) ou au contraire une augmentation de la résistance mécanique (traitements de durcissement).

En plus d'avoir une influence sur le niveau de résistance mécanique, les traitements thermiques jouent un rôle important sur d'autres propriétés importantes telles que l'aptitude à l'oxydation anodique, la conductivité électrique ou la stabilité dimensionnelle.

Les traitements de recuit de recristallisation, qui donnent de nouveaux cristaux, augmentent considérablement la plasticité mais diminuent la limite d'élasticité, la charge à la rupture et la dureté [85].



## 6 L'alliage d'aluminium EN AW 1345

L'alliage d'aluminium étudié dans ce travail appartient à la famille 1xxx. Les compositions présentes dans l'alliage d'aluminium 1345 sont : l'aluminium, le fer, le cuivre, le magnésium, le manganèse, le chrome, le silicium, le zinc et le titane. La composition chimique de L'EN AW 1345 est donnée dans le tableau suivant.

Tableau. 3. Composition massique en % de l'alliage d'aluminium EN AW 1345

Fe	0.19
Si	0.11
Cu	0.023
Zn	0.038
Cr	0.010
Ti	0.018
Mg	0.021
Mn	0.09
Al	Reste

## 7 Appareillage nécessaire pour l'étude métallographique

Éprouvettes utilisées lors des essais : 7 éprouvettes en alliage d'aluminium de diamètre  $\phi 20\text{mm}$  et de longueur 5mm.



Figure. III 1. Eprouvettes

Matériels utilisés pour la réalisation de la manipulation :

- Four réglé à 320 °C
- Machine de micro dureté (Vickers)
- Outillage de polissage en 5 étapes
- Pincettes pour manipulation des échantillons
- Microscope optique
- Acide pour faire ressortir les grains pour aluminium (Keller)
- Appareil photos pour rédaction du compte rendu

## 8 Protocole d'essai

### 8.1 Méthode de préparation

Pour avoir des informations sur la microstructure, il faut généralement une préparation propre qui comporte plusieurs étapes.

- **Débitage :**

Vu que ce contrôle est destructif, il peut être effectué soit sur une pièce de mise au point, soit sur des pièces dites « de dissection ». L'objet doit être découpé, afin que l'on puisse le mettre en place sur le microscope, mais aussi pour observer la structure en un endroit voulu.

- **Pré polissage et Polissage :**

On cherche généralement à observer des détails de l'ordre du micromètre (la limite physique due à la diffraction de la lumière étant d'environ 0,5  $\mu\text{m}$ ), il faut donc polir pour que les rayures soient plus petites. On utilise successivement pour cela des papiers abrasifs de plus en plus fins, puis on utilise une pâte ou une solution contenant du diamant (pâte diamantée)

- **Mise en évidence de la microstructure :**

En général, on effectue une attaque pour révéler la structure, notamment les joints de grain. On utilise fréquemment des acides forts ou des procédés électrochimiques, dans des conditions telles que la réaction est plus rapide ou plus forte aux joints de grain (en raison de la tension superficielle). Pour révéler la structure, on peut aussi utiliser une oxydation anodique : si la couche d'oxyde croît de manière différente selon l'orientation cristalline, on peut facilement distinguer les différentes cristallites. On utilise aussi parfois un choc thermique pour provoquer des fissures entre les grains (rupture intergranulaire) visibles au microscope.

Dans ce travail nous avons effectué l'attaque chimique à l'aide d'un acide Keller (eau distillée, acide fluorhydrique, acide nitrique, acide chlorhydrique).

- **Analyse et interprétation de la microstructure :**

On utilise le microscope métallographique avec caméra numérique reliée à un PC. Contrairement à la microscopie classique, l'échantillon n'est pas en couche mince au travers

de laquelle les rayons lumineux peuvent passer, mais ces rayons, provenant de l'objectif même du microscope, sont réfléchis par la surface polie de l'échantillon à examiner, et traversent une seconde fois l'objectif dans l'autre sens pour pouvoir, ensuite, être observés par l'oculaire. De plus l'observation optique peut être suivie d'une observation au microscope électronique à balayage.

## 8.2 Manipulation

- Mise en température du four à 320°C à  $\pm 5^\circ\text{C}$
- Mise en place des éprouvettes

Début de la manipulation :

### Etape 1 :

Sortie des éprouvettes du four et refroidissement à température ambiante. Sortie des éprouvettes à :

T=0 heure

T=1 heure

T=1 heure 30 minutes

T=2 heures

T=3 heures

T=4 heures

T=5 heures

T=8 heures

### Etape 2 :

La résine est utilisée pour l'enrobage des échantillons métallographiques.



Figure. III 2. La poudre de la résine

**Etape 3 : Polissage des éprouvettes en 4 phases**

La préparation métallographique des échantillons consiste à les polir mécaniquement avec des papiers abrasifs en carbure de silicium, puis à la pâte diamantée de  $1\mu\text{m}$ .



Figure. III 3. Polisseuses (demi-finition)



Figure. III 4. Polisseuses (finition)

**Etape 4 : Test de dureté**

La dureté d'un matériau caractérise sa résistance à la pénétration. Un pénétrateur est appliqué sur la surface du matériau à tester avec une force pendant un temps donné.

Plusieurs types d'essais sont couramment utilisés, leur principe est le même, ils ne diffèrent que par la forme de pénétrateur utilisé :

- Essai Brinell
- Essai Vickers
- Essai Rockwell

Les essais expérimentaux de la dureté ont été réalisés sur des éprouvettes circulaires, voir figure 5, à l'aide d'une machine de dureté à pénétration Vickers type HWDM-1 « HIGHWOOD ». Pour chaque échantillon, 3 mesures à une charge maximale de 300gr ont été effectuées. La charge est appliquée progressivement. La charge maximale est maintenue pendant 15 secondes puis retirée progressivement.



Figure. III 5. Machine de contrôle de dureté (Vickers)

#### **Etape 5 : Attaque chimique**

L'observation des échantillons en microscope optique nécessite une attaque chimique pour révéler sa structure, on utilise un réactif de Keller dont la composition est la suivante :

- Acide fluorhydrique HF=1 ml
- Acide chlorhydrique HCl=1.5 ml
- Acide nitrique  $\text{HNO}_3$ =2.5 ml
- Eau distillée  $\text{H}_2\text{O}$ =95 ml



Figure. III 6. Réactif de Keller

**Etape 6 :** Analyse microstructurale des éprouvettes avec le microscope optique

Le contrôle micrographique a été réalisé avec une machine du laboratoire Génie des matériaux (LGM) de l'UERMA.

L'évolution structurale des échantillons en alliages d'aluminium, ayant subi un traitement thermique, a été suivie à l'aide d'un microscope optique à grand champ. Le microscope métallographique est doté d'une caméra numérique reliée à un PC permettant de récupérer un grand nombre de photos de différentes microstructures avec différents grossissements de chaque échantillon, voir la figure 7.



Figure. III 7. Microscope optique

### 8.3 Test de dureté

#### 8.3.1 Valeur de la dureté avant traitement thermique

Dans ce paragraphe nous avons étudié l'influence des traitements thermiques sur la valeur des duretés. Tous les tests de duretés ont été réalisés sur les faces extérieures des éprouvettes préalablement polies

Tableau. 4. Valeurs de dureté avant traitement thermique

EN AW 1345	1 <sup>er</sup> essai	2 <sup>ème</sup> essai	3 <sup>ème</sup> essai
Dureté Vickers	40.1	42.5	40.7

Une autre matière étant aussi à notre disposition (EN AW 1013), nous avons voulu regarder si les valeurs de duretés étaient similaires.

Tableau. 5. Valeurs de dureté avant traitement thermique

EN AW 1013	1 <sup>er</sup> essai	2 <sup>ème</sup> essai	3 <sup>ème</sup> essai
Dureté Vickers	39.4	42.6	41.1

On peut voir que les duretés sont identiques. Il y a donc de fortes chances pour que la microstructure soit identique.

#### 8.3.2 Valeur de la dureté après traitement thermique

Le traitement thermique sur les éprouvettes fut réalisé à 320°C sur une durée allant jusqu'à 8 heures, voir tableau ci-dessous.

Tableau. 6. Valeurs de dureté après traitement thermique

	Sans traitement	1h dans le four	1h30 dans le four	2h dans le four	3h dans le four	4h dans le four	5h dans le four	8h dans le four
Temps de recuit (h)	0	1	1.5	2	3	4	5	8
1 <sup>ère</sup> essai	40.1	34	27.3	28.7	23.6	22.6	23.8	21.5
2 <sup>ème</sup> essai	42.6	32.6	25.8	30	22.3	20.9	19.3	21.7

3 <sup>ème</sup> essai	41.1	32.1	27.9	27.7	20.3	21	21.2	21.2
Moyenne	<b>41.46</b>	<b>32.9</b>	<b>27</b>	<b>28.8</b>	<b>22.06</b>	<b>21.5</b>	<b>21.43</b>	<b>21.46</b>

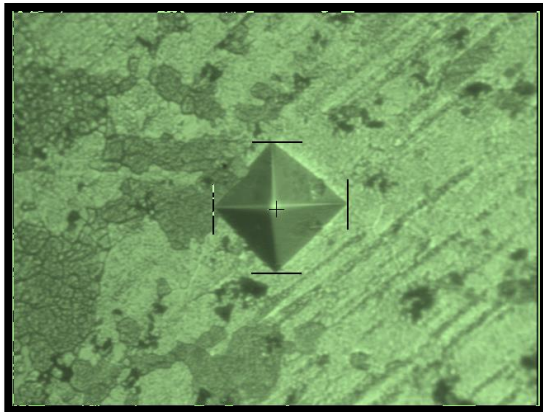


Figure. III 7 1 Sans traitement thermique HV (41.46)

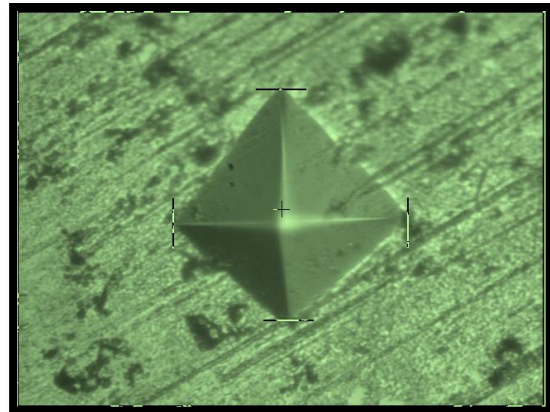


Figure. III 7 2 après 1h de traitement thermique HV (32.9)

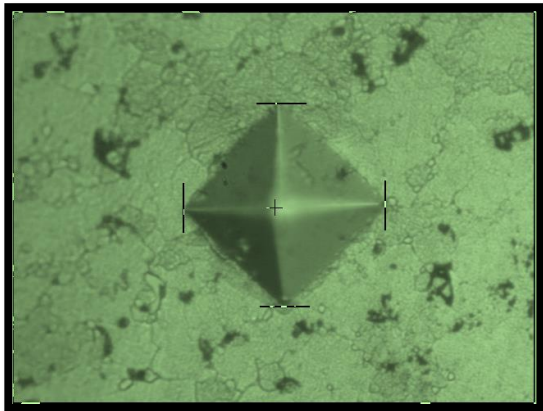


Figure. III 7 3 après 1h30 de traitement thermique HV (27)

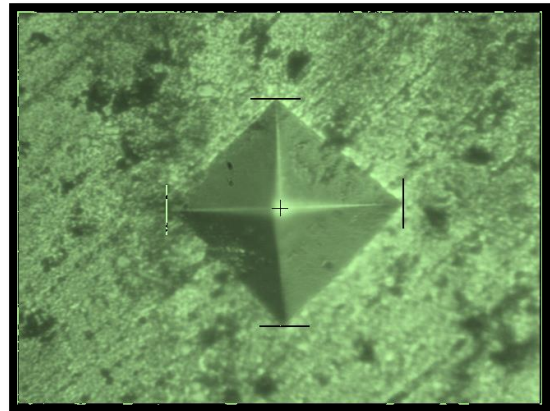


Figure. III 7 4 après 2h de traitement thermique HV (28.8)



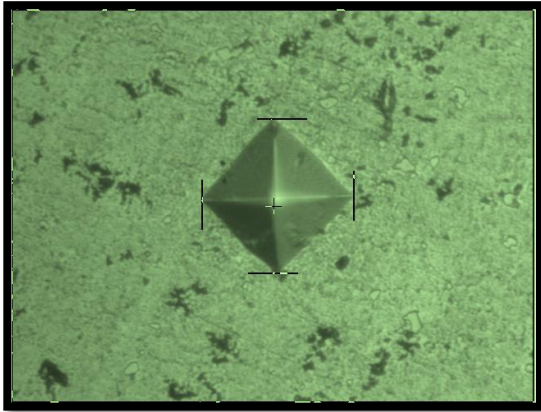


Figure. III 7 5 après 3h de traitement thermique HV (22.06)

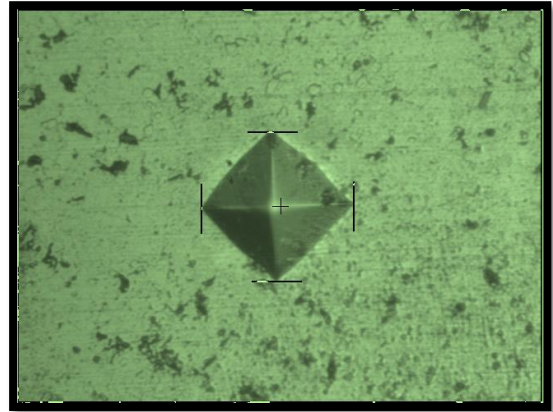


Figure. III 7 6 après 4h de traitement thermique HV (21.5)

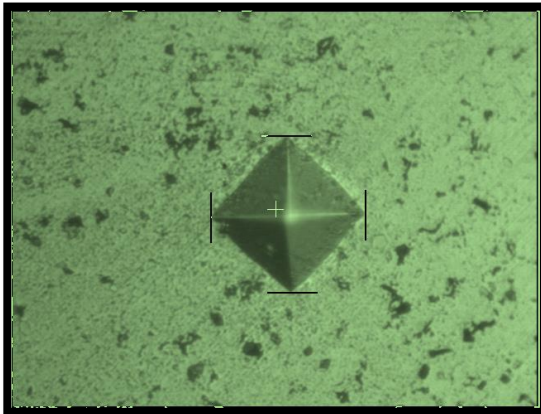


Figure. III 7 7 après 5h de traitement thermique HV (21.43)

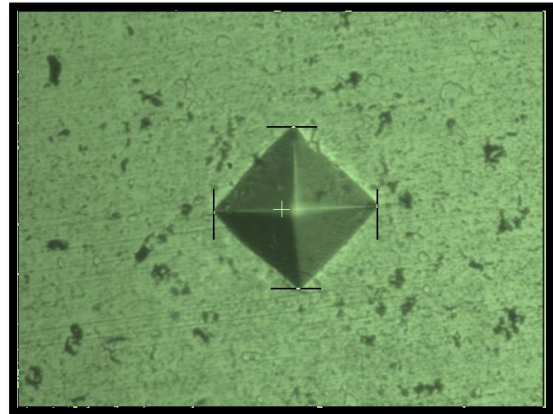


Figure. III 7 8 après 8h de traitement thermique HV (21.46)

#### 8.4 Dureté fonction du temps de recuit

Au vu des résultats obtenus lors des essais, on peut dire que la dureté de l'éprouvette chute de manière significative durant les trois premières heures de recuit puis se stabilise à une dureté de 22HV.

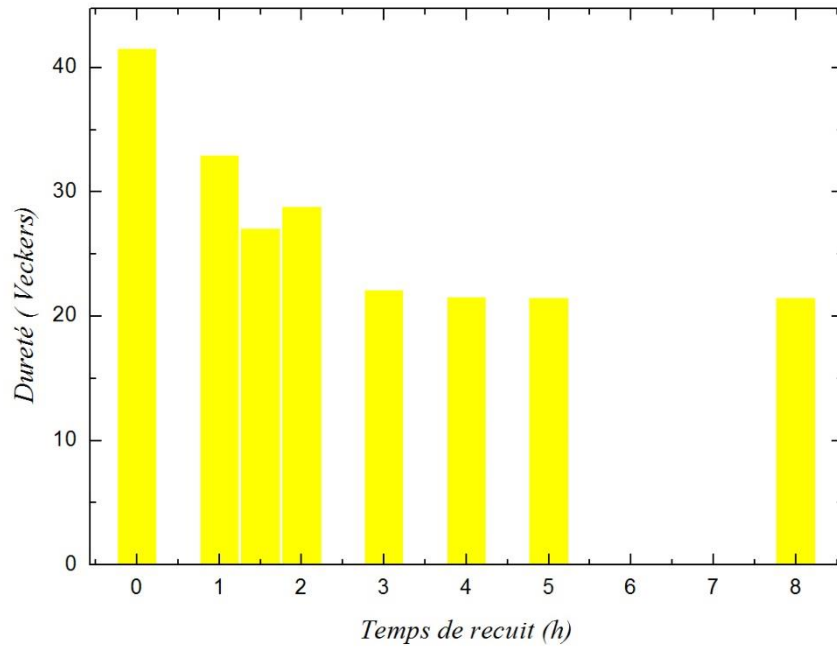


Figure. III 8. Evolution de la dureté en fonction du temps de recuit

### 8.5 Etude micrographique

Avant de réaliser le contrôle micrographique sur les éprouvettes, un polissage au 4000 avec une finition à l'alumine est nécessaire afin d'obtenir une surface miroir exempte de rayure. Pour faire ressortir les joints de grains, chaque éprouvette a été plongée dans une solution acide entre 30 et 40 secondes. Ceci afin d'obtenir un contraste entre les différents grains. Le contrôle micrographique a été réalisé avec une machine du laboratoire matériaux (Ecole Militaire Polytechnique). Le microscope optique est doté d'une caméra numérique reliée à un PC permettant de récupérer les prises de vues de chaque échantillon, voir figure 9.

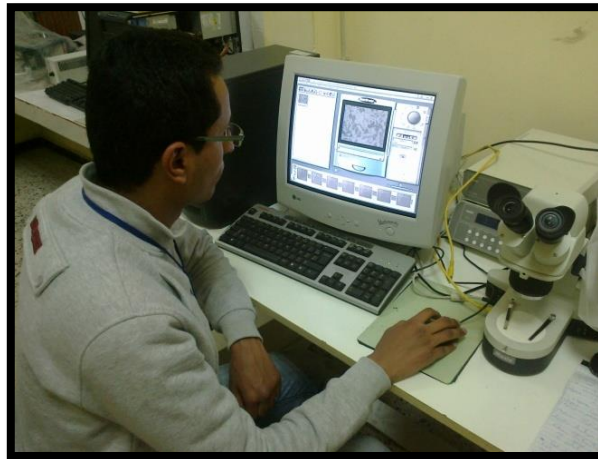


Figure. III 9. L'observation au microscope optique

### 8.5.1 Sans traitement thermique

Pour l'échantillon sans traitement thermique, on distingue quelque grains qui ne sont pas nets.

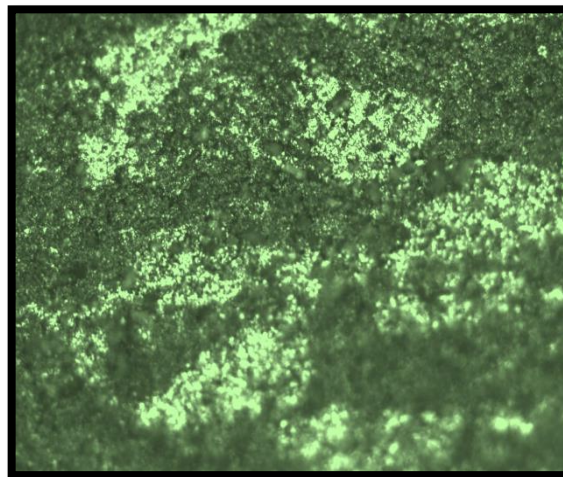


Figure. III 10.1 Sans traitement (Zoom×100)

### 8.5.2 Après 1h de traitement

Aucun joint de grain n'est visible même en augmentant le zoom.

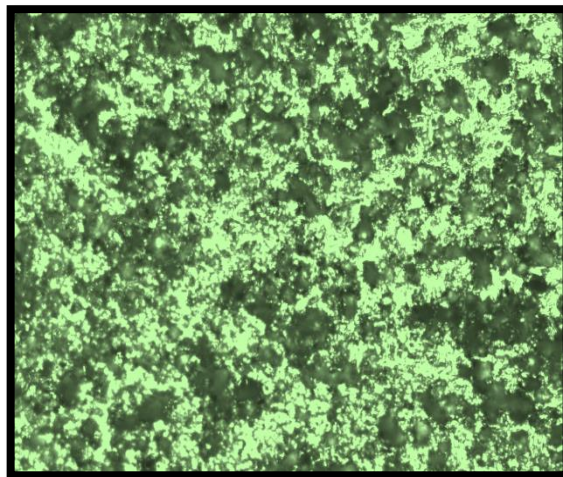


Figure. III 10. 2. Après 1h de traitement thermique (Zoom×100)

### 8.5.3 Après 1h30

En comparant avec l'échantillon après une heure de traitement, on constate une légère différence laissant supposer un grossissement des grains. Donc sur cet échantillon, la démarcation des grains est plus visible.

