

Ministère de l'Enseignement Supérieur et de la Recherche Scientifique
Université Hassiba Benbouali de Chlef

Faculté de Technologie

Département de Génie Mécanique



THÈSE

Présentée pour l'obtention du diplôme de

DOCTORAT

Filière : Génie mécanique

Spécialité : Mécanique et Énergétique

Par

Amina BELGUEBLI

Thème :

Caractérisation des Lois de Comportement Rhéologique et Tribologique d'une Tôle en Acier DC06EK Appliquée à l'Emboutissage

Soutenue le : --/--/----, devant le jury composé de :

HADJ MILOUD Mohamed	MCA	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Président
MENDAS Mohammed	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Examineur
OUINAS Djamel	Professeur	Université de Mostaganem	Examineur
BERRAHOU Mohamed	Professeur	Université de Relizane	Examineur
ZIDANE Ibrahim	Professeur	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Rapporteur
BENHAMOU Abdessoufi	MCB	Université Hassiba Benbouali de Chlef	Co-Rapporteur
BENHADJ M'HAMED Ali	Chef de production EIMS Miliana		Invité

Remerciements

Avant tout, je remercie Allah, notre Créateur, pour m'avoir donné la volonté d'accomplir ce travail.

Je voudrais exprimer ma sincère gratitude à mon directeur de thèse, Monsieur ZIDANE Ibrahim, Professeur à l'UHB de Chlef, pour son encadrement, son soutien continu, sa patience, et ses conseils utiles durant toutes les années de ce projet de recherche et de la rédaction de cette thèse de doctorat.

Je tiens également à remercier mon co-directeur de thèse, Monsieur BENHAMOU Abdessoufi, Maître de conférences à l'UHB de Chlef, pour ses conseils et ses encouragements durant ma thèse.

Je remercie l'ensemble des membres du jury qui m'ont fait l'honneur d'examiner ce travail. Il s'agit de Monsieur HADJ MILOUD Mohamed, Monsieur MENDES Mohammed, Monsieur OUINAS Djamel, et Monsieur BERRAHOU Mohamed.

Je voudrais remercier également les travailleurs et administrateurs de l'entreprise industrielle de matériel sanitaire de Miliana, et plus spécialement le chef de production BENHADJ M'HAMED Ali, pour leur soutien.

Je tiens à exprimer ma gratitude particulière à ma mère, mon père, mon frère et mes sœurs pour leur soutien constant tout au long de mes années d'études.

Pour finir, je remercie sincèrement toutes les personnes qui ont, de près ou de loin, contribué à la réalisation de ce travail.

Résumé

Dans cette thèse, une caractérisation rhéologique et tribologique a été menée sur l'acier laminé à froid « DC06EK ». Cette tôle métallique est très utilisée dans l'entreprise industrielle de matériel sanitaire de Miliana (EIMS) pour fabriquer des produits de formes relativement complexes par le procédé d'emboutissage. Dans une première étape de ce travail, une analyse cristallographique et chimique a été réalisée sur la tôle DC06EK, suivie par une caractérisation élastoplastique via des essais mécaniques de traction. À partir de ces essais, une loi d'érouissage a été déterminée par une méthode d'identification inverse. À partir des mêmes essais, le critère d'anisotropie de Hill 48 a été déterminé après calcul des coefficients d'anisotropie de Lankford. Il s'est avéré ainsi que cette tôle est fortement anisotrope. À la fin de cette étape, la courbe limite de formage (CLF) du DC06EK a été déterminée via une approche analytique, et sa comparaison à un résultat antérieur a révélé une bonne concordance.

Dans une deuxième étape, des essais tribologiques ont été menés sur la tôle DC06EK, à savoir des essais avec tribomètre pion-disque et des essais de rayage. Les essais sur le tribomètre pion-disque ont permis de déterminer le coefficient de frottement pour différentes vitesses de glissement. Les résultats ont montré qu'il n'y a pas une grande influence de la vitesse sur le coefficient de frottement. Cependant, une analyse de l'influence de la déformation plastique (l'érouissage) et de l'anisotropie sur le frottement, conduite à travers l'essai de microrayage, montre que le coefficient de frottement diminue en fonction de la déformation plastique équivalente et est différent pour différentes directions de laminage. Cette influence de l'anisotropie diminue avec l'augmentation du niveau de déformation plastique.

Les caractérisations rhéologiques et tribologiques ont été utilisées dans une simulation numérique d'une application industrielle de l'EIMS. L'application choisie pour cette raison est l'emboutissage profond d'une caisse de brouette. L'objectif est d'analyser en profondeur et de remédier aux défauts de rupture et de plissement qui sont fréquemment rencontrés dans l'EIMS. Les résultats de l'analyse numérique indiquent que la forme finale de la caisse de la brouette ne contient pas de défauts de rupture ou de plissement, correspondant exactement aux caisses réelles fabriqués dans l'entreprise. La modélisation numérique et l'optimisation du processus d'emboutissage effectuées dans cette étude pourraient potentiellement réduire les pertes de production et améliorer l'efficacité globale de la fabrication industrielle.

Mots clés : Emboutissage profond, Frottement, Rhéologie, Simulation numérique, Tôle métallique DC06EK.

Abstract

In this thesis, a rheological and tribological characterization was conducted on the cold-rolled steel "DC06EK". This sheet metal is widely used in the industrial company of sanitary equipment, EIMS Miliana-Algeria, to manufacture products with relatively complex shapes by the deep drawing process. In the first stage of this work, a crystallographic and chemical analysis was carried out on the DC06EK sheet metal, followed by an elastoplastic characterization via tensile mechanical tests. From these tests, a work-hardening law was determined using an inverse identification method. From the same tests, the Hill 48 anisotropy criterion was determined after calculating the Lankford anisotropy coefficients. It turns out that this sheet metal is highly anisotropic. At the end of this stage, the forming limit curve of DC06EK was determined using an analytical approach, and its comparison with a previous result showed good agreement.

In the second stage, tribological tests were conducted on the DC06EK, namely pin-on-disk tests and scratch tests. Tests on the pin-disc tribometer made it possible to determine the friction coefficient for different sliding velocities. The results showed that there is no significant influence of sliding velocities on the friction coefficient. However, an analysis of the influence of plastic deformation (hardening) and anisotropy on friction, conducted through the micro-scratch test, shows that the friction coefficient decreases with equivalent plastic deformation and varies for different rolling directions. This influence of anisotropy decreases with an increase in the level of plastic deformation.

The rheological and tribological characterization were used in a numerical simulation of an industrial application of EIMS. The application choice for this purpose is the deep drawing of a wheelbarrow tray. The objective is thoroughly analyzed and address the rupture and wrinkling defects that are frequently encountered in the EIMS. The numerical analysis results indicate that the final shape of the wheelbarrow tray contains no rupture or wrinkling defects, exactly matching the actual semi-finished product manufactured by the company. The numerical modeling and optimization of the deep drawing process performed in this study could potentially reduce production losses and improve the overall efficiency of industrial manufacturing.

Key words: Extra-Deep drawing, Friction, Rheology, Numerical simulation, DC06EK sheet metal.

ملخص

في هذه الأطروحة، تم إجراء توصيف ريولوجي وتريولوجي للفولاذ المدلفن على البارد "DC06EK". يتم استخدام هذه الصفائح المعدنية على نطاق واسع في الشركة الصناعية للأدوات الصحية بمليانة (EIMS) لتصنيع منتجات ذات أشكال معقدة نسبيًا من خلال عملية التشكيل العميق. في المرحلة الأولى من هذا العمل، تم إجراء تحليل بلوري وكيميائي على الصفائح المعدنية DC06EK، متبوعًا بتوصيف اللدونة المرورية عبر اختبارات الشد الميكانيكية. ومن هذه الاختبارات تم تحديد قانون التصلب باستخدام طريقة التطابق العكسي. بالإضافة إلى ذلك، تم تحديد معيار Hill48 للأنيسوتروبي بعد حساب معاملات لانكفورد. وتبين أن هذه المادة شديدة التباين. في نهاية هذه المرحلة، تم تحديد منحنى حد التشكيل لـ DC06EK باستخدام منهج تحليلي، وأظهرت مقارنته بالنتائج السابقة توافقًا جيدًا.

في المرحلة الثانية، تم إجراء اختبارات الاحتكاك على DC06EK، وهي اختبارات أجريت على جهاز الاحتكاك ذو قرص و دبوس واختبارات الخدش. أتاحت الاختبارات التي أجريت على جهاز الاحتكاك ذو قرص و دبوس تحديد معامل الاحتكاك لسرعات انزلاق مختلفة. أظهرت النتائج عدم وجود تأثير لسرعات الانزلاق على معامل الاحتكاك. ومع ذلك، فإن تحليل تأثير تشوه البلاستيكي (التصلب) والأنيسوتروبي على الاحتكاك، والذي تم إجراؤه من خلال اختبار الخدش، يوضح أن معامل الاحتكاك يتناقص مع تشوه البلاستيك ويختلف باختلاف اتجاهات الشد. يتناقض تأثير الأنيسوتروبي هذا مع زيادة مستوى التشوه البلاستيكي.

التوصيف الريولوجي و التريولوجي في محاكاة عددية لتصنيع منتج بـ EIMS. المنتج الصناعي المختار لهذا الغرض هو التشكيل العميق لصينية عربية يد. الهدف هو إجراء تحليل شامل ومعالجة عيوب التمزق والتجعيد التي يتم مواجهتها بشكل متكرر في شركة EIMS. تشير نتائج التحليل الرقمي إلى أن الشكل النهائي لصينية عربية اليد لا يحتوي على أي تمزق أو تجاعيد، وهو مطابق تمامًا للمنتج الفعلي المصنع في الشركة. من المحتمل أن تؤدي النمذجة العددية وتحسين عملية السحب العميق التي تم إجراؤها في هذه الدراسة إلى تقليل خسائر الإنتاج وتحسين الكفاءة العامة للتصنيع الصناعي.

كلمات البحث: التشكيل العميق، الاحتكاك، الريولوجيا، المحاكاة العددية، الصفائح المعدنية DC06EK.

Tables des matières

Chapitre 1. Étude bibliographique	4
1.1. Introduction	5
1.2. Présentation de l'EIMS.....	5
1.3. Tôles utilisées en emboutissage à l'EIMS	7
1.3.1. Dénomination européenne des aciers	8
1.3.2. Aciers d'émaillage.....	9
1.4. Problématique de la simulation numérique d'un procédé d'emboutissage.....	10
1.5. Modélisation du comportement rhéologique	11
1.5.1. Comportement élastoplastique.....	11
1.5.2. Comportement isotrope.....	19
1.5.3. Comportement anisotrope.....	21
1.6. Courbes limites de formage (CLF)	24
1.7. Modélisation du comportement tribologique	27
1.7.1. Calcul du Coefficient de Frottement.....	27
1.7.2. Effet de la lubrification	29
1.7.3. Effet de la pression	30
1.7.4. Effet de la déformation plastique, de l'anisotropie et de la rugosité.....	31
1.7.1. Essais tribologiques	35
1.8. Conclusion.....	36
Chapitre 2. Caractérisation du comportement rhéologique de la tôle DC06EK	38
2.1. Introduction	39
2.2. Analyse métallographique	39
2.3. Composition chimique	43
2.4. Caractérisation du comportement élastoplastique	44
2.4.1. Essais de traction	44
2.4.2. Technique de corrélation d'images	47
2.4.3. Identification des paramètres d'une loi écrouissage.....	49
2.4.4. Résultats	51
2.5. Courbe limite de formage (CLF)	57
2.6. Conclusion.....	58
Chapitre 3. Caractérisation du comportement tribologique de la tôle DC06EK.....	60
3.1. Introduction	61
3.2. Contacts tôle-outils.....	62
3.3. Caractérisation du frottement par tribomètre pion-disque	64
3.4. Analyse tribologique de l'effet combiné de la déformation plastique et de l'anisotropie sur le frottement	67
3.4.1. Préparation des échantillons.....	67
3.4.2. Rugosité.....	70
3.4.3. Microdureté.....	72

3.4.4. Essai de microrayage	75
3.5. Conclusion.....	79
Chapitre 4. Simulation de l'emboutissage profond d'une caisse de brouette	81
4.1. Introduction	82
4.2. Production par emboutissage profond : Technique et Application industrielle.....	83
4.2.1. Technique d'emboutissage.....	83
4.2.2. Emboutissage profond d'une caisse de brouette	84
4.3. Défauts résultant de l'opération d'emboutissage profond	86
4.4. Mesures	88
4.5. Modélisation numérique	90
4.5.1. Géométrie et maillage	90
4.5.2. Propriété du matériau	93
4.5.3. Contacts tôle-outils.....	93
4.5.4. Conditions aux limites et chargement	95
4.6. Résultats et Discussions	96
4.6.1. Comparaison expérimentale/numérique	96
4.6.2. Formabilité	98
4.6.3. Champs de déplacement	100
4.6.4. Force de réaction du poinçon.....	102
4.7. Conclusions	103
Conclusions & Perspective	104
Références	107
Annexe 1. Caractéristiques mécaniques de l'acier DC06EK	115
Annexe 2. Subroutine UHARD.....	117
Annexe 3. Script Python	118
Annexe 4. Mesures de la rugosité dans les différents échantillons en fonction de la déformation et de l'orientation par rapport à la direction de laminage.....	120

Liste des figures

FIGURE 1-1 : PRODUITS FABRIQUES AU SEIN DE L'EIMS.	6
FIGURE 1-2 : TOLES METALLIQUES PROCUREES PAR L'EIMS.	7
FIGURE 1-3 : SIMULATION NUMERIQUE D'UNE OPERATION D'EMBOUTISSAGE [13,14].	11
FIGURE 1-4 : COURBE CONTRAINTE-DEFORMATION TYPIQUE POUR UN METAL [15].	13
FIGURE 1-5 : MACHINE DE TRACTION SITUEE A LA FACULTE DE TECHNOLOGIE DE L'UHBC.	14
FIGURE 1-6 : EPROUVETTE DE TRACTION.	15
FIGURE 1-7 : CRITERES DE TRESCA (A) ET DE VON MISES (B) [24].	20
FIGURE 1-8 : RELATION ENTRE L'ANISOTROPIE PLASTIQUE ET L'APTITUDE A L'EMBOUTISSAGE [25].	22
FIGURE 1-9 : DEFAUTS RESULTANT D'EMBOUTISSAGE PROFOND A L'EIMS.	24
FIGURE 1-10 : COURBE LIMITE DE FORMAGE.	25
FIGURE 1-11 : COURBE TYPIQUE DU COEFFICIENT DE FROTTEMENT DE DEUX SURFACES EN CONTACT [2].	28
FIGURE 1-12 : COURBE DE STRIBECK [2].	29
FIGURE 1-13: LOAD VS. STROKE CURVES TESTED AT A LOW-TEST SPEED [39].	30
FIGURE 1-14 : MODELES DE FROTTEMENT LES PLUS UTILISES EN MISE EN FORME [41].	31
FIGURE 1-15: EFFET DU NIVEAU DE DEFORMATION PLASTIQUE SUR : A) LA RUGOSITE, B) LA DURETE [48].	32
FIGURE 1-16: EFFET DU NIVEAU DE DEFORMATION PLASTIQUE SUR LE COF : A) CONTACT SEC, B) CONTACT LUBRIFIE [48]. .	33
FIGURE 1-17: EFFET DU NIVEAU DE DEFORMATION PLASTIQUE SUR LE COF : A) ACIER DC06 B) ACIER HX340LAD [49]. ...	33
FIGURE 1-18: EFFET DE PRESSION DE CONTACT SUR LA RUGOSITE DE SURFACE ET LE COF [45].	34
FIGURE 1-19: EFFET DE L'ALLONGEMENT RELATIF SUR LE COF : (A) SEC, (B) LUBRIFIE [47].	34
FIGURE 1-20: COF VS LA DEFORMATION POUR TROIS NUANCES D'ALUMINIUM [46].	35
FIGURE 2-1 : VISUALISATION DES DEUX FACES ECHANTILLONS VIA LE MICROSCOPE OPTIQUE « LEICA-DM4-M ».....	40
FIGURE 2-2 MICROSTRUCTURE ET TAILLE DES GRAINS DE L'ACIER DC06EK : A) : VISUALISATION SUR LA SURFACE, B) : VISUALISATION SUR L'EPAISSEUR.	41
FIGURE 2-3 : SCHEMA DU DISPOSITIF DE DIFFRACTOMETRE A RAYONS X ET DIFFRACTOGRAMMES OBTENUS POUR LA TOLE DC06EK.	42
FIGURE 2-4: SPECTROMETRIE OPTIQUE A SOURCE D'ETINCELLES.	43
FIGURE 2-5: DIMENSIONS DE L'EPROUVETTE DE TRACTION UNIAXIALE.	45
FIGURE 2-6: DECOUPAGE DES EPROUVETTES SUIVANT LES TROIS DL AVEC LE PROCEDE DE JET D'EAU.	46
FIGURE 2-7: DISPOSITIF EXPERIMENTAL DE CORRELATION D'IMAGE ET MONTAGE DE L'ESSAI DE TRACTION.	46
FIGURE 2-8: EXEMPLE DE MOUCHETIS SUR L'EPROUVETTE DE TRACTION.	47
FIGURE 2-9: SCHEMA DE PRINCIPE DES CALCULS DE DEPLACEMENTS ET DE TRAJECTOIRES PAR CORRELATION D'IMAGES [14].	48
FIGURE 2-10: DETERMINATION DU CHAMP DE DEFORMATION, A) CAS EXPERIMENTAL, B) CAS NUMERIQUE.	50
FIGURE 2-11 : PRESENTATION DU MODELE NUMERIQUE DE L'ESSAI DE TRACTION.	51
FIGURE 2-12 : COMPARAISON DES TROIS COURBES D'ECROUISSAGE (0° DL, 45° DL ET 90° DL).	52
FIGURE 2-13: EVOLUTION DES COEFFICIENTS DE LANKFORD EN FONCTION DE LA DEFORMATION PLASTIQUE EQUIVALENTE. ...	53
FIGURE 2-14: DEFORMATION PLASTIQUE EQUIVALENTE EN FONCTION DU DEPLACEMENT.	55
FIGURE 2-15: COMPARAISON ENTRE LA FORCE EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE EN FONCTION DU DEPLACEMENT APRES IDENTIFICATION DES PARAMETRES DES LOIS D'ECROUISSAGE.	56
FIGURE 2-16: CLF DE LA TOLE DC06EK.	58
FIGURE 3-1 : INTERACTION ENTRE LA PIECE DEFORMABLE ET L'OUTIL LORS D'UN CONTACT A L'ETAT STATIQUE [2].	62
FIGURE 3-2: DIFFERENTS DEFAUTS SUR L'OUTIL D'EMBOUTISSAGE PROFOND (MATRICE).	62
FIGURE 3-3: VARIATION DU COF ET DE LA RUGOSITE DE LA SURFACE EN FONCTION DE DIFFERENTES TAILLES DE GRAINS [67].	64
FIGURE 3-4 : TRIBOMETRE PION-DISQUE.	65
FIGURE 3-5 : COEFFICIENT DE FROTTEMENT VS DISTANCE DE CONTACT.	66
FIGURE 3-6 : COEFFICIENT DE FROTTEMENT VS DIFFERENTES VITESSES DE GLISSEMENT.	67
FIGURE 3-7: ILLUSTRATION DES MESURES DE DEFORMATION DANS LA SECTION UTILE DE L'ECHANTILLON DC06EK AU COURS DE SON ALLONGEMENT.	68
FIGURE 3-8 : CARTOGRAPHIES DES DEFORMATIONS EQUIVALENTEES PLASTIQUES MEASUREES SUR LES ECHANTILLONS NON DEFORMES ET PRE-DEFORMES A 0°, 45° ET 90° PAR RAPPORT A LA DL.	69
FIGURE 3-9 : VUE DE LA SURFACE DE LA TOLE D'ACIER DC06EK EN UTILISANT LE MICROSCOPE OPTIQUE.	70
FIGURE 3-10: PROFILE DE LA RUGOSITE D'UNE SURFACE DE LA TOLE DC06EK.	71

FIGURE 3-11: RUGOSITE MOYENNE ARITHMETIQUE (RA) EN FONCTION DE LA DEFORMATION EQUIVALENTE PLASTIQUE POUR DIFFERENTES DL.	71
FIGURE 3-12 : MICRO-DUROMETRE POUR MESURER LA DURETE SELON VICKERS.....	74
FIGURE 3-13: MICRODURETE (HV 0,03) EN FONCTION DE LA DEFORMATION EQUIVALENTE PLASTIQUE POUR DIFFERENTES DL.	75
FIGURE 3-14 : ESSAI DE MICRORAYAGE SUR UN ECHANTILLON DC06EK.	76
FIGURE 3-15: COEFFICIENTS DE FROTTEMENT EN FONCTION DE DIFFERENTS DL POUR DES ECHANTILLONS NON ETIRES.	77
FIGURE 3-16: COF VS DEFORMATION EQUIVALENTE PLASTIQUE POUR DIFFERENTES DL.	79
FIGURE 4-1 : TECHNIQUE D'EMBOUTISSAGE [73].....	84
FIGURE 4-2 : PRESSE BZE1600-32.	85
FIGURE 4-3 : CAISSES DE BROUETTE.....	86
FIGURE 4-4 : DEFAUTS DANS LA CAISSE DE LA BROUETTE LORS DE L'EMBOUTISSAGE : A) PLISSEMENT, B) RUPTURE.	87
FIGURE 4-5 : MESURES 3D : (A) SCANNER LASER 3D CREAFORM HANDYSCAN300, (B) MESURES D'EPaisseur PAR ULTRASONS A L'AIDE DE L'APPAREIL SOFRANEL EHC 09B.....	89
FIGURE 4-6 : ORGANIGRAMME DE LA SIMULATION NUMERIQUE DU PROCEDE D'EMBOUTISSAGE PROFOND D'UNE CAISSE DE BROUETTE.	90
FIGURE 4-7: GEOMETRIE DE LA FORME FINALE DU POINÇON.	91
FIGURE 4-8 : ASSEMBLAGE ET MAILLAGE DES DIFFERENTES PIECES.	91
FIGURE 4-9: ANALYSE DE SENSIBILITE DU MAILLAGE : (A) ILLUSTRATION DE DIFFERENTS MAILLAGES (B) RESULTATS DE LA REACTION DU POINÇON EN FONCTION DU DEPLACEMENT POUR DIFFERENTS MAILLAGES.	92
FIGURE 4-10 : INTERACTION TOLE-MATRICE.	94
FIGURE 4-11 : INTERACTION TOLE-SERRE FLAN.	94
FIGURE 4-12 : INTERACTION TOLE-POINÇON.	94
FIGURE 4-13 : MODELISATION DES CHARGEMENTS ET DES CONDITIONS AUX LIMITES SUR LES OUTILS D'EMBOUTISSAGE.....	96
FIGURE 4-14: ANALYSE EXPERIMENTALE ET NUMERIQUE DE LA REDUCTION DE L'EPaisseur DE LA CAISSE DE LA BROUETTE... ..	98
FIGURE 4-15: COMPARAISON DE LA CLF EXPERIMENTALE DE LA DC06EK AVEC CELLE OBTENUE EN UTILISANT LE MODELE DE KEELER-BRAZIER ET LES DEFORMATIONS LIMITES OBTENUES DE LA SIMULATION NUMERIQUE POUR TROIS DIFFERENTS BHP : (A) 50 MPA, (B) 70 MPA, (C) 20 MPA.....	100
FIGURE 4-16 : CARTOGRAPHIES DES DEPLACEMENTS DANS LE SENS DE L'EMBOUTISSAGE POUR LES TROIS DIFFERENTES BHP : (A) 50 MPA, (B) 70 MPA, (C) 20 MPA.	101
FIGURE 4-17 : FORCE DE POINÇONNAGE VS. DEPLACEMENT POUR DIFFERENTES BHP.	102