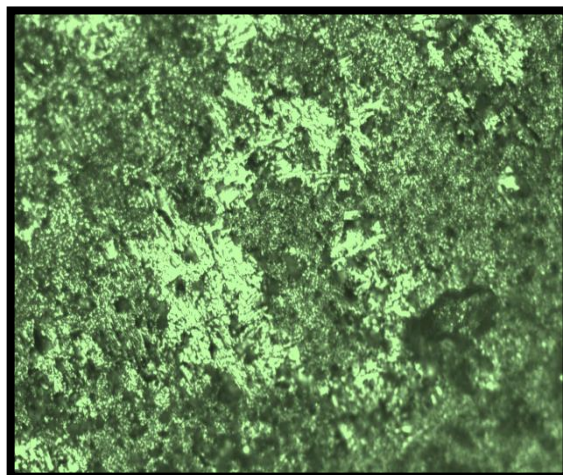


Figure. III 10. 3. Après 1h30 de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)

### 8.5.4 Après 2h

Pas de changement visible.

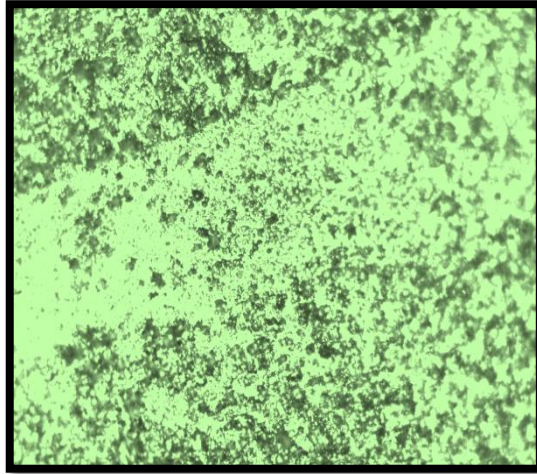


Figure. III 10. 4. Après 2h de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)

#### **8.5.5 Après 3h**

On constate ici, après un recuit de 3 heures, une différence significative par rapport aux autres éprouvettes quant à la distinction des joints de grains. En effet, on reconnaît aisément les différents grains sur cette figure.

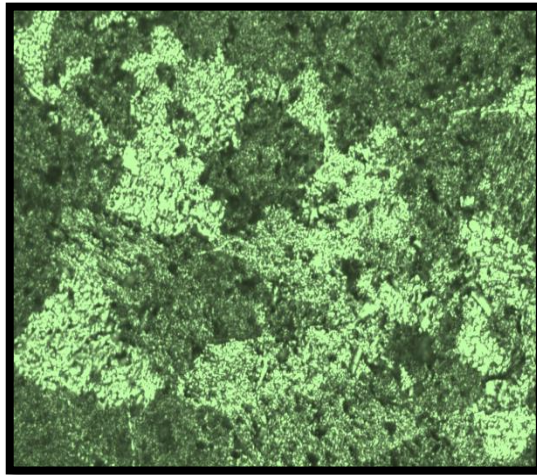


Figure. III 10. 5. Après 3h de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)

#### **8.5.6 Après 4h**

Moins de grains sont visibles sur cette éprouvette par rapport à l'éprouvette ayant subi un traitement thermique de 3h.

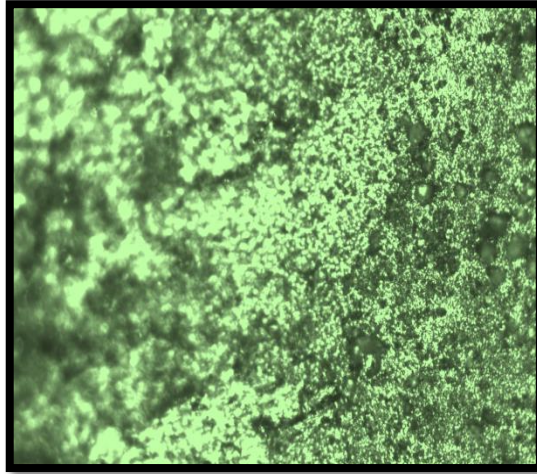


Figure. III 10. 6. Après 4h de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)

#### 8.5.7 Après 5h

Après 5 heures de recuit à 320°C nous constatons que la structure de l'échantillon d'aluminium a complètement changée.

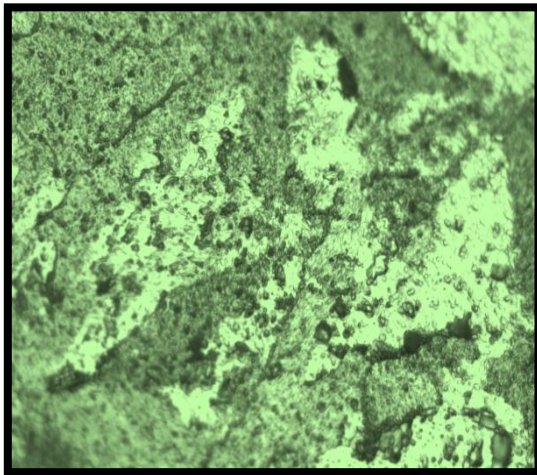


Figure. III 10. 7. Après 5h de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)

#### 8.5.8 Après 8h

On constate ici une augmentation significative de la taille des grains dans l'éprouvette après un temps de recuit de 8 heures.

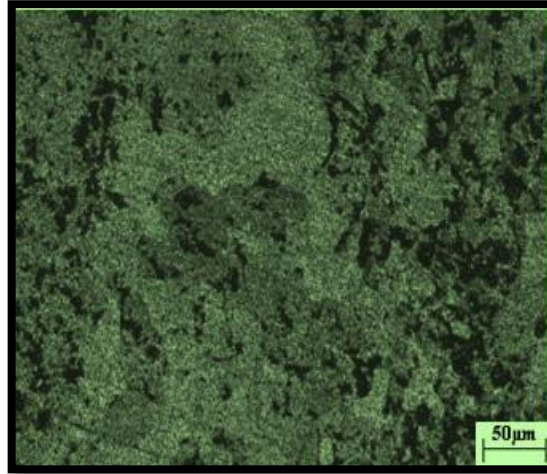


Figure. III 10. 8. Après 8 heures de traitement thermique à 320°C (Zoom×100)

## 9 Caractérisation des matériaux

### 9.1 Introduction

La modélisation numérique des procédés de mise en forme (emboutissage, forgeage) nécessite la détermination des caractéristiques mécaniques des matériaux tant dans le domaine élastique que dans celui des grandes déformations plastiques (200 à 300% de déformation). La connaissance précise de ces propriétés mécaniques est habituellement requise dans différentes applications technologiques telles que l'aéronautique [86-87] l'industrie automobile [88-89], la construction navale [90-91] et les domaines de la fabrication mécanique [92-93]. Or le phénomène de striction qui apparaît lors des essais de traction limite la plage des déformations plastiques à 50%. C'est la raison pour laquelle on réalise des essais de torsion (la zone de déformation plastique est plus importante que dans un essai de traction). Mais l'exploitation de ce type d'essais n'est pas forcément aisée pour des éprouvettes de section non circulaire.

### 9.2 Essai de torsion

Les essais de torsion ont été réalisés au sein de notre établissement. Les essais sont effectués sur des éprouvettes en alliage d'aluminium EN AW 1345 ayant subi un recuit de 8 heures à 320°C.

### 9.3 Machine de torsion :

La machine de torsion WP 500 permet d'effectuer une série étendue d'expériences sur des éprouvettes de forme circulaire sous torsion. Les éprouvettes peuvent être sous contrainte jusqu'à la rupture. Le couple et l'angle de torsion sont mesurés lors de chaque essai, il est possible d'étudier le comportement d'échantillons de divers matériaux, avec des diamètres et des longueurs différentes.

Le couple est enregistré à l'aide d'une tige de référence équipée de jauges de contrainte. Le couple est affiché directement sur l'amplificateur de mesure des jauges de contrainte Voir la figure 11.

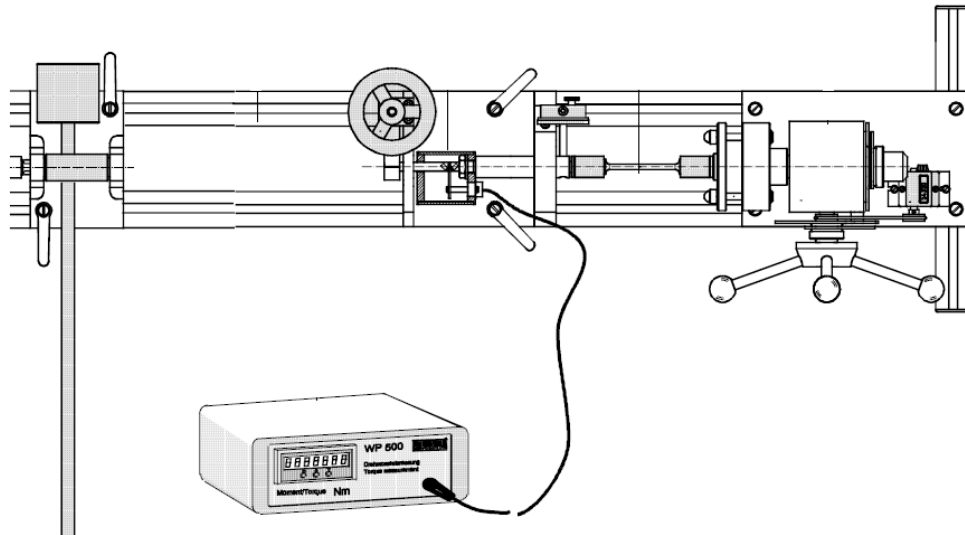


Figure. III 11. Machine de torsion WP 500

### 9.4 Eprouvettes

Nous avons utilisé des échantillons circulaires de longueur 75 mm et de diamètre  $\Phi$  6 mm. Le matériau est en alliage d'aluminium EN AW 1345.

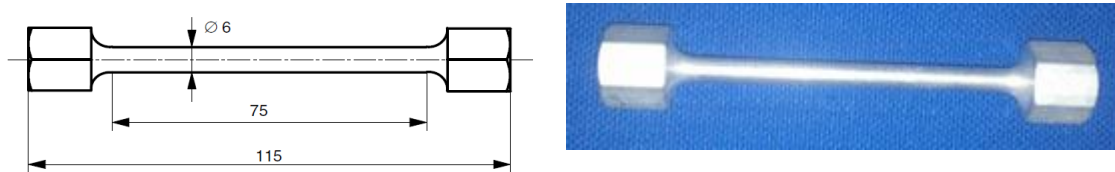


Figure. III 12. Eprouvettes utilisées pour les essais de torsion

### 9.5 Essai à rupture : Couple en fonction de l'angle relevé par la machine

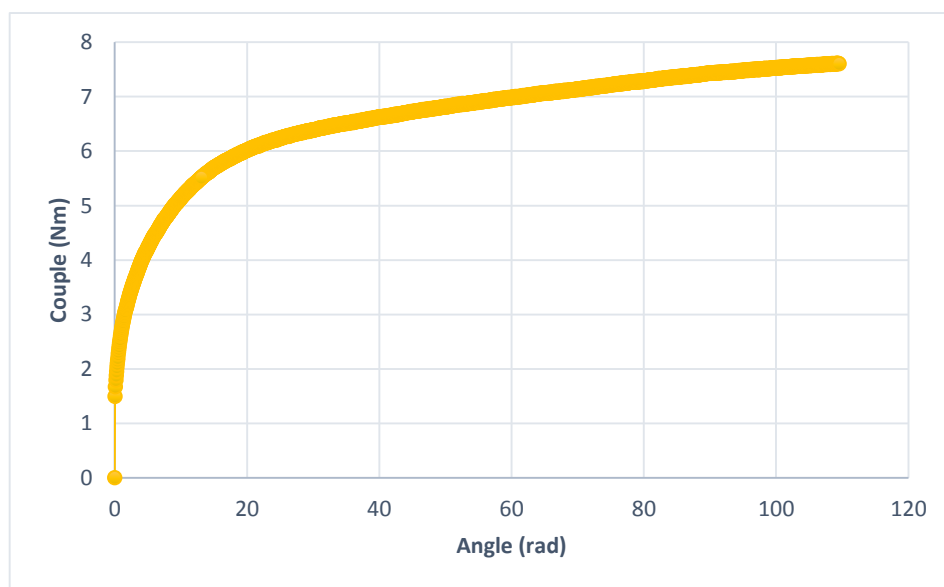


Figure. III 13. Courbe en fonction L'angle  $\alpha$



A partir du moment de torsion mesuré,  $Mt$  on peut calculer la contrainte de cisaillement. On peut aussi déterminer l'angle unitaire de torsion.

Calcul de la contrainte de cisaillement

$$\tau = \frac{Mt}{I_0} \times r$$

Avec :

$$I_0 = \frac{\pi d^4}{32}$$

Calcul l'angle unitaire de torsion :

$$\theta = \frac{\alpha}{L}$$

Avec :

$d$  : Le diamètre de l'éprouvette.

$Mt$  : Le couple relevé par la machine de torsion.

$\alpha$  : L'angle relevé par la machine.

$L$  : La distance inter mors.

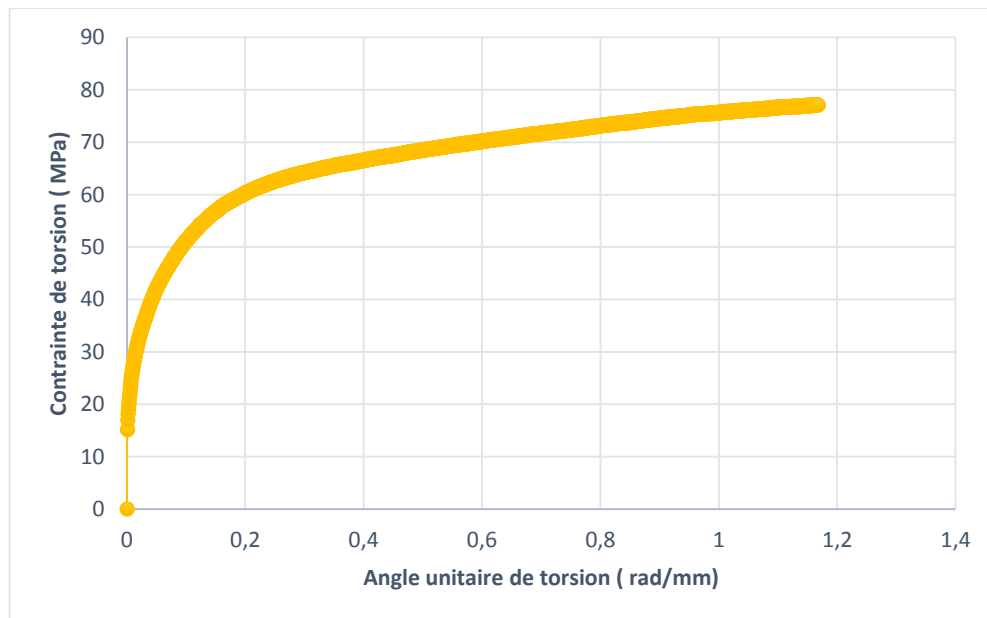


Figure. III 14. Contrainte de torsion en fonction de l'angle unitaire de torsion

Une courbe de la contrainte de torsion en fonction de l'angle unitaire de torsion est montrée dans la Figure 14. Ils sont convertis en déformation vraie et contrainte vraie par la formule suivante, et la nouvelle courbe est tracée en dessous.

$$\varepsilon_{HENCKY} = \ln\left(1 + \frac{\gamma}{2}\right)$$

$$\sigma_{\text{équi VM}} = \sqrt{\sigma^2 + 3\tau^2}$$

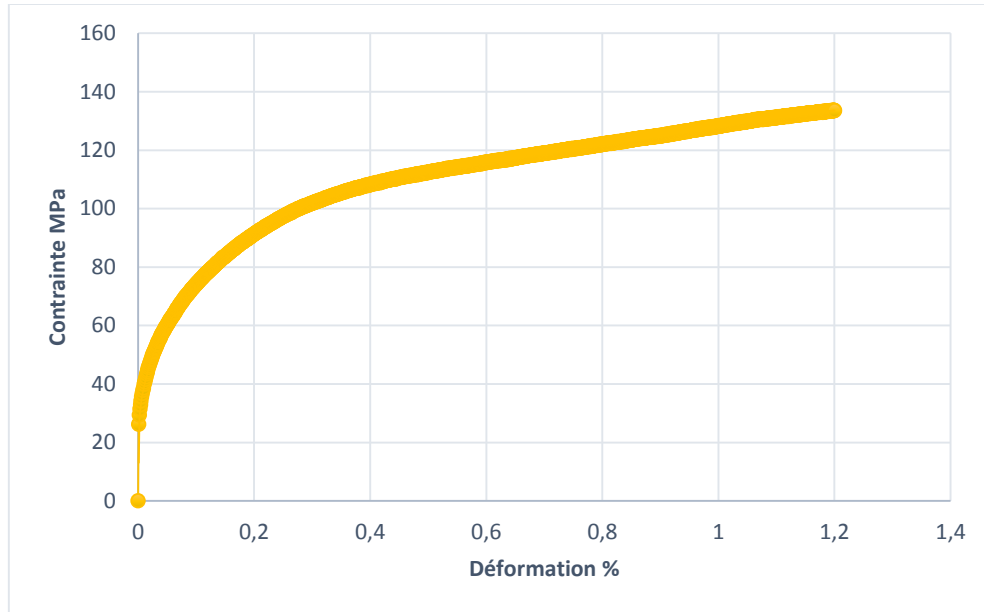


Figure. III 15. Courbe contrainte/ déformation

### 10 Détermination du coefficient d'écroutissement et du coefficient de résistance

Le paramètre n représente le coefficient d'écroutissement, il rend compte de la capacité du matériau à se déformer plastiquement. Le paramètre K représente le coefficient de résistance du matériau.

$$\sigma = K(\varepsilon_p)^n$$

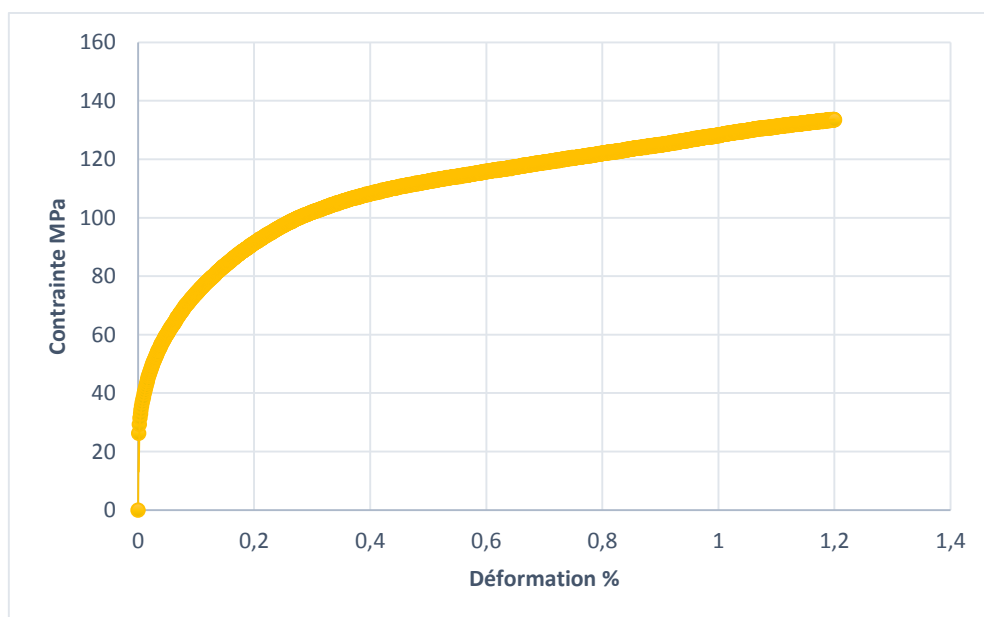


Figure. III 16. Courbe contrainte/ déformation

Soit :

$$\ln(\sigma) = \ln(K) + \ln(\varepsilon_p)^n$$

Donc

$$\ln(\sigma) = \ln(K) + n \cdot \ln(\varepsilon_p)$$

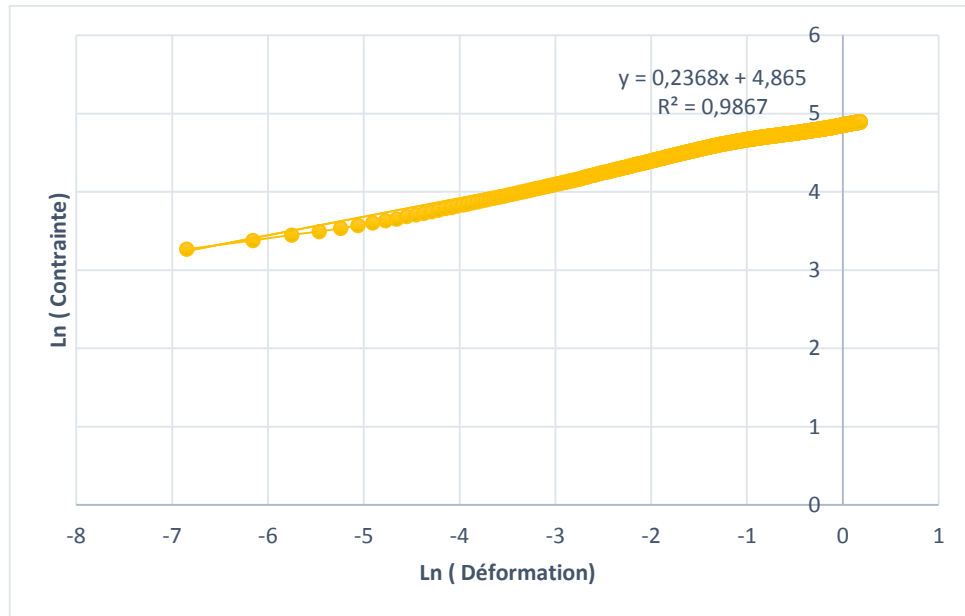


Figure. III 17. Détermination  $\eta$  et  $K$ .

Soit l'équation de la droite obtenue :

$$\ln(\sigma) = 4.8689 + 0.2368\ln(\varepsilon_p)$$

Et

$$\ln(K) = 4.8689$$

D'où

$$K = 133 \text{ MPa}$$

$$n = 0.24$$

## 11 Conclusion

Les essais de torsion sur des éprouvettes en alliage d'aluminium EN AW 1345 ont été effectués pour caractériser le matériau dans le domaine plastique et des essais micrographiques et micro dureté ont été effectués sur des éprouvettes ayant subi un recuit afin d'avoir une zone de plasticité plus importante pour introduire cette caractéristique dans le programme des lois de comportement afin de l'insérer dans le logiciel MEF ABAQUS pour la simulation des essais d'écrasement d'un lopin en alliage d'aluminium en grande déformation plastique.

---

# Chapitre 4. *Simulation numérique*

---

## 1. Introduction

Les simulations numériques de mise en forme des métaux ont tendance à suivre la loi de frottement de coulomb [95-96] et la loi constante de frottement de cisaillement [97-99]. Plusieurs variantes [100-103] de ces lois ont été parallèlement développées. Dans notre travail, nous nous inspirons de la théorie dite de la vague plastique.

Les paramètres importants qui ont une influence sur le frottement incluent la contrainte normale le long de l'interface du matériel d'outil, la condition de lubrification, la vitesse relative, la température, la rugosité et des propriétés mécaniques du matériel et/ou de l'outil.

Ce chapitre comporte six parties et une conclusion :

La première partie portera une brève synthèse sur le paramètre de frottement existant dans la simulation numérique de mise en forme des métaux. La seconde partie de ce chapitre est consacrée aux méthodes de l'analyse par éléments finis et les schémas de résolution. La troisième partie portera sur la gestion de contact par trois algorithmes (projection directe nodale, fonction de pénalité, et multiplicateur de Lagrange). La quatrième partie portera sur les caractéristiques du logiciel utilisé (ABAQUS). Dans la cinquième partie nous avons détaillé les paramètres du process utilisés en simulation numérique, les paramètres sont : maillage, géométrie et conditions aux limites ainsi que le matériau. Dans la sixième partie, sont présentés les résultats de la simulation numérique ainsi que l'étude de l'influence de la rugosité, la lubrification, l'angle de cône et le coefficient de frottement.

## 2. Modèle éléments finis

La méthode de l'analyse par éléments finis a été utilisée la première fois dans un document édité en 1960, mais les racines de cette théorie se rapportent par la méthode de Ritz présentée en 1909. En utilisant le calcul des variations, appliqué par la méthode de Ritz pour obtenir des solutions « des approximations par morceaux ». Le problème de l'équilibre et des vibrations a été développé durant les années 40 et les années 50, et à partir de 1953 les ingénieurs ont commencé à utiliser des ordinateurs pour résoudre des problèmes structuraux [104]. Durant 1956, il a été marqué un tournant important dans le développement de la MEF en traitant la « rigidité et le débattement des structures complexes ».

En 1960, le terme « élément fini » a été employé pour la première fois, et durant ce temps les méthodes numériques ont commencé à être employées dans le domaine de l'industrie aérospatiale. En 1963, l'analyse par éléments finis a été identifiée comme technique spécifique, et discipline scolaire sérieuse. Ceci a mené à une recherche beaucoup plus grande, menant à des applications en transfert de chaleur aux problèmes de mécaniques des fluides et des problèmes structuraux [105]. A partir du début des années 70, l'analyse par éléments finis était établie comme technique numérique générale pour la solution de n'importe quel système d'équations. La méthode encore était seulement employée en ce temps sur une base limitée. Cependant, en raison de la disponibilité des ordinateurs puissants dans l'industrie, l'utilisation de cette méthode était principalement dans l'aérospatiale, automobile, défense, et les industries nucléaires.

Comme la méthode numérique, l'analyse par éléments finis AEF, sert comme un complément puissant de l'expérience.

## 2.1 Schémas de résolution

L'approche classique statique implicite est basée sur la solution incrémentale étape-par-étape : la solution à l'instant  $t + \Delta t$  est requise pour connaître la configuration d'équilibre statique du corps à l'instant  $t$ , où  $\Delta t$  est l'incrément de temps à choisir. La configuration à l'instant  $t + \Delta t$  peut être obtenue par le moyen d'une procédure itérative appliquée aux équations de l'élément fini suivantes :

$$\begin{aligned} \left( [K_L]^t + [K_{NL}]^t \right) \Delta U_{(i)} &= R^{t+\Delta t} - F_{(i-1)}^{t+\Delta t} \\ U_{(i)}^{t+\Delta t} &= U_{(i-1)}^{t+\Delta t} + \Delta U_{(i)} \end{aligned} \quad (1)$$

Où  $[K_L]^t$  est la matrice de raideur linéaire ;  $[K_{NL}]^t$  la matrice raideur non-linéaire qui contient des termes de la relation non-linéaire entre contraintes et déplacements,  $\Delta U_{(i)}$  le vecteur d'incrément des déplacements nodaux calculés à l'itération  $i$  ;  $R^{t+\Delta t}$  le vecteur des efforts extérieurs nodaux ;  $F_{(i-1)}^{t+\Delta t}$  le vecteur forces nodales équivalentes calculé à partir de la solution à l'itération précédente ;  $U_{(i)}^{t+\Delta t}$  et  $U_{(i-1)}^{t+\Delta t}$  sont les vecteurs déplacements nodaux à l'instant  $t + \Delta t$  calculés à l'itération  $i$  et  $(i-1)$  respectivement.

Les résultats de l'analyse mécanique sont représentés par un champ de déplacement incrémental et par des champs de contraintes et de déformations incrémentaux.

Outre le schéma statique implicite, le modèle dynamique explicite permet de résoudre les équations d'équilibre gouvernant la réponse dynamique du système suivant :

$$[M] \{\ddot{U}\} + [C] \{\dot{U}\} + [K] \{U\} = \{R\} \quad (2)$$

Où  $[M]$ ,  $[C]$  et  $[K]$  sont respectivement les matrices masse, l'amortissement et raideur;  $\{R\}$  le vecteur des forces externes ;  $\{\ddot{U}\}$ ,  $\{\dot{U}\}$  et  $\{U\}$  les vecteurs accélération, vitesse et déplacement, respectivement.

Dans le but de résoudre le problème d'équilibre, la méthode des différences centrales développe l'équation (2) par une approximation des accélérations et vitesses en termes de déplacements. De cette manière, l'équation (1) peut être réécrite sous la forme suivante en négligeant les termes d'amortissement  $[C]$  :

$$\left( \frac{1}{\Delta t^2} [M] \right) \{U^{t+\Delta t}\} = R^t - \left( [K] - \frac{2}{\Delta t^2} [M] \right) \{U^t\} - \left( \frac{2}{\Delta t^2} [M] \right) \{U^{t-\Delta t}\} \quad (3)$$

La factorisation et l'inversion de la matrice raideur dans la procédure itérative n'est pas requise et par conséquent le modèle est très rapide et efficace. L'incrément de temps dans ce type de résolution est typiquement très petit comparé au temps naturel du processus de formage. Toutefois, la vitesse de convergence du schéma de résolution peut être augmentée artificiellement par l'augmentation de la masse volumique du matériau. Il est également

observé que, par ce moyen, les effets d'inertie pourraient avoir une influence significative sur la simulation ce qui donne une mauvaise modélisation du processus. Ainsi, le choix de la masse volumique du matériau reste conditionné et doit être justifié [106].

### 3. Gestion du contact

La méthode de contrôle du contact est très importante pour mener à bien l'étude numérique. Actuellement, les algorithmes de contact disponibles sont classés en trois catégories : projection directe nodale (direction node projection DNP), fonction de pénalité, et multiplicateur de Lagrange [107-108].

La précision du code EF utilisant l'algorithme fonction de pénalité dépend largement des paramètres employés qui ne sont pas toujours faciles à gouverner [109-115]. L'algorithme multiplicateur de Lagrange augmente les dimensions de l'élément ainsi que la matrice raideur globale et par conséquent le stockage et le temps de calcul CPU, tandis que l'algorithme DNP est une source d'instabilité numérique [116]. Un modèle axisymétrique utilisant le code EF ABAQUS est reporté dans le présent travail.

### 4. Caractéristique du logiciel utilisé

Les logiciels d'éléments finis sont très répandus dans les bureaux d'études et les bureaux de calculs des divers secteurs industriels. Ils permettent de traiter des problèmes de mécanique des solides, de mécanique des fluides, de thermique, de transferts de masse, comme d'autres phénomènes physiques régis par des équations aux dérivées partielles par exemple l'électromagnétisme. Certains logiciels de CAO intègrent aussi des modules d'éléments finis plus ou moins bien adaptés aux géométries des structures étudiées.

Dans le cadre des travaux de ma thèse, les problèmes proposés seront traités avec ABAQUS, logiciel conçu pour aborder un très grand nombre de problèmes non-linéaires. Ce logiciel comme IDEAS ou ANSYS est une partie du cycle PLM (Product Life Management). Il est relié évidemment aux logiciels de CAO comme CATIA ou Solid Edge pour utiliser les géométries des pièces ou ensembles à analyser.

Quel que soit le logiciel utilisé, la méthodologie à appliquer pour rechercher la solution par éléments finis d'un problème physique est celle de la modélisation incluant l'inventaire de toutes les hypothèses explicites et implicites qui transforment la réalité en maquette numérique. Cette dernière ne représente, en général la géométrie des pièces étudiées, que de façon simplifiée, avec un matériau dont la loi de comportement est choisie à priori. Les conditions aux limites en déplacements et en actions sont aussi modélisées avec des hypothèses. La méthode des éléments finis est d'une part une méthode approchée induisant un certain nombre d'incertitudes et d'autre part la traduction de modèles mathématiques de la réalité obtenus avec des hypothèses restrictives. Cette réalité impose une réflexion critique systématique sur la validité des résultats obtenus avec la maquette numérique avant de les transposer au système réel de départ.

ABAQUS est un code de calcul par la méthode des éléments finis créé en 1978 Par D. Hibbit, B. Karlsson & Sorensen (HKS) Pawtucket (USA-Rhode Island), couvrant un large spectre d'applications industrielles dans l'industrie automobile et aéronautique, les vibrations dynamiques, les systèmes multi corps, les impacts/collisions, le couplage thermique et

acoustique/structure, à l'aide d'une structure de données de modèle commun et d'un solveur intégré. Le schéma, décrit ci-dessous, indique que le modèle est constitué par assemblage de pièces géométriques créées avec le module « Part » et dotées de propriétés physiques avec le module « Property ». La maquette numérique est construite géométriquement avec le module Assembly puis l'histoire de son chargement est définie avec le module « Step ». Ensuite le module « Load » et ses fonctions BC et « Load » permettent de décrire respectivement les liaisons externes et les actions extérieures à appliquer à la maquette. Le module Interaction est utilisé éventuellement pour définir les liaisons internes décrivant l'assemblage mécanique des pièces. On remarquera que la fonction maillage, réalisée avec le module « Mesh » est appelée en dernier pour placer des nœuds au niveau des conditions aux limites et des singularités. L'analyse est préparée et suivie avec le module Job. Les résultats peuvent être traités depuis le CAE avec le module « Visualization ».

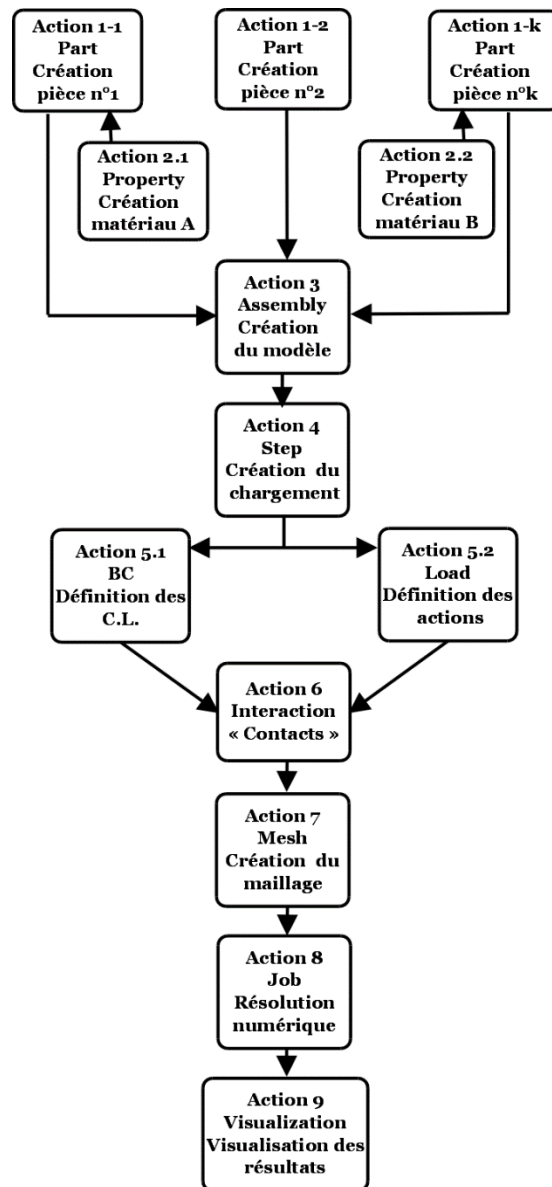


Figure. IV 1. Modèle numérique [117]



## 5. Applications numérique

### 5.1. Mise en forme du lopin

La simulation de la mise en forme du lopin par un outil rigide est effectuée avec le logiciel ABAQUS/Standard V 6.11.1. L'écrasement du lopin se fait en deux étapes : mise en contact du poinçon avec le lopin, voir Figure 2(a), puis déplacement du poinçon avec une course de 1,2 mm pour un temps de 1 seconde. Le modèle numérique est présenté dans le tableau ci-dessous. La symétrie du problème nous permet de n'effectuer le calcul que pour une moitié du poinçon supérieur et un quart du lopin. Voir figure 2(b).

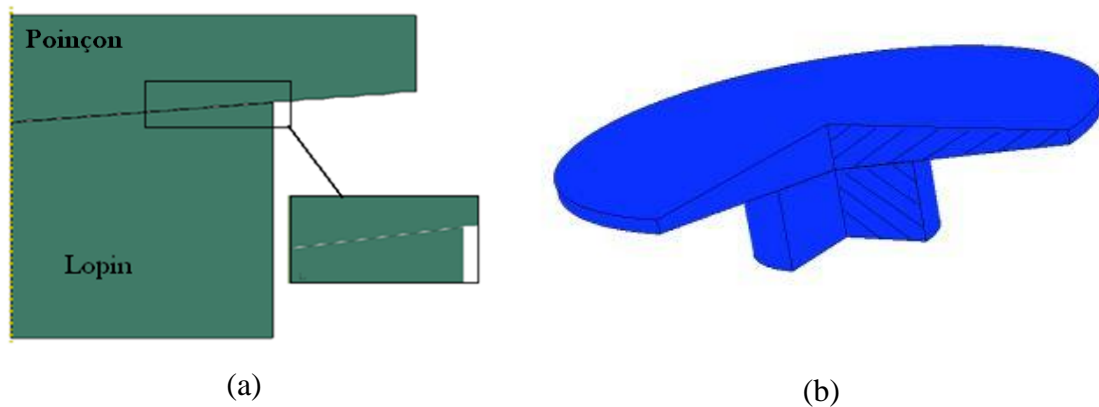


Figure. IV 2. (a). Contact outil/ pièce (b). Illustration en 3D

Tableau 1. Présentation du modèle

Modèle EF	
Taille du lopin	Ø6mm, h 8mm
Paramètre des aspérités	R=21µm AR=360µm
Matériau de l'outil	Acier
Matériau du lopin	Aluminium
Propriétés du contact	Avec et sans frottement
Type des éléments	Lopin : CAX4R Poinçon : CAX4R
Nombre d'éléments (lopin)	9016
Nombre d'éléments (poinçon)	1731
Solveur	ABAQUS Standard, Explicite

## 5.2 Maillage

Le maillage du poinçon et du lopin est effectué avec l'élément CAX4R à intégration réduite et contrôle des nœuds sabliers. L'élément est un élément axisymétrique membranaire bilinéaire à contrainte plane possédant 4 nœuds. Chaque nœud possède 2 degrés de liberté à savoir deux translations, l'une radiale et l'autre suivant la génératrice (Voir Figure 3). Un raffinement du maillage est appliqué au niveau de l'interface outil/lopin (13 éléments devant chaque aspérité d'outil). Cette simulation conduit à 9016 éléments pour le maillage du lopin et 1731 pour l'outil.

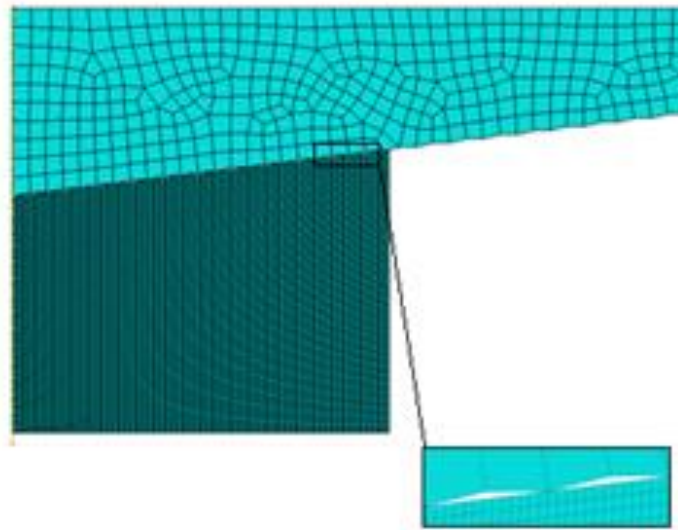
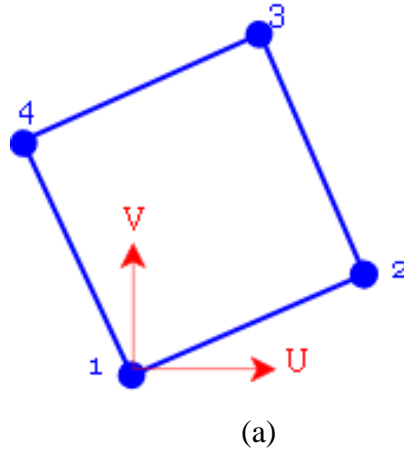


Figure. IV 3 (a) Élément quadrilatère (b) Modèle éléments finis et maillage

### 5.3 Géométrie et conditions aux limites

Les lopins sont cylindriques avec un diamètre initial de 6 mm et une hauteur initiale de 8 mm. La base supérieure est conique avec un angle d'inclinaison de  $7^\circ$ . Le maillage est rendu très fin au voisinage de la zone de contact. Le poinçon descend à une vitesse constante avec une course de 1,2 mm subdivisée en 165 positions différentes. Quant aux conditions aux limites, le déplacement transversal est bloqué au niveau de la base ainsi que le déplacement radial sur l'axe de symétrie. Les interactions sont définies en utilisant l'algorithme maître-esclave par défaut dans ABAQUS. L'interaction de contact est appliquée à l'aide d'une méthode de fonction de pénalité et le type de contact est défini comme surface / surface, avec possibilité de glissement entre les deux surfaces en contact.

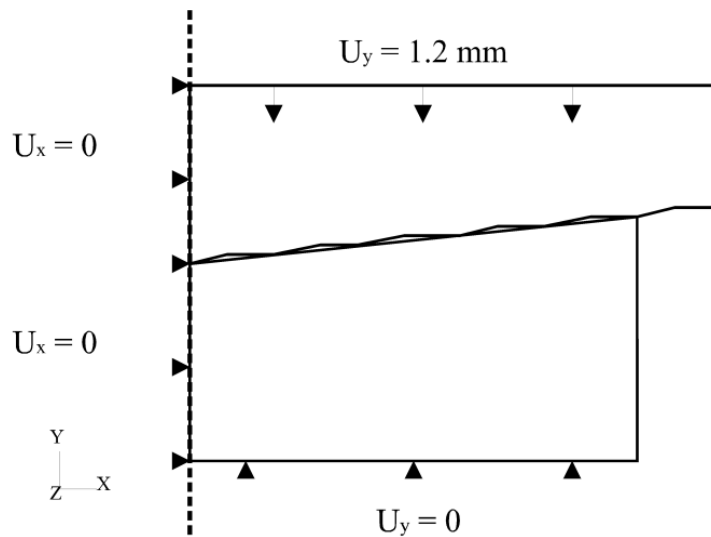


Figure. IV 4. Conditions aux limites

### 5.4 Matériau

Pour la simulation du procédé d'écrasement, le matériau du poinçon est supposé rigide avec la combinaison de propriétés mécaniques et thermiques suivantes : Module de Young  $E = 210000\text{MPa}$ , coefficient de Poisson  $\nu = 0.28$ , masse volumique  $\rho = 7700\text{Kg} / \text{m}^3$ , Coefficient de dilatation  $\alpha = 1.3e^{-005} / \text{K}^\circ$ , conductivité thermique  $K = 50\text{W} / \text{m} / \text{K}^\circ$ , Chaleur spécifique  $C_p = 460\text{J} / \text{Kg} / \text{K}^\circ$ . Le lopin est en alliage d'aluminium dont les principales propriétés sont : Masse volumique :  $\rho = 2700\text{kg} / \text{m}^3$ , point de fusion :  $658^\circ\text{C}$ , module de Young :  $E = 72000\text{MPa}$ , limite d'élasticité :  $\sigma_y = 125\text{MPa}$ , Coefficient de dilatation :  $\alpha = 2.4e^{-005} / \text{K}^\circ$ , Conductivité thermique :  $K = 220\text{W} / \text{m} / \text{K}^\circ$ , Chaleur spécifique :  $C_p = 1000\text{J} / \text{Kg} / \text{K}^\circ$ .