Liste des tableaux

TABLEAU 1-1 : TOLE A FROID POUR EMAILAGE [2].....	9
TABLEAU 1-2 : COMPOSITION CHIMIQUE DU MATERIAU DC06EK.	10
TABLEAU 1-3 DIFFERENTES LOIS D'ECROUISSAGE UTILISEES POUR LA DESCRIPTION DE LA DEFORMATION PLASTIQUE DES TOLES METALLIQUES [18].....	19
TABLEAU 1-4: DIFFERENTS ESSAIS MECANQUES DE SOLlicitATION BIAxiaLE POUR DETERMINER LES CLF [14].....	26
TABLEAU 2-1 : COMPOSITION CHIMIQUE DE LA TOLE D'ACIER DC06EK.	44
TABLEAU 2-2: VALEURS DES PARAMETRES DU CRITERE DE PLASTICITE DE HILL48.....	54
TABLEAU 2-3: PROPRIETES MECANQUES DU MATERIAU DE LA TOLE DC06EK.	57
TABLEAU 4-1: TEMPS CPU POUR DIFFERENTES TAILLES DE MAILLAGE.	92
TABLEAU 4-2: NOMBRE D'ELEMENTS ET TYPE DE MAILLAGE POUR CHAQUE PIECE.....	93

Nomenclature

A	Allongement relatif	[%]
E	Module de Young	[GPa]
f	Surface de charge	[MPa]
F, G, H, N	Paramètre de Hill	[-]
F_N	Force normale	[N]
F_T	Force tangentielle	[N]
\bar{F}_{exp}	Données expérimentales	[-]
\bar{F}_{num}	Données numériques	[-]
HV	Dureté Vickers	[Kgf/mm ²]
H	Hauteur de pénétration	[mm]
K	Consistance du matériau	[-]
l_0	Longueur initiale	[mm]
n	Coefficient d'érouissage	[-]
N_p	Nombre total de mesures	[-]
Q	Fonction de coût	[-]
r	Coefficient du Lankford	[-]
R_e	Limite élastique	[MPa]
R_{moy}	Coefficient d'anisotropie moyen	[-]
$R_{p0.2}$	Limite d'élasticité	[MPa]
R_m	Contrainte de traction maximale	[MPa]
R_r	Résistance à la Rupture	[MPa]
S	Section de l'éprouvette	[mm ²]
S_0	Section initiale du métal	[mm ²]
S_{Mises}	Contrainte équivalente de Von-Mises	[MPa]
t_0	Epaisseur de tôle	[mm]
α	Paramètre d'érouissage	[-]
ε	Déformation élastique	[%]

ε_0	Déformation à la limite élastique	[%]
$\bar{\varepsilon}$	Déformation vraie	[%]
$\delta\varepsilon$	Déformations élémentaires	[%]
ε_n	Déformation nominale	[%]
$\dot{\bar{\varepsilon}}^p$	Déformation plastique équivalente	[%]
$\dot{\varepsilon}_{kk}^p$	Tenseur des vitesses de déformation	[-]
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Déformations principales	[%]
Δl	Allongement	[%]
ΔR	Anisotropie normale du matériau	[-]
μ	Coefficient de frottement	[-]
μ_d	Frottement dynamique	[-]
μ_s	Frottement statique	[-]
ν	Coefficient du Poisson	[-]
σ	Contrainte équivalente	[MPa]
σ_0	Contrainte à la limite élastique	[MPa]
$\bar{\sigma}$	Contrainte équivalente vraie	[MPa]
σ_e	Limite admissible	[MPa]
σ_n	Contrainte nominale	[MPa]
σ_y	Contrainte seuil de plasticité	[MPa]
σ_s	Contrainte de saturation	[MPa]
σ_I, σ_{II}	Contraintes principales	[MPa]
σ_{ij}	Composantes du tenseur des contraintes	[MPa]
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Contraintes planes	[MPa]

Abréviations

CAO	Conception Assistée par Ordinateur
CLF	Courbe Limite de Formage
COF	Coefficient de frottement
DIC	Corrélation d'Images Digitales
DL	Direction de laminage
EF	Éléments Finis
EIMS	Entreprise Industrielle de Matériel Sanitaire
GTN	Gurson-Tvergaard-Needleman

Introduction Générale

Les tôles d'acier laminées à froid « DC0x » sont excellentes pour le formage à froid. Ces tôles offrent une variété de propriétés exceptionnelles, notamment une formabilité facile et une surface lisse. Ces tôles sont fréquemment utilisées dans les automobiles, les appareils électroménagers, les produits sanitaires, le génie civil, les meubles et de nombreux autres articles du quotidien. À l'EIMS, ces tôles d'acier laminées à froid sont intensivement utilisées en emboutissage profond, et plus spécialement les aciers d'émaillage de type DC0xEK. Les produits et composants fabriqués dans cette entreprise sont : - des baignoires, lavabos et éviers de cuisine de différentes dimensions, - certains composants de chauffage au gaz, - réchaud plat à deux feux, - réflecteur pour poteau d'éclairage, - brouette, - et capot pour poteau d'éclairage. Dans un environnement industriel concurrentiel, cette entreprise est amenée à réduire le prix de revient de ses produits en réduisant le taux de rebut des articles produits par emboutissage. Le rebut est dû principalement à des défauts de plissement et de rupture, puisque lors du formage, le matériau peut atteindre des déformations plastiques importantes avant d'obtenir la forme désirée.

Aujourd'hui, l'analyse numérique basée sur la méthode des éléments finis (EF) offre une meilleure compréhension des processus d'emboutissage profond, permettant de prédire les défauts de formage et de fournir des informations sur la forme désirée, la distribution des contraintes et des déformations, et la force de poinçonnage. Cette technique présente aujourd'hui un réel intérêt économique en termes de gain de coûts et de temps. Pour modéliser une opération d'emboutissage profond, en plus de la modélisation du processus lui-même (y compris les géométries, les actions et vitesses des outils, etc.), il est nécessaire d'étudier et de définir le comportement tribologique et le comportement rhéologique de la tôle mise en forme ainsi que ses limites de formabilité.

Dans l'EIMS, la tôle « DC06EK » est très utilisée dans l'emboutissage pour produire de divers articles. Puisque c'était le premier travail de recherche qui allait entamer les problématiques et les préoccupations de l'EIMS, l'objectif principal fixé pour cette thèse était donc de caractériser le comportement rhéologique et tribologique de cette tôle, et de déterminer les limites de formabilité en déterminant la courbe limite de formage du

DC06EK décrivant ainsi l'apparition d'une striction localisée conduisant à la rupture de la tôle lors du formage.

Cette thèse est structurée en quatre chapitres :

Le premier chapitre constitue une revue de la littérature. Ce chapitre débute par une brève présentation de l'EIMS. Par la suite, les tôles en acier DC0xEK utilisées dans les procédés d'emboutissage à l'EIMS et leur normalisation sont exposées, mettant en avant la tôle DC06EK choisie dans ce travail de thèse. Après avoir exposé les enjeux associés à la simulation numérique du procédé d'emboutissage, une revue bibliographique a été réalisée, portant sur : - le comportement rhéologique des tôles métalliques lors de la mise en forme à froid, - l'utilisation de la courbe limite de formage (CLF) pour évaluer les défauts de plissement et de rupture dans une pièce embouti, - et à la fin, le comportement tribologique des contacts entre les outils et la tôle.

Le deuxième chapitre débute par des analyses cristallographiques et chimiques réalisées sur la tôle DC06EK. Par la suite, des essais expérimentaux de traction ont été effectués pour la caractérisation et la détermination des paramètres d'une loi d'écrouissage et d'un critère de plasticité anisotrope. Concernant la loi d'écrouissage, une méthode d'identification inverse des paramètres est proposée. Les paramètres du critère de plasticité sont calculés directement des coefficients d'anisotropies de Lankford. Ces coefficients sont calculés à partir des essais expérimentaux de traction. À la fin, la CLF est déterminée en utilisant une approche analytique.

Le troisième chapitre est dédié à la détermination et à l'analyse du coefficient de frottement en fonction de différents paramètres induites lors du formage par emboutissage. Dans un premier temps, le coefficient de frottement en fonction de différentes vitesses de glissement a été caractérisé expérimentalement en utilisant un tribomètre pion-disque. Cela est important pour modéliser l'interaction outils-tôle dans l'approche numérique. Par la suite, des essais tribologiques de microrayage ont été effectués pour analyser l'influence de la plasticité (l'écrouissage) et de l'anisotropie qui sont fortement induites lors du formage par emboutissage.

Dans le quatrième et le dernier chapitre, l'opération réelle de l'emboutissage profond de la caisse de la brouette a été simulée numériquement en utilisant le logiciel ABAQUS/Explicit. Cette simulation numérique a été validée en comparant ces mesures d'épaisseurs suivant différentes sections de la caisse de la brouette avec ceux obtenus via l'appareil de mesure à ultrason « Sofranel EHC 09B ». À la fin, l'influence des pressions de serrage appliqués au serre-flan sur la formabilité du produit semi fini de la caisse de la brouette a été investiguée et discutée.

Chapitre 1. Étude bibliographique

1.1. Introduction

La tôle d'acier laminée à froid « DC06EK » est intensivement utilisée en emboutissage profond à l'EIMS. Dans ce procédé de fabrication, les problèmes rencontrés sont l'apparition de ruptures et de plissements. L'objectif final est de proposer une simulation d'une opération d'emboutissage fiable capable de définir précisément les conditions optimales d'utilisation de ce procédé afin d'éviter les défauts de ruptures et de plissements. Cependant, l'utilisation de l'approche numérique nécessite une bonne compréhension des lois de comportement du matériau de la tôle, de la formabilité, et de la loi de frottement exprimant le contact tôles-outils.

Dans ce qui suit, et après une brève présentation de l'EIMS et les tôles utilisées dans cette entreprise, une revue bibliographique détaille :

- les défis de la simulation numérique dans l'emboutissage profond,
- la modélisation du comportement rhéologique des tôles métalliques utilisées en emboutissage,
- les courbes limites de formage (CLF) permettant d'évaluer les défauts de striction / rupture et de plissement dans une pièce emboutie,
- et la modélisation du comportement tribologiques des contacts outils-tôles.

1.2. Présentation de l'EIMS

L'entreprise publique économique « Entreprise Industrielle de Matériel Sanitaire (EIMS) » est une filiale du « Holding Elec El Djazair ». Son siège social est situé à Miliana, Wilaya de Aïn-Defla, et elle est reconnue comme l'une des plus grandes entreprises industrielles du pays, en raison de son importance et de son rôle dans le développement de l'économie nationale, notamment dans les domaines de la transformation métallique et du revêtement de surface. Au fil des 44 ans d'existence, l'entreprise a acquis une grande expérience pluridisciplinaire dans les domaines de l'emboutissage, du thermoformage et de l'émaillage. L'EIMS dispose d'une unité de production dédiée à la fabrication de pièces en tôlerie, organisée en trois ateliers distincts [1] :

- L'atelier d'emboutissage profond est équipé de machines de pointe permettant la réalisation de produits semi-finis de haute qualité (Figure 1-1). Les machines dont dispose l'EIMS dans cet atelier sont spécifiquement configurées pour traiter des pièces en tôles de grandes dimensions, allant de 1 m × 0,5 m à 2 m × 1,5 m, avec des presses d'emboutissage puissantes allant de 500 à 1600 tonnes. EIMS possède cinq presses hydrauliques à double effet, avec des capacités de 315 t, 500 t, 600 t et 1600 tonnes, de marque MULLER et de fabrication allemande. Ces presses peuvent être utilisées individuellement ou en ligne grâce à un système de transfert. La presse de 1600 tonnes est spécialement conçue pour emboutir des pièces en tôle de grandes dimensions (jusqu'à 2 m de longueur, 1,5 m de largeur et 2 mm d'épaisseur) avec une profondeur de 400 mm. Pour des opérations moins profondes, cette presse peut emboutir des tôles jusqu'à 6 mm d'épaisseur.
- L'EIMS comprend un atelier de thermoformage équipé d'une presse thermoformeuse, où des opérations de thermoformage sont réalisées sur des tôles ou des polymères ABS. Après la conception du flan, la pièce passe par une étape de renforcement en polyuréthane, consistant à appliquer une mousse de polyuréthane respectueuse de l'environnement pour renforcer la surface.
- Enfin, l'EIMS possède également une capacité importante pour l'application d'émail, effectué manuellement à l'aide de pistolets pneumatiques, permettant d'émailler des pièces de toutes tailles et formes. L'entreprise dispose d'un four de cuisson d'émail radiant, de grande capacité (6000 kg/heure à 800 °C), et une ligne d'émaillage alimentée automatiquement par une chaîne de convoyage.



Figure 1-1 : Produits fabriqués au sein de l'EIMS.

1.3. Tôles utilisées en emboutissage à l'EIMS

Divers matériaux, tels que les aciers, les alliages non ferreux et les composites, ont été adaptés aux techniques d'emboutissage. Le choix du matériau de la tôle est important, car il doit répondre à des critères de formabilité, de durabilité et de performance en service. L'acier, en particulier, se distingue par ses excellentes propriétés mécaniques pour le formage à froid. À l'EIMS, le matériau de la tôle utilisé en emboutissage est généralement des aciers commerciaux d'émaillage de type DC0xEK. Ce sont des tôles achetées sous forme de feuilles métalliques (Figure 1-2). Ces tôles en acier à faible teneur en carbone sont particulièrement prisées pour leur grande formabilité et leur résistance dans des environnements agressifs. La composition chimique et la propriété physique confèrent à ces tôles une ductilité élevée. En raison de leur excellente formabilité, elles peuvent être utilisées dans des cas d'emboutissage le plus profond possible. En principe, ce sont des aciers doux trempés à l'aluminium, dont la matrice se compose principalement de ferrite faiblement alliée (Mn et Si) avec un faible taux de carbures. Ainsi, des aciers monophasés dont leur matrice est ferritique avec des orientations cristallines différentes, des joints de grains... etc. Différentes catégories de tôles à froid sont définies par la norme EN 10209 [2], afin d'obtenir la meilleure aptitude à l'emboutissage pour toutes applications qui nécessitent des qualités de résistance, de rigidité et de ductilité.



Figure 1-2 : Tôles métalliques procurées par l'EIMS.

1.3.1. Dénomination européenne des aciers

Dans la dénomination des tôles en acier, la première lettre d'une désignation européenne normalisée DIN EN 10027-1 concerne l'application de la qualité considérée ; on trouve ainsi ajouter [2] :

- **D** : acier dédié au formage à froid,
- **E** : acier de construction mécanique,
- **H** : acier à haute résistance dédié au formage à froid,
- **P** : acier pour appareil à pression,
- **S** : acier de construction avec garantie de résilience,
- **T** : fer noir, blanc ou chromé (aciers pour emballage).

La deuxième lettre, s'il y en a une, donne des indications sur l'élaboration de l'acier.

- **C** : acier laminé à froid,
- **D** : acier laminé à chaud,
- **X** : indéfini, acier laminé à chaud ou à froid,
- **S** : recuit sur base (aciers pour emballage),
- **H** : recuit continu (aciers pour emballage).

Il peut y avoir une troisième lettre :

- **T** : indique que le nombre qui suit spécifie la résistance à la traction de la nuance.

Les chiffres qui suivent les lettres peuvent avoir trois significations :

- Après les premières lettres H, P ou S, la limite d'élasticité minimale,
- Après les deuxièmes lettres D, C et X, un indice de qualité (deux chiffres),
- Après la troisième lettre T, la résistance à la traction en MPa,

De plus, des indices additionnels peuvent être ajoutés après les chiffres pour préciser les conditions d'obtention ou d'utilisation :

- **D** : pour revêtement par immersion à chaud,
- **ED** : pour émaillage direct,
- **EK** : pour émaillage conventionnel.

Exemple de la tôle DC06EK : acier laminé à froid pour formage à froid, indice de qualité 06, pour émaillage conventionnel (EK).

1.3.2. Aciers d'émaillage

Les aciers d'émaillage sont des matériaux de qualité adéquate au processus de revêtement des surfaces en raison de leurs propriétés particulières. Leur composition chimique et leur microstructure assurent une bonne adhérence de l'émail pour améliorer les propriétés fonctionnelles des métaux, notamment la résistance à la corrosion, la résistance à l'usure, aux hautes températures ainsi que la résistance aux chocs des produits émaillés. Les tôles sont les plus utilisées pour l'émaillage. Des épaisseurs allant de 0,4 mm à 16 mm peuvent être utilisées, mais elles doivent avoir des caractéristiques particulières pour pouvoir être émaillées, car toutes les formes de tôle ne peuvent pas être émaillées [2]. La technique de l'émaillage consiste à déposer une ou plusieurs couches d'email sur une surface en acier appropriée et préalablement préparée composée de mélange de matières non organiques de verre fondu ou de céramique, coloré avec divers oxydes métalliques qui adhère à l'acier et le recouvre complètement, ensuite séchage et enfin cuisson à haute température. Cette technique assure une surface dure et lisse pour protéger les surfaces en acier contre les attaques chimiques et à l'humidité, et pour améliorer leur aspect esthétique. De plus, leur résistance aux chocs garantit une durabilité élevée, ce qui en fait un choix favorable à l'utilisation dans les domaines de la cuisine et du sanitaire [2].

La tôle en aciers d'émaillage peut être disponible dans de nombreuses nuance ou qualité : la norme DIN EN 10209 définit six qualités : trois pour l'émaillage conventionnel (indice EK), tel qu'il est représenté dans le Tableau 1-1.

Nuance	R _{p0,2} (MPa)	R _m (MPa)	A _{80 mini} (%)	r _{90 mini}
DC01EK	270	270-390	30	-
DC04EK	220	270-350	36	-
DC06EK	190	270-350	38	1,6

Tableau 1-1 : Tôle à froid pour émaillage [2].

D'après la norme DIN EN 10209:1998 - Matériau n° 1.0869, les qualités de la tôle DC06EK à basse teneur en carbone permettent, grâce à leurs très bonnes caractéristiques rhéologiques et mécaniques, la mise en forme de pièces très complexes. Ainsi, elle contient du titane, ce qui lui donne une grande capacité de formage et une résistance au

vieillessement. Ce matériau est choisi dans cette thèse de doctorat vu sa grande utilisation par l'EIMS dans divers produits.

Le tableau ci-dessous illustre la comparaison de la composition chimique du matériau DC06EK (Annexe 1), pour différentes références :

Elément	Fe	C	S	N	Mn	P	Si	Al	Ni	V	Ti
Annexe 1	balance	0,005	0,016	0,0095	0,195	0,010	0,008	0,060	-	-	0,100
[3]	balance	0,001	0,011	0,0017	0,082	0,011	0,006	0,550	0,013	0,002	0,040
[4]	balance	0,020 (max)	0,050 (max)	-	0,500 (max)	0,020 (max)	-	-	-	-	0,300 (max)

Tableau 1-2 : Composition chimique du matériau DC06EK.

1.4. Problématique de la simulation numérique d'un procédé d'emboutissage

De nos jours, l'analyse numérique basée sur la méthode des éléments finis offre une meilleure compréhension des processus d'emboutissage profond [5], permettant de prédire les défauts de formage [6,7] et fournissant des informations sur la forme déformée, la distribution des contraintes et des déformations et le chargement du poinçon [8–10]. Cette technique présente aujourd'hui un réel intérêt économique en termes de gain de temps et de coûts.

Pour modéliser une opération d'emboutissage profond, en plus de la modélisation du processus lui-même (y compris les géométries, les actions et vitesses des outils, la température, etc.), il est nécessaire d'incorporer les composants suivants dans un logiciel de simulation numérique [11,12] : - les lois de comportement élastoplastique décrivant la réponse mécanique de la tôle, - une loi de frottement exprimant les contacts tôle-outil, secs ou lubrifiés, - et une courbe limite de formage ou loi d'endommagement décrivant la rupture de la tôle lors du formage (Figure 1-3).

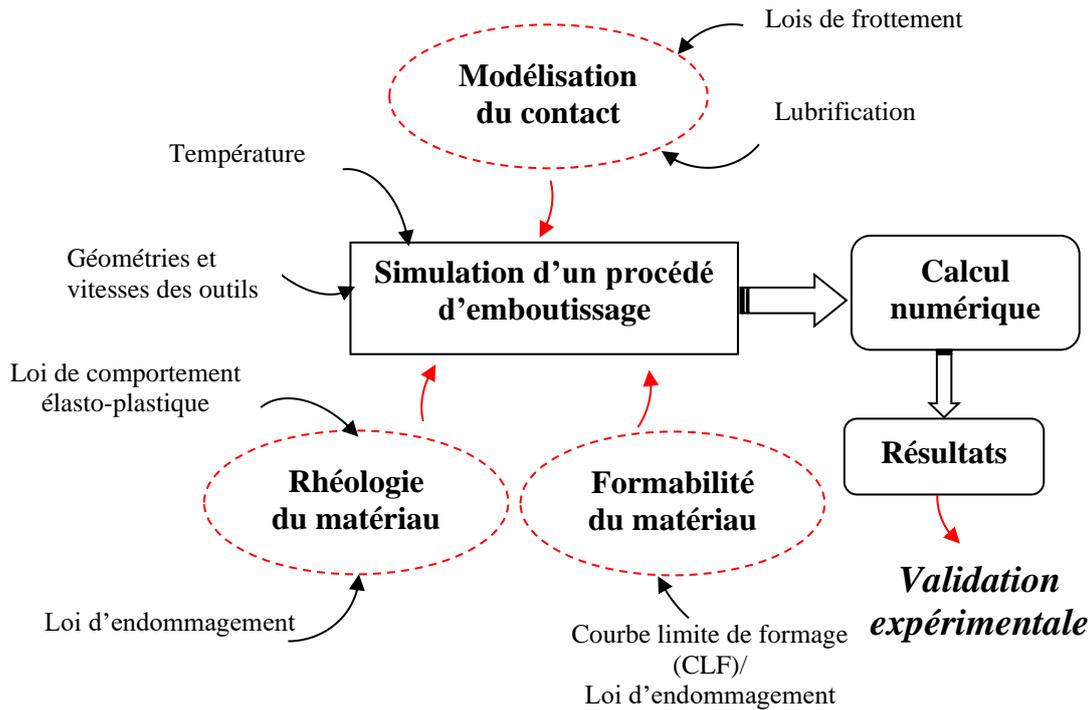


Figure 1-3 : Simulation numérique d'une opération d'emboutissage [13,14].

L'objectif final étant bien sûr de proposer une simulation d'une opération d'emboutissage avec des paramètres opératoires réels. Cet outil prédictif fiable capable de définir précisément les conditions optimales d'utilisation de ce procédé. Cependant, le recours à l'approche numérique exige une bonne connaissance des lois de comportement du matériau de la tôle et une bonne évaluation de sa formabilité. Des modèles prédictifs existent, mais leur précision est directement couplée à l'identification du comportement mécanique du matériau. Cela est atteint grâce à des essais rhéologiques capables de reproduire les phénomènes spécifiques aux procédés de mise en forme. Il faut aussi introduire une loi de frottement exprimant le contact flan-outils. Ce dernier est atteint via des essais tribologiques.

1.5. Modélisation du comportement rhéologique

1.5.1. Comportement élastoplastique

La déformation élastique est une déformation réversible qui intervient pour les faibles sollicitations. C'est une déformation récupérable lorsque la force appliquée est retirée. Les raisons physiques du comportement élastique varient selon les matériaux et dépendent de la structure microscopique du matériau. Les paramètres qui déterminent

l'élasticité d'un matériau sont le module de Young, le coefficient de Poisson et la limite élastique. Cette dernière est la valeur de contrainte au-delà de laquelle le matériau ne se comporte plus élastiquement, mais se déforme définitivement.