## 6. Résultats et discussions

### 6.1 Le paramètre de rugosité

La maîtrise des conditions de contact entre l'outil et le lopin est l'un des paramètres essentiels du succès des opérations de mise en forme des matériaux. En effet, le frottement aux interfaces outil/lopin ne conditionne pas uniquement l'état de surface du produit mais

aussi sa géométrie et ses propriétés physiques. Ainsi la maîtrise du frottement est souvent la clé de la rentabilité d'un procédé de mise en forme des matériaux.

En effet, pour des géométries axisymétriques les poinçons sont usinés par tournage avec des inserts de géométrie circulaire connue (Voir figure 5). Les paramètres de la rugosité sont identifiés par un rugosimètre sur quelques trajectoires choisies sur le poinçon. A partir de ces relevés, il est possible de déduire un profil équivalent de rugosité utilisé dans la formulation de la théorie de la vague plastique. Le profil de la rugosité réelle est remplacé par un profil triangulaire de même surface, un profil triangulaire de même hauteur puis par un profil trapézoïdal de même hauteur, comme l'illustre la figure ci-dessous.

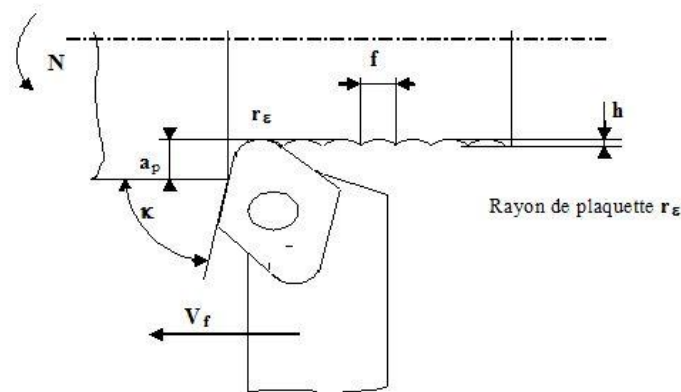


Figure. IV 5. Usinage de l'outil

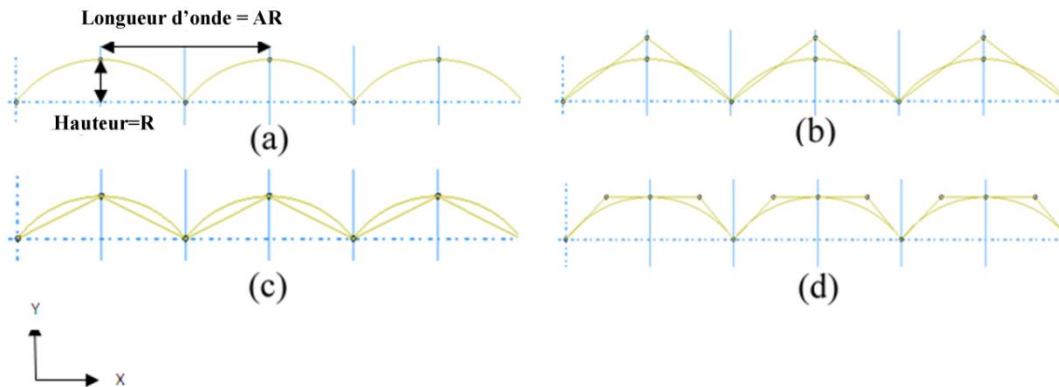


Figure. IV 6. (a) circulaire (b) triangulaire de même surface (c) triangulaire de même hauteur (d) trapézoïdale.

Les paramètres de rugosité sont conformes à la norme ISO 4287 (1997). Dans cette simulation nous avons pris en considération la hauteur moyenne  $R$  et la largeur moyenne  $AR$  du profil évalué.

## 6.2 Evolution de la contrainte à la surface du lopin

L'analyse de la distribution de la contrainte de Von Mises au niveau de l'interface permet de prévoir la forme de rugosité la plus adaptée à la rugosité réelle.

Sur la figure 7, H représente la rugosité triangulaire de même hauteur, Tra représente la rugosité de forme trapézoïdale, C représente la rugosité de forme circulaire et S représente la rugosité triangulaire de même surface.

Le diagramme représente la valeur de la contrainte en fonction de la distance en mm par rapport à l'axe de symétrie. On constate que la valeur de la contrainte au niveau de l'axe de symétrie du lopin est plus importante (309MPa) pour l'aspérité trapézoïdale que pour l'aspérité circulaire et triangulaire de même hauteur (306MPa) alors que pour l'aspérité triangulaire de même surface la valeur est plus faible (301MPa).

Au niveau de la surface extérieure du lopin on constate, au contraire, une diminution de la contrainte de Von Mises pour les trois profils (296MPa).

Le profil trapézoïdal donne une distribution monotone décroissante de la contrainte équivalente de Von mises de 309 MPa à 296 MPa. Par contre le profil triangulaire de même hauteur donne des résultats identiques à ceux du profil réel. Ces résultats confirment que le profil le mieux adapté pour la théorie de la vague plastique est un profil triangulaire de même hauteur comme indiqué dans les travaux de Challen et Oxley ainsi que par d'autres auteurs.

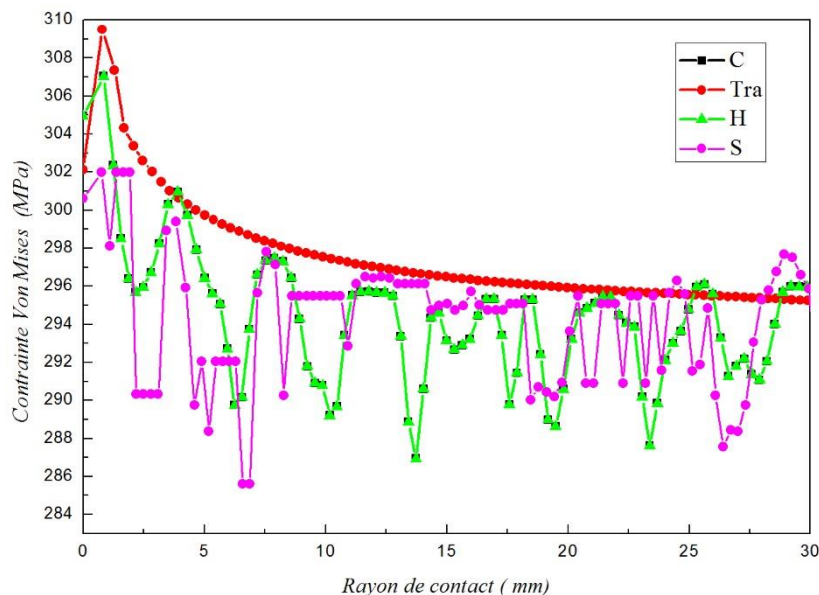
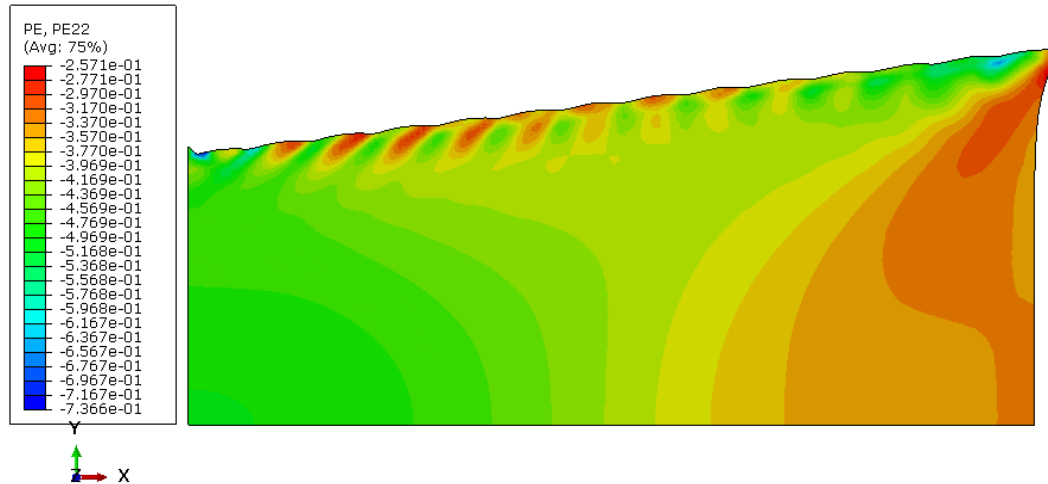


Figure. IV 7. Evolution de la contrainte à la surface du lopin.

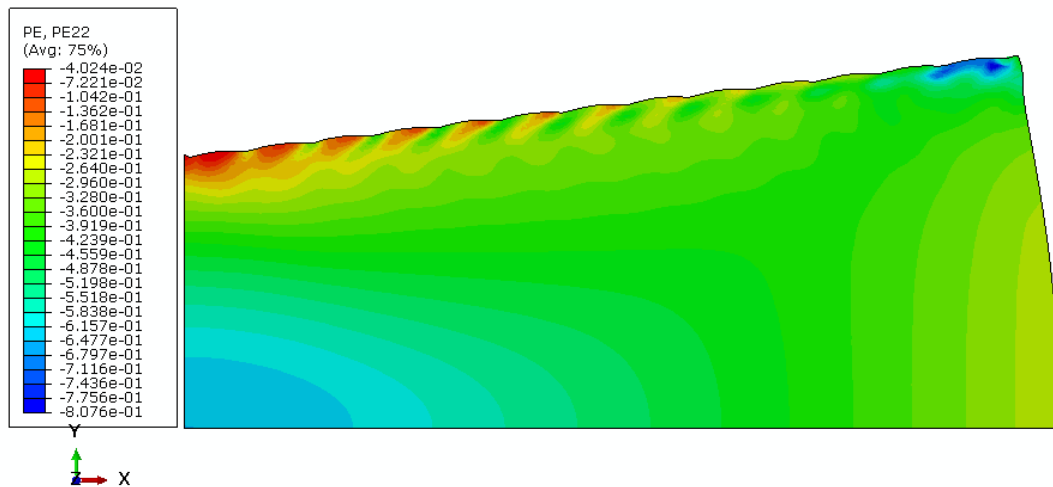
## 6.3 Ecrasement avec et sans lubrification

Les résultats de la simulation numérique de l'écrasement du lopin donnent les formes caractéristiques en fonction des conditions de lubrification. La figure 8(a) montre la forme

obtenue dans le cas d'un contact avec glissement parfait pour lequel le lopin présente une augmentation du diamètre aux extrémités et un rétrécissement du diamètre au centre du lopin (diabolo). La figure 8(b) représente le cas où on a un contact avec frottement sec : nous avons un rétrécissement des extrémités et un gonflement de la partie centrale. En effet, le frottement aux interfaces outil/lopin ne conditionne pas uniquement l'état de surface du produit ; mais aussi ses changements de géométrie ainsi que ses propriétés physiques.



(a)



(b)

Figure. IV 8. Forme finale du lopin pour les deux cas : (a) Glissement parfait (b) Frottement sec

#### 6.4 Déplacement radial

La figure 9 montre l'évolution de déplacement radial dans le lopin pour les deux modèles de frottement (avec et sans frottement). Les déplacements radiaux sont importants vers l'extrémité. La valeur maximale du déplacement pour le glissement parfait, au niveau du bord du lopin, est de  $1.231 \text{ mm}$  par contre elle est de  $1.003 \text{ mm}$  pour le frottement sec.

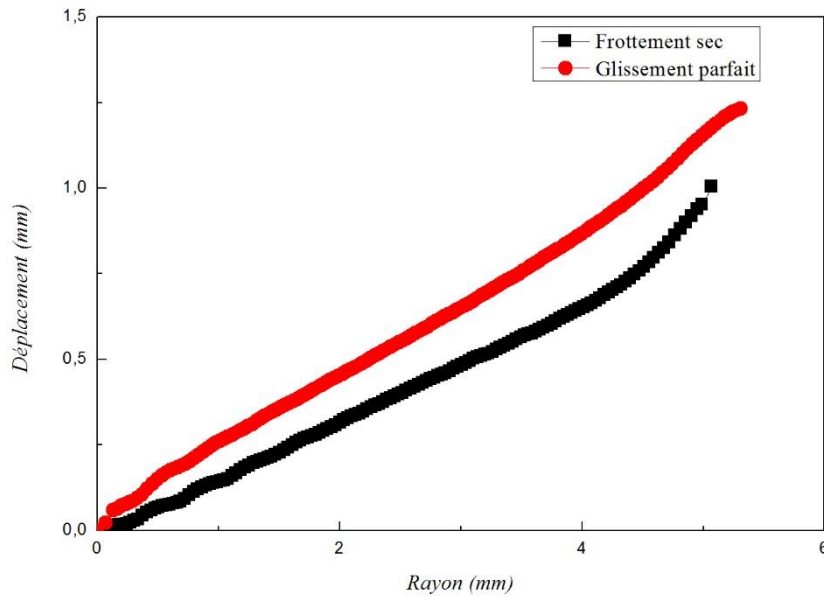
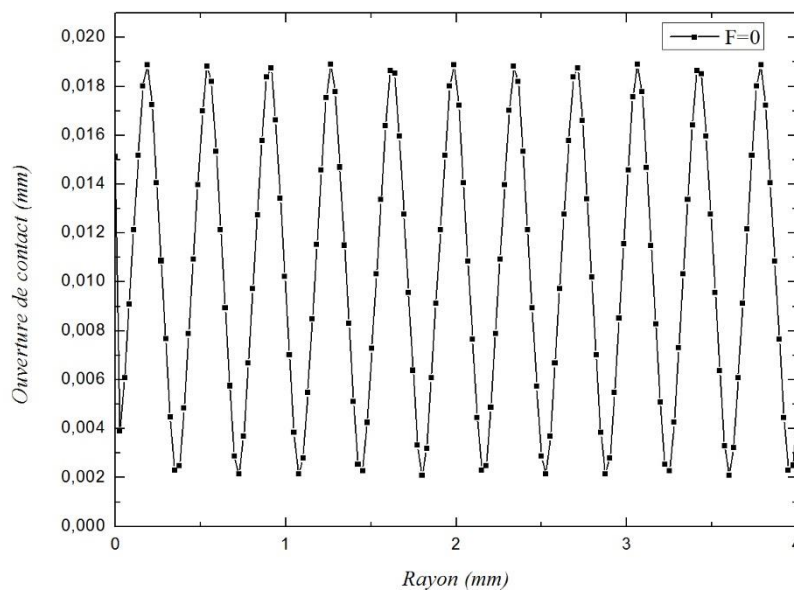


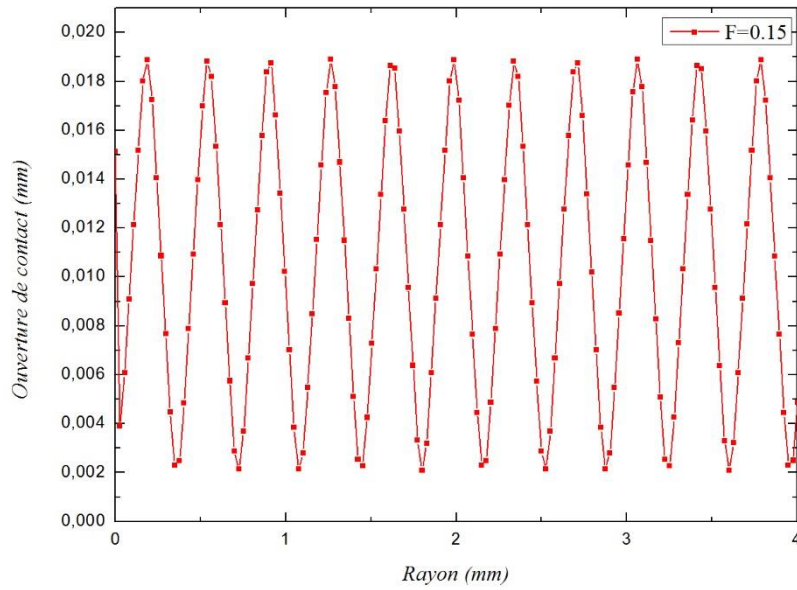
Figure. IV 9. Déplacements radiaux en fonction du rayon du lopin

### 6.5 Ouvertures de contact

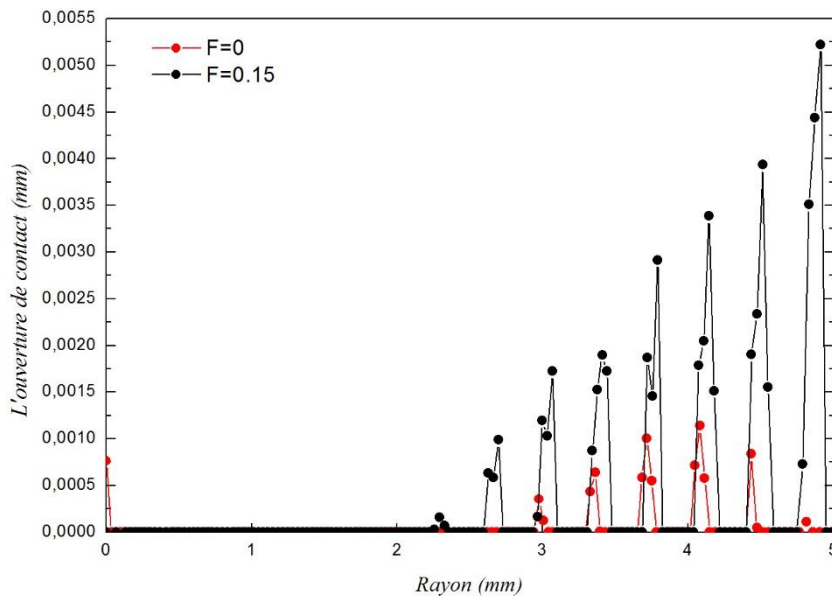
L'ouverture de contact est la distance entre les surfaces en contact. L'axe des abscisses est une échelle de distance allant de 0 à 5mm, l'unité de l'échelle de l'ouverture de contact sur l'axe des ordonnées est en mm. A l'instant initial ( $t = 0$ ) nous avons la même courbe représentant l'ouverture de contact aussi bien pour le cas du frottement sec que pour le cas du glissement parfait. A la fin de l'écrasement, pour une course du poinçon de 1.2mm, nous constatons que la valeur maximale de l'ouverture de contact pour le cas du glissement parfait ( $5 \times 10^{-3} \text{ mm}$ ) est beaucoup plus importante que pour le cas du frottement sec ( $1,05 \times 10^{-3} \text{ mm}$ ) (Figure 11).



(a)



(b)

Figure. IV 10. Ouverture du contact à l'instant  $t = 0$  pour les deux casFigure. IV 11. Ouverture du contact à l'instant  $t = 1s$  pour les deux cas

Le contact outil/pièce provoque une couche d'écoulement plastique du lopin qui diminue avec le temps. Mais nous constatons un résultat très intéressant entre l'incrément 50 et l'incrément 63. L'ouverture de contact augmente avec le temps dans une région comprise entre  $2.25\text{mm}$  et  $4\text{mm}$  et au contraire elle diminue au niveau la région centrale de l'axe de symétrie à  $2.25\text{mm}$  jusqu'à disparaître complètement. Dans la région comprise entre



2.25mm et 4mm , à partir de l'incrément 63 plus précisément, l'ouverture de contact diminue avec le temps (dans l'incrément 74 la valeur maximale est  $2 \times 10^{-3} mm$  ).

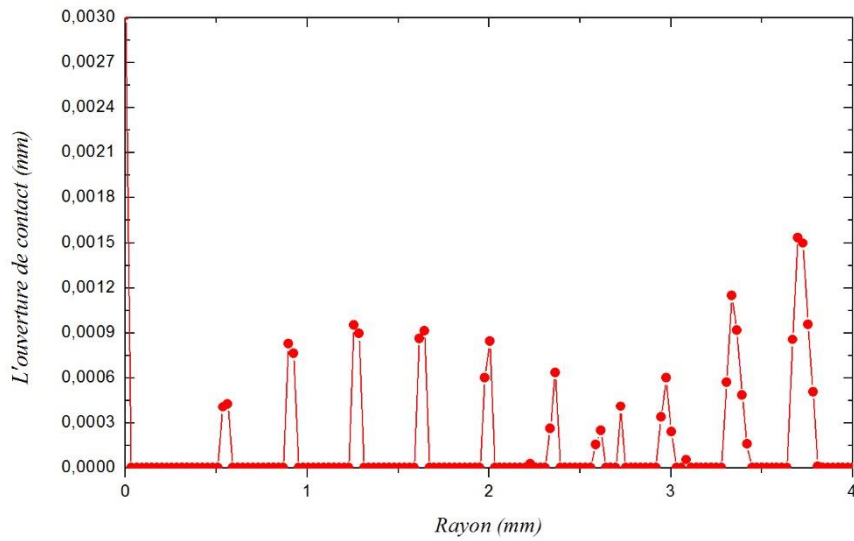


Figure. IV 12. Ouverture du contact à l'incrément 50

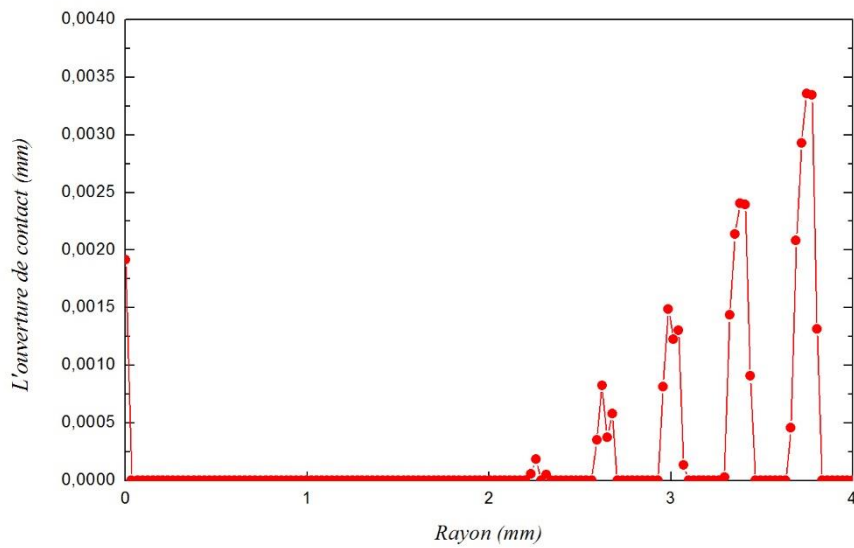


Figure. IV 13. Ouverture du contact à l'incrément 56

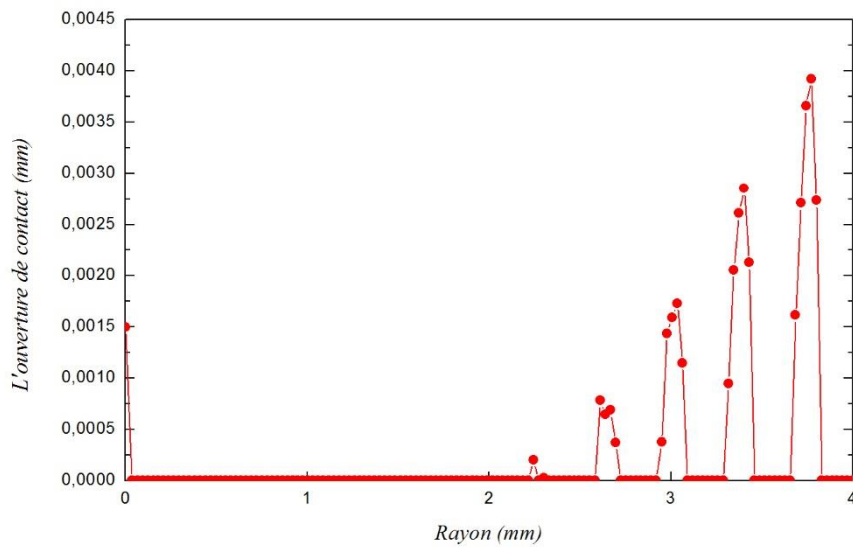


Figure. IV 14. Ouverture du contact à l'incrément 59

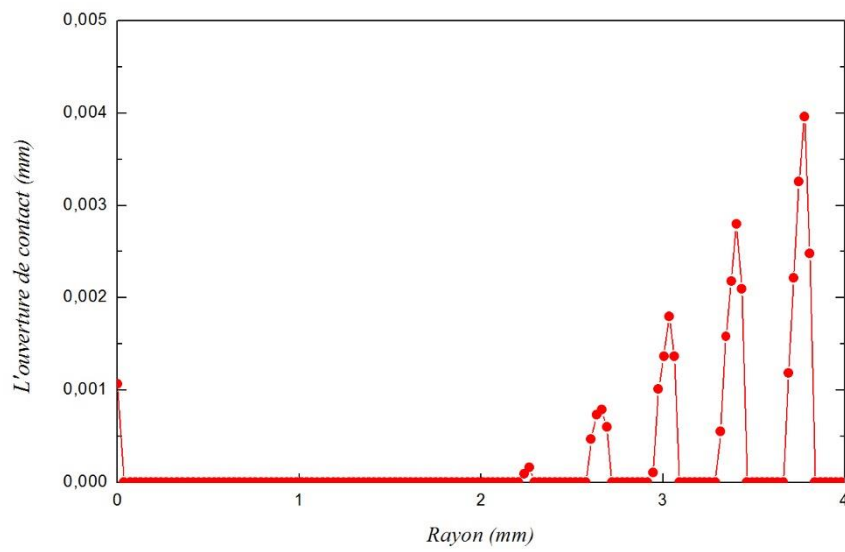


Figure. IV 15. Ouverture du contact à l'incrément 63

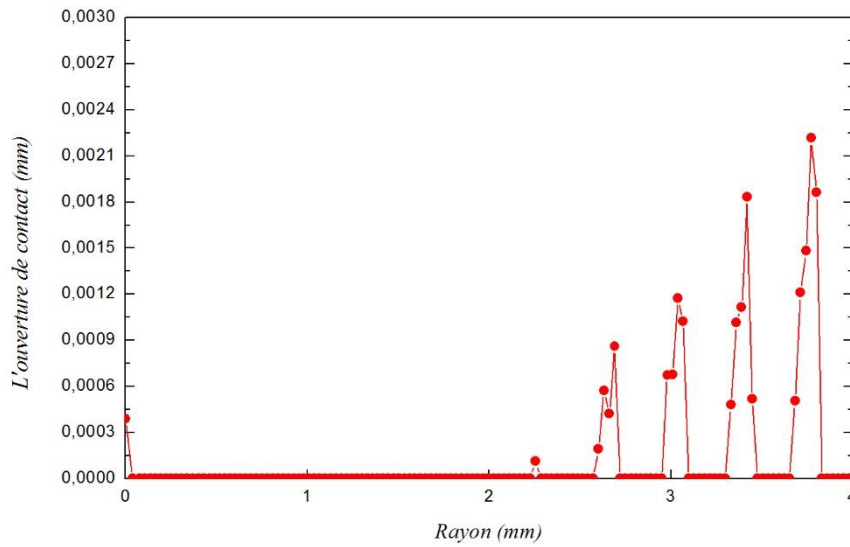


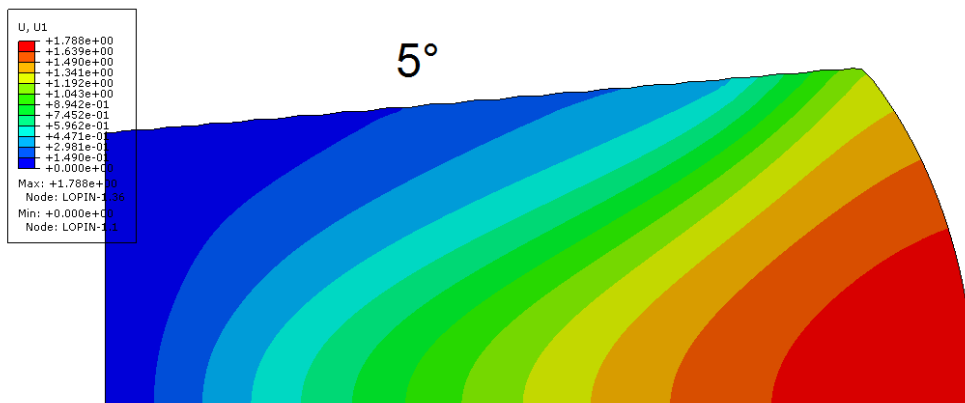
Figure. IV 16. Ouverture du contact à l'incrément 74

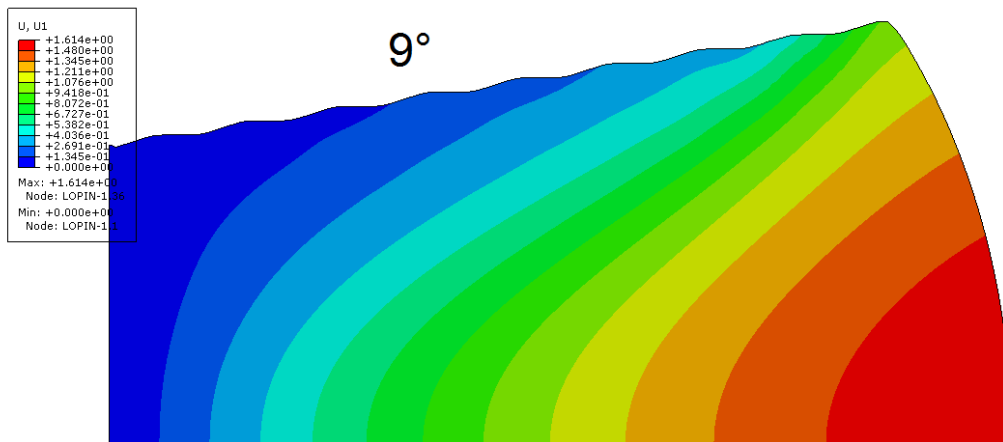
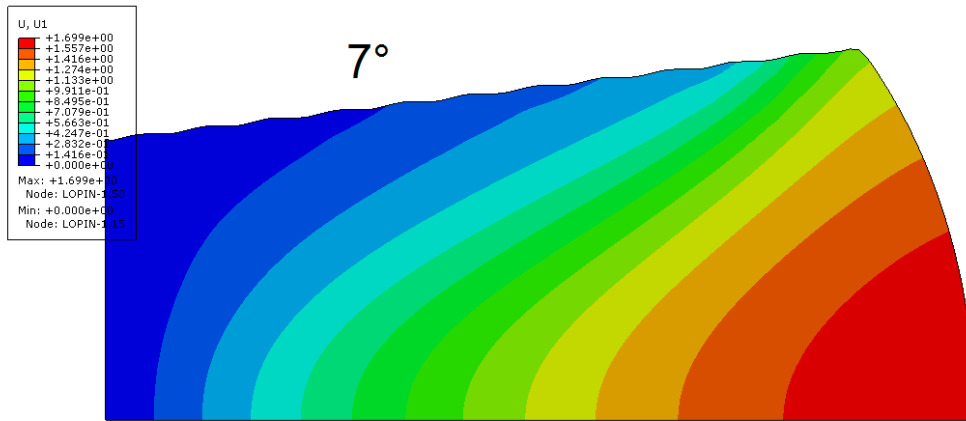
### 6.6 Variation l'angle de cône

Dans le cas du frottement sec, la figure 17(a) représente la distribution des déplacements radiaux pour les différents angles du cône de l'outil.

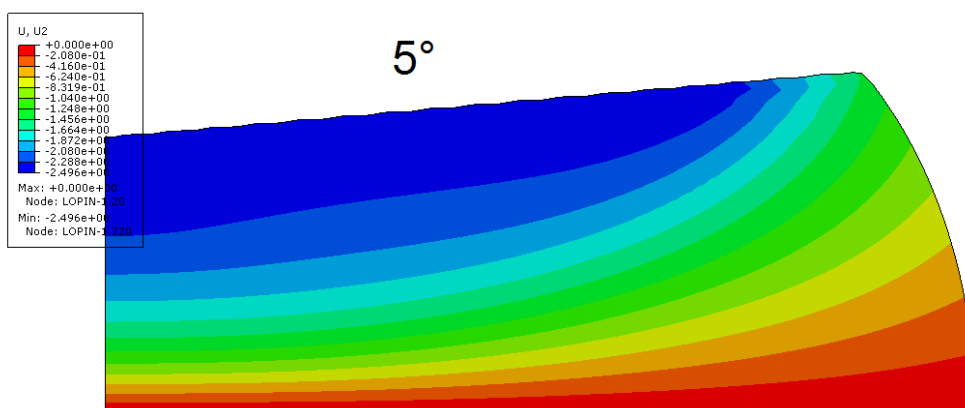
Les amplitudes des déplacements diminuent lorsque l'angle du cône augmente :  $1,78 \text{ mm}$ ,  $1,69 \text{ mm}$ ,  $1,61 \text{ mm}$  pour, respectivement, les angles de  $5^\circ$ ,  $7^\circ$  et  $9^\circ$ .

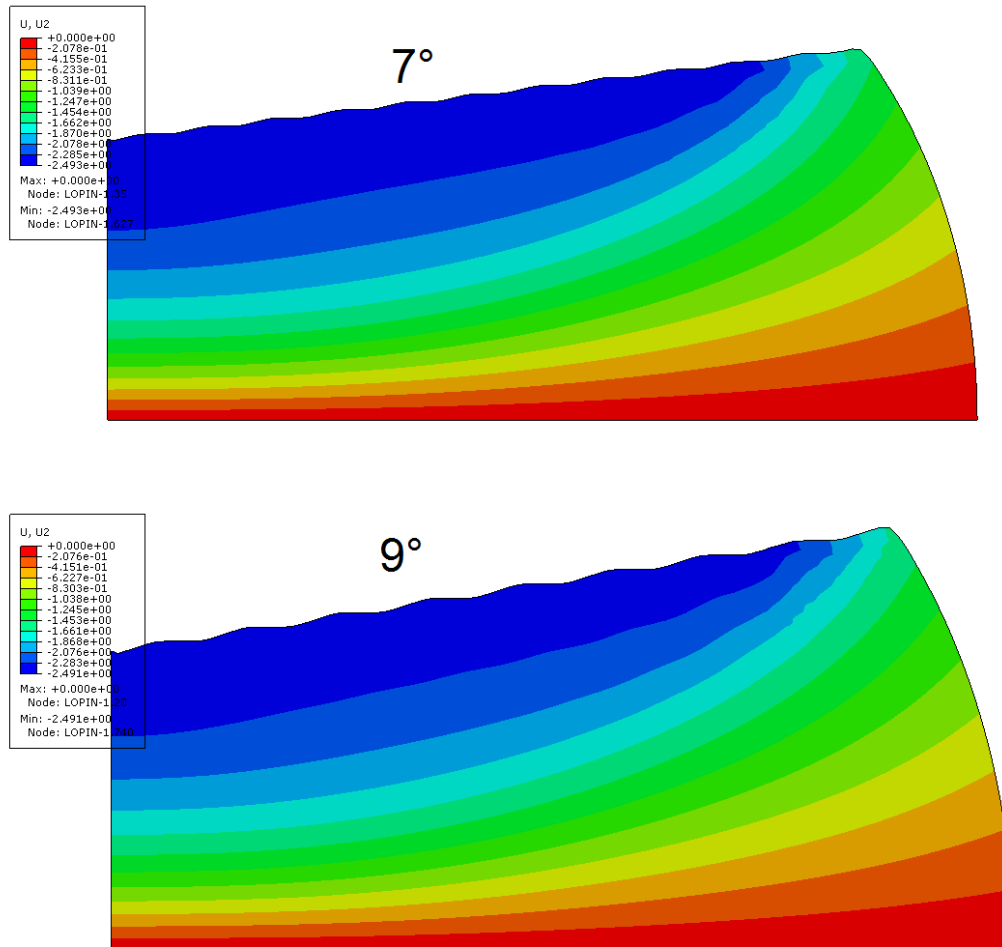
Au contraire pour des déplacements axiaux (Figure 17-b), les amplitudes des déplacements augmentent lorsque l'angle du cône diminue :  $(-2,080) \text{ mm}$ ,  $(-2,078) \text{ mm}$ ,  $(-2,076) \text{ mm}$  pour, respectivement, les angles de  $5^\circ$ ,  $7^\circ$  et  $9^\circ$ .





(a) Frottement sec





(b) Glissement parfait

Figure. IV 17. Déplacement radial pour les deux cas

## 6.7 Distribution des pressions de contact

### 6.7.1 Effet du coefficient de frottement sur la pression de contact

Dans les procédés de mise en forme des métaux, de nombreux travaux [118-131] ont pris en compte la pression de contact comme paramètre.

La figure 18 représente les effets du coefficient de frottement sur l'amplitude de la pression de contact maximale. Nous avons une diminution de la pression au voisinage de la surface de contact en fonction de la variation du coefficient de frottement. Nous remarquons que la valeur de la pression de contact est plus importante (753.9 Pa) pour un coefficient de frottement nul (glissement parfait) que sa valeur (525 Pa) pour le cas du frottement sec avec un coefficient égal à 0.45. L'allure de la courbe met en évidence l'effet significatif du frottement sur la pression de contact.

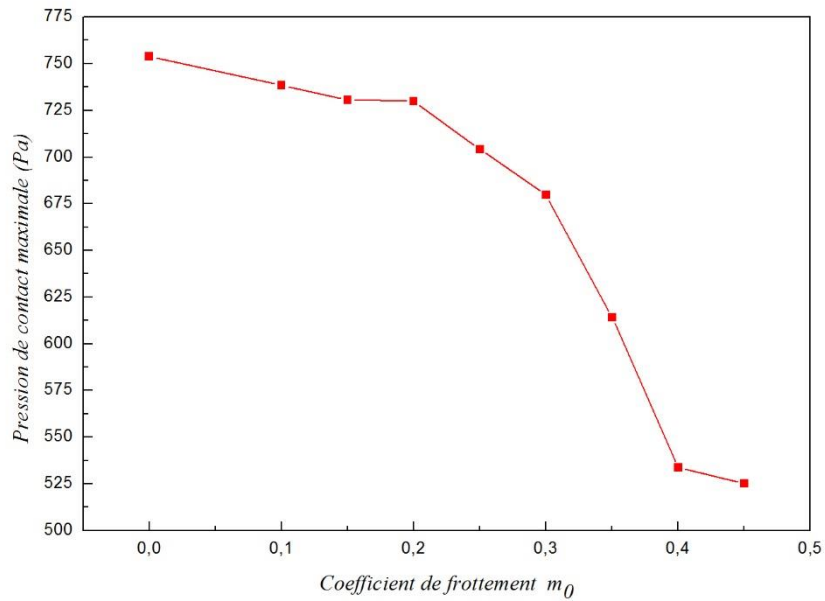


Figure. IV 18. Effet du frottement sur la pression de contact maximum.

### 6.7.2 Écoulement plastique du lopin

La distribution de la pression au voisinage de la surface de contact a comme conséquence un écoulement plastique du matériau du lopin. Pendant le procédé de mise en forme, la pression de contact dans la région supérieure du lopin est beaucoup plus grande que celle de la région inférieure (voir figure 19).

En observant les indications montrées sur cette figure on constate que, le diamètre de la région supérieure est plus grand que celui de la région inférieure d'un lopin déformé.

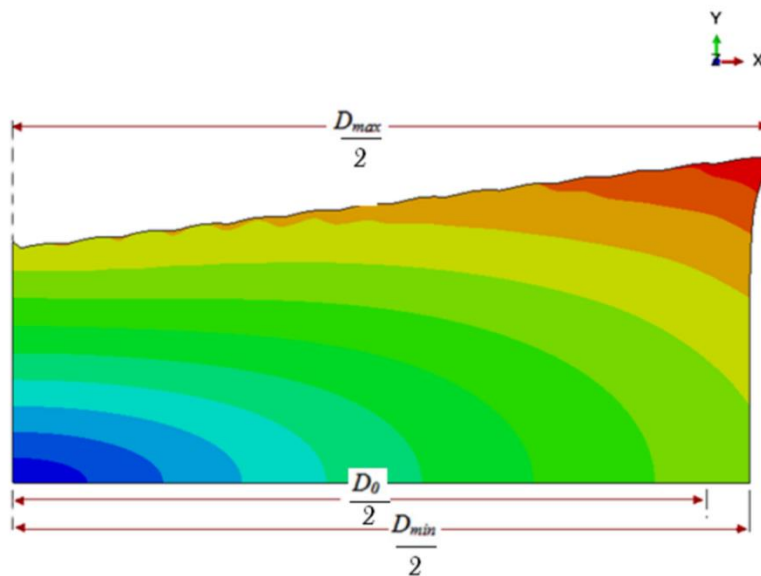


Figure. IV 19. Lopin déformé

Conformément aux travaux [132], on peut évaluer quantitativement l'écoulement plastique d'un lopin déformé avec la relation suivante :

$$\phi_D = \frac{D_{\max} - D_{\min}}{D_0} \times 100\% \quad (4)$$

$D_0$  est le diamètre de lopin,  $D_{\max}$  et  $D_{\min}$  sont les diamètres maximum et minimum de la surface d'un lopin déformé, respectivement.

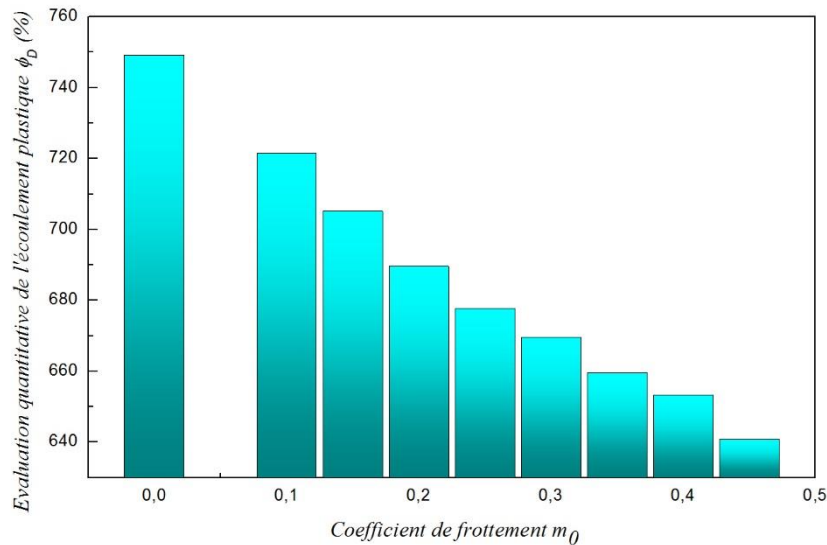


Figure. IV 20. Effet du frottement sur l'écoulement plastique

La figure 20 représente l'effet du coefficient de frottement sur l'écoulement plastique des lopins axisymétriques. On note que  $\phi_D$  diminue quasi-linéairement lorsque le coefficient de frottement augmente. A la fin de l'écrasement, pour une course du poinçon de 1.2 mm, nous constatons que la valeur de  $\phi_D$  est de 749,234 pour un frottement nul ; en prenant les valeurs 721,420 ; 705,131 ; 689,533 ; 677,701 ; 669,609 ; 659,637 ; 653,248 ; 640,850 pour, respectivement, des coefficients de frottement de 0.1, 0.15, 0.2, 0.25, 0.3, 0.35, 0.4 et 0.45.