Dans le domaine élastique, lorsque la charge augmente à partir de zéro, la contrainte résultante est directement proportionnelle à la déformation de la manière indiquée par la Figure 1-4, mais uniquement lorsque la contrainte ne dépasse pas la valeur de la limite élastique. Pour les valeurs de contrainte comprises dans cette limite linéaire, nous pouvons décrire le comportement élastique par la loi de Hooke. Cette loi met en évidence une relation linéaire entre la contrainte (σ) et la déformation élastique (ε). Elle est utilisée pour caractériser le comportement élastique d'un matériau. La loi de Hooke est donnée comme suit :

$$\sigma = E.\varepsilon \quad 1-1$$

Le coefficient de Poisson ν (nu) est une mesure de la déformation (expansion ou contraction) d'un matériau dans des directions perpendiculaires à la direction spécifique de chargement. La valeur du coefficient de Poisson est la valeur négative du rapport entre la déformation transversale et la déformation axiale. Pour de petites valeurs de ces changements, ν est la quantité d'allongement transversal divisée par la quantité de compression axiale.

$$\nu = -\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad 1-2$$

Le coefficient de Poisson ν , pour les aciers, est de l'ordre de 0,3.

Pour des contraintes au-delà de la limite élastique, un matériau présente un comportement plastique. Cela signifie que le matériau se déforme de manière permanente et irréversible et ne reprend pas sa forme et sa taille d'origine, même lorsque la charge est supprimée. À l'échelle microscopique, la déformation plastique est due essentiellement à la déformation des grains métallurgiques à travers le glissement des plans atomiques les uns sur les autres. En pratique, ces déplacements ne modifient pas la structure cristalline et le volume reste inchangé. Il est caractérisé par le fait que la contrainte et la déformation

ne sont plus proportionnelles. Elles sont reliées par des lois empiriques, appelées lois d'écroutissage.

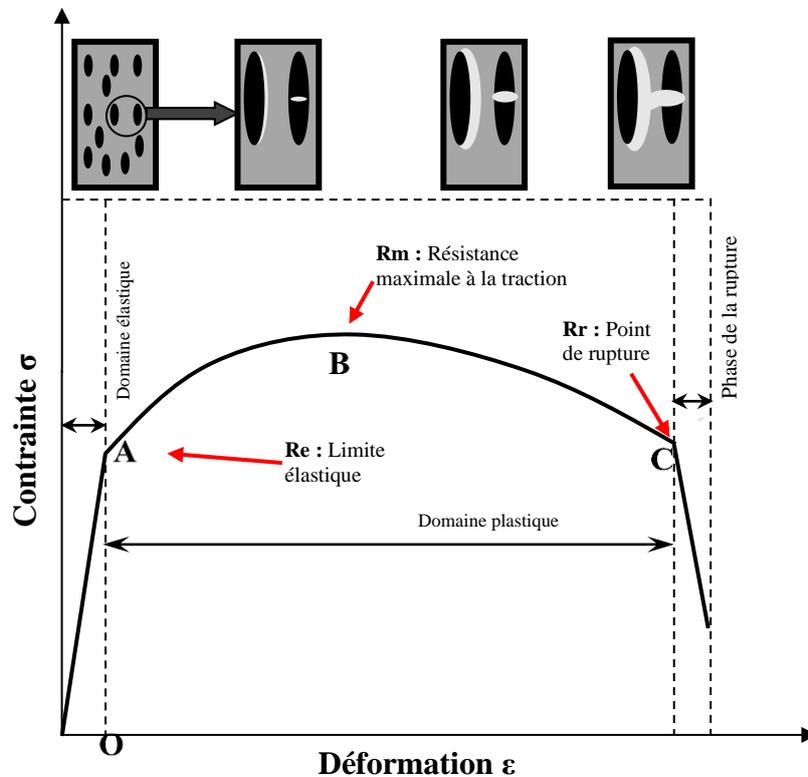


Figure 1-4 : Courbe contrainte-déformation typique pour un métal [15].

Lorsque la contrainte augmente dans le domaine plastique, les matériaux ductiles tels que les métaux présentent une diminution progressive de la contrainte à mesure que la déformation augmente, ce qui signifie qu'ils deviennent plus faciles à déformer à mesure que les valeurs contrainte-déformation approchent du point de rupture, tel qui est représenté dans la Figure 1-4. A partir de cette figure, on distingue les deux domaines élastique et plastique, et il s'ajoute dans ce qui suit la rupture :

- La partie OA représente le domaine élastique, la courbe de traction est donc une droite, la pente de cette droite donne le module d'Young E , et R_e représente la limite élastique.
- À partir du point A la courbe représente le début du domaine plastique. Le point B représente la résistance à la traction conventionnelle R_m et qui correspond à la contrainte maximale de traction.

- Le point C correspond à la rupture de l'éprouvette et est caractérisé par R_r Résistance à la Rupture.

1.5.1.1. Caractérisation du comportement élastoplastique

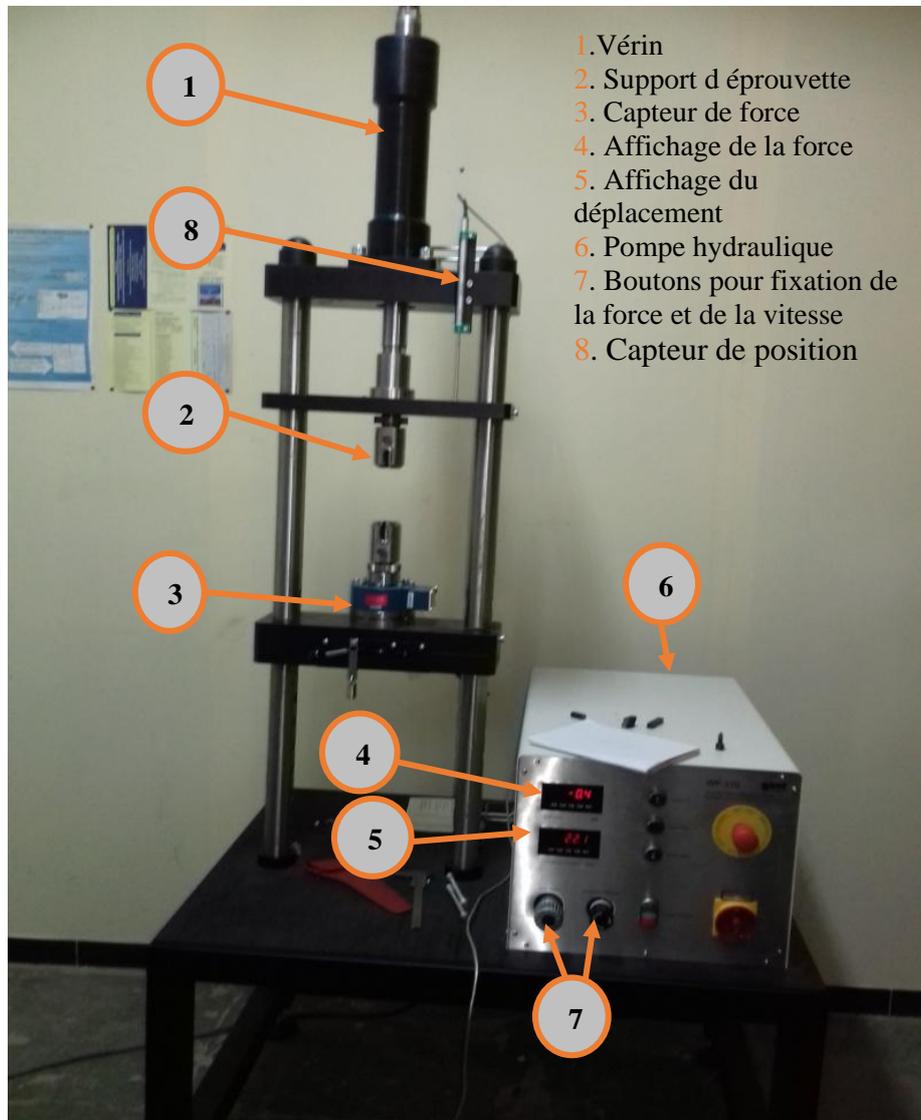


Figure 1-5 : Machine de traction située à la Faculté de Technologie de l'UHBC.

L'essai de caractérisation mécanique du comportement élastoplastique le plus employé dans le domaine de l'industrie et de la recherche scientifique est l'essai de traction. Cet essai est riche en informations concernant les trois domaines : élastique, plastique et rupture, comme présenté dans la Figure 1-4. Les paramètres des tôles métalliques requis dans les processus de formage par emboutissage ou par un autre procédé de mise en forme peuvent être caractérisés avec précision. Au cours de l'essai de

traction, les données de la force de traction, du déplacement et du temps sont enregistrées directement de la machine de traction (Figure 1-5).

Dans l'essai de traction, pour caractériser l'érouissage des tôles, il est préférable d'utiliser des éprouvettes plates (Figure 1-6) tirées de la tôle elle-même et dans différentes directions pour étudier l'anisotropie, faisant l'objet du Paragraphe § 1.5.3.

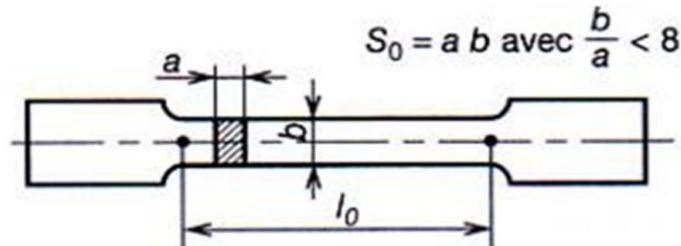


Figure 1-6 : Epreuve de traction.

1.5.1.2. Lois d'érouissage

Les données issues de l'essai de traction (force et déplacement en fonction du temps) sont converties et tracées en une courbe contrainte-déformation, appelée aussi courbe d'érouissage. Deux types de courbes peuvent être déterminés à partir des données obtenues de la machine de traction : - courbe d'érouissage technique (engineering stress-strain curve), la contrainte nominale est en fonction de la déformation nominale, - et courbe d'érouissage vraie (true stress-strain curve).

Dans ce travail, on ne peut que considérer une détermination d'une courbe d'érouissage vraie, puisque des déformations plastiques importantes sont atteintes dans le procédé d'emboutissage profond. A ces niveaux de déformation, la section transversale de l'éprouvette diminue considérablement, expliquant ainsi que la courbe d'érouissage technique ne soit pas un paramètre usuel à considérer pour décrire les conditions de contraintes dans la réalité. Pour cette raison, la contrainte équivalente vraie est utilisée à la place de la contrainte nominale, puisque dans le procédé d'emboutissage, la partie plastique et la striction avant rupture sont importantes. Cette contrainte est calculée à partir de la force enregistrée et de la section variable de l'éprouvette comme suit :

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{S} \quad 1-3$$

Cette grandeur est à distinguer de la contrainte nominale (ou conventionnelle) σ_n liée à la structure. La contrainte nominale est le rapport entre la force F et la surface initiale de l'échantillon S_0 : $\sigma_n = F / S_0$.

S la section de l'éprouvette à l'instant t qui vaut si l'on considère que la déformation se fait à volume constant :

$$S_0 L_0 = SL \Rightarrow S_0 L_0 = S(L_0 + \Delta L) \Rightarrow S = S_0 \frac{L_0}{L_0 + \Delta L} \quad 1-4$$

L_0 représente la longueur initiale de la section constante de l'éprouvette (Figure 1-6). A partir de l'équation 1-4, la contrainte équivalente vraie s'écrit comme suit :

$$\bar{\sigma} = \frac{F}{S_0} \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right) \quad 1-5$$

que l'on appelle contrainte équivalente vraie, car elle prend en compte la variation de la section.

La déformation équivalente, $\bar{\varepsilon}$ dite déformation vraie, est égale au cumul des déformations élémentaires $\delta\varepsilon = \delta L / L$, soit :

$$\bar{\varepsilon} = \int_{L_0}^L \frac{dL}{L} = \ln \left(\frac{L}{L_0} \right) = \ln \left(\frac{L_0 + \Delta L}{L_0} \right) = \ln \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right) \quad 1-6$$

Cette grandeur est à distinguer de la déformation nominale ε_n liée à la structure. La déformation nominale (ou allongement relatif, souvent noté aussi "A") est le rapport entre l'allongement ΔL et la longueur initiale L_0 : $\varepsilon_n = \Delta L / L_0$.

Les relations permettant de passer des grandeurs nominales aux grandeurs vraies s'écrivent comme suit :

$$\begin{cases} \bar{\sigma} = \sigma_n (1 + \varepsilon_n) \\ \bar{\varepsilon} = \ln(1 + \varepsilon_n) \end{cases} \quad 1-7$$

Les relations ci-dessus sont basées sur l'hypothèse d'homogénéité de contraintes et de déformations dans la section centrale de l'éprouvette.

Les deux grandeurs, contrainte équivalente vraie et déformation équivalente vraie représentées dans l'équation 1-7, peuvent être tracées dans une courbe contrainte-déformation. Chaque matériau possède sa propre courbe caractéristique de contrainte-déformation. Une courbe contrainte-déformation typique pour un métal ductile soumis à une charge est présentée dans la Figure 1-4.

Le choix d'une loi d'écrouissage permettant la description de la déformation plastique avant la rupture est nécessaire en simulation numérique. Une loi d'écrouissage peut être introduite dans les codes de calcul numérique sous forme de tabulation ou via une sous-routine, telle que l'exemple le logiciel de calcul numérique Abaqus. Les principales lois d'écrouissage isotrope proposées dans la littérature sont illustrées ci-dessous [13,14].

La loi de Hollomon est la première de son genre. Cette loi s'appuie sur deux paramètres sous la forme :

$$\sigma = K \varepsilon_p^n \quad 1-8$$

Pour identifier les paramètres K et n , la courbe $(\sigma - \varepsilon)$ est transformée en une courbe linéaire $(\ln(\sigma) - \ln(\varepsilon))$, La pente de cette courbe donne la valeur du coefficient n appelé coefficient d'écrouissage.

Malgré la simplicité de cette loi, elle se révèle peu fiable pour décrire les cas de faibles déformations plastiques et n'apporte aucune information sur la limite élastique. Pour pallier ces insuffisances, Ludwick a introduit une contrainte seuil (équation 1-9) et Swift a intégré une déformation seuil dans la loi de Hollomon (équation 1-10).

$$\sigma = \sigma_0 + K \varepsilon_p^n \quad 1-9$$

$$\sigma = K (\varepsilon_0 + \varepsilon_p)^n \quad 1-10$$

Pour de grandes déformations, la contrainte d'écoulement peut tendre vers une valeur de saturation σ_s . Dans ce cas, de nombreux matériaux peuvent être modélisés selon une loi initialement proposée par Voce, de la forme suivante :

$$\sigma = \sigma_s - (\sigma_s - \sigma_0) \exp(-\alpha \varepsilon_p^n) \quad 1-11$$

Pour de grandes déformations, la contrainte tend vers une limite $\sigma = \sigma_s$.

Ces lois d'écrouissage ont été utilisées dans plusieurs travaux pour caractériser différents aciers pour des applications d'emboutissage [16–22]. Ainsi, pour améliorer la description de l'écrouissage du matériau, du fait qu'elles n'introduisent que peu de paramètres à identifier et qu'elles sont les mieux adaptées pour la simulation numérique dans le domaine de déformation homogène juste avant la zone de striction. En ce qui concerne la loi de Voce, elle est le plus souvent adaptée pour la description de l'aluminium [23].

Il existe deux méthodes pour identifier les paramètres d'une loi d'écrouissage, à savoir : - une méthode directe, telle que l'exemple de la loi de Hollomon, - et une méthode inverse. Le travail de Djaouabi et al. [18] illustre ces deux méthodes qui ont été utilisées pour l'identification des paramètres des différentes lois d'écrouissage et qui sont présentées dans le Tableau 1-3. Les paramètres des lois d'écrouissage simples (Swift, Voce et Hockett-Sherby) sont identifiés par ajustement des courbes (expérimentale et analytique) en utilisant la méthode des moindres carrés. Les paramètres de couplage et des modèles couplés (Ludwick-Voce et Ludwick-Hockett-Sherby) sont identifiés par analyse inverse à l'aide du logiciel modeFRONTIER en utilisant les données de la force en fonction du déplacement en tant qu'observables issues de l'essai de traction.

Il est important de noter que la méthode inverse produit plusieurs solutions proches de celles obtenues avec l'ajustement. Cependant, l'optimisation des lois combinées est coûteuse en temps et en raison des nombreux paramètres à optimiser.

Modèle	Lois d'écroutissage $\sigma(\varepsilon_p)$	Paramètres d'écroutissage
1 Ludwick	$\sigma = \sigma_0 + K(\varepsilon_p)^n$	σ_0 K n -
2 Voce	$\sigma = \sigma_s - (\sigma_s - \sigma_0) \exp(-A(\varepsilon_p))$	σ_0 σ_s A -
3 Hockett-Sherby	$\sigma = \sigma_s - (\sigma_s - \sigma_0) \exp(-A(\varepsilon_p)^H)$	σ_0 σ_s A H
4 Ludwick-Voce	$\sigma = (1 - \beta) \left[\sigma_0 + K(\varepsilon_p)^n \right] + \beta \left[\sigma_s (\sigma_s - \sigma_0) \exp(-\alpha(\varepsilon_p)) \right]$	σ_0 K n β σ_0 σ_s A -
5 Ludwick-Hockett-Sherby	$\sigma = (1 - \alpha) \left[\sigma_0 + K(\varepsilon_p)^n \right] + \alpha \left[\sigma_s - (\sigma_s - \sigma_0) \exp(-\alpha(\varepsilon_p)^H) \right]$	σ_0 K n α σ_0 σ_s A H

Tableau 1-3 Différentes lois d'écroutissage utilisées pour la description de la déformation plastique des tôles métalliques [18].

1.5.2. Comportement isotrope

La modélisation du comportement plastique des tôles nécessite l'utilisation d'un critère de plasticité et des lois d'écroutissage pour permettre l'étude des procédés d'emboutissage par simulation numérique. Ces critères sont décrits par une fonction mathématique appelée fonction de charge ou surface d'écoulement plastique f qui représente la limite entre les domaines élastique et plastique pour un matériau à un temps donné. Le critère de plasticité est donc défini à partir de la forme de la surface de charge $f = 0$, qui est déterminée par la différence entre la contrainte équivalente $(\bar{\sigma})$ et la contrainte seuil de plasticité (σ_y) [13,14]. L'équation de la surface de charge s'écrit comme suit :

$$f(\sigma_{ij}, \varepsilon) = \bar{\sigma}(\sigma_{ij}) - \sigma_y(\varepsilon) \quad 1-12$$

Cette surface est régie par plusieurs conditions dont le cas où la fonction $f(\sigma_{ij}, \varepsilon) < 0$, le matériau a un comportement élastique et dans le cas $f(\sigma_{ij}, \varepsilon) = 0$, correspond au seuil de plasticité qui définit la surface d'écoulement plastique. Les critères de plasticité isotrope les plus utilisés sont Tresca et plus spécialement Von Mises.

a) Critère de Tresca (1864) :

Le critère de Tresca est le premier critère de plasticité utilisé. Il est caractérisé par un polygone (Figure 1-7-a), dont les limites d'élasticité sont équivalentes en traction plane, en traction uniaxiale, et en expansion équibiaxiale. Ce critère est utilisé dans la description de la plasticité des tôles et des tubes destinés aux procédés de formage.

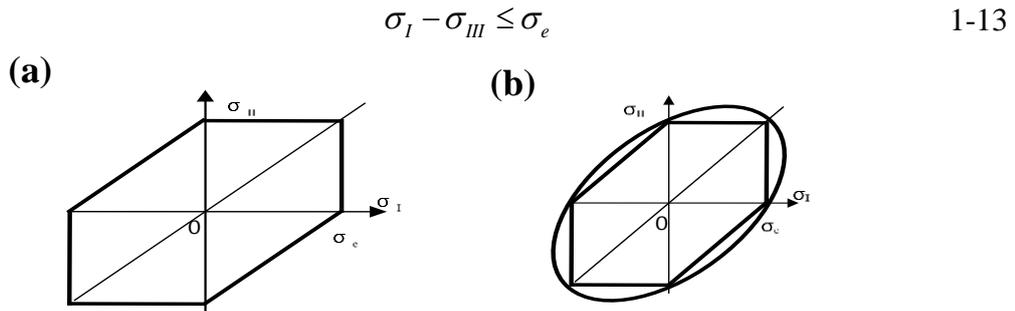


Figure 1-7 : Critères de Tresca (a) et de Von Mises (b) [24].

b) Critère de von Mises (1913) :

Le critère de von Mises est le plus utilisé dans le monde de la recherche scientifique et industrielle pour décrire la plasticité des tôles dédiées aux procédés d'emboutissage et de mise en forme en raison de sa bonne représentation du comportement plastique des matériaux métalliques ductiles [24]. Il est représenté graphiquement par une ellipse qui englobe le critère de Tresca (Figure 1-7-b). L'écart maximal est d'environ 15 % entre les deux critères pour un cisaillement pur. Les contraintes à limite élastique peuvent être déterminées à partir des essais de traction uniaxiale ou biaxiale. Ce critère est défini dans un repère de contrainte orthonormé quelconque par l'expression suivante :

$$\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6\sigma_{xy}^2 + 6\sigma_{yz}^2 + 6\sigma_{zx}^2]} \quad 1-14$$

Généralement, l'hypothèse des contraintes planes $\sigma_{zz} = \sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0$ est adoptée dans les applications de mise en forme de tôles métalliques. Le critère devient :

$$\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) = \sqrt{\sigma_{xx}^2 + \sigma_{yy}^2 - \sigma_{xx}\sigma_{yy} + 3\sigma_{xy}^2} \quad 1-15$$

La Figure 1-7 représente les surfaces de charge des deux critères de Tresca et de Von Mises sous condition des contraintes planes. Le point O convient à un état sans chargement, c'est-à-dire sans contraintes (repos). L'intérieur du polygone ou de l'ellipse représente le comportement élastique du matériau, tant que la contrainte équivalente est inférieure à sa limite élastique (équation 1-13). La déformation plastique commence lorsque la contrainte atteint la courbe formée par le polygone ou l'ellipse.

1.5.3. Comportement anisotrope

En général, un matériau est isotrope s'il possède des propriétés mécaniques identiques dans toutes les directions dans lesquelles l'effort est appliqué. Cependant, après le procédé de laminage à froid, la plupart des métaux deviennent anisotropes, dont les propriétés mécaniques dépendent de l'orientation des grains imposée par le procédé de laminage. Dans ce cas, l'utilisation d'un critère de plasticité isotrope n'est généralement pas satisfaisante. Il est donc nécessaire de prendre en compte l'anisotropie du matériau, c'est-à-dire la différence de comportement du matériau en fonction de la direction de sollicitation. L'étude de l'anisotropie est évaluée par la détermination des coefficients de Lankford (équation 1-16) qui traduisent le rapport entre la déformation plastique transversale et celle dans l'épaisseur. Ces coefficients peuvent être déterminés à partir d'un essai de traction en utilisant des éprouvettes de section constante tirées d'une tôle suivant les trois directions par rapport au sens de laminage (0° , 45° et 90°) [14].

$$r_\theta = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \quad 1-16$$

Sous condition de l'hypothèse de déformation plastique à volume constant, les déformations principales dans l'éprouvette de traction uniaxiale peuvent s'écrire comme suit :

$$\begin{cases} \varepsilon_1 = \ln\left(\frac{l_0}{l}\right) \\ \varepsilon_2 = \ln\left(\frac{w_0}{w}\right) \\ \varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \end{cases} \quad 1-17$$

Si $r > 1$, la déformation d'épaisseur est inférieure à la déformation de largeur. Donc, un matériau ayant une valeur r élevée indique qu'il a une plus grande résistance à l'amincissement. Le coefficient de Lankford est généralement inférieur à 1 pour les alliages d'aluminium et supérieur à 1 et peut aller jusqu'à 3 pour les aciers [2], ce qui traduit une moins formabilité des tôles en aluminium.