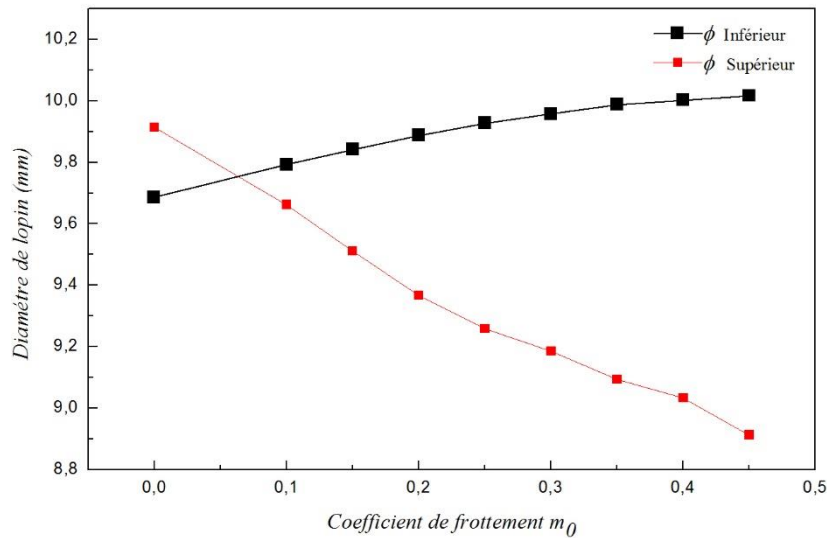


Figure. IV 21. Evolution du diamètre du lopin

La figure 21 montre l'influence du frottement sur le diamètre d'un lopin déformé où nous constatons que le diamètre inférieur augmente en fonction du frottement. Au contraire pour le diamètre supérieur, il diminue alors que le frottement augmente. En effet, le frottement aux interfaces outil/lopin ne conditionne pas uniquement l'état de surface du produit mais aussi les changements de géométrie ainsi que les propriétés physiques. Des essais expérimentaux permettraient de valider la simulation numérique en tenant compte du frottement à l'interface.

### 6.8 Matriçage axisymétrique par des algorithmes dynamiques

La simulation numérique des procédés de mise en forme nécessite une prédiction des contraintes surfaciques engendrées au cours du processus pour s'assurer de la qualité du produit fini. En utilisant deux modèles éléments finis en déformation plane ce travail décrit la mise en forme d'un lopin cylindrique avec une forme artificielle au milieu du lopin pour comparer l'état des déformations en fonction du modèle utilisé. Dans cette simulation les effets thermiques sont négligés. Nous présentons les résultats de la simulation numérique de l'écrasement du lopin en utilisant un modèle dynamique explicite et un modèle dynamique implicite.

La simulation est basée sur un modèle axisymétrique. Le lopin est cylindrique avec un diamètre initial de 20 mm et une hauteur initiale de 20 mm, avec un angle d'inclinaison de 3°. La longueur de l'anneau est de 5 mm et la hauteur est de 2,5 mm (voir figure 22).



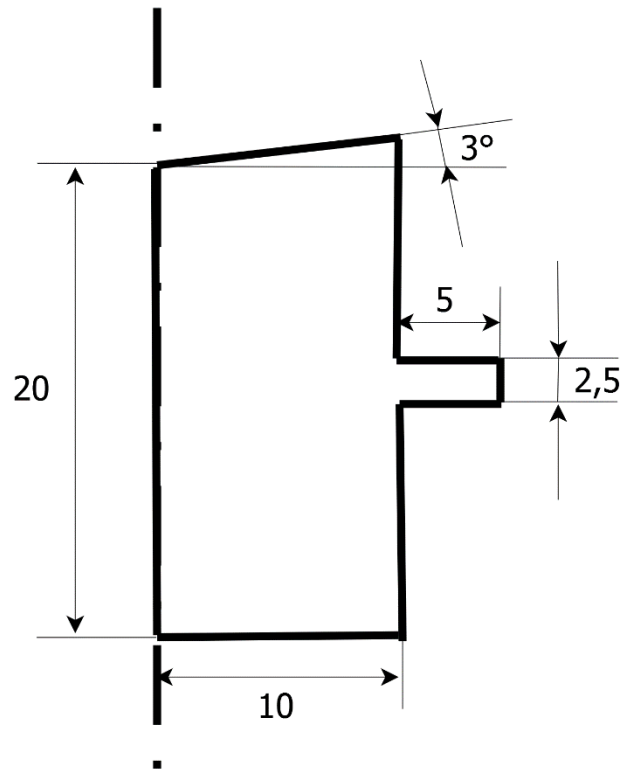


Figure. IV 22. Géométrie du lopin en (mm)

### 6.8.1 Régime Explicite et Implicite dynamique

Pour les régimes implicites, les équations d'équilibre doivent être résolues simultanément pour obtenir les déplacements de tous les nœuds à la fin de chaque incrément. Cette condition est habituellement réalisée par des techniques matricielles. Les problèmes non linéaires avec le solveur implicite peuvent mener à un grand nombre d'itérations et des difficultés de convergence. Pour cette raison, l'usage de l'espace mémoire par le solveur implicite sera très grand.

Contrairement à la méthode implicite, la méthode explicite n'exige pas la résolution d'un système d'équations simultanées ou du calcul d'une matrice de rigidité globale. Au lieu de cela, la solution est calculée cinématiquement d'un incrément au suivant.

Dans ce travail, les deux simulations sont réalisées avec le logiciel ABAQUS, version 6.11.1. Les effets thermiques ne sont pas pris en compte. A l'interface outil/ lopin, nous faisons l'hypothèse d'une loi de frottement avec un coefficient  $\mu=0,1$ . Dans les deux cas, les résultats sont présentés, au même instant  $0,004 s$ , après le premier contact. Le poinçon se déplace à une vitesse constante de  $2 m/s$ ; vitesse recommandée pour le forgeage des matériaux.

### 6.8.2 Effort de forgeage

La figure 23 représente l'évolution de l'effort de forgeage en fonction du déplacement de l'outil pour la simulation dynamique explicite et implicite. Les allures générales des deux

courbes sont similaires mais les oscillations observées pour l'approche explicite (courbe rouge) n'apparaissent pas pour la méthode implicite. Les accélérations initiales provoquent un pic qui est moins marqué pour le calcul implicite.

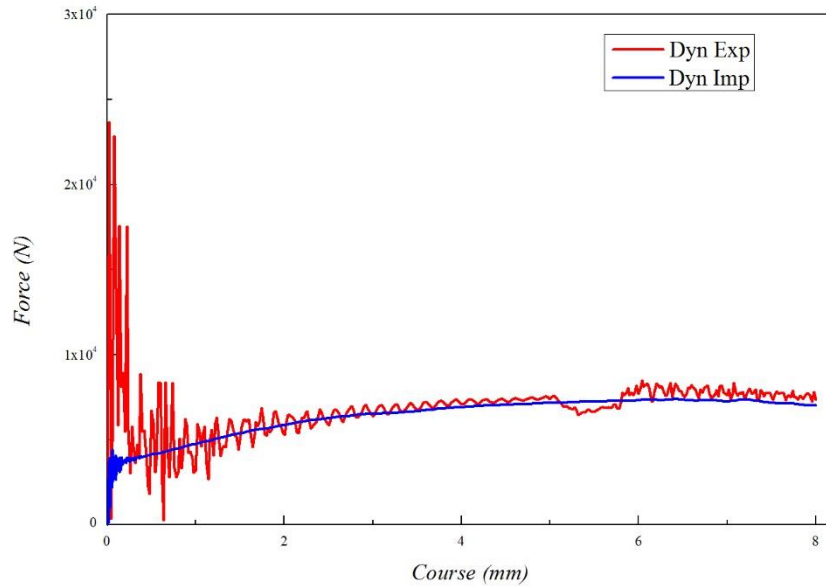
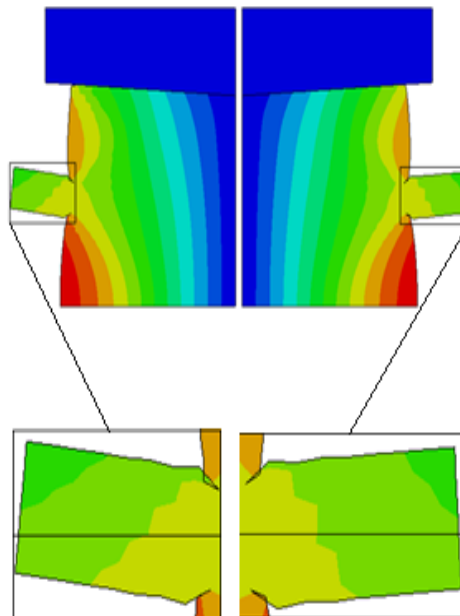


Figure. IV 23. Effort de forgeage

### 6.8.3 Déplacements radiaux et axiaux

Pour un déplacement de l'outil de 8 mm, les déplacements radiaux et les déplacements axiaux sont identiques. Mais l'inclinaison observée au niveau du collier est plus grande avec l'algorithme explicite.



Modèle explicite

Modèle implicite

Figure. IV 24. Déplacement radial (mm)

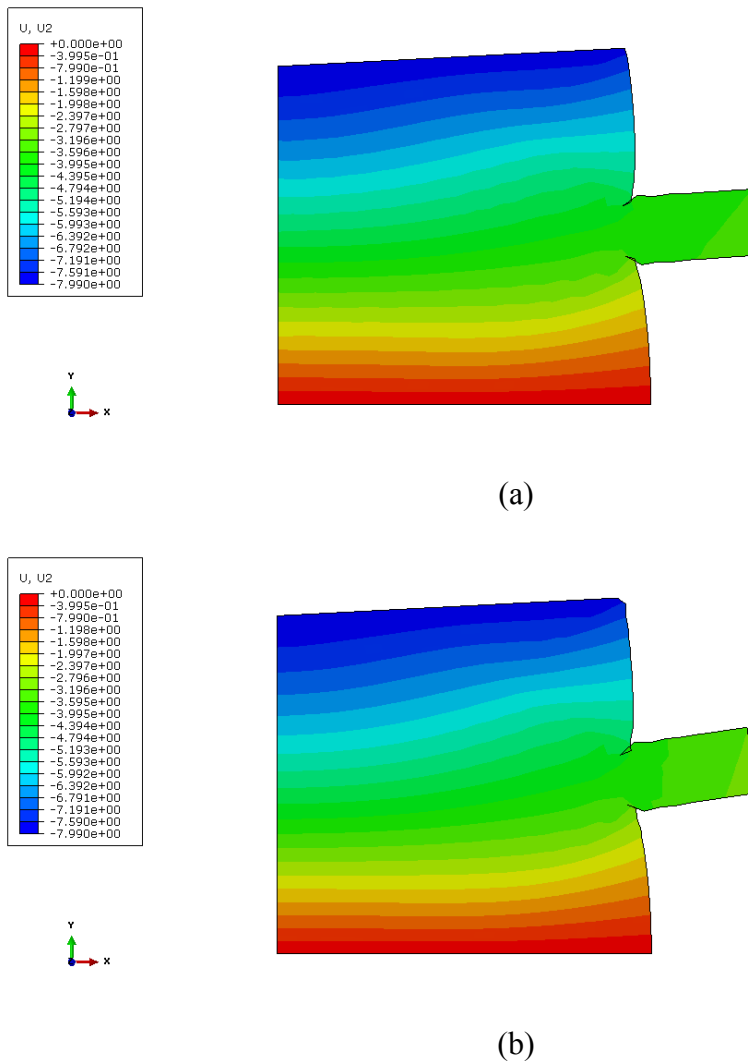
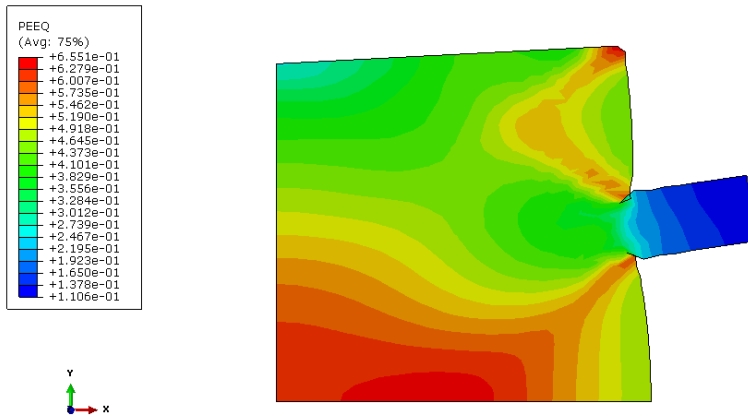


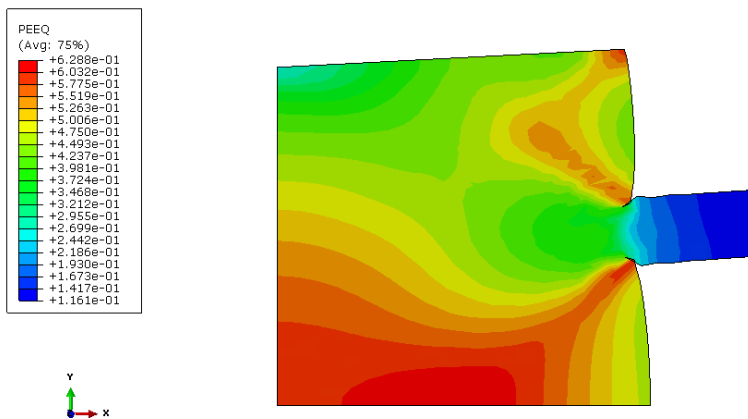
Figure. IV 25. Déplacement axial (mm) : (a) Modèle implicite, (b) Modèle explicite.

#### 6.8.4 Déformations plastiques équivalentes

Les résultats de la figure 26 montrent que la déformation plastique est plus importante pour le modèle implicite aussi bien au niveau de l'interface outil lopin qu'au niveau de la zone centrale. Des essais expérimentaux permettraient de justifier l'utilisation de l'un ou de l'autre de ces deux algorithmes pour simuler le forgeage en tenant compte du frottement à l'interface.



(a)



(b)

Figure. IV 26. Déformation plastique équivalente : (a) Modèle implicite, (b) Modèle explicite

### 6.9 Distribution des contraintes pour différentes températures

Certains procédés de mise en forme sont réalisés à chaud pour diminuer les efforts à mettre en œuvre car la température conditionne la valeur de la contrainte d'écoulement  $\sigma_0$  du matériau à déformer. Les résultats de la simulation numérique en régime explicite présentés dans la figure 27, montrent les répartitions des contraintes équivalentes de Von Mises pour diverses températures du lopin comprises entre 20°C et 500°C . Ces résultats montrent que sur l'interface, plus la température est élevée, moins est importante la contrainte  $\sigma_{\acute{e}q}$  ainsi que ses fluctuations : le matériau devient facile à forger.

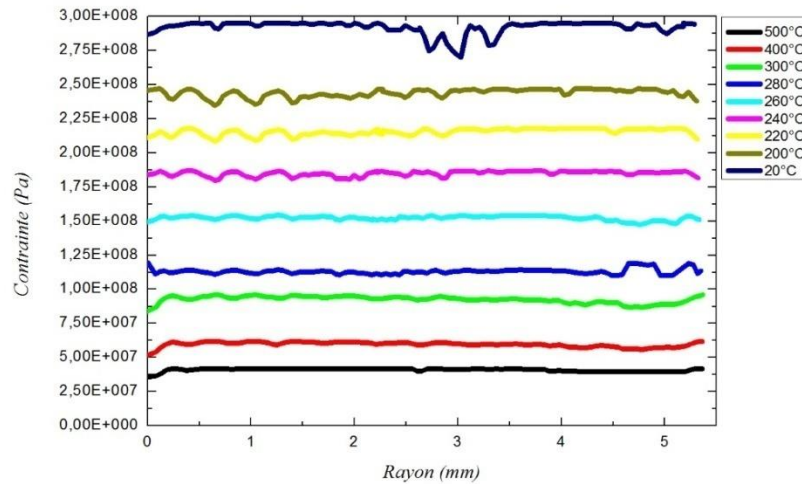


Figure. IV 27. Contraintes normales à l'interface

Plusieurs températures de préchauffage du lopin ont été étudiées en vue de distinguer les différents domaines de comportement de contraintes d'Aluminium pendant le processus.

Les simulations ont été faites sur les températures variant de 20°C à 500°C, afin de repérer les points de changement de comportement. La figure 28 représente l'évolution des contraintes en fonction de la température de préchauffage du lopin.

Sur cette figure, trois zones ou domaines différents se distinguent. Sur la première zone avec des températures ambiantes jusqu'à 100°C, des contraintes normales pratiquement constantes ou d'évolution très lentes sont relevées. Ces contraintes sont comprises entre  $2.92E+08$  Pa et  $2.89E+08$  Pa.

Sur la deuxième zone, un vif changement du comportement est relevé : les contraintes qui étaient de l'ordre de  $2.89E+08$  Pa, avec des températures de préchauffage du lopin de 100°C, descendent jusqu'à  $9.28E+07$  avec des températures de 300°C.

Sur la troisième zone, une stabilisation de l'évolution des contraintes est relevée, où sur une plage de température de 200°C [300-500°C], l'écart de contraintes n'est que de 56.02 MPa [ $9.28E+07$  -  $4.12E+07$ ]

Ces trois zones sont en bonne concordance avec les trois domaines de forgeage indiqués dans la littérature : la première zone correspond parfaitement à la zone de forgeage à froid pendant laquelle l'évolution de la structure du matériau n'est provoquée que par l'écroutissage qui augmente la contrainte d'écoulement et diminue la ductilité, la deuxième zone est comprise dans le domaine du forgeage mi-chaud pour lequel on constate une diminution notable de l'écroutissage où la contrainte d'écoulement est une fonction décroissante de la température. Pour les procédés à chaud ou à mi-chaud, les conclusions sont similaires. La troisième zone commence aux températures supérieures du domaine de forgeage mi-chaud et s'étend jusqu'au domaine de forgeage à chaud.

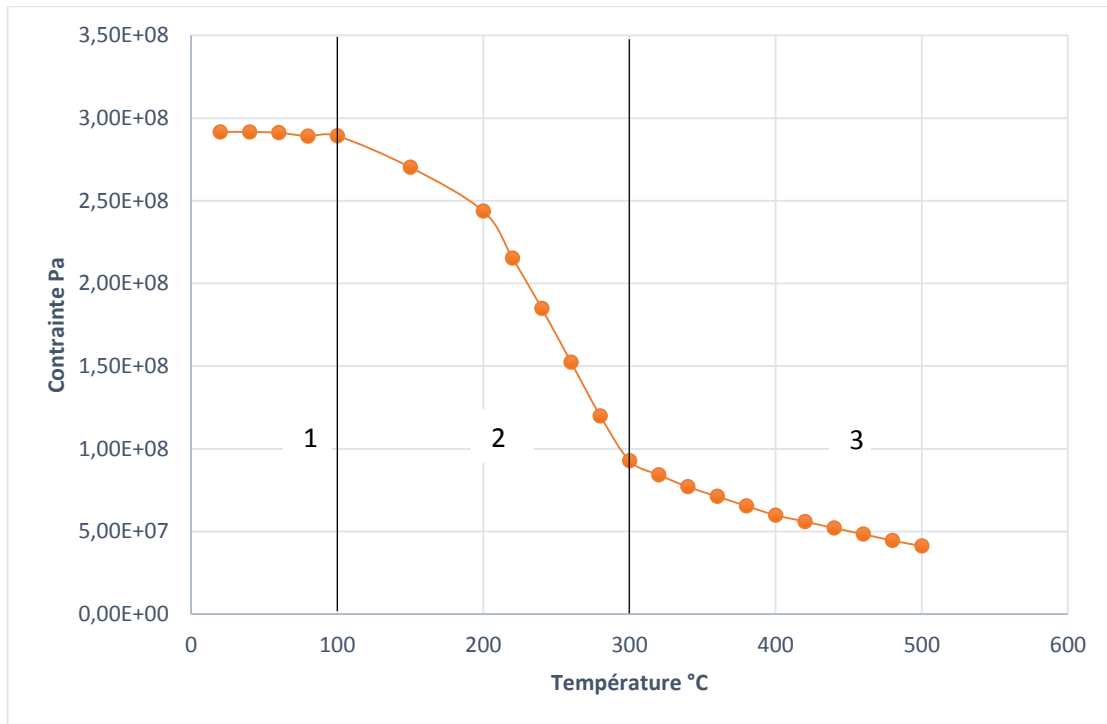


Figure. IV 28. Evolution de la contrainte pour l'alliage d'aluminium en fonction de la température

## 7. Conclusion

Ces simulations numériques de l'écrasement d'un corps élastoplastique par un poinçon rigide montrent que le frottement a une influence sur la force globale de mise en forme, la répartition des contraintes à l'interface, la déformation plastique du lopin, la forme des surfaces déformées ainsi que l'ouverture de contact. Etant donné que ces résultats sont particulièrement importants pour la maîtrise des opérations de mise en forme ; il est donc nécessaire d'améliorer la modélisation du phénomène de frottement pour mieux approcher les phénomènes réels.

## *Conclusion générale et perspectives*

Le travail réalisé vise à apporter une amélioration significative à la compréhension et à la modélisation des phénomènes tribologiques à l'interface outil-lopin lors des procédés de mise en forme des matériaux métalliques, et notamment dans le contexte de l'écrasement axisymétrique des pièces en alliages d'aluminium.