Pour déterminer le type d'anisotropie (transverse, normale), on utilise le coefficient d'anisotropie moyen R_{moy} [14] :

$$R_{moy} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad 1-18$$

et l'écart ΔR :

$$\Delta R = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad 1-19$$

- L'**anisotropie transverse** correspond à $R_{moy} \neq 1$ et $\Delta R \neq 0$.
- L'**anisotropie normale** correspond à $R_{moy} \neq 1$ et $\Delta R = 0$ (isotropie plane).
- Le cas isotrope correspond à $r_0 = r_{45} = r_{90} = 1$, autrement dit $R = 1$ et $\Delta R = 0$.

Ces deux relations prennent en compte le fait que les directions à $+45^\circ$ et -45° sont normalement symétriques. Ces caractéristiques mesurent en principe la tendance d'une tôle à donner un embouti qui résistera mieux et le risque de rupture devient faible lors de la mise en forme.

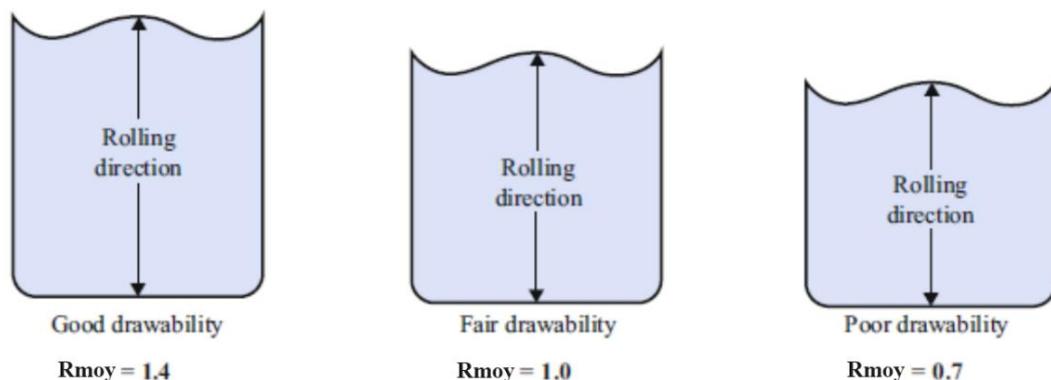


Figure 1-8 : Relation entre l'anisotropie plastique et l'aptitude à l'emboutissage [25].

Dans le cas général, les valeurs de R_{moy} variant généralement entre 0,6 et 2,40, cependant, en fonction de la valeur du coefficient d'anisotropie planaire ΔR et des coefficients d'anisotropie plastique R_θ il est possible de connaître la formabilité des tôles, comme le montre la Figure 1-8 [25]. Il faut noter que l'emboutissabilité est directement liée à l'évolution des coefficients d'anisotropie R_θ , c'est-à-dire l'augmentation de la valeur de R_θ caractérise un matériau avec des propriétés d'emboutissage le plus profond possible.

Le coefficient de Lankford en fonction de la direction de laminage θ s'écrit comme suit :

$$r(\theta) = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} = \frac{H + (2N - F - G - 4H)(\sin \theta)^2 (\cos \theta)^2}{F(\sin \theta)^2 + G(\cos \theta)^2} \quad 1-20$$

La contrainte équivalente en fonction de la direction de laminage θ est donnée par la relation suivante :

$$\bar{\sigma}(\theta) = \frac{\sigma_0}{\sqrt{F(\sin \theta)^4 + G(\cos \theta)^4 + H((\cos \theta)^2 - (\sin \theta)^2) + 2N(\sin \theta)^2 (\cos \theta)^2}} \quad 1-21$$

Pour tenir en compte le comportement plastique anisotrope, plusieurs critères quadratiques et non-quadratiques ont été proposés. Le critère de plasticité anisotrope Hill48 [26] a été utilisé dans les paragraphes § 2.4.4.3. Le critère Hill48, sous l'hypothèse de contraintes planes, peut s'écrire ainsi :

$$\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) = \sqrt{\sigma_{XX}^2 (H + G) + \sigma_{YY}^2 (H + F) - 2H\sigma_{XX}\sigma_{YY} + 2N\sigma_{XY}^2} \quad 1-22$$

Ces paramètres peuvent être déterminés à partir des coefficients de Lankford en utilisant les équations suivantes :

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)}, \quad G = \frac{1}{1+r_0}, \quad H = \frac{r_0}{1+r_0}, \quad N = \frac{(1+2r_{45})(r_0+r_{90})}{2r_{90}(1+r_0)} \quad 1-23$$

1.6. Courbes limites de formage (CLF)

Comme mentionné dans l'introduction générale, l'EIMS vise à diminuer le coût de production de ses produits en diminuant le taux de rebut des articles semi-finis fabriqués par emboutissage. Le rebut est dû principalement à des défauts de plissement et de rupture puisque lors du formage le matériau peut atteindre des déformations plastiques importantes avant d'obtenir la forme désirée. Ces défauts sont illustrés par les images de la Figure 1-9. L'apparition de la striction qui représente la limite de formabilité et le début de la rupture, l'un des deux défauts, dans les régions critiques dans le produit final. Quant au défaut de plissement, il a tendance à se produire lorsque la tôle métallique est soumise à une contrainte de compression. Le risque de plissement est particulièrement élevé lorsque le matériau subit des chemins de déformation (strain paths) allant de la compression uniaxiale au cisaillement pur. Ces deux défauts peuvent être analysés à partir d'une CLF, comme le montre la Figure 1-10. Cette dernière indique la frontière entre les modes de déformation sans défauts et ceux avec risques de striction/rupture et de plissement. La CLF représente la capacité des tôles métalliques à subir de grandes déformations plastiques sans aucuns phénomènes indésirables en mise en forme.



Figure 1-9 : Défauts résultant d'emboutissage profond à l'EIMS.

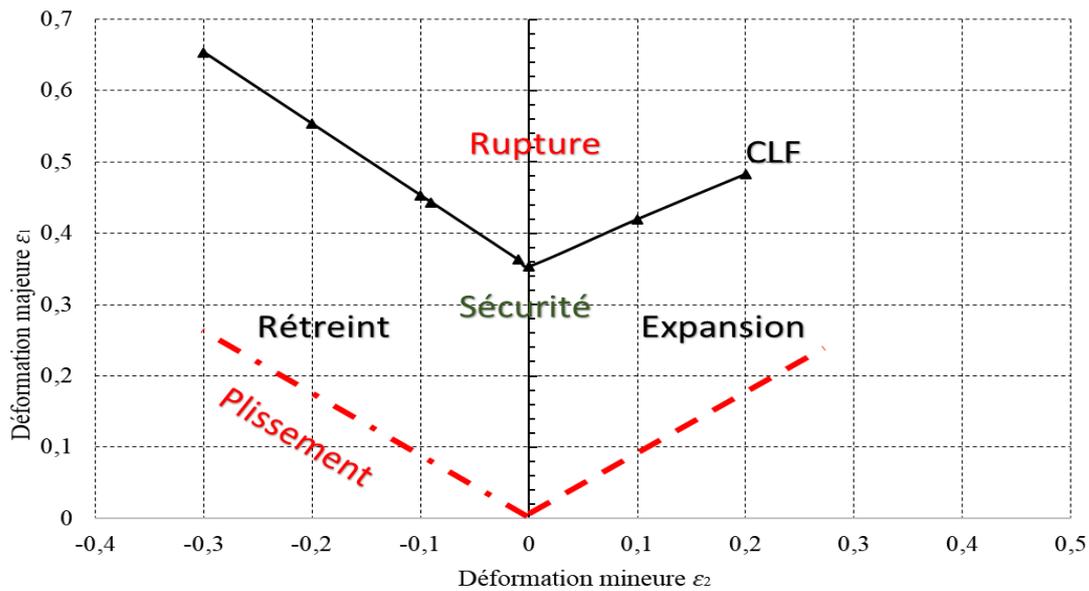


Figure 1-10 : Courbe limite de formage.

La CLF est généralement défini dans l'espace des déformations principales : la déformation majeure, notée ε_1 , et la déformation mineure, notée ε_2 . Ces déformations sont représentées sur un repère des directions principales, où l'axe des abscisses indique les déformations mineures et l'axe des ordonnées indique les déformations majeures. La déformation majeure est toujours positive, car elle résulte de l'expansion. En revanche, la déformation mineure peut être positive en cas d'expansion ou négative en cas de rétreint. Dans ce repère de déformations principales, la CLF marque la frontière entre le domaine des déformations sans défaut et celui présentant des risques de striction/rupture et de plissement.

Pour s'assurer que le produit embouti ne subisse pas de striction ou de rupture, il est important que les déformations limites restent constamment en dessous de la CLF. En général, une marge de sécurité d'environ 10 % est appliquée en abaissant légèrement la CLF [27]. Cette marge de sécurité permet d'évaluer le risque de striction en examinant la proximité des déformations limites par rapport à la CLF.

Dans le but de l'obtention de la CLF représentative de la formabilité des tôles métalliques minces, plusieurs travaux théoriques et expérimentaux ont été menés pour reproduire les différents chemins de déformations et d'évaluer l'apparition de la striction localisée [2]. Expérimentalement, différents essais mécaniques ont été mis au point pour

$$CLF_0 = \ln\left(\frac{n}{0.116}\left(0.2325 + 0.1413.t_0\right) + 1\right) \quad 1-24$$

$$\text{Côté droite de la CLF : } \varepsilon_1 = CLF_0 - \varepsilon_2 \quad 1-25$$

$$\text{Côté gauche de la CLF : } \varepsilon_1 = (CLF_0 + 1)(\varepsilon_2 + 1)^{0.5} - 1 \quad 1-26$$

1.7. Modélisation du comportement tribologique

La tribologie est l'étude des interactions entre surfaces en mouvement. Elle s'intéresse principalement au frottement, à l'usure et à la lubrification. Dans les industries de mise en forme de tôles, surtout par emboutissage profond, le comportement tribologique ou plus exactement le frottement des contacts tôle-outils est considéré comme l'un des facteurs les plus importants et responsable de l'apparition de striction (ou de rupture), de plissement et de défauts de surface dans le produit final [5,31,32].

Le frottement est l'axe le plus important de la tribologie et se définit comme la résistance au mouvement relatif des surfaces en contact. L'usure caractérise leur dégradation par perte de matière et la lubrification est une solution pour diminuer la portée des deux phénomènes par l'introduction d'un fluide (ou d'un solide) entre les deux surfaces en contact [33]. Le frottement peut être étudié au même titre que les autres types de force ou de couple. Son action est caractérisée par une norme et une orientation, ce qui en fait un vecteur. Dans la plupart des machines en fonctionnement, les frottements sont indésirables à cause des effets indésirables suivants : perte d'énergie, usure de pièces vitales, dégradation des performances due à la génération de chaleur. Généralement, on définit un coefficient de frottement (COF) constant ou variable, via la loi de Coulomb, qui est par la suite utilisée dans les logiciels de calcul numérique afin d'optimiser et d'analyser la formabilité de la tôle métallique lors du formage et d'obtenir ainsi des produits de haute qualité [34,35].

1.7.1. Calcul du Coefficient de Frottement

Dans la simulation par EF de l'emboutissage, et pour des pression de contact très faible, le COF est généralement simplifié par la loi du frottement de Coulomb [36]. Selon

cette loi, le COF est défini comme le rapport entre la force de glissement (tangentielle) et la charge normale :

$$\mu = \frac{F_T}{F_N} \quad 1-27$$

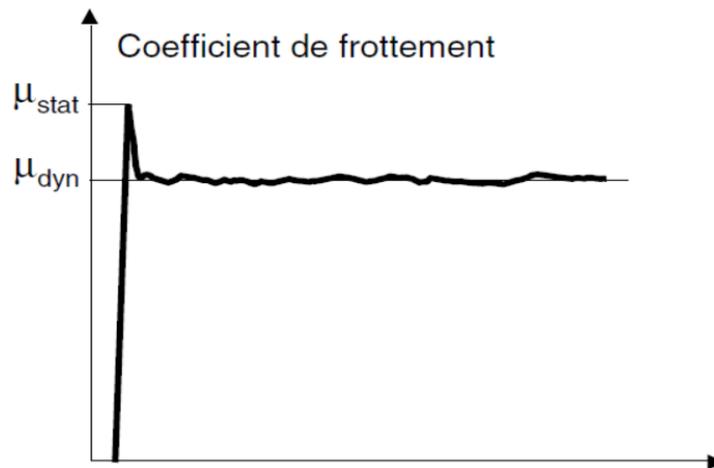


Figure 1-11 : Courbe typique du coefficient de frottement de deux surfaces en contact [2].

Il existe deux types de COF (Figure 1-11) : le COF statique μ_s , également nommé coefficient au repos, qui est relatif à la force tangentielle minimale pouvant causer le début du mouvement, tandis que le COF dynamique μ_d est le frottement d'un objet en mouvement, qui est relatif à la force tangentielle minimale permettant d'avoir un mouvement non nul en fonction du temps après démarrage.

Le COF peut être introduit comme constant ou variable en fonction de divers facteurs. D'après la courbe de Stribeck, le frottement entre deux surfaces en contact dépend : - de la nature du contact (sec ou lubrification), - des vitesses relatives de glissement entre surfaces en contact, - de la charge appliquée (pression), - et du lubrifiant (viscosité). Cependant, dans le procédé d'emboutissage, le frottement ne peut pas être considéré comme un paramètre statique en raison des conditions de formage variables [37]. En réalité, la valeur du frottement change considérablement puisque lors de l'opération de formage, la tôle se déforme et glisse contre les outils de formage. Les paramètres suscités ont fait l'objet de plusieurs études expérimentales et numériques qui soulignent la nécessité de prendre un coefficient de frottement variable ou au moins de

l'évaluer dans différentes zones du processus d'emboutissage. Ci-après, une revue bibliographique sur l'influence des différents effets sur le COF.

1.7.2. Effet de la lubrification

Généralement, un fluide lubrifiant ou de la graisse est utilisé entre la tôle et les outils d'emboutissage afin de minimiser les frottements, l'adhérence des surfaces en contact et d'augmenter la durée de vie des outils. Cette opération est appelée « lubrification ». Le choix correct du mécanisme de lubrification en mise en forme des matériaux dépend de plusieurs facteurs tels que la température, la vitesse de mise en œuvre, la méthode d'application et d'élimination du lubrifiant et l'interface de contact entre la tôle et l'outil.

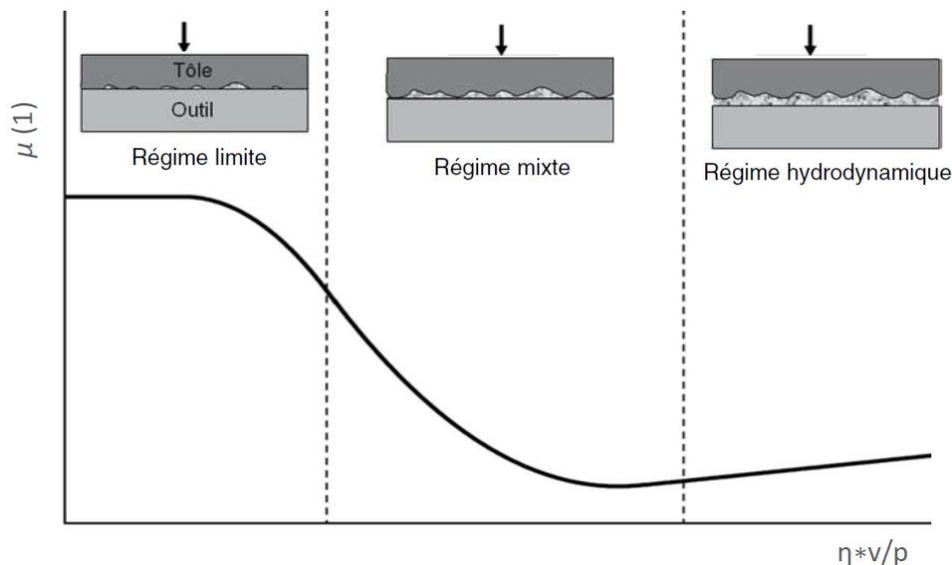


Figure 1-12 : Courbe de Stribeck [2].

Comme le montre la Figure 1-12, à partir de la courbe de Stribeck, trois régimes de lubrification peuvent être observés : la lubrification limite, la lubrification mixte et la lubrification hydrodynamique. La lubrification limite, où la charge totale est supportée par les aspérités des surfaces en contact et le coefficient de frottement est élevé. Il n'existe pas de frontière claire entre ce régime et la lubrification mixte. Cependant, une différence fondamentale entre la lubrification mixte et la lubrification hydrodynamique est évidente. Dans le cas de la lubrification mixte, il existe un contact physique entre les surfaces où la charge est partiellement supportée par les aspérités et partiellement par le lubrifiant. Ces deux premiers régimes de lubrification sont les plus courants en emboutissage de tôles.

Finalement, dans le cas de la lubrification hydrodynamique, les deux surfaces sont totalement séparées l'une de l'autre par le lubrifiant, ce qui conduit à réduire le frottement. Ce régime est très utilisé dans le procédé d'hydroformage où le fluide est utilisé pour la déformation de la tôle et pour la lubrification du contact tôle-matrice [11,13,38].

Expérimentalement, Kim et al [39] ont évalué différents lubrifiants lors d'essais d'emboutissage, soulignant le rôle d'une bonne lubrification dans la réduction des plissements, de la rupture et de l'amincissement localisé (Figure 1-13). Cette étude expérimentale montre aussi qu'une bonne lubrification minimise l'usure des outils dans la production de grands volumes. Dans un autre travail, Pan et al [40] ont démontré que les lubrifiants contenant des nanoparticules de graphène dans l'éthanol peuvent réduire le frottement et améliorer la qualité de la surface, minimisant ainsi le plissement.

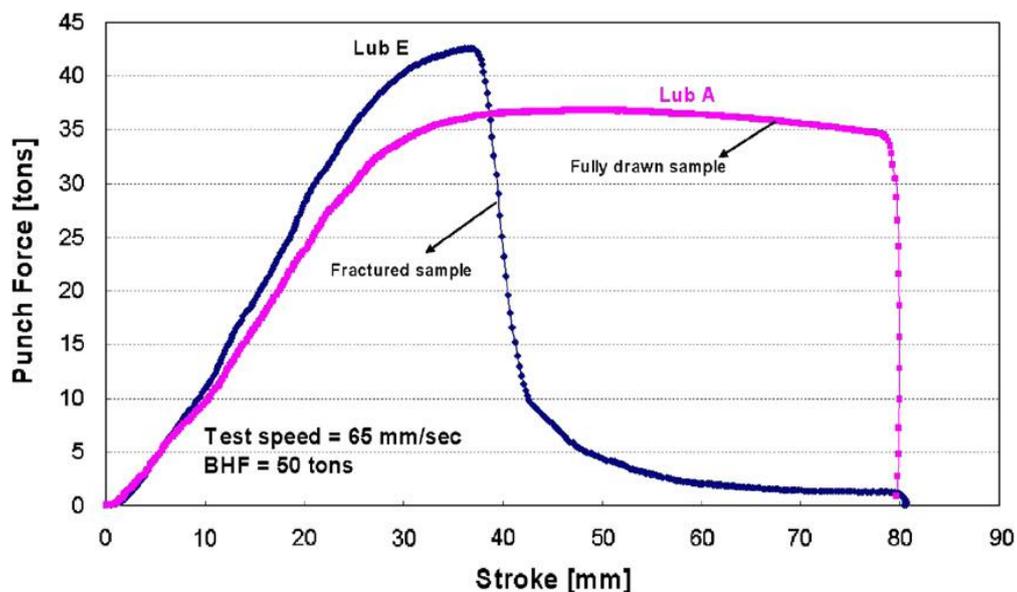


Figure 1-13: Load vs. stroke curves tested at a low-test speed [39].

1.7.3. Effet de la pression

Plus le coefficient de frottement est élevé, plus la résistance au glissement est importante et plus l'effort nécessaire pour déformer le matériau est grand. Dans ce cas de figure, le COF ne peut pas être considéré comme une constante lorsque les pressions de contact sont très élevées. Dans ce cas, il existe un autre modèle plus approprié appelé « Tresca », utilisé pour une meilleure description du frottement entre les surfaces en contact qui considère que la force de frottement est directement liée à la résistance au cisaillement et qu'elle varie en fonction de la pression de contact (Figure 1-14).

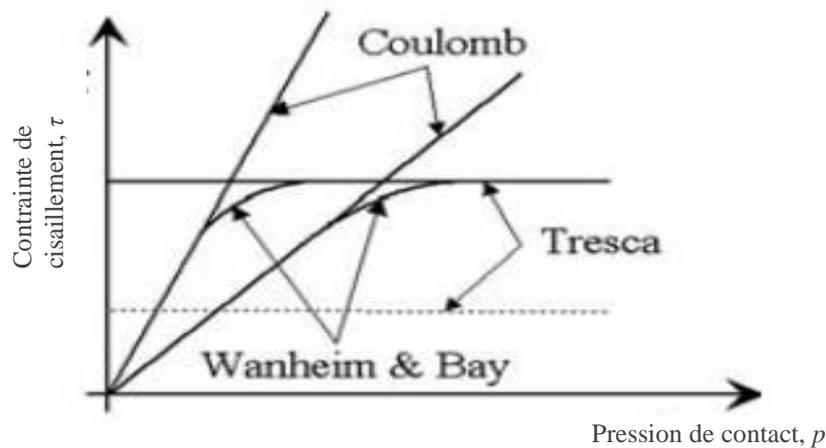


Figure 1-14 : Modèles de frottement les plus utilisés en mise en forme [41].

Neto et al. [42] ont réalisés des simulations numériques pour étudier l'influence du frottement en fonction de la pression sur le plissement dans le processus d'emboutissage. Des COF variables entre les deux tôles « DC06 » et « DP600 » et les outils de formage sont déterminés en fonction de la pression normale grâce aux essais de frottement outil plate sur tôle « flat-die test ». Les résultats montrent que le comportement au plissement est fortement affecté par le COF et le matériau de la tôle.

1.7.4. Effet de la déformation plastique, de l'anisotropie et de la rugosité

Les tôles métalliques sont généralement obtenues par le procédé de laminage et présentent des différences dans la microstructure : les grains sont allongés dans la direction du laminage et sont comprimés dans la direction perpendiculaire. Pour la plupart des tôles, les propriétés plastiques ne sont pas les mêmes dans les différentes directions des grains, ce qui est connu sous le nom d'anisotropie plastique [43,44]. Cette dernière combinée à la déformation plastique, fait partie des caractéristiques de formage les plus importantes dans les processus de mise en forme des tôles. Ces deux paramètres ont une influence significative sur le coefficient de frottement selon les travaux de recherche de [45–49]. Masters et al. [46] indiquent que l'absence d'un modèle généralement accepté pour le frottement a conduit à l'utilisation de valeurs de COF constantes, ce qui est adopté dans la modélisation numérique du formage de tôles pour certaines combinaison spécifique : - contact sec ou lubrifié, - vitesses de glissement relatives, - pression appliquée, - surface de contact, - lubrifiant, - température, - topographie de la surface, -

et épaisseur du film d'huile [38,50–54]. Cependant, ils ont recommandé d'intégrer une loi de frottement dans une étude numérique ou analytique en reliant cette loi à la déformation plastique pendant le processus de formage.