De nombreuses équipes de recherche ont développé des modèles microscopiques dans le but d'obtenir une loi de frottement macroscopique. Le modèle de la vague plastique, formulé avec les théorèmes des lignes de glissement et de la borne supérieure, considère un champ de déformations planes d'une aspérité triangulaire rigide parfaitement plastique, il est basé sur une géométrie bidimensionnelle et la rugosité réelle, de forme circulaire, est remplacée par une géométrie triangulaire de même hauteur moyenne et de même longueur d'onde. Ce modèle doit nous permettre d'obtenir une loi de frottement à l'interface en fonction de la contrainte normale de contact, de la rugosité de l'outil, de la limite d'élasticité du matériau du lopin et du coefficient local de frottement de type Tresca. Dans ce modèle, la force de frottement s'oppose au glissement de la surface rugueuse et résulte de la croissance de vagues plastiques dans le matériau du lopin.

Dans ce contexte, la modélisation et la simulation numérique par MEF peuvent être utilisées pour prévoir l'écoulement des matériaux, l'analyse de la distribution des déformations, des contraintes et de la température. L'efficacité de la simulation par éléments finis dans les applications industrielles n'est plus à démontrer.

Dans le procédé d'écrasement une couche mince du matériau du lopin s'écoule à l'interface en raison de l'interaction microscopique entre l'aspérité de l'outil et la vague plastique. L'analyse de l'évolution de cette couche contribue à la compréhension du frottement macroscopique à l'interface.

Après une présentation des notions sur les principales opérations de mise en forme : laminage, forgeage-frittage, estompage, emboutissage, pliage et le profilage, nous avons introduit plus précisément les classifications et les caractéristiques des procédés de forgeage qui fait l'objet de notre travail. Nous avons aussi étudié les mécanismes d'endommagements ductiles : germination, croissance, coalescence ; ainsi que le couplage contrainte/déformation. Nous avons également présenté l'influence de la rugosité et les différents types de rugosité dans les procédés de mise en forme des métaux. Nous avons évoqué brièvement la modélisation du frottement dans les codes de calcul ainsi que les régimes de lubrification.

Dans le cadre du développement de la simulation numérique des procédés thermomécaniques de transformation des matériaux, les lois existantes de comportement surfacique rentrant dans la modélisation du contact avec ou sans frottement doivent être améliorées pour mieux approcher les conditions réelles. Comme aucune loi de frottement existante mise en œuvre pour la modélisation des procédés de mise en forme ne peut prendre en compte le comportement de surface, dans ce but, une nouvelle loi de frottement, dite de la

vague plastique, est étudiée depuis plusieurs années pour les contacts entre un outil rigide et un corps élastoplastique afin d'être utilisée à la place des lois de Coulomb et de Tresca.

Après un rappel de la théorie de la vague plastique, et de ses différents stades, nous avons présenté le modèle représentant la variation de l'angle d'aspérité de l'outil en fonction du coefficient de frottement local  $(\alpha, m_0)$  où le modèle de la vague est applicable et son implantation dans l'analyse par éléments finis.

Pour déterminer les caractéristiques mécaniques des matériaux on utilise généralement le test de traction, où l'on mesure le module d'élasticité et le coefficient de poisson du matériau. Plusieurs études utilisent ce test et extrapolent les résultats pour une plus grande zone d'écoulement. Dans cette thèse, nous avons effectué un essai de torsion pour la détermination des caractéristiques mécaniques du matériau pour lequel nous avons une zone d'écoulement plus importante. La courbe contrainte-déformation a été relevée jusqu'à 120%.

Les essais de torsion sur des éprouvettes en alliage d'aluminium EN AW 1345 ont été effectués pour caractériser le matériau dans le domaine plastique, notamment le coefficient d'érouissage et le coefficient de résistance. Des essais micrographiques et de micro dureté ont été effectués sur des éprouvettes ayant subi un recuit d'adoucissement et de recristallisation afin d'avoir une zone de plasticité plus importante pour introduire cette caractéristique dans le programme des lois de comportement afin de l'insérer dans le logiciel MEF ABAQUS pour la simulation des essais d'écrasement d'un lopin en alliage d'aluminium en grande déformation plastique.

Dans le dernier chapitre, les simulations numériques de l'écrasement d'un corps élastoplastique par un poinçon rigide montrent que le frottement entre les deux matériaux et la rugosité de l'outil ont une influence sur l'effort à mettre en œuvre pour la mise en forme du lopin, la répartition des contraintes à l'interface, la déformation plastique du lopin, la forme des surfaces déformées ainsi que l'ouverture de contact. Une étude paramétrique a été menée en tenant compte d'abord de la modélisation de la rugosité moyenne par une rugosité triangulaire de même surface, triangulaire de même hauteur, ou trapézoïdale qui confirme que l'approximation triangulaire de même hauteur est la plus adaptée pour la théorie de la vague plastique. La lubrification entre les deux matériaux a une influence remarquable sur la forme finale du lopin : une forme en diabolo dans le cas du glissement parfait ou un gonflement de la partie centrale en absence de lubrification, en effet le frottement à l'interface ne conditionne pas uniquement l'état de surface du produit mais aussi ses changements de géométrie ainsi que ses propriétés physiques. L'écrasement du lopin provoque une couche d'écoulement plastique observée en étudiant l'évolution de l'ouverture de contact et la forme finale du lopin est très sensible à la valeur de l'angle d'attaque de l'outil comme cela a été constaté par les études expérimentales effectuées par d'autres chercheurs. Les résultats de la simulation numériques montrent aussi que pour l'algorithme dynamique implicite les accélérations initiales ne nécessitent pas un effort de forgeage trop important par rapport à l'algorithme dynamique explicite qui présente des variations trop grandes de l'effort. Pour un lopin préchauffé à 500°C la contrainte équivalente de Von Mises est très faible ce qui va rendre le matériau plus facile à mettre en forme. L'étude de l'influence de la température nous a conduit à déterminer les trois



zones qui correspondent aux trois domaines de forgeage indiqués par la littérature : forgeage à froid, tiède et à chaud.

Etant donné que ces résultats sont particulièrement importants pour la maîtrise des opérations de mise en forme ; il est donc nécessaire d'améliorer la modélisation du phénomène de frottement pour mieux approcher les phénomènes réels.

## *Perspectives*

Au vu des résultats obtenus plusieurs perspectives peuvent être envisagées :

- Prise en compte de la géométrie réelle des rugosités dans la théorie de la vague plastique et dans les simulations ;
- Introduction de l'endommagement ductile sensible au cisaillement dans la simulation par la MEF ;
- Comparaison expérience/numérique ;
- Détermination de l'angle de compression simple ;
- Tenir compte de l'influence de la température.

## *Références Bibliographique*

- [1]. M Kukuryk. Analysis of deformation and damage evolution in hot elongation forging. *Archives of metallurgy and materials*. 47. 2012.
- [2]. M. Azaouzi. Modélisation et optimisation numérique de l'emboutissage de pièces de précision en tôlerie fine. Thèse de doctorat .Institut National polytechnique de Lorraine INPL. Nancy. 2007.
- [3]. T. Sedrat. Etude et conception d'un procédé d'emboutissage. Mémoire magistère Faculté des sciences de l'ingénieur université de Batna. 2007.
- [4]. E. Felder. Procédés de mise en forme – Introduction. Techniques de l'Ingénieur M 3000. pp 1-2, 2000.
- [5]. Nicolas Moulin. Modélisation numérique de la fragmentation de particules de formes complexes avec une application au laminage des alliages d'aluminium. Thèse de doctorat .Ecole Nationale supérieure des Mines de Saint-Etienne. 2008.
- [6]. R S. RakotoanirinaEmilson. Étude de préfaisabilité pour la mise en place d'une bijouterie industrielle à antananarivo. mémoire de fin d'études. École supérieure polytechnique d'antananarivo. 2006.
- [7]. Meziane Rabahallah. Modélisation de l'anisotropie plastique et application à la mise en forme des tôles métalliques. Thèse de doctorat. Université Paul Verlaine de Metz. 2007.
- [8]. Virginie Pouzols. Optimisation d'opérations industrielles de pliage par la méthode des éléments finis. Thèse de doctorat. Université de Grenoble. 2006.
- [9]. F.Helenon. Modélisation de l'interface lopin/outil lors des opérations de matriçage. Thèse de doctorat. INSA de Lyon. 2004.
- [10]. F Montheillet. F Moussy. Physique et mécanique de l'endommagement. *Les éditions de physique*. 1986.
- [11]. JF. Mariage. Simulation numérique de l'endommagement ductile en formage de pièces massives. Thèse de doctorat. Université de technologie de Troyes. 2003.
- [12]. Gael Chevallier. Étude des vibrations de broutement provoquées par le frottement sec. Thèse de doctorat. Université paris VI. 2005. 171p.
- [13]. Dominique Chamoret. Modélisation du contact: nouvelles approches numériques. Thèse de doctorat. L'École Centrale de Lyon. 2002. 158p.
- [14]. François Louf. Le contrôle des analyses éléments finis avec contact et frottement - Application aux simulations d'impact. Thèse de doctorat. L'école normale supérieure de Cachan. 2003. 192p.
- [15]. Pierre Stephan. Influence de la rugosité en fatigue de contact : role du rodage. Thèse de doctorat. INSA de Lyon. 2009.267p.

- [16]. E Felder.JL. Montagu. Friction and wear during the hot forging of steels. *Tribology International*. 13:61–68. 1980.
- [17]. MR Jensen.FF Damborg.KB Nielsen.J Danckert. Applying the finiteelement method for determination of tool wear in conventional deep-drawing. *Journal of Materials Processing Technology*. 83:98–105. 1998.
- [18]. JH Beynon. Tribology of hot metal forming. *Tribology International*. 31:73–77. 1998.
- [19]. DH Kim.HC Lee.BM Kim.KH Kim. Estimation of die service life against plastic deformation and wear during hot forging processes. *Journal of Materials Processing Technology*.166:372–380. 2005.
- [20]. M Terčelj.A Smolej.P Fajfar.R Turk. Laboratory assessment of wear on nitrided surfaces of dies for hot extrusion of aluminium. *Tribology International*. 40:374–384. 2007.
- [21]. C Vergne.C Boher.C Levailant.R Gras. Analysis of the friction and wear behavior of hot work tool scale: application to the hot rolling process. *Wear*. 250:322–333. 2001.
- [22]. T Skare.F Krantz. Wear and frictional behavior of high strength steel in stamping monitored by acoustic emission technique. *Wear*. 255:1471–1479. 2003.
- [23]. DN Hanlon.WM Rainforth. The rolling sliding wear response of conventionally processed and spray formed high speed steel at ambient and elevated temperature. *Wear*. 255:956–966. 2003.
- [24]. MN Fox.MPF Sutcliffe. Modelling material transfer in metal rolling using plasticine. *Wear*. 264:18–25. 2008.
- [25]. MP Pereira.WY Yan.BF Rolfe. Contact pressure evolution and its relation to wear in sheet metal forming. *Wear*. 265:1687– 1699. 2008.
- [26]. K Louaisil.M Dubar.R Deltombe.A Dubois.L Dubar. Analysis of interface temperature forward slip and lubricant influence on friction and wear in cold rolling. *Wear*. 266:119–128. 2009.
- [27]. S Abachi.M Akkök, GM İlhan. Wear analysis of hot forging dies. *Tribology International*.43:467–473. 2010.
- [28]. F Nair.MB Karamis. An investigation of the tribological interaction between die damage and billet deformation during MMC extrusion. *Tribology International*. 43:347–355. 2010.
- [29]. XZ Wang.SH Masood. Investigation of die radius arc profile on wear behavior in sheet metal processing of advanced high strength steels. *Materials & Design*. 32:1118–1128. 2011.
- [30]. S Sah. RX Gao. An experimental study of contact pressure distribution in panel stamping operations. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 55:121–132. 2011.

- [31]. DK Leu. Modeling of surface roughness effect on dry contact friction in metal forming. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 57:575–584. 2011.
- [32]. E Vidal-Salle.S A Dubois. M Dubar. L Dubar .JC Boyer. Experimental identification and validation of the plastic wave approach in hot forging of steels. *Wear*. 286-287:35–44. 2012.
- [33]. E Vidal-Salle.S Maissonnette-Masson. JC Boyer. About the validity of the plastic wave model for an actual roughness of axisymmetric tooling in bulk forming. *International Journal of Material Forming*. 2:217–220. 2009.
- [34]. E Vidal-Sallé. S Boutabba. Y Cui. JC Boyer. An improved « plastic wave » friction model for rough contact in axisymmetric modeling of bulk forming processes. *International Journal of Material Forming*. 2008.
- [35]. E Vidal-Salle. M Dubar. JC Boyer. L Dubar. FEM numerical simulation of the warm and hot upsetting sliding test. *International Journal of Material Forming*.3:315 – 318. 2010.
- [36]. N Bay. T Wanheim. Real area of contact and friction stress at high pressure sliding contact. *Wear*.38: 201 – 209. 1976.
- [37]. J M. Challen. P L B Oxley. An expiation of the different regimes of friction and wear using asperity deformation models. *Wear*.53: 229 – 243. 1979.
- [38]. E Vidal-Salle. LBaillet. JC Boyer. Friction law hydrostatic mixed lubrication regime. *Journal of Materials Processing Technology*. 1118: 102–109. 2001.
- [39]. F Kherouf.S Boutabba. A Chettah.JC Boyer. Contribution à la simulation numérique de la mise en forme d'un corps elasto-plastique par un poinçon rigide : influence des parametres de contact. *4<sup>ième</sup> Congrès International Conception et Modélisation des Systèmes Mécaniques*. Sousse. 2011.
- [40]. L Vigneron .E Vidal-Salle.JC Boyer.M Dubar .L Dubar. Experimental validation of the plastic wave approach in hot forging of steels. *4<sup>th</sup> International Conference on Tribology in Manufacturing Processes*. ICTMP.2010.
- [41]. F Helenon. Modélisation de l'interface lopin/outil lors des opérations de matriçage. Thèse de doctorat. INSA de Lyon. 2004.
- [42]. LBaillet. Modélisation du frottement pour les opérations de forgeage. Thèse de doctorat. INSA de Lyon. 1994.
- [43]. Y Cui. Analysis of the rough contact inaxisymmetric upsetting. Erasmus Mundus Master of Mechanical Engineering. INSA de Lyon. 2007.
- [44]. J Piwnik. K Mogielnicki. The friction influence on stress in micro extrusion. *FAE*. 10:451-454. 2010.
- [45]. Olaf Engler.GalynaLaptyeva.Ning Wang. Impact of homogenization on microchemistry and recrystallization of the Al–Fe–Mn alloy AA 8006.*Materials Characterization*.79: 60-75. 2013.

- [46]. Changqing Huang. Jinpeng Diao. Hua Deng. Bingji Li. Xinghua Hu. Microstructure evolution of 6016 aluminum alloy during compression at elevated temperatures by hot rolling emulation. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 23: 1576-1582. 2013.
- [47]. T M Chandrashekharaiiah. S A Kori. Effect of grain refinement and modification on the dry sliding wear behaviour of eutectic Al – Si alloys. *Tribology International*. 42: 59-65. 2009.
- [48]. D M Turriff. S F Corbin. M Kozdras. Diffusional solidification phenomena in clad aluminum automotive braze sheet. *Acta Materialia*. 58: 1332-1341. 2010.
- [49]. A Azaldívar-Cadena. A Flores-Valdés. Prediction and identification of calcium-rich phases in Al – Si alloys by electron backscatter diffraction EBSD / SEM. *Materials Characterization*. 58: 834-841. 2007.
- [50]. S A Kori. T M Chandrashekharaiiah. Studies on the dry sliding wear behaviour of hypoeutectic and eutectic Al-Si alloys. *Wear*. 263: 745-755. 2007.
- [51]. Hong Ying Li. Cui Ting Zeng. Mao Sheng Han. Jiao Jiao Liu. Xiao Chao Lu. Time temperature property curves for quench sensitivity of 6063 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 23: 38-45. 2013.
- [52]. Ding Xian Fei. Sun Jing. Ying Jia. Zhang Wei Dong. Ma Ji Jun. Wang Li Chen. Influences of aging temperature and time on microstructure and mechanical properties of 6005A aluminum alloy extrusions. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 22: 14-20. 2012.
- [53]. Song Yi Chen. Kang Hua Chen. Le Jia. Guo Sheng Peng. Effect of hot deformation conditions on grain structure and properties of 7085 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 23: 329-334. 2013.
- [54]. Song Yi Chen. Kang Hua Chen. Guo Sheng Peng. Le Jia. Effect of initial microstructure on hot workability of 7085 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 23: 956-963. 2013.
- [55]. Wang Tao. Yin Zhi Min. Shen Kai. Li Jie. Huang Ji. Wu. Singleaging characteristics of 705 5 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 17: 548-552. 2007.
- [56]. Li Guo Feng. Zhang Xin Ming. Li Peng Hui. You Jiang Hai. Effects of retrogression heating rate on microstructures and mechanical properties of aluminum alloy 7050. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 20: 935-941. 2010.
- [57]. R Ranganatha. V Anil Kumar. Vaishaki S Nandi. R Rbhat. B K Muralidhara. Multistage heat treatment of aluminum alloy AA7049. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 23: 1570-1575. 2013.
- [58]. Mostafa Mansouri Nejad. Bahman Mirzakhani. Influence of sequence of cold working and aging treatment on mechanical behaviour of 6061 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 22: 2072–2079. 2012.

- [59]. Quan Li Wei. Zhao Gang. Sam Gao. Barry C Muddle. Effect of prestretching on microstructure of aged 2524 aluminium alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 21: 1957-1962. 2011.
- [60]. Zhao Na. Yang Yan Qing. Han Ming. Luo Xian. Feng Guang Hai. Zhang Rong Jun. Finite element analysis of pressure on 2024 aluminum alloy created during restricting expansion-deformation heat-treatment. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 22: 2226-2232. 2012.
- [61]. Guo Hong Min. Yang Xiang Jie. Preparation of semi-solid slurry containing fine and globular particles for wrought aluminum alloy 2024. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 17: 799-804. 2007.
- [62]. Yan Yong. Zhang Da Tong. Qiu Cheng. Zhang Wen. Dissimilar friction stir welding between 5052 aluminum alloy and AZ31 magnesium alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 20: 619-623. 2010.
- [63]. Zhang Xin Ming. Li Hui Jie. Li Hui Zhong. Gao Hui. Dynamic property evaluation of aluminum alloy 2519A by split Hopkinson pressure bar. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 18: 1-5. 2008.
- [64]. A K Lakshminarayanan. V Balasubramanian. Comparison of RSM with ANN in predicting tensile strength of friction stir welded AA7039 aluminium alloy joints. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 19: 9-18. 2009.
- [65]. R Haghayeghia. E J Zoqui. H Bahai. An investigation on the effect of intensive shearing on the grain refinement of A5754 aluminium alloy. *Journal of Alloys and Compounds*. 481: 358-364. 2009.
- [66]. Yong Jai Kwon. SeongBeom Shim. Dong Hwan Park. Friction stir welding of 5052 aluminum alloy plates. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 19: 23-27. 2009.
- [67]. A K Lakshminarayanan. S Ma Larvizhi. V Balasubramanian. Developing friction stir welding window for AA2219 aluminium alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 21: 2339-2347. 2011.
- [68]. Zhang Xin Ming. Liu Ling. Ye Ling Ying. Liu Jun. Lei Zhao. Song Ji Chao. Effect of pre-deformation of rolling combined with stretching on stress corrosion of aluminum alloy 2519A plate. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 22: 8-15. 2012.
- [69]. S Malarvizhi. V Balasubramanian. Effect of welding processes on AA2219 aluminium alloy joint properties. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 21: 962-973. 2010.
- [70]. Li Hui Zhong. Liang Xiao Peng. Li Fang Fang. Effect of Y content on microstructure and mechanical properties of 25 19 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 17: 1194-1198. 2007.
- [71]. Liu Hui-Jie. Zhang Hui Jie. Huang Yong Xian. Yu Lei. Mechanical properties of underwater friction stir welded 2219 aluminum alloy. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 20: 1387-1391. 2009.

- [72]. Wu Chuan Song. Zhang Wen Bin, Shi Lei. Chen Mao Ai. Visualization and simulation of plastic material flow in friction stir welding of 2024 aluminium alloy plates. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 22: 1445-1451. 2012.
- [73]. Astrid Marie F Muggerud. Eva Anne Mørtzell. Yanjun Li. Randi Holmestad. Dispersoid strengthening in AA3xxx alloys with varying Mn and Si content during annealing at low temperatures. *Materials Science & Engineering A*. 567: 21-28. 2013.
- [74]. Jiantao Liu. James G Morris. Macro- micro- and mesotexture evolutions of continuous cast and direct chill cast AA 3105 aluminum alloy during cold rolling. *Materials and Engineering*. 357: 277-296. 2003.
- [75]. Zhang Xin Ming. Wang Wen Tao. Chen Ming An. Gao Zhi-Guo. Effects of Yb addition on microstructures and mechanical properties of 2519A aluminum alloy plate. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 20: 727-731. 2009.
- [76]. Dan Zhenhua. Takigawashunsuke. Muto Izumi. Hara Nobuyoshi. Applicability of constant dew point corrosion tests for evaluating atmospheric corrosion of aluminium alloys. *Corrosion Science*. 20: 2006-2014. 2011.
- [77]. Dalmoro Viviane. H Z João. Armelin Elaine. Alemán Carlos. S Azambuja Denise. Applied Surface Science A synergistic combination of tetraethylorthosilicate and multiphosphonic acid offers excellent corrosion protection to AA1100 aluminum alloy. *Applied Surface Science*. 20: 758-768. 2013.
- [78]. M Brochu. Comportement en fatigue de l'aluminium 357 coulé par gravité et rhéocoulé. Thèse de doctorat. 2010. 29 p.
- [79]. Elena Luminița Din. Comportement à la corrosion des alliages d'aluminium utilisés dans l'industrie automobile pour la fabrication de radiateur de chauffage. Thèse de doctorat. 2005. 11p.
- [80]. R Haghayeghi. E J Zoqui, H J Choi. H Bahai. An investigation on the effect of intensive shearing on the grain refinement of A5754 aluminium alloy. *Journal of Alloys and compounds*. 481:358-364. 2009.
- [81]. W Weronâski. A Gontarz. Zb Pater. The reasons for structural defects arising in forgings of aluminium alloys analysed using the finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*. 92-93: 50-53. 1999.
- [82]. Y H Kim. T K Ryou. H J Choi. B B Hwang. An analysis of the forging processes for 6061 aluminum-alloy wheels. *Journal of Materials Processing Technology*. 123: 270-276. 2002.
- [83]. D Bauer. R Bourgeois. M Jakubowics. Memotech-Science de l'ingénieur. Livre. 2001. 156 p.
- [84]. Philippe Poupeau. Traitements thermiques des métaux et alliages. *Techniques de l'Ingénieur*. M 1105. pp 2. 2000.

- [85]. R Devalay. Procédés de mise en forme. *Techniques de l'Ingénieur*. M 1290. pp1-2. 2000.
- [86]. D Karagiozova. R Mines. Impact of aircraft rubber tyre fragments on aluminium alloy plates: II-numerical simulation using LS-DYNA. *International Journal of Impact Engineering*. 34: 647-667. 2007.
- [87]. D Varas. R Zaera. J López-Puente. Numerical modelling of the hydrodynamic ram phenomenon. *International Journal of Impact Engineering*. 36: 363-374. 2009.
- [88]. A Rusinek. R Zaera. P. Forquin. JR Klepaczko. Effect of plastic deformation and boundary conditions combined with elastic wave propagation on the collapse site of a crash box. *Thin-Walled Structures*. 46: 1143-1163. 2008.
- [89]. Z Kazanci. K Bathe. Crushing and crashing of tubes with implicit time integration. *International Journal of Impact Engineering*. 42: 80-88. 2012.
- [90]. Z Zong. Y Zhao. H Li. A numerical study of whole ship structural damage resulting from close-in underwater explosion shock. *Marine Structures*. 31: 24-43. 2013.
- [91]. S Ehlers. The influence of the material relation on the accuracy of collision simulations. *Marine Structures*. 23: 462-474. 2010.
- [92]. W Hui. L YingBing. P Friedman. C MingHe. G Lin. Warm forming behavior of high strength aluminum alloy AA7075. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*. 22: 1-7. 2012.
- [93]. Q Zhang. M Arentoft. S Bruschi. L Dubar. E Felder. Measurement of friction in a cold extrusion operation: Study by numerical simulation of four friction tests. *International Journal of Material Forming*, 1: 1267-1270. 2008.
- [94]. Roger Lumley. Fundamentals of aluminium metallurgy Production. Processing and applications. *Woodhead Publishing*. pp 854. 2011.
- [95]. O C Zienkiewicz. P C Jain. E Onate. Flow of solids during forming and extrusion: some aspects of numerical solutions. *International Journal of Solids and Structures*. 14:15–38. 1978.
- [96]. T Hirai. T Ishise. Plastic metal flow under frictional boundary in forward extrusion die and stress distribution of the die. *International Journal of Machine Tools and research*. 26:217–229. 1986.
- [97]. T Coupez. N Soyris. J L Chenot. 3-D finite element modeling of the forging process with automatic remeshing. *Journal of Materials Processing Technology*. 27: 119–133. 1991.
- [98]. S I Oh. W T Wu. J P Tang. Simulations of cold forging processes by the DEFORM system. *Journal of Materials Processing Technology*. 35:357–370. 1992.
- [99]. PV Sivaprasad. C H J Davies. An assessment of the interface friction factor using the geometry of upset specimens. *Modelling and simulation in materials science and engineering*. 13: 355–360. 2005.



- [100]. S B Petersen.P A F Martins.N Bay. Friction in bulk metal forming: a general friction model vs. the law of constant friction. *Journal of Materials Processing Technology*. 66: 186–194. 1997.
- [101]. X Tan. Comparison of friction models in bulk metal forming. *Tribology International*. 35:385–393. 2002.
- [102]. F Lebon. Contact problems with friction: models and simulations. *Simulation Modelling Practice and Theory*. 11:449–463. 2003.
- [103]. F FereshtehSaniee. Friction modeling for the physical simulation of the bulk metal forming processes. *Journal of Materials Processing Technology*. 153–154:151–156. 2004.
- [104]. Alexandre Een. Aide-mémoire éléments finis.Livre. pp 6. 2005.
- [105]. [http://www.sv.vt.edu/classes/MSE2094\\_NoteBook/97ClassProj/num/widas/history.html](http://www.sv.vt.edu/classes/MSE2094_NoteBook/97ClassProj/num/widas/history.html), 2013.
- [106]. N Robelo. J C Nagtegaal. L M Taylor. R Passmann. Comparison of implicit and explicit finite element methods in the simulation of metal forming process.*Proceedings of the Numiform*. 99-108. 1992.
- [107]. R H Zhou. H Wagoner. An algorithm for improved convergence in forming analysis.*International Journal of Mechanical*. 39: 1363-1397. 1997.
- [108]. N J Carpenter.R L Taylor.M G Ratona. Lagrange constraints for transient finite element surface contact. *International journal for numerical methods in engineering*.32: 103-128. 1991.
- [109]. S P Wang.E Nakamachi. Nonlinear contact and friction modeling in dynamic explicit finite element analysis. *Third international conference*. Numerical simulation of 3D sheet metal forming processes.pp 9-16. 1996
- [110]. T Shimizu.T Sano. Development of a penalty method contact algorithm and its application to sheet forming problem. *Simulation of Materials processing: Theory. Methods and Applications.NUMIFORM 95 Ithaca New York*. pp 489-494. 1995.
- [111]. LBaillet.C Desrayaud.Y Berthier. Numerical and experimental analysis of ironing of thin sheet metal. *Third international conference Numerical simulation of 3D sheet metal forming processes*. pp72-79. 1996.
- [112]. K Mocellin.L Fourment.J L Chenot. Algorithme de contact implicite pour la simulation tridimensionnelle du forgeage. *13ème congrèsfrançais de Mécanique*. pp 51-54. 1997.
- [113]. D Peric.D R Owen. Computational model for 3D contact problems with friction based on the penalty method. *International Journal for NumericalMethods in Engineering*. 35. pp 1289-1302. 1992.
- [114]. M Brunet. Modélisation numérique des grandes déformations elasto-plastiques avec contact et frottement : application à des problèmes spécifiques de la mise en forme des métaux. Thèse de Doctorat INSA de Lyon. 1987.202 p.

- [115]. B Michel. Modélisation thermo-elasto-visco-plastique des procédés de formage à chaud. Thèse de Doctorat INSA de Lyon. 1993. 173 p.
- [116]. D Carleer. Sheet metal forming simulations with a friction model based on local contact conditions. *Proceedings of the NUMISHEET'96*. 40-46. 1996.
- [117]. ABAQUS standard User's Manual. Hibbit, Karlsson et Sorensen edition. Version 6111. 2013.
- [118]. Gael Chevallier. Etude des vibrations de broutement provoquées par le frottement sec application aux systèmes d'embrayage. Thèse de Doctorat. 2005. 27 p
- [119]. Azushima A. Kudo H. Direct observation of contact behavior to interpret the pressure dependence of the coefficient of friction in sheet metal forming. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*. 44:209–212. 1995.
- [120]. A Dubois. J Qudin. P Picart. Elastoplastic finite element analyses of an upsetting-sliding test for the determination of friction at medium and high contact pressure. *Tribology International*. 29:603–613. 1996
- [121]. A Kocan'da. W Presz. G Adamczyk. P Czyz'ewski. Mazurek W. Contact pressure distribution in upsetting of compound metals. *Journal of Materials Processing Technology*. 60:343–348. 1996.
- [122]. Z Pater. Theoretical method for estimation of mean pressure on contact area between rolling tools and workpiece in cross wedge rolling processes. *International Journal of Mechanical Sciences*. 39:233–243. 1997.
- [123]. B Carlsson. The contact pressure distribution in flat rolling of wire. *Journal of Materials Processing Technology*. 73:1–6. 1998.
- [124]. M P Pereira. WY Yan. B F Rolfe. Contact pressure evolution and its relation to wear in sheet metal forming. *Wear*. 265:1687–1699. 2008.
- [125]. M P Pereira. J L Duncan. WY Yan. B F Rolfe. Contact pressure evolution at the die radius in sheet metal stamping. *Journal of Materials Processing Technology*. 209:3532–3541. 2009.
- [126]. M S Joun. H G Moon. I S Choi. M C Lee. B Y Jun. Effects of friction laws on metal forming processes. *Tribology International*. 2009. 42:311–319.
- [127]. MP Pereira. WY Yan. BF Rolfe. Sliding distance contact pressure and wear in sheet metal stamping. *Wear*. 268:1275–1284. 2010.
- [128]. R X Gao. S Sah. N Mahayotsanun. On-line measurement of contact pressure distribution at tool–workpiece interfaces in manufacturing operations. *CIRP Annals-Manufacturing Technology*. 59:399-402. 2010.
- [129]. S Sah. R X Gao. An experimental study of contact pressure distribution in panel stamping operations. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*. 55:121-132. 2011.

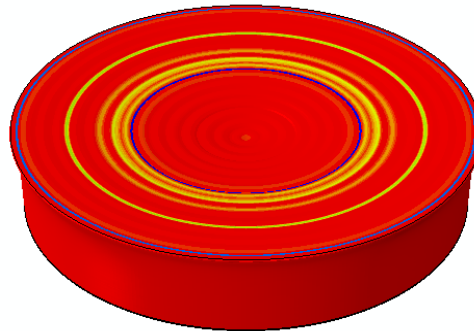
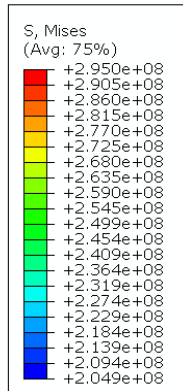
- [130]. X Z Wang. S H Masood. Investigation of die radius arc profile on wear behaviour in sheet metal processing of advanced high strength steels. *Materials and Design*. 32:1118-1128. 2011.
- [131]. J H Noh. K H Min. B BHwang. Deformation characteristics at contact interface in ring compression. *Tribology International*. 44:947-955. 2011.
- [132]. Xinghui Han. Lin Hua. Friction behaviors in cold rotary forging of 20CrMnTi alloy. *Tribology International*. 55: 29-39. 2012.
- [133]. A Majumdar. B Bhushan. Role of fractal geometry in roughness characterization and contact mechanics of surface. *ASME Journal Tribology*. 112: 205-216. 1990.
- [134]. S Ganti. B Bhushan. Generalized fractal analysis and its application to engineering surfaces. *49th Annual meeting STLE*, 1994.
- [135]. A LE Floc'h. S Jacomet, N. Billon, J F. Dupuis et E Ebrard, Confrontation des techniques de simulation du forgeage. *Rev Fsc Méc.* 2 :379-388. 1993.

---

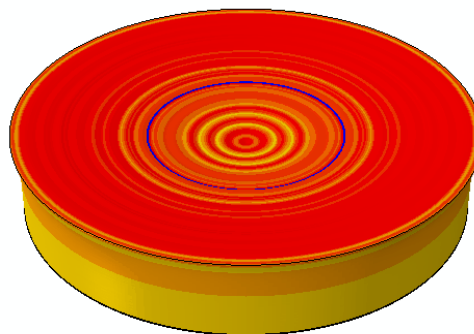
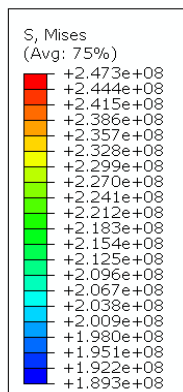
# ANNEXES

---

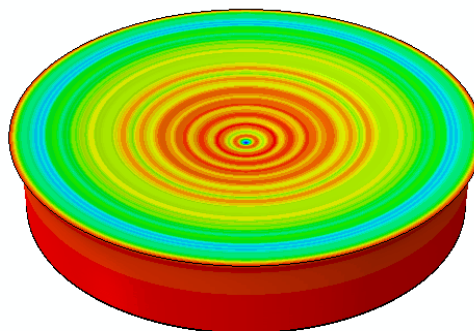
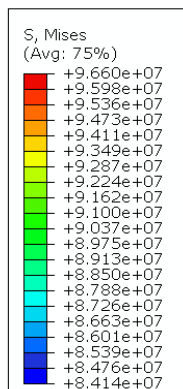
## Annexe 1

Simulation numérique en 3D :

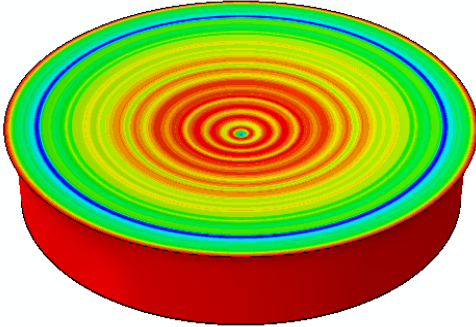
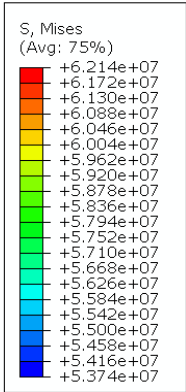
T= 20°C



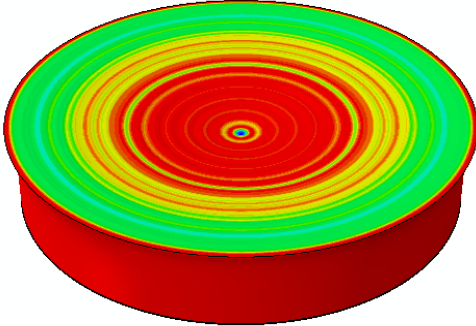
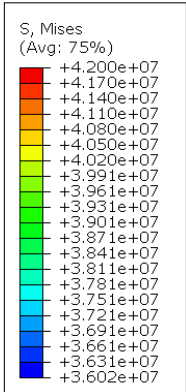
T= 200°C



T= 300°C



T= 400°C



T= 500°C

## Annexe 2

## Report ABAQUS Contrainte V Mises :

\*\*\*\*\*  
 \*\*\*\*\*

Field Output Report, written Mon Feb 16 10:30:26 2015

Source 1

-----

ODB: C:/Users/FAKHREDDINE~1/AppData/Local/Temp/Job-1.odb

Step: Step-1

Frame: Increment 899681: Step Time = 1.000

Loc 1: Integration point values from source 1

Output sorted by column "S.Mises".

Field Output reported at integration points for part: LOPIN-1

Element Label	Int Pt	S.Mises @Loc 1
-----		
1212	1	295.000E+06
8771	1	295.000E+06
7032	1	295.000E+06
7295	1	295.000E+06
6728	1	295.000E+06
4208	1	295.000E+06
6193	1	290.686E+06
5144	1	290.682E+06
2101	1	290.680E+06
2246	1	290.676E+06
4746	1	290.673E+06
10368	1	290.663E+06
2110	1	290.661E+06
10403	1	290.661E+06
6413	1	290.660E+06
4452	1	290.657E+06
3769	1	290.651E+06
8107	1	290.634E+06
6495	1	290.629E+06
6640	1	290.627E+06
6065	1	290.621E+06
6496	1	290.612E+06
6644	1	290.608E+06
6776	1	290.605E+06
2021	1	290.603E+06
2013	1	290.598E+06
7394	1	290.593E+06
3899	1	290.586E+06
8415	1	290.586E+06
6366	1	290.577E+06

---

4584	1	288.071E+06
5222	1	288.061E+06
816	1	287.984E+06
1792	1	287.955E+06
6017	1	287.943E+06
5228	1	287.934E+06
4341	1	287.930E+06
759	1	287.928E+06
6313	1	287.919E+06
788	1	287.918E+06
4710	1	287.910E+06
1643	1	287.881E+06
10168	1	287.827E+06
1111	1	287.759E+06
4925	1	287.759E+06
5437	1	287.754E+06
1826	1	287.717E+06
1795	1	287.700E+06
4755	1	287.690E+06
4712	1	287.674E+06
1793	1	287.669E+06
1650	1	287.628E+06
4709	1	287.621E+06
4490	1	287.612E+06
4619	1	287.605E+06
1113	1	287.568E+06
4498	1	287.550E+06
772	1	287.538E+06
4700	1	287.536E+06
4777	1	287.506E+06
10272	1	287.429E+06
3901	1	287.313E+06
10204	1	287.087E+06
1106	1	287.001E+06
3797	1	286.957E+06
1473	1	286.950E+06
10367	1	286.942E+06
3927	1	286.856E+06
1446	1	286.821E+06
3586	1	286.819E+06
903	1	286.811E+06
1077	1	286.633E+06
1015	1	286.628E+06
3905	1	286.585E+06
1321	1	286.536E+06
6951	1	286.528E+06
7722	1	286.471E+06
5268	1	286.433E+06
4247	1	286.361E+06
3771	1	286.121E+06
3903	1	285.953E+06
4583	1	285.850E+06
6010	1	285.835E+06
4963	1	285.634E+06
4747	1	285.628E+06
1760	1	285.621E+06



---

4483	1	285.601E+06
800	1	285.576E+06
6100	1	285.570E+06
10157	1	285.454E+06
4209	1	285.397E+06
6159	1	285.183E+06
10240	1	285.060E+06
5261	1	285.058E+06
3906	1	284.915E+06
1078	1	284.726E+06
4061	1	284.643E+06
1917	1	284.630E+06
4620	1	284.579E+06
1856	1	284.423E+06
3577	1	284.411E+06
1469	1	284.286E+06
983	1	284.229E+06
10160	1	284.192E+06
3588	1	284.051E+06
910	1	283.888E+06
5537	1	283.819E+06
5615	1	283.584E+06
4924	1	283.206E+06
10316	1	283.178E+06
6127	1	283.116E+06
5327	1	283.026E+06
909	1	282.548E+06
1564	1	282.544E+06
1533	1	282.259E+06
10211	1	282.012E+06
4873	1	281.937E+06
3629	1	281.871E+06
833	1	281.726E+06
1080	1	281.397E+06
4153	1	281.355E+06
908	1	280.872E+06
4504	1	280.660E+06
1109	1	280.585E+06
1565	1	280.256E+06
4846	1	279.590E+06
4109	1	278.992E+06
3809	1	278.985E+06
1503	1	278.172E+06
4066	1	278.162E+06
3608	1	277.071E+06
943	1	276.978E+06
4582	1	275.395E+06
4210	1	275.142E+06
797	1	270.126E+06
3772	1	268.276E+06
3770	1	266.237E+06
4133	1	266.154E+06
1081	1	258.189E+06
3908	1	255.442E+06
101	1	237.572E+06
798	1	214.554E+06

1108	1	204.898E+06
Minimum		204.898E+06
At Element		1108
Int Pt		1
Maximum		295.E+06
At Element		10865
Int Pt		1
Total		3.19997E+12

Field Output reported at integration points for part: POINÇON-1

Element Label	Int Pt	S.Mises @Loc 1
68	1	416.831E+06
180	1	372.932E+06
20	1	367.995E+06
367	1	365.863E+06
428	1	363.433E+06
184	1	353.409E+06
394	1	353.147E+06
188	1	352.817E+06
19	1	351.533E+06
72	1	351.111E+06
29	1	350.552E+06
22	1	349.813E+06
416	1	347.623E+06
69	1	346.662E+06
71	1	344.756E+06
403	1	344.629E+06
191	1	342.984E+06
34	1	340.404E+06
314	1	340.295E+06
1	1	338.384E+06
6	1	337.901E+06
187	1	336.738E+06
282	1	336.334E+06
186	1	336.163E+06
401	1	335.418E+06
449	1	196.545E+06
96	1	27.1906E+06
318	1	27.1621E+06
123	1	26.3524E+06
298	1	26.3010E+06
254	1	26.2983E+06
97	1	26.2547E+06
262	1	26.1149E+06
441	1	25.4907E+06
317	1	25.4657E+06
98	1	25.3513E+06

---

109	1	25.1212E+06
344	1	25.0067E+06
213	1	24.9100E+06
99	1	24.4824E+06
319	1	24.3422E+06
260	1	24.2233E+06
261	1	23.9502E+06
253	1	23.6117E+06
256	1	23.5431E+06
121	1	23.4550E+06
107	1	23.1234E+06
108	1	23.0273E+06
255	1	22.8058E+06
102	1	22.6926E+06
101	1	22.4329E+06
300	1	22.3017E+06
381	1	22.2084E+06
104	1	21.9199E+06
103	1	21.9182E+06
214	1	21.9149E+06
106	1	21.3878E+06
382	1	21.3290E+06
100	1	21.2949E+06
105	1	21.2619E+06
258	1	20.7605E+06
263	1	20.7451E+06
259	1	20.6137E+06
257	1	20.5148E+06
215	1	20.3871E+06
301	1	19.9990E+06
111	1	19.9180E+06
216	1	19.7140E+06
120	1	19.5840E+06
334	1	19.3312E+06
264	1	19.2940E+06
112	1	19.2814E+06
119	1	18.8800E+06
162	1	18.8130E+06
113	1	18.7176E+06
302	1	18.5818E+06
268	1	18.4434E+06
265	1	18.2217E+06
118	1	18.1609E+06
269	1	18.0989E+06
345	1	17.8097E+06
114	1	17.6916E+06
266	1	17.6291E+06
217	1	17.5226E+06
115	1	17.1846E+06
117	1	16.9668E+06
267	1	16.9436E+06
116	1	16.4011E+06
190	1	16.3920E+06
189	1	16.2593E+06

Minimum	16.2593E+06
At Element	189
Int Pt	1
Maximum	416.831E+06
At Element	68
Int Pt	1
Total	79.0713E+09