Des recherches sur le frottement en fonction de la déformation plastique et de l'anisotropie ont été menées à partir d'essais tribologiques à l'échelle macroscopique, tels que : strip drawing test, draw bead test et tension-bending test. Trzepieciński et Fejkiel [48] ont réalisé des essais sur strip drawing test pour évaluer le COF de différentes éprouvettes prélevées sur des tôles d'acier à 0° et 90° par rapport à la direction de laminage. Les deux conditions de contact, sec et lubrifié, sont considérées dans les expériences. Les résultats montrent que la rugosité augmente en fonction du niveau de déformation plastique (Figure 1-15-a), mais que le coefficient de frottement diminue dans les deux conditions de contact, sec et lubrifié (Figure 1-16). Ceci s'explique par l'augmentation de la dureté de la tôle en fonction de la déformation plastique qui résulte du phénomène d'écaillage (Figure 1-15-b). Dans les travaux de Wu et al. [49], le comportement du frottement a également été évalué sur des éprouvettes préétreintes (prédéformées) lors d'essais d'emboutissage de tôles. Le COF et la rugosité de surface mesurés augmentent avec le niveau de déformation plastique. Les matériaux de tôle utilisés sont : DC06 revêtu/non revêtu et HX340LAD (Figure 1-17).

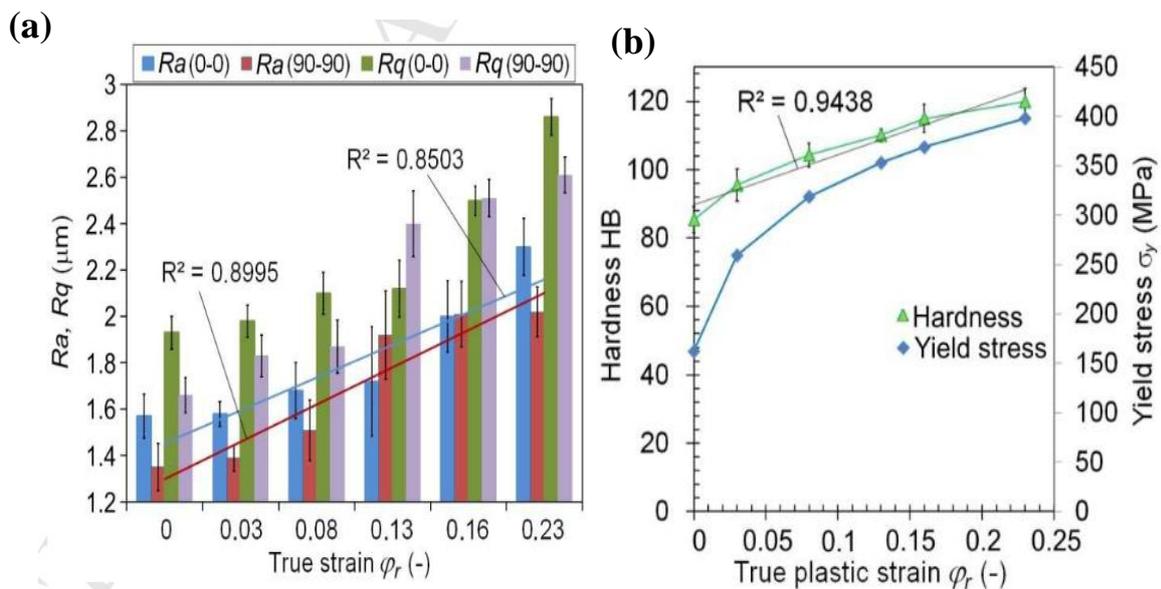


Figure 1-15: Effet du niveau de déformation plastique sur : a) la rugosité, b) la dureté [48].

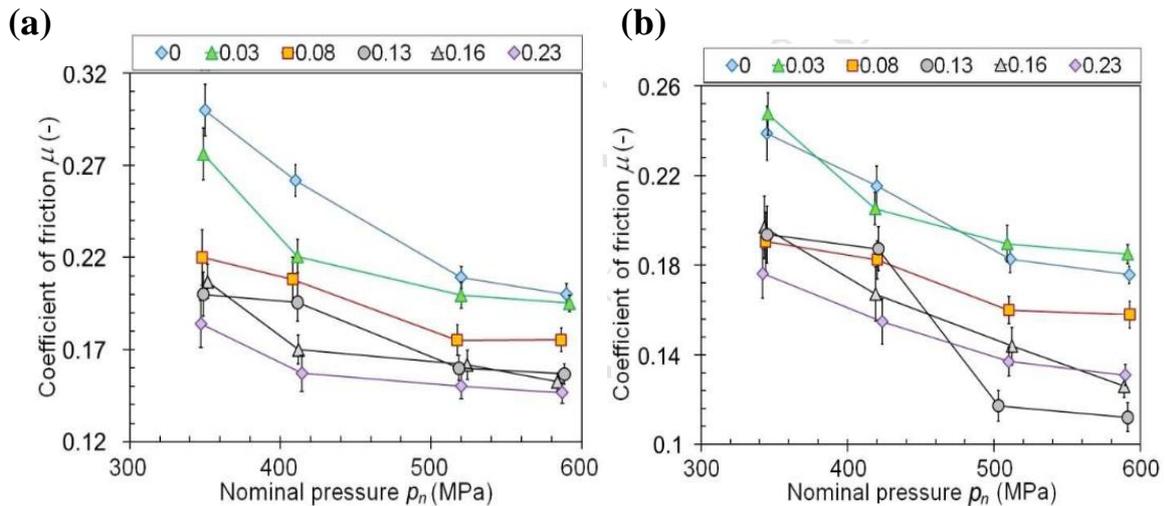


Figure 1-16: Effet du niveau de déformation plastique sur le COF : a) contact sec, b) contact lubrifié [48].

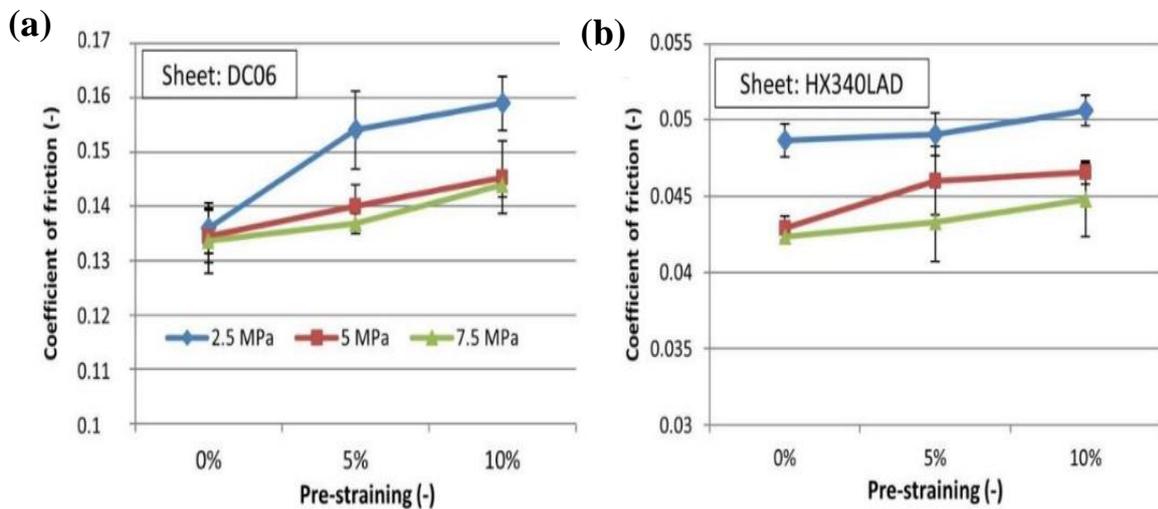


Figure 1-17: Effet du niveau de déformation plastique sur le COF : a) acier DC06 b) acier HX340LAD [49].

Azushima et Sakuramoto [45] ont réalisé des essais sur « bending under tension test » pour étudier les effets de la déformation plastique sur le COF et la rugosité de la surface. Les essais ont été réalisés sur une tôle d'aluminium (A1100). Les résultats montrent qu'à basse pression, la rugosité de la surface augmente et que le COF reste constant lorsque l'allongement moyen (déformation plastique) augmente. À une pression plus élevée, la rugosité de la surface diminue en raison de l'aplatissement des aspérités de la surface et le COF diminue avec l'allongement moyen (Figure 1-18). Des essais de « bending under tension test » ont également été réalisés sur la tôle DC04 dans les travaux de Trzepieciniski [47]. Les résultats indiquent que le COF augmente avec l'allongement moyen dans des conditions sèches et lubrifiées suivant les deux directions de laminage

(0° et 90°) (Figure 1-19). Ceci a été expliqué par l'augmentation de la rugosité de la surface due à la déformation plastique. Masters et al. [46] ont analysé le comportement de frottement de trois nuances d'aluminium commercialisées pour l'automobile à l'aide d'essais « strip drawing test ». Les bandes ont été préétirées suivant trois directions de laminage (0°, 45° et 90°). Dans ce travail, le COF trouvé peut augmenter ou rester constant en fonction de la déformation plastique (Figure 1-20). Selon les auteurs, ce phénomène est dû à des changements dans la rugosité de la surface.

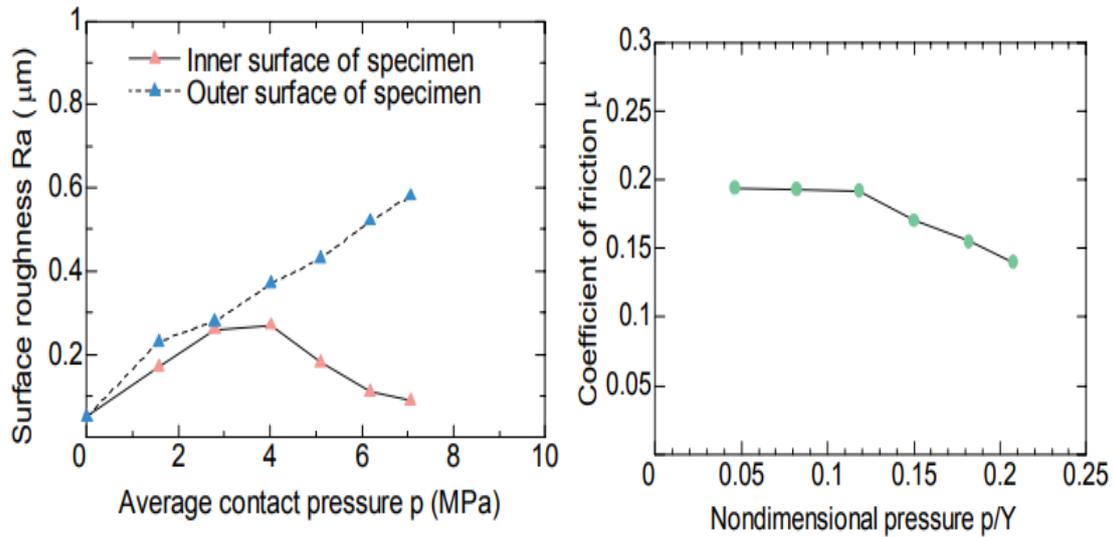


Figure 1-18: Effet de pression de contact sur la rugosité de surface et le COF [45].

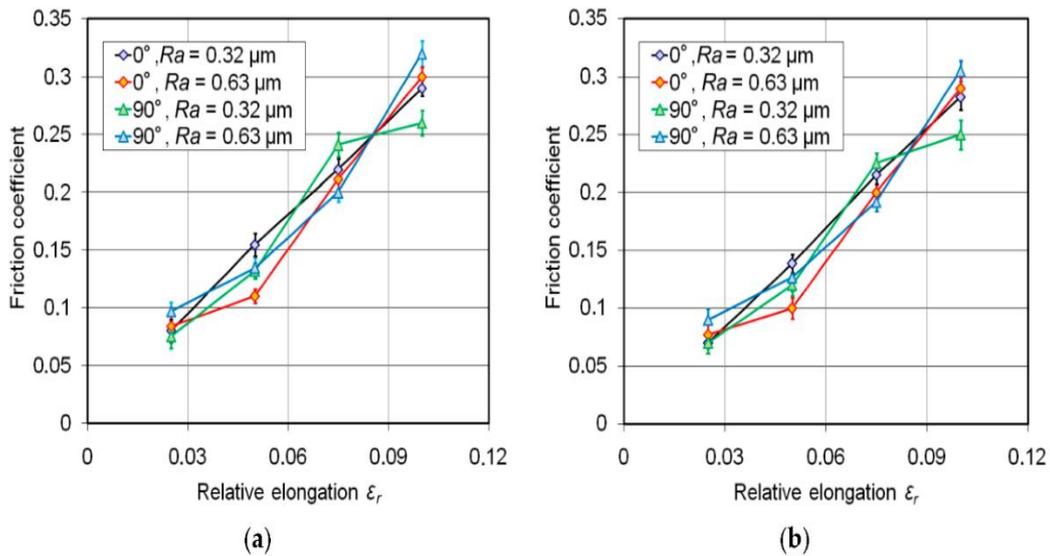


Figure 1-19: Effet de l'allongement relatif sur le COF : (a) sec, (b) lubrifié [47].

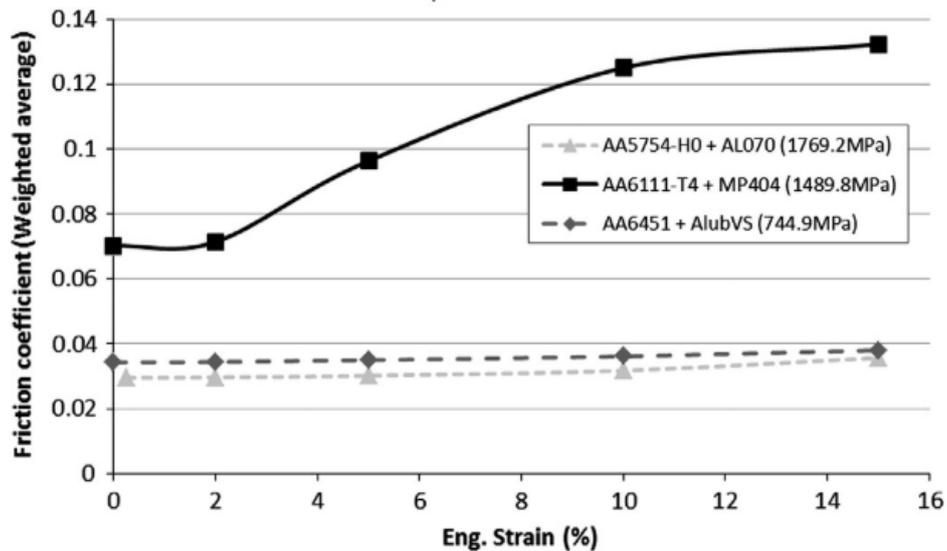


Figure 1-20: COF vs la déformation pour trois nuances d'aluminium [46].

D'après les résultats des travaux de recherche décrits précédemment concernant l'influence de la déformation plastique sur le coefficient de frottement, tous les auteurs ont constaté que la rugosité des différentes surfaces augmente avec le niveau de déformation plastique pour la plupart des matériaux, mais que le coefficient de frottement obtenu peut augmenter, diminuer ou rester constant. Par conséquent, le coefficient de frottement n'a pas de tendance claire en fonction de la rugosité de la surface.

1.7.1. Essais tribologiques

1.7.1.1. Tribomètre pion-disque

Dans l'essai tribomètre pion-disque, un échantillon (disque, plaque) subit un mouvement rotatif ou alternatif tout en étant mis en contact avec un pion (ou bille) stationnaire sur lequel une charge de compression axiale (de 1 à 18 N) est appliquée. L'essai se déroule sous air ambiant ou milieu lubrifié. Le but de cet essai est de mesurer le COF et estimer l'usure (état de surface, perte de masse, profilométrie du sillon...)

1.7.1.2. Essai de rayage – Scratch test

C'est un essai inspiré de la norme **ISO 1518**. Dans cet essai, une pointe diamant, qui peut avoir différentes géométries (Rockwell, Berkovich...), est tirée en travers de la surface sous une charge tandis que l'échantillon se déplace à une vitesse constante. Des capteurs mesurent alors au cours de l'essai :

- L'émission acoustique
- La profondeur de pénétration
- La force de friction

Le but de cet essai est d'évaluer les propriétés d'adhérence, de frottement, de résistance à l'usure et à la fatigue.

1.8. Conclusion

Une simulation numérique d'une opération d'emboutissage fiable requiert une caractérisation précise du comportement élastoplastique du matériau de la tôle utilisée, de sa formabilité et du frottement des contacts outils-tôle.

Pour caractériser le comportement plastique, il existe deux méthodes principales dans la littérature pour identifier les paramètres d'une loi d'érouissage, à savoir : - une méthode directe, telle que l'exemple de la loi de Hollomon, - et une méthode inverse, telle que le travail de Djaouabi et al. [18]. Pour les deux méthodes, il est nécessaire de réaliser des essais expérimentaux de traction sur des éprouvettes plates tirées de la tôles DC06EK. A partir de ces essais, il sera aussi possible d'étudier l'effet d'anisotropie et de déterminer les paramètres du critère de plasticité anisotrope de Hill 48.

D'après l'étude bibliographique réalisée dans ce chapitre, la CLF est obtenu à partir des essais de sollicitation biaxiale. Ces essais expérimentaux sont très coûteux. Pour cette raison, les chercheurs ont fait recours à d'autres méthodes numériques et analytiques. Dans cette thèse, on fera recours au modèle analytique de Keeler et Brazier [29,30]. Ce modèle est exprimé en fonction de l'épaisseur de tôle " t_0 " et du coefficient d'érouissage " n " afin de déterminer les CLF pour les aciers doux. Donc, la loi d'érouissage choisie doit avoir le paramètre d'érouissage « n ».

Le frottement dans les contacts outils-tôle est un phénomène très complexe dont plusieurs facteurs peuvent y intervenir. Pour déterminer le COF expérimentalement, il est important de reproduire les mêmes conditions opératoires retrouvées dans les procédés d'emboutissage profond dans l'EIMS. Ces conditions concernent : la nature du contact (sec ou lubrification), - les vitesses relatives de glissement entre surfaces en contact, - la

pression appliquée, - et le lubrifiant (viscosité). Par ailleurs, il existe trois autres facteurs qui sont propres aux tôles métalliques destinés aux procédés de mise en forme de tôle par emboutissage, à savoir : la déformation plastique, l'anisotropie et la rugosité. Ces facteurs restent toujours un axe de recherche, puisque, d'après les résultats des travaux de recherche décrits précédemment concernant juste l'influence de la déformation plastique sur le coefficient de frottement, tous les auteurs ont constaté que la rugosité des différentes surfaces augmente avec le niveau de déformation plastique pour la plupart des matériaux. Cependant, le coefficient de frottement obtenu peut augmenter, diminuer ou rester constant. Par conséquent, le coefficient de frottement n'a pas de tendance claire en fonction de la rugosité de la surface. Donc, il est important d'analyser de près l'influence de ces trois facteurs sur le comportement de frottement

Chapitre 2. Caractérisation du comportement rhéologique de la tôle DC06EK

2.1. Introduction

L'acier d'emboutissage DC06EK, DIN EN 10209 :1998 - Matériau n° 1.0869, est obtenu par le procédé de laminage à froid. Cette tôle est un acier à faible teneur en carbone destiné à l'émaillage par vitrification. Les tôles DC06EK d'une épaisseur de 1,6 mm sont reçues par EIMS sous forme de plaques de différentes dimensions et utilisées dans différents procédés d'emboutissage profond. Une plaque de cet acier, livré par l'EIMS, a été découpée en plusieurs types d'échantillons pour réaliser des analyses métallographiques, examiner la composition chimique, et caractériser le comportement élastoplastique et la formabilité du matériau de la tôle DC06EK. Concernant la caractérisation du comportement plastique, la loi d'écrouissage sera déterminée, que ce soit par les méthodes directes ou par analyse inverse, à partir des essais de traction réalisés sur des éprouvettes plates tirées suivant la direction de laminage (DL). Pour étudier et caractériser l'anisotropie, d'autres essais de traction réalisés sur des éprouvettes de même géométrie et qui sont à tirer suivant 45° et 90° de la DL.

2.2. Analyse métallographique

L'analyse métallographique est l'un des outils clés pour déterminer les diagrammes de phases. Les examens de microstructure sont couramment utilisés pour étudier le nombre de phases (monophasées ou multiphasées) et les types de réactions invariants (eutectiques ou péritectiques, ou autres). En particulier, les caractéristiques telles que la granulométrie, la structure cristalline, la taille des grains et la présence de défauts tels que des fissures ou des inclusions peuvent être examinées [55]. La métallographie joue un rôle crucial dans de nombreux domaines, notamment dans la fabrication industrielle.

Pour effectuer une analyse métallographique de l'acier DC06EK, il est nécessaire d'utiliser un microscope optique qui permet d'identifier les différentes phases. Le microscope optique permet d'observer certains éléments de la microstructure des matériaux dont la limite de résolution se situe dans l'ordre du μm : structure, taille et forme des grains dans les cristaux ... etc. Dans ce travail de thèse, le microscope Leica-DM4-M équipé d'une caméra haute résolution (Figure 2-1-a), a été utilisé pour analyser les échantillons. Les échantillons sont visualisés par le microscope sur l'épaisseur et sur

la surface, comme illustré par la Figure 2-1-b, afin d'analyser l'effet du procédé de laminage sur la taille et l'orientation des grains.

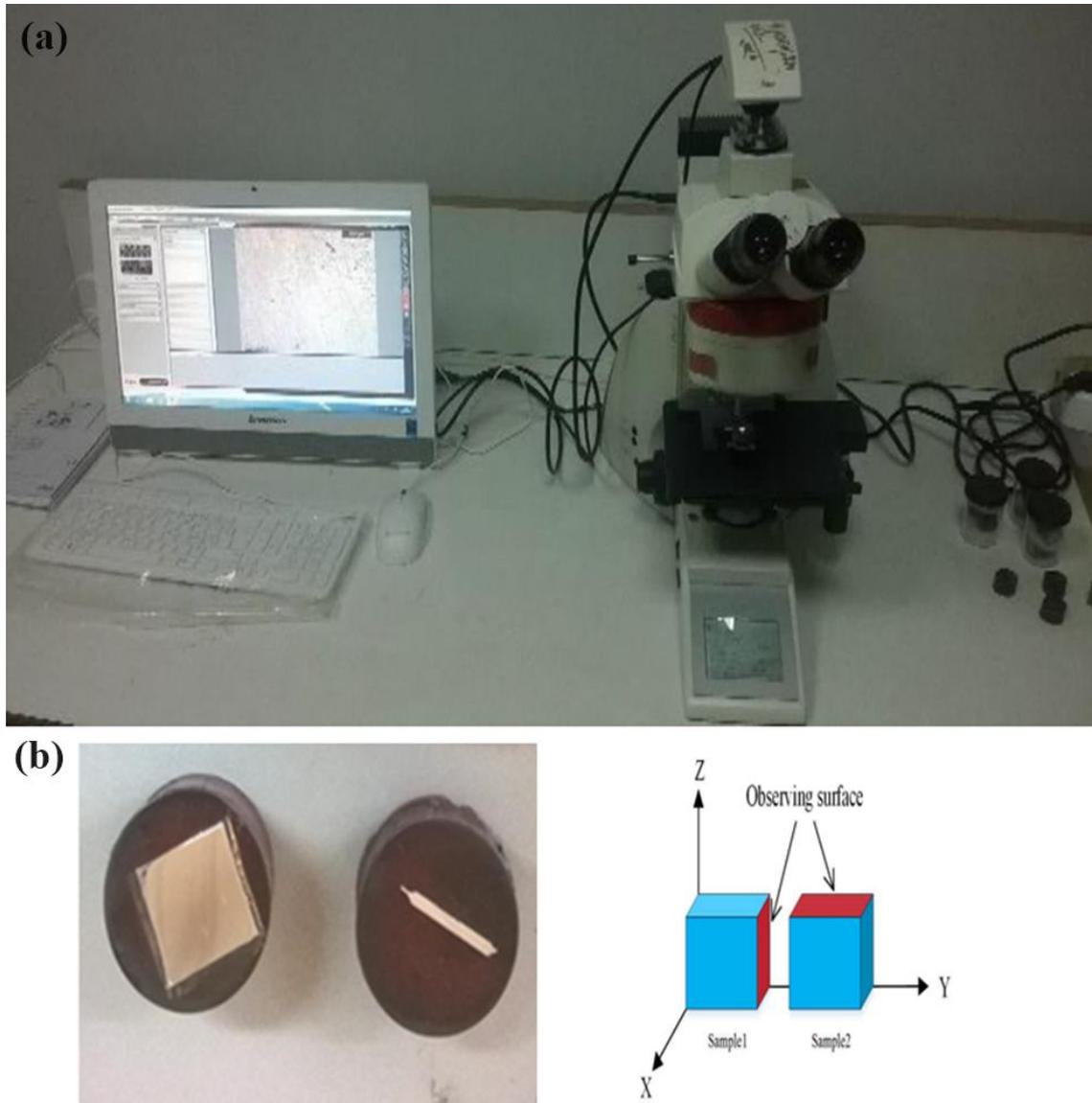
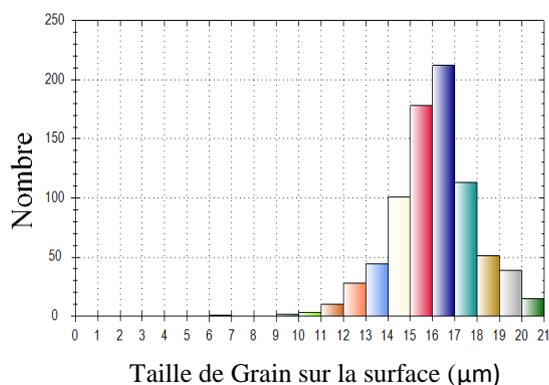
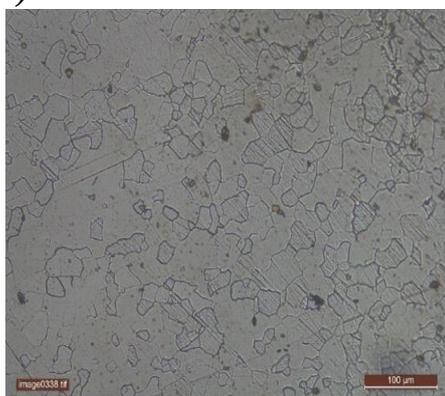


Figure 2-1 : Visualisation des deux faces échantillons via le microscope optique « LEICA-DM4-M ».

Le processus visualisation implique la préparation mécanique d'échantillons pour analyse à l'aide de diverses méthodes, telles que le meulage, le polissage et la gravure. Cette préparation consiste généralement à découper un échantillon en tranches et à polir ces sections avant de les examiner au microscope. Cela crée une image très agrandie afin que la microstructure puisse être étudiée en détail, ce qui permet une analyse pour interpréter les résultats. Suivant ce processus, après découpage, les échantillons ont été soumis à un polissage mécanique au papier de verre jusqu'au papier abrasif de

granulométrie 5000 suivi d'une finition sur pâte diamantée (9 μ m, 3 μ m puis 1 μ m). La microstructure n'est visualisée qu'après une attaque chimique de 3% de Nital pendant 10 secondes. Ensuite, le microscope a été utilisé pour visualiser et enregistrer sous forme d'images les micrographies avec différents grossissements. Après visualisation des deux échantillons par le microscope, un disposés suivant l'épaisseur et l'autre suivant la surface, la microstructure présentée à la Figure 2-2-a montre des phases homogènes qui représentent une microstructure ferritique très pure en raison de la quantité relativement faible du carbone.

(a)



(b)

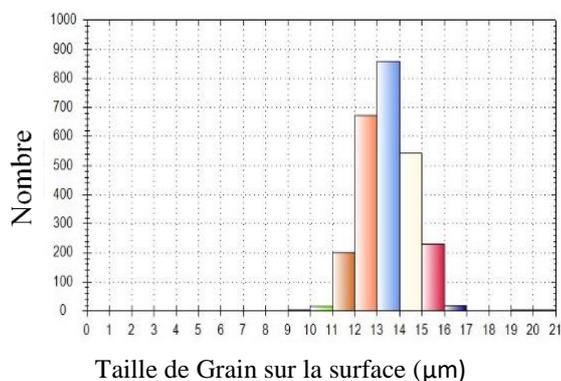
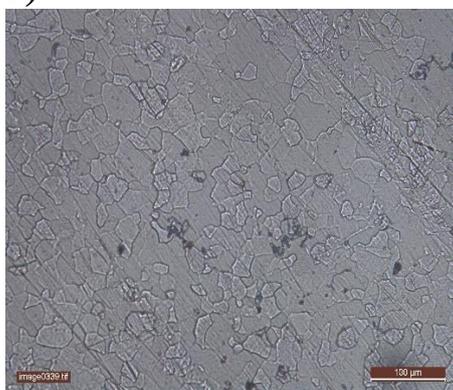


Figure 2-2 Microstructure et taille des grains de l'acier DC06EK : a) : Visualisation sur la surface, b) : Visualisation sur l'épaisseur.

La taille moyenne des grains est comprise entre 16 et 17 μ m, avec des grains individuels variant de 5 à 21 μ m. On observe dans la Figure 2-2-b, orienté dans le plan, que les grains ont une structure de taille réduite en épaisseur, ce qui est dû au laminage de cette surface qui a entraîné un raffinement des grains. La structure dans le plan est composée de grains de ferrite plus larges par rapport à l'autre structure. Ce phénomène

influence la contrainte à la limite d'élasticité et la contrainte maximale de la traction, qui sont des critères traditionnels pour évaluer l'emboutissabilité.

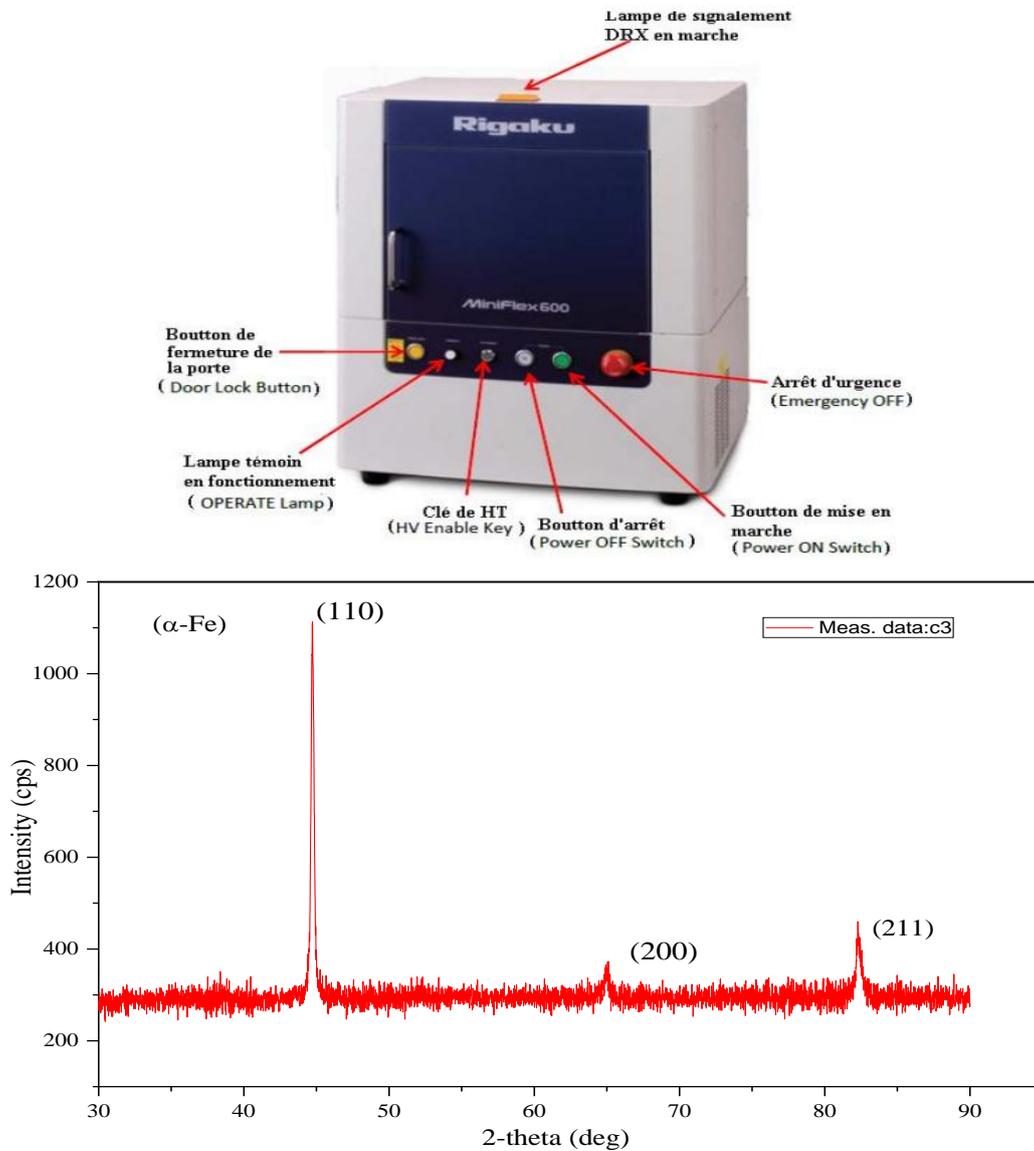


Figure 2-3 : Schéma du dispositif de diffractomètre à rayons X et diffractogrammes obtenus pour la tôle DC06EK.

Des mesures de diffraction des rayons X ont été effectuées sur la surface des échantillons pour identifier les différentes phases présentes dans l'acier. Ces rayons pénètrent à une profondeur de quelques micromètres dans le matériau. La Figure 2-3 montre les diffractogrammes obtenus. En comparant ces résultats avec les diagrammes de diffraction standards, il est possible d'identifier les éléments correspondant aux pics, notamment ceux liés à la ferrite, ainsi que les plans de diffraction associés.

2.3. Composition chimique

La composition chimique de l'acier DC06EK a été déterminé via la technique de spectrométrie d'émission optique à étincelles (SEO-E) qui est présentée dans la Figure 2-4. La SEO-E est réalisée sur une large gamme de métaux et d'alliages pour aider à identifier les différents éléments dans l'échantillon métallique. L'excitation par arc et étincelle (Arc Spark) est la méthode préférée pour l'analyse des métaux afin de déterminer la composition chimique des échantillons métalliques. Elle consiste à exposer l'échantillon à une étincelle électrique et à mesurer les longueurs d'onde de la lumière émise. Ces données nous permettent ensuite de déterminer la proportion d'éléments présents dans l'échantillon. Cette méthode processus est largement utilisé dans différents secteurs industriels de fabrication. En raison de leur temps d'analyse rapide et de leur précision inhérente, les processus de SEO-E sont les plus efficaces pour contrôler le traitement des alliages.

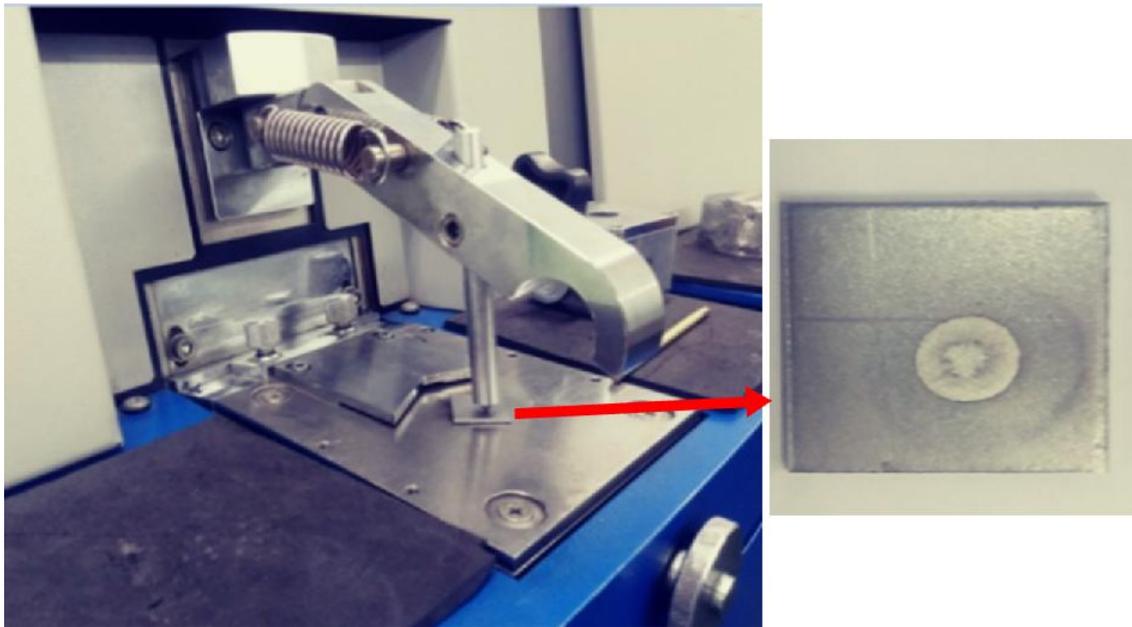


Figure 2-4: Spectrométrie optique à source d'étincelles.

Les analyses de la composition chimique de l'acier DC06EK ont été réalisées à la Société des Industries Mécaniques et Accessoires ORSIM de Oued Rhiou, une filiale du Groupe AGM. Le Tableau 2-1 présente la composition chimique de cette tôle d'acier. On remarque que le pourcentage de carbone est faible, ce qui favorise une meilleure

déformation plastique et limite la formation de carbures. De plus, l'acier DC06EK contient une faible teneur en chrome, élément qui améliore la résistance à la corrosion.

La forme des précipités dans l'acier et la taille des grains de ferrite sont des facteurs clés qui influencent les propriétés mécaniques et les performances de ces alliages. Parmi les éléments additifs couramment utilisés pour affiner les grains d'acier (alpagènes), on trouve le silicium, le titane et le vanadium. Ces éléments favorisent la formation de petits précipités (d'environ un nanomètre) qui contribuent à l'affinage des grains. Le molybdène associé au niobium est également utilisé pour cet objectif, augmentant la résistance de l'acier tout en maintenant une bonne ductilité [56].

Fe	C	S	N	Mn	P	Si	Al	Ni	V
balance	0.0183	0.0110	-	0.185	0.0002	0.0202	0.05	0.0216	0.0089
Ti	Co	Cu	NB	Cr	Mo	W	Pb	B	-
0.118	0.0005	0.0199	0.0076	0.025	0.0058	<0.005	0.0025	0.0055	-

Tableau 2-1 : Composition chimique de la tôle d'acier DC06EK.

2.4. Caractérisation du comportement élastoplastique

L'objectif de cette partie est de déterminer les propriétés mécaniques suivant différentes DL à partir des essais de traction uniaxiale sur des éprouvettes plates tirées de la plaque métallique DC06EK.

2.4.1. Essais de traction

Les essais de traction uniaxiale ont été réalisés sur une machine d'essai universelle (GUNT WP 310, voir la Figure 1-5) à vitesse constante de 1 mm/min avec une capacité de chargement de 50 kN. Les deux capteurs de position et de force permettent d'enregistrer, via le logiciel de la machine de traction, la force et le déplacement à chaque seconde.

Afin de caractériser le comportement plastique et d'étudier l'anisotropie de l'acier DC06EK, des essais de traction ont été effectués sur des éprouvettes tirées d'une plaque d'acier DC06EK, et orientées à 0°, 45° et 90° par rapport à la DL. Les dimensions de ces éprouvettes correspondent à la norme ASTM E8-2010 [57], comme il est illustré par la Figure 2-5. Chaque direction a été testée avec trois éprouvettes pour garantir la répétabilité

et la reproductibilité des essais de traction. La Figure 2-6 illustre la façon dont les trois éprouvettes sont obtenues.

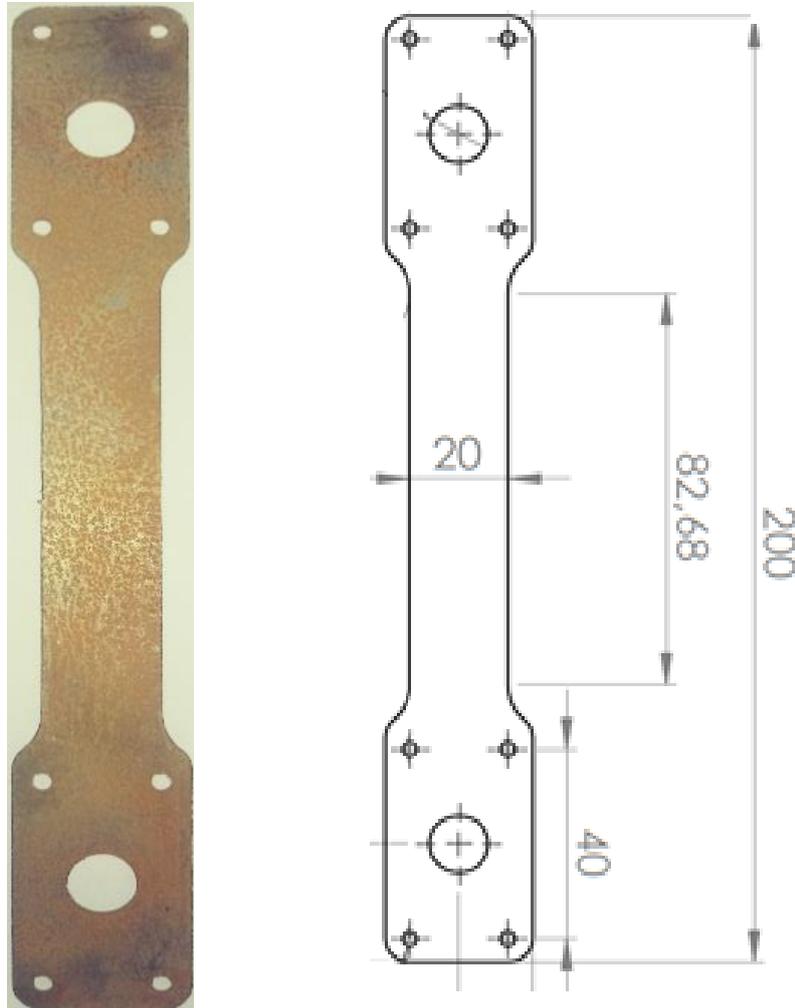


Figure 2-5: Dimensions de l'éprouvette de traction uniaxiale.

Les éprouvettes sont de faible épaisseur (1,6 mm), et ont été découpées à l'aide d'une machine de découpe au jet d'eau (voir Figure 2-6), qui offre une plus grande précision par rapport aux machines de fabrication traditionnelles. L'utilisation de ces derniers comme une fraiseuse pour la fabrication peut introduire des défauts d'usinage et des distorsions importantes dus à la faible épaisseur de la plaque qui est de 1,6 mm. Cela peut impacter potentiellement le comportement de striction ou de rupture lors des essais de traction.



Figure 2-6: Découpage des éprouvettes suivant les trois DL avec le procédé de jet d'eau.

La partie utile des éprouvettes a été filmée avec une vitesse d'acquisition de 1 image/s. Les déformations plastiques ont ensuite été obtenues en post-traitement par la technique de corrélation d'images numériques. De plus, les données force/déplacement/temps ont été enregistrées directement à partir de la machine d'essai de traction.

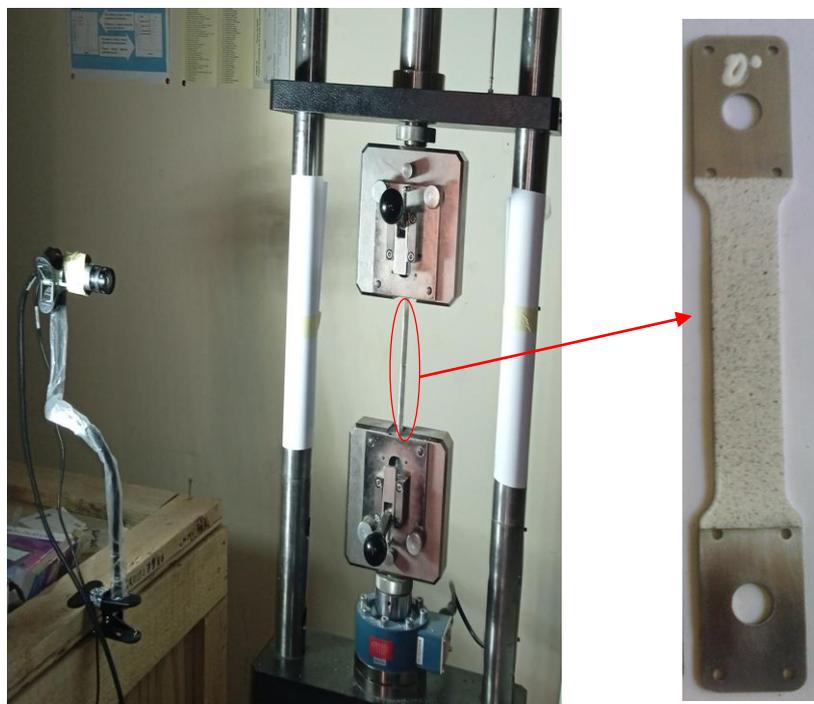


Figure 2-7: Dispositif expérimental de corrélation d'image et montage de l'essai de traction.

2.4.2. Technique de corrélation d'images

La technique de corrélation d'images, développée depuis les années 1980 [58], est une méthode utilisée pour la détermination du champ de déplacements. A partir de ce dernier, les déformations locales dans l'éprouvette sont calculées. Elle est particulièrement utile dans le domaine de la mécanique des matériaux pour analyser le comportement des structures sous-chargement.

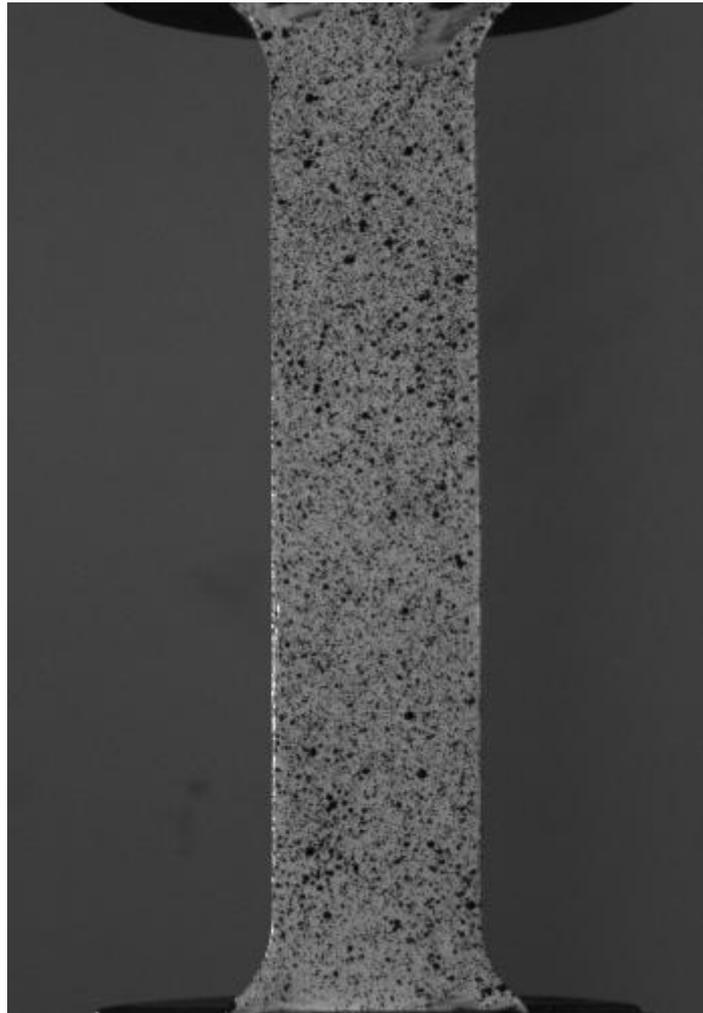


Figure 2-8: Exemple de mouchetis sur l'éprouvette de traction.

Cette technique consiste à enregistrer des séquences d'images lors de la sollicitation de l'éprouvette : une image avant déformation, appelée « image de référence », et les autres après déformation, appelées « images déformées » [14]. Ces images doivent présenter un niveau de gris aléatoire en créant un mouchetis sur la surface de l'éprouvette (Figure 2-8). Ce mouchetis est généralement réalisé en appliquant d'abord

une couche de peinture blanche, suivie de gouttelettes de peinture noire, ce qui crée un motif aléatoire de taches contrastées. Le principe fondamental de cette technique est de trouver le déplacement nécessaire pour aligner le motif de l'image de référence avec celui de l'image déformée. Ce processus permet de déterminer le champ de déplacements sur la surface de l'échantillon, c'est-à-dire comment chaque point de la surface s'est déplacé en réponse à la charge appliquée (Figure 2-9). À partir de ce champ de déplacements, on peut ensuite calculer les champs de déformations locales.

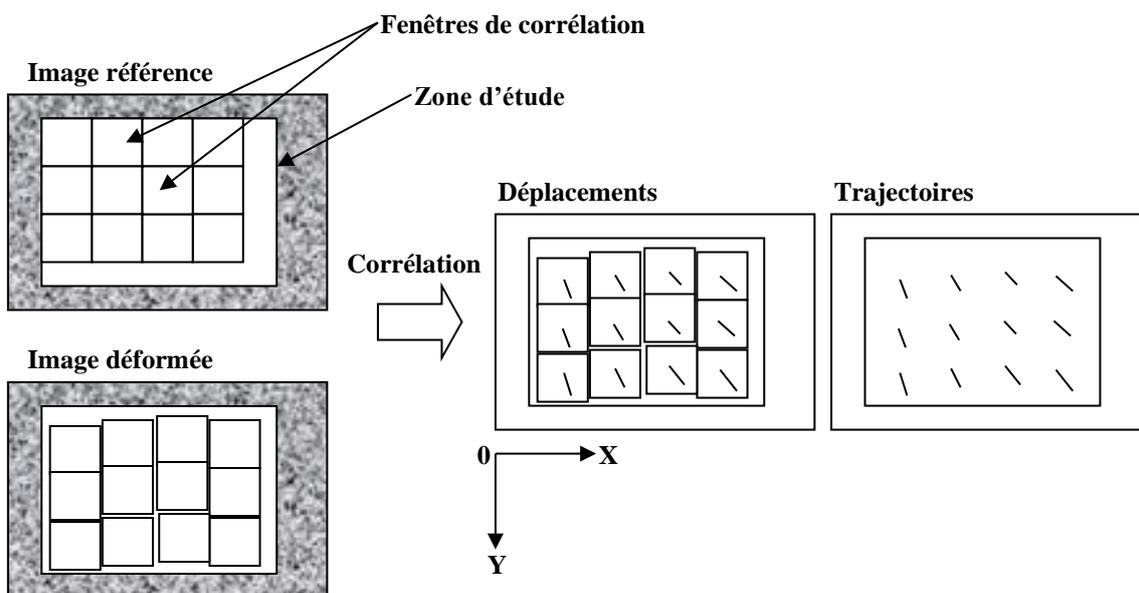


Figure 2-9: Schéma de principe des calculs de déplacements et de trajectoires par corrélation d'images [14].

Le dispositif expérimental de corrélation d'image en 2D se compose d'une caméra CCD de haute résolution pour capturer les images, d'un ordinateur avec un logiciel d'acquisition et d'analyse, et d'un système d'éclairage pour assurer une bonne qualité d'image. Le logiciel analyse les images en définissant une série de fenêtres de corrélation, qui sont de petites zones sur l'image où les déplacements sont calculés. La taille de ces fenêtres est importante pour la précision de la mesure et doit être choisie en fonction de la taille des taches du mouchetis et de la résolution de l'image [14].

En outre, l'analyse des déformations permet également de mesurer les coefficients d'anisotropie (coefficient de Lankford) qui se base sur la mesure des déformations longitudinales et latérales. Le système de mesure optique Aramis a été adapté à la machine d'essai de traction pour mesurer les déformations locales. Sur la base de ce modèle, le

logiciel « GOM Correlate » a été utilisé pour calculer les déformations locales sur les directions principales ($\varepsilon_1, \varepsilon_2$).

2.4.3. Identification des paramètres d'une loi écrouissage

Pour déterminer les paramètres des lois d'écrouissage isotrope de la tôle DC06EK, une procédure numérique inverse a été utilisée, en reproduisant numériquement l'essai de traction dans des conditions de fonctionnement similaires. Deux lois de comportement distinctes ont été sélectionnées pour cette analyse :

$$\text{Ludwick : } \sigma = \sigma_0 + K (\varepsilon_p)^n \quad 2-1$$

$$\text{Voce : } \sigma = \sigma_s - (\sigma_s - \sigma_0) \exp(-\alpha (\varepsilon_p)) \quad 2-2$$

La procédure a été réalisée à l'aide du logiciel Abaqus/Standard, dans lequel une sous-routine UHARD (voir l'Annexe 2) a été intégrée pour implémenter les lois d'écrouissage. Cette approche numérique, basée sur un modèle par des éléments finis, a été couplée à un outil d'optimisation appelé « OPTPAR », développé par Gavrus [59]. Dans cette procédure, les commandes de la modification des paramètres de la loi d'écrouissage, du lancement de la simulation numérique et de l'écriture des résultats dans un fichier d'observables pour comparaison avec les données expérimentales sont programmées par Python (voir l'Annexe 3). L'objectif de l'outil d'optimisation est de minimiser l'écart entre les résultats numériques et les données expérimentales. L'algorithme itératif de Gauss-Newton est utilisé pour déterminer les paramètres optimaux des lois d'écrouissage. La fonction coût, que cet algorithme vise à minimiser, quantifie la différence entre les simulations numériques et les observations expérimentales. Cette fonction est définie comme suit :

$$Q = \frac{\sum_{i=1}^{Np} (\bar{F}_{exp}^i - \bar{F}_{num}^i)^2}{\sum_{i=1}^{Np} (\bar{F}_{exp}^i)^2} \quad 2-3$$

L'essai de traction uniaxiale a été modélisé par éléments finis dans cette procédure inverse pour identifier les paramètres des lois d'écrouissage en utilisant des mesures

globales (force en fonction du déplacement) et des mesures locales, telles que le champ de déformation obtenu par la technique de corrélation d'images. Cette technique permet de déterminer précisément la déformation au centre de l'éprouvette, là où la rupture se produit. Dans les simulations numériques, la valeur de la déformation est relevée à un point spécifique de la zone centrale (Figure 2-10).

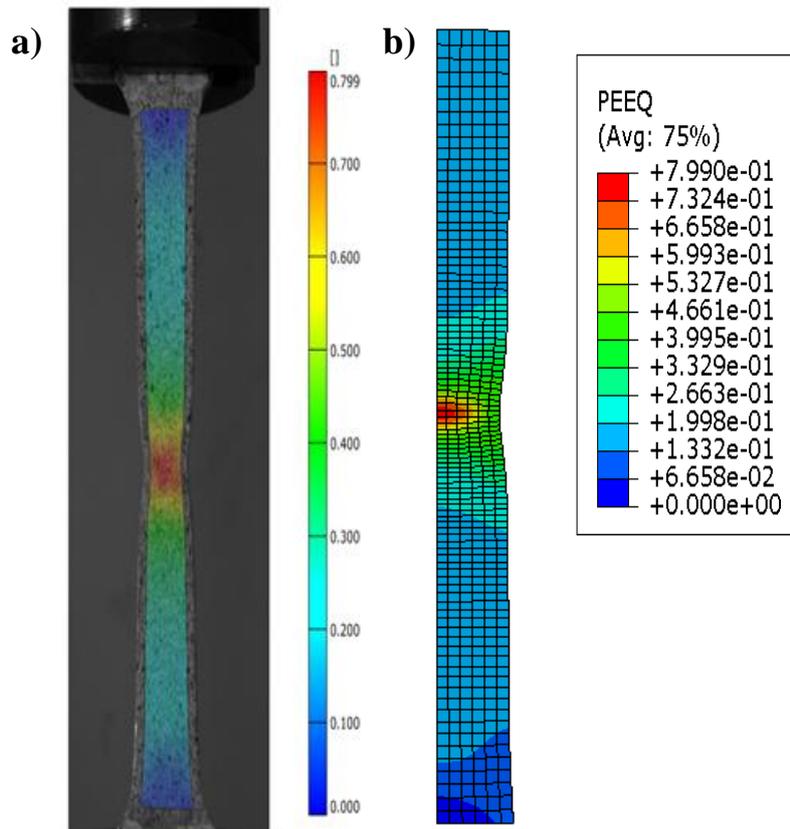


Figure 2-10: Détermination du champ de déformation, a) Cas expérimental, b) Cas numérique.

L'essai de traction du matériau DC06EK a été simulé à l'aide du logiciel d'éléments finis Abaqus/Explicit, en reproduisant les conditions expérimentales. Pour assurer la comparaison avec les données expérimentales, les dimensions de l'éprouvette (Figure 2-5) ont été maintenues identiques dans le modèle numérique. Cette modélisation vise à obtenir la courbe force/déplacement dans le domaine élastique et à ajuster les courbes numériques de force/déplacement.

L'éprouvette a été modélisée en coordonnées cartésiennes, en utilisant une géométrie identique à celle de l'essai expérimental. Un maillage volumique composé d'éléments briques de type C3D8R a été utilisé, avec un raffinement particulier dans la section constante de l'éprouvette (Figure 2-11). Le matériau de l'éprouvette, DC06EK, a été supposé avoir un comportement élastique isotrope, avec un module de Young de 203000 MPa et un coefficient de Poisson de 0,3. La partie plastique a été modélisée via la subroutine UHARD pour implémenter les deux lois d'écrouissage.

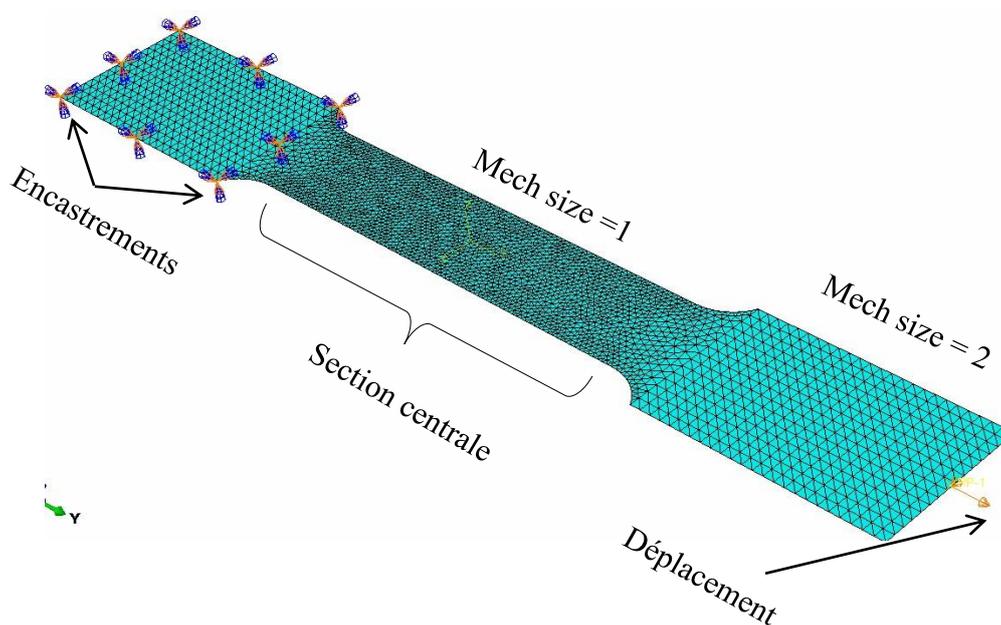


Figure 2-11 : Présentation du modèle numérique de l'essai de traction.

Cette phase de modélisation est essentielle dans la détermination des paramètres d'une loi de comportement par analyse inverse.

2.4.4. Résultats

2.4.4.1. Courbes d'écrouissage

Les données de la force en fonction du déplacement issues des essais de traction suivant les trois DL sont converties et tracées en des courbes contraintes-déformations vraies (courbes d'écrouissage) en utilisant les modèles analytiques présentés dans le paragraphe § 1.5.1.2. Il faut ajouter que ces courbes d'écrouissage sont obtenues en se basant sur l'hypothèse de l'homogénéité des déformations et des contraintes dans les éprouvettes puisqu'elles ont une section constante.

La Figure 2-12 présente une comparaison entre les trois courbes d'érouissage suivant les trois DL (0°, 45° et 90°). Les courbes d'érouissage suivant 0° DL et 90° DL sont quasiment superposées, cependant une légère différence est remarquée pour la courbe d'érouissage suivant 45°DL par rapport aux deux autres courbes. Cette légère différence peut être attribuée à l'hétérogénéité et aux anisotropies du matériau ou aux défauts de découpage des éprouvettes. Les différentes propriétés mécaniques déterminées des trois courbes d'érouissage sont reportées dans le Tableau 2-3, à savoir les limites élastiques et les contraintes maximales.

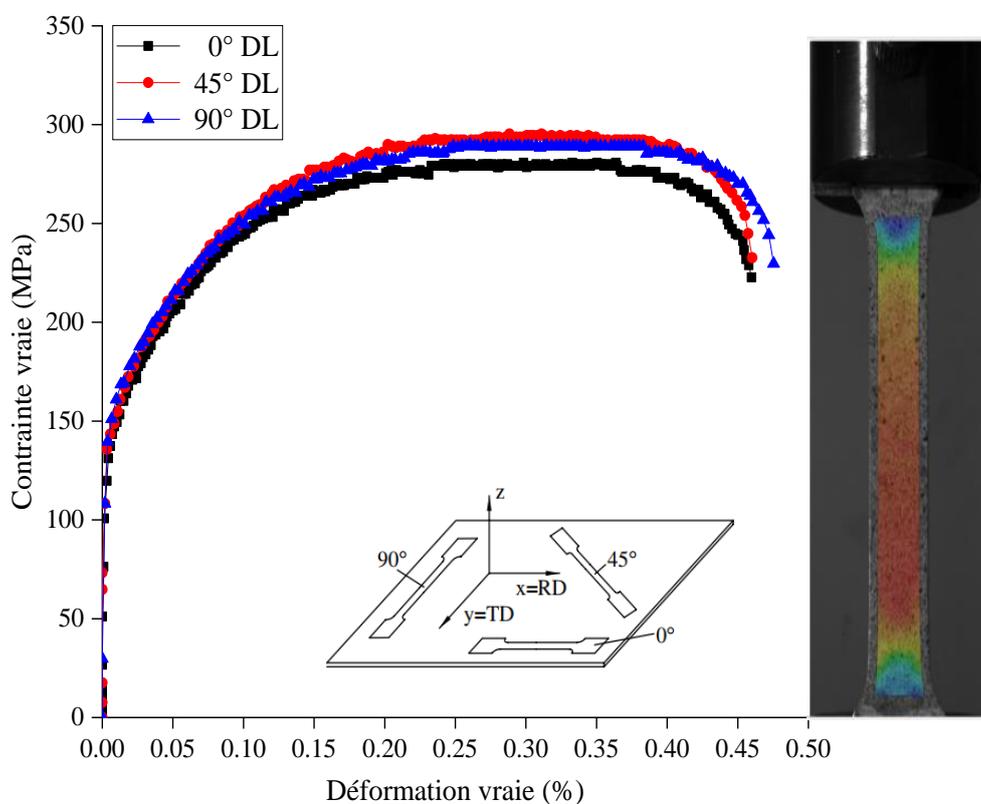


Figure 2-12 : Comparaison des trois courbes d'érouissage (0° DL, 45° DL et 90° DL).

2.4.4.2. Anisotropie

Les valeurs r de Lankford (coefficient d'anisotropie moyen) ont été calculées pour étudier l'anisotropie, reflétant la relation entre la déformation plastique transversale ε_2 et la déformation plastique dans l'épaisseur ε_3 :

$$r = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} = -\frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1 + \varepsilon_2} \quad 2-4$$

La déformation plastique dans l'épaisseur est calculée en utilisant l'hypothèse de la conservation du volume : $\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2)$. Les valeurs r de Lankford pour chaque orientation ont été calculées conformément à la norme ISO 10113:2020 [60] et reportées dans le Tableau 2-3.

La Figure 2-13 présente l'évolution des coefficients de Lankford en fonction de la déformation plastique équivalente lors d'essais de traction pour les différentes orientations par rapport à la DL. Les valeurs du coefficient de Lankford pour chaque orientation ont été calculées selon la norme suscitée. Ce qui a donné : $r_0 = 2.826$, $r_{90} = 2.689$ et $r_{45} = 1.959$.

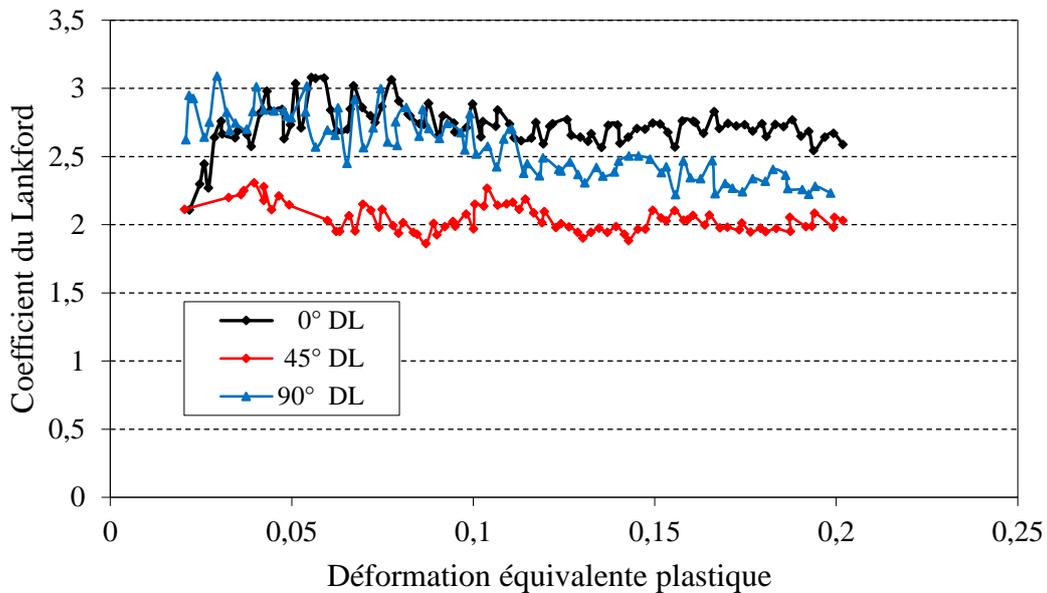


Figure 2-13: Evolution des coefficients de Lankford en fonction de la déformation plastique équivalente.

A partir des coefficients d'anisotropie, on peut en obtenir le coefficient d'anisotropie moyen :

$$R = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} = 2,358 \quad 2-5$$

Et l'écart ΔR :

$$\Delta R = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{4} = 0,39925 \quad 2-6$$

Dans le cas où $R \neq 1$ et $\Delta R \neq 0$, on parle alors d'anisotropie normale ou d'anisotropie plane [14]. Ce cas correspond au comportement de la nuance étudiée « DC06EK », ce qui confirme qu'il s'agit d'une tôle métallique fortement anisotrope.

2.4.4.3. Critère de plasticité anisotrope

Dans notre étude, pour tenir en compte de l'anisotropie dans la modélisation du comportement plastique du matériau, le critère de plasticité anisotrope Hill48 [26] a été sélectionné pour le faible nombre de paramètres qu'il nécessite à identifier, et qui est préalablement intégré dans le logiciel Abaqus pour la simulation numérique. Le critère de Hill48, sous l'hypothèse de contraintes planes, peut s'écrire comme suit :

$$\bar{\sigma}(\sigma_{ij}) = \sqrt{\sigma_{xx}^2 (H + G) + \sigma_{yy}^2 (H + F) - 2H\sigma_{xx}\sigma_{yy} + 2N\sigma_{xy}^2} \quad 2-7$$

Les paramètres du critère quadratique Hill48 sont déterminées à partir des coefficients de Lankford en utilisant les équations suivantes :

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1 + r_0)} \quad 2-8 \qquad G = \frac{1}{1 + r_0} \quad 2-9$$

$$H = \frac{r_0}{1 + r_0} \quad 2-10 \qquad N = \frac{(1 + 2r_{45})(r_0 + r_{90})}{2r_{90}(1 + r_0)} \quad 2-11$$

A partir de ces équations, il est considéré que l'écroutissage dans la direction du laminage correspond à l'écroutissage du matériau. Les valeurs des paramètres du critère de Hill48 obtenues sont données dans le Tableau 2-2 :

G	H	F	N
0,26	0,74	0,28	1,15

Tableau 2-2: Valeurs des paramètres du critère de plasticité de Hill48.

2.4.4.4. Allongement maximal

La Figure 2-14 représente les allongements maximaux pour les trois DL. Ces allongements sont déterminés à partir de la déformation équivalente plastique là où il y a

une bifurcation de la déformation. Cette dernière a été déterminée à partir de la corrélation d'image pour chaque DL. Les valeurs des allongements sont reportées dans le Tableau 2-3.

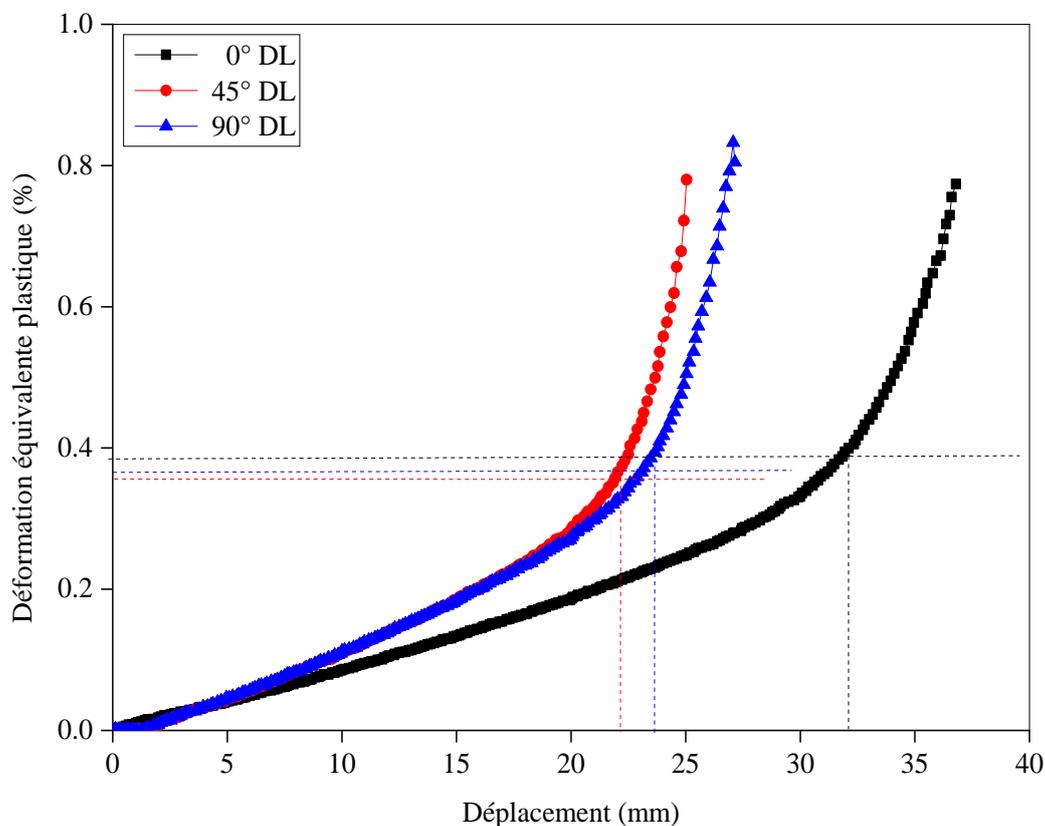


Figure 2-14: Déformation plastique équivalente en fonction du déplacement.

2.4.4.5. Identification par analyse inverse des paramètres d'une loi d'écoulement

L'identification par l'analyse inverse consiste à minimiser l'écart entre la courbe expérimentale et la réponse calculée par éléments finis. Cette technique permet d'identifier des lois de comportement avec une grande précision sans aucune hypothèse d'approximation. Les paramètres des deux lois d'écoulement de Ludwick et de Voce sont identifiés par l'approche de l'analyse inverse, voir le paragraphe § 2.4.3. Ces paramètres sont aussi reportés dans le Tableau 2-3.

L'identification par la procédure inverse montre un très bon accord entre la force expérimentale et numérique en fonction du déplacement, tel qu'il est illustré par la Figure

2-15. Les paramètres identifiés sont également présentés dans le Tableau 2-3, à savoir : le paramètre de la consistance du matériau K , le coefficient d'écroutissage n , la contrainte de saturation σ_s , et le paramètre d'écroutissage α .

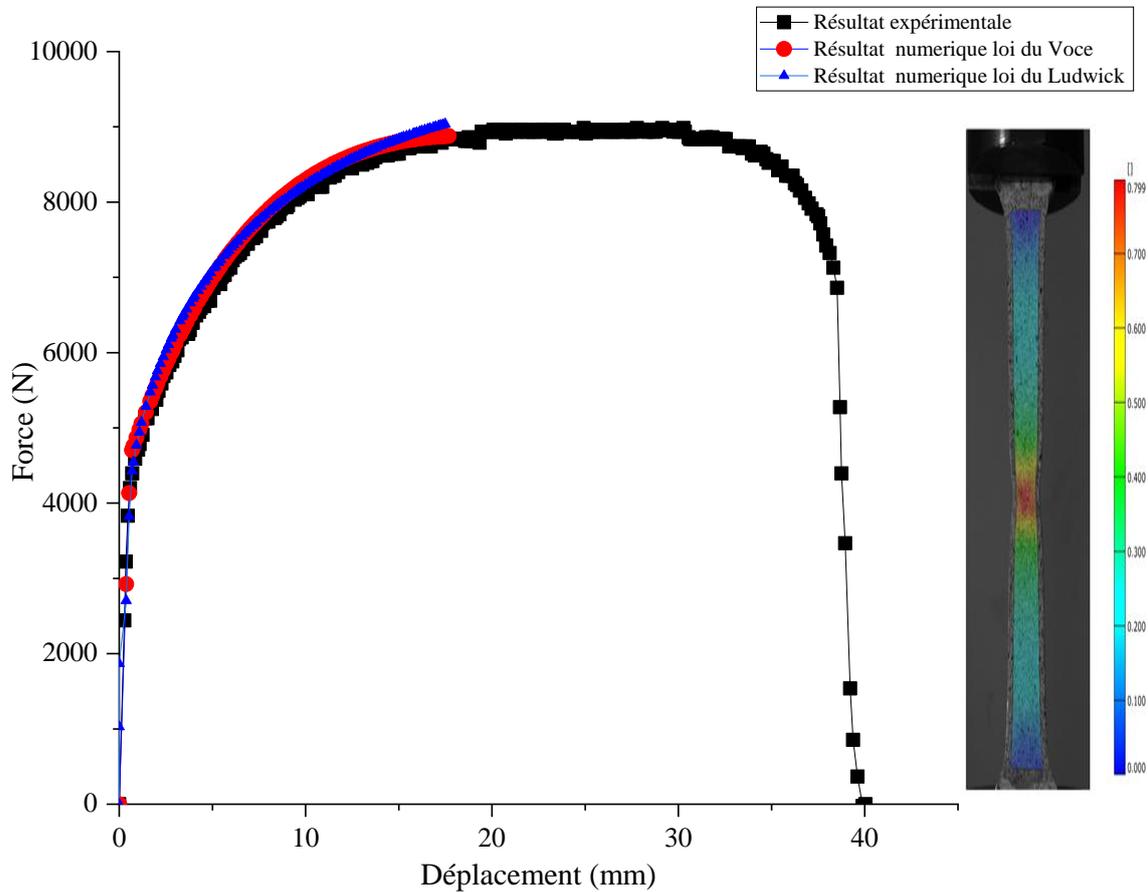


Figure 2-15: Comparaison entre la force expérimentale et numérique en fonction du déplacement après identification des paramètres des lois d'écroutissage.

La convergence de l'identification est obtenue en un petit nombre d'itérations et avec une très grande précision (0,1 %). Le modèle numérique d'analyse inverse proposé peut ensuite être introduit dans la simulation numérique réalisée dans le quatrième chapitre.

Direction de laminage [°]	0° DL	90° DL	45° DL
Module de Young E [GPa]	203		
Coefficient du Poisson ν [-]	0.3		
Coefficient du Lankford [-]	2.826	2.689	1.959
Limite d'élasticité $R_{p0.2}$ [MPa]	149.61	142.95	145.15
Contrainte maximale R_m [MPa]	280.762	289.915	295.256
Allongement A [%]	39.801	37.803	36.539
Consistance du matériau K [-]	517.64		
Coefficient d'érouissage n [-]	0.423		
Contrainte de saturation σ_s [MPa]	340		
Paramètre d'érouissage α [-]	9		

Tableau 2-3: Propriétés mécaniques du matériau de la tôle DC06EK.

2.5. Courbe limite de formage (CLF)

La formabilité de la tôle DC06EK a été évaluée à partir du modèle de Keeler et Brazier [29,30]. Ce modèle est utilisé pour représenter la CLF. Cette dernière détermine la limite entre les modes de déformation sans défaut et ceux qui présentent des risques de rupture et de plissement, voir paragraphe § 1.6. Ce modèle est exprimé en fonction de l'épaisseur de tôle $t_0=1,6$ mm et du coefficient d'érouissage $n=0,423$ qui permettent de déterminer la CLF pour les aciers doux. La variable considérée est la position du point le plus bas de la CLF, qui est situé sur la trajectoire de déformation plane et désigné par "CLF0". Selon ce modèle, la CLF est déterminée comme suit :

$$FLC_0 = \ln \left(\frac{n}{0.116} \left(0.2325 + 0.1413 \cdot t_0 \right) + 1 \right) \quad 2-12$$

Partie droite du FLC :

$$\varepsilon_1 = FLC_0 - \varepsilon_2 \quad 2-13$$

Partie gauche du FLC :

$$\varepsilon_1 = (FLC_0 + 1)(\varepsilon_2 + 1)^{0.5} - 1 \quad 2-14$$

En utilisant les équations (2-12, 2-13 et 2-14), deux CLF théoriques ont été obtenues pour la tôle DC06EK avec des épaisseurs de 1,6 mm et 1 mm. Ces derniers ont ensuite été comparés à la CLF expérimentale obtenue à partir d'essais de Nakazima [61], comme illustré Figure 2-16. La comparaison a montré une bonne concordance entre les CLF expérimentales et théoriques pour l'épaisseur de tôle de 1 mm. En outre, la CLF est légèrement augmentée pour l'épaisseur de 1,6 mm. Cette dernière CLF sera utilisée par la suite dans ce travail de thèse.

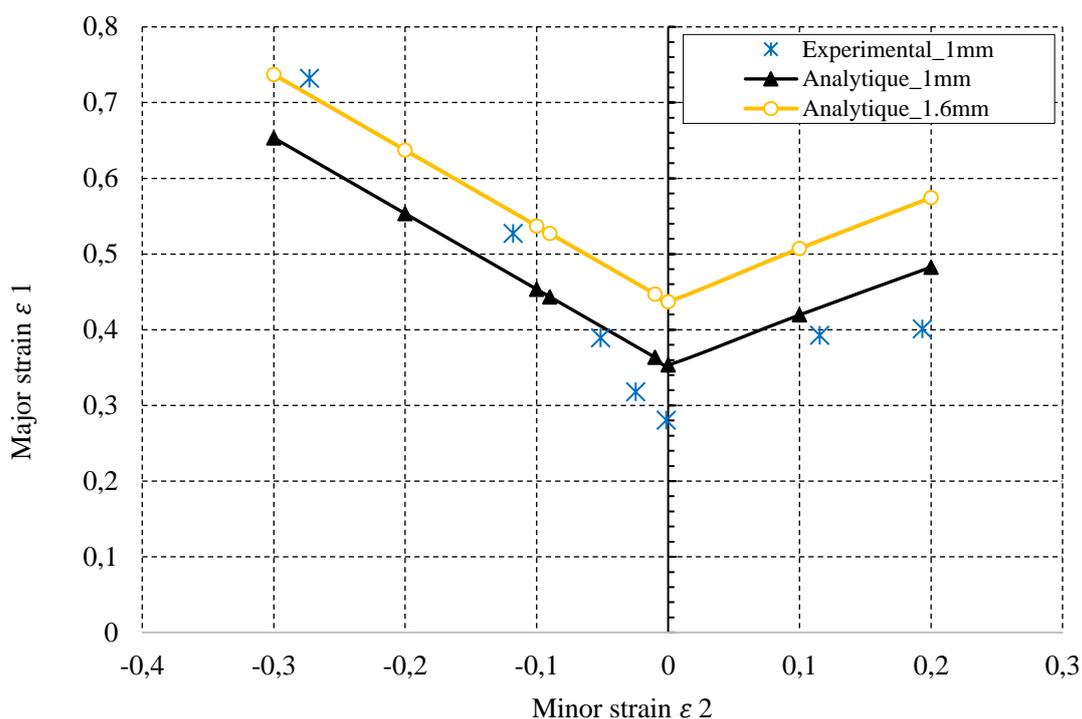


Figure 2-16: CLF de la tôle DC06EK.

2.6. Conclusion

Après observation de deux échantillons de DC06EK à l'aide d'un microscope, l'un disposé suivant l'épaisseur et l'autre suivant la surface, il a été constaté que les figures montrent des phases homogènes, révélant une microstructure ferritique très pure en raison de la faible teneur en carbone.

La composition chimique de l'acier DC06EK a été déterminé via la technique de SEO-E, confirmant le faible pourcentage de carbone, ce qui favorise une meilleure déformation plastique. En outre, cet acier contient une faible teneur en chrome, ce qui

améliore sa résistance à la corrosion, rendant cet acier particulièrement adapté à la fabrication d'articles sanitaires tels que les baignoires et les éviers.

Des courbes d'érouissage ont été établies à partir d'essais de traction suivant les trois directions de laminage (0° , 45° , et 90°), en utilisant des modèles analytiques qui supposent une déformation homogène dans la section constante des éprouvettes. À partir de ces courbes, les limites élastiques et les contraintes maximales ont été déterminées.

Le calcul du coefficient d'anisotropie moyen $R \neq 1$ et de l'écart $\Delta R \neq 0$ a clairement montré que la tôle métallique DC06EK est fortement anisotrope. Le critère de plasticité anisotrope de Hill48 a été sélectionné puisque ces paramètres sont faciles à calculer, et est déjà intégré dans le logiciel Abaqus pour la simulation numérique.

Les paramètres des deux lois d'érouissage de Ludwick et de Voce ont été identifiés par une approche d'analyse inverse. L'avantage de cette approche est qu'elle ne repose sur aucune hypothèse préalable. L'une de ces deux lois d'érouissage, associée au critère de plasticité de Hill48, sera utilisée dans la simulation numérique présentée dans le quatrième chapitre. Enfin, la CLF de la tôle DC06EK, déterminée à partir du modèle de Keeler et Brazier, a montré une bonne concordance avec la CLF expérimentale obtenue par des essais de Nakazima. Cette CLF sera également utilisée ultérieurement dans cette thèse pour analyser les défauts de plissement et de rupture des produits obtenus par emboutissage profond.

Chapitre 3. Caractérisation du comportement tribologique de la tôle DC06EK

3.1. Introduction

Pour réussir une pièce emboutie, il est nécessaire de maîtriser tous les éléments et facteurs qui influent le procédé d'emboutissage profond. Trouver la combinaison optimale entre les différents paramètres du procédé reste le principal défi pour l'EIMS. Parmi les paramètres qui ont une influence majeure sur le procédé d'emboutissage profond, on trouve : les géométries des outils (matrice et poinçon) et de la tôle [62], suivies du frottement (ou COF) et de la pression du serre-flan. Le frottement aux contacts outils-tôle dans le procédé d'emboutissage est un phénomène complexe. Il est considéré comme un paramètre clé responsable de l'apparition de plissements, de ruptures (déchirures ou fissures), ou de défauts de surface (rayures) dans le produit semi-fini [5,37,38,53,54]. Un frottement trop élevé, une absence de lubrification ou une lubrification excessive peuvent entraîner ces défauts sur les pièces embouties. De plus, le comportement tribologique a également une influence sur la durée de vie des outils d'emboutissage, qui présentent un certain risque d'usure due à un frottement excessif.

La simulation numérique est couramment utilisée pour investiguer les défauts de plissement et de rupture pendant le formage de la tôle. La simulation nécessite, en plus de la détermination du comportement élastoplastique et de la CLF réalisée dans le deuxième chapitre, une loi de frottement qui décrète le comportement des contacts tôle-outils. En général, la loi de Coulomb avec une valeur constante du COF est utilisé pour modéliser le frottement au niveau de ces contacts dans la simulation numérique de l'emboutissage profond [34,35,54].

L'objectif de ce chapitre est de déterminer le COF et d'étudier le comportement tribologique de la tôle utilisée (DC06EK) en contact avec les outils via des essais expérimentaux de frottement en analysant la rugosité de la surface, l'utilisation d'un lubrifiant, les vitesses de glissement relatives des contacts tôle-outils, et d'autres paramètres qui sont associés exclusivement au procédé de formage par emboutissage, à savoir la déformation plastique et l'anisotropie.

3.2. Contacts tôle-outils

Entre deux corps solides en mouvement de translation relatif, le contact est toujours dû à la présence d'aspérités. Pour des pressions de serrage relativement faibles (BHP_1), les contacts se produisent au niveau des pics d'aspérités les plus élevés des deux corps (Figure 3-1). La surface de contact réelle est alors très petite, avec seulement quelques aspérités. Mais à chaque fois que la pression de serrage augmente (BHP_2), ces aspérités se déforment plastiquement. Ce qui entraîne l'écrasement d'autres aspérités et génère une augmentation de la surface de contact réelle [2].

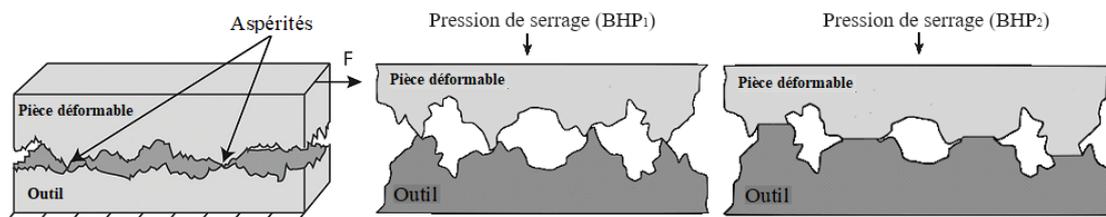


Figure 3-1 : Interaction entre la pièce déformable et l'outil lors d'un contact à l'état statique [2].

Durant l'opération de formage, la tôle se déplace par rapport à l'outil. Ce contact génère des rayures, des empreintes, des microcavités, des traces d'usure et même des fissures sur l'outil tel qu'il est illustré sur la Figure 3-2. Ceci provoque une abrasion de la surface de la tôle suivie dans certains cas par la formation des rayures et qui peut conduire à la rupture.



Figure 3-2: Différents défauts sur l'outil d'emboutissage profond (Matrice).

Dans le paragraphe § 1.7.4, la littérature bibliographique a montré que le frottement aux contacts tôle-outils n'est pas juste influencé par : - contact sec ou lubrifié, - vitesses de glissement relatives, - pression appliquée, - surface de contact, - lubrifiant, - température, - topographie de la surface, - et épaisseur du film d'huile, mais aussi par la déformation plastique associée à l'anisotropie. D'un point de vue général, les essais de contact mécanique à échelle macroscopique ont un contact surface à surface dont les valeurs moyennes de coefficient de frottement obtenues ne permettent pas une analyse adéquate de l'effet de la direction des grains pour les tôles anisotropes, en particulier lorsque cette dernière est influencée par la déformation plastique. À l'échelle microscopique, les grains varient en direction et en taille selon la tôle métallique et son processus de fabrication [53]. À cette échelle, l'influence de la direction des grains sur le frottement peut être analysé de manière très efficace à l'aide d'essais de microrayage, puisque la réponse au frottement peut être utilisée pour décrire un phénomène tribologique tel que le contact et la déformation d'aspérités [53,63,64]. Karupannasamy [53] a montré que les mécanismes influençant la modélisation du frottement dans les processus de mise en forme par emboutissage sont la déformation des aspérités, le labourage et la lubrification.

Il est bien connu que l'essai de microrayage avec un pénétrateur conique a été développé à partir des micromécanismes d'aspérité. Cet essai a été utilisé pour étudier les aspects généraux et descriptifs des effets des propriétés des matériaux, en particulier les caractéristiques d'écrouissage, sur le frottement de différentes combinaisons de matériaux en contact [63–65]. Shugurov et al. [66] ont également utilisé cet essai pour étudier l'effet de l'orientation cristallographique des grains de titane polycristallin sur le labourage plastique. En outre, les mêmes résultats ont été obtenus dans les travaux de Peng et al. [67] (Figure 3-3) qui recommandent l'essai de rayure à cône unique dans les travaux futurs pour étudier l'effet de la taille des grains sur les comportements de frottement adhésif et de labourage des métaux polycristallins dans le processus de formage.

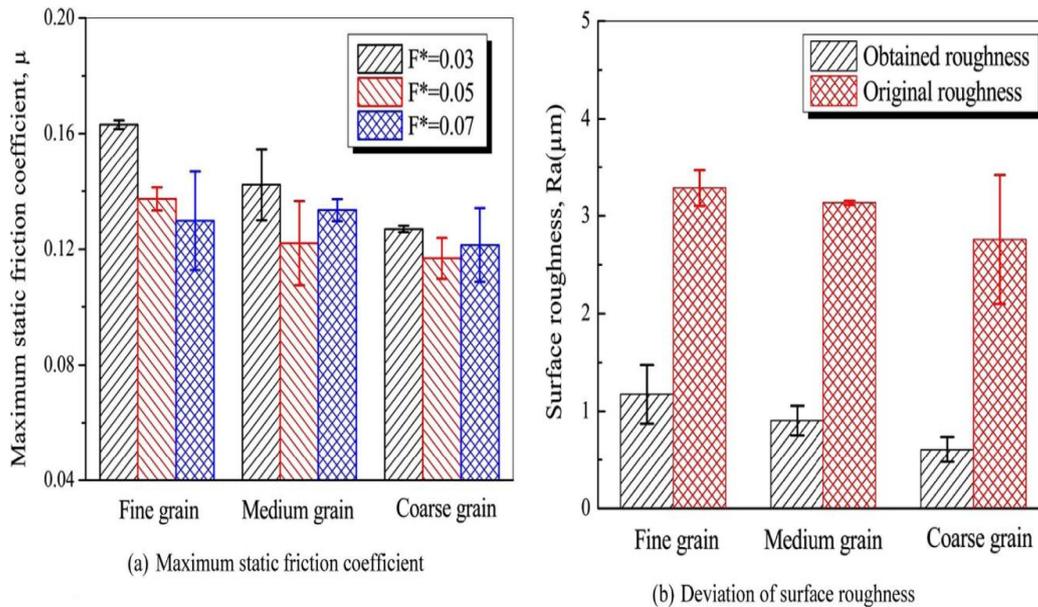


Figure 3-3: Variation du COF et de la rugosité de la surface en fonction de différentes tailles de grains [67].

Dans cette partie de travail, deux essais tribologiques ont été désignés. Des essais expérimentaux en utilisant un tribomètre pion-disque ont été adoptés comme mesure de référence pour obtenir le COF à échelle macroscopique en fonction de différentes vitesses de glissement relatives entre tôle et outils. A cela s'ajoutent d'autres essais à échelle microscopique qui permettent d'analyser le comportement de frottement en fonction de la déformation plastique et de l'anisotropie, surtout que la tôle DC06EK est fortement anisotrope.

3.3. Caractérisation du frottement par tribomètre pion-disque

L'analyse du coefficient de frottement par l'essai de pion-disque est la méthode la plus commune pour les essais tribologiques. Le tribomètre a pour principe de base de provoquer le frottement entre deux surfaces en contact sec ou lubrifié, dont l'une est généralement fixe pendant l'essai. Le principe de cette méthode consiste à mettre en rotation un disque à surface plane pour des vitesses variables contre un support fixe à surface sphérique pion ou bille qui appuie sur le disque de manière excentrée. La force de frottement produite entre le pion et le disque est enregistrée dans une unité d'acquisition de données pendant l'essai en fonction du temps en continuité, à l'aide d'un capteur de force relié à un PC.

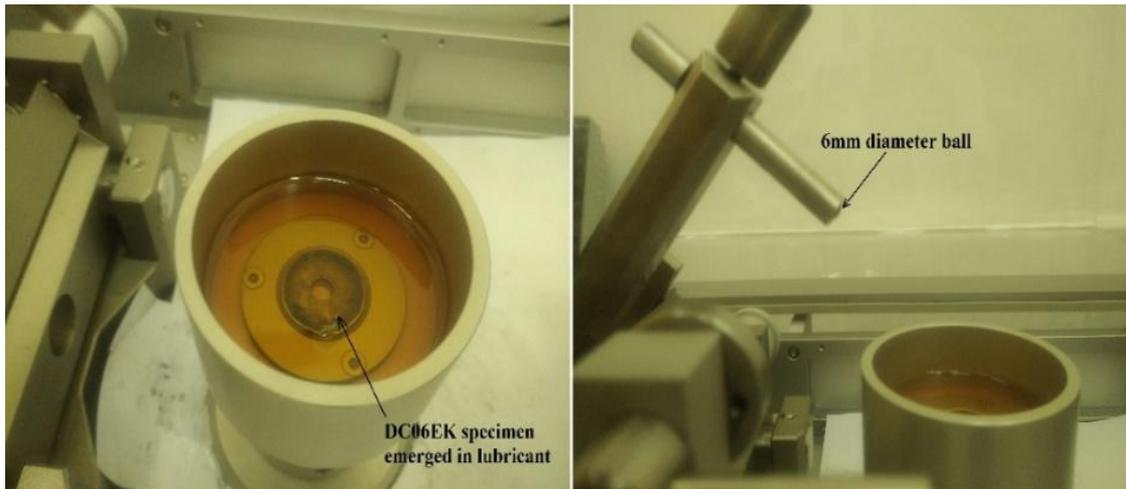


Figure 3-4 : Tribomètre pion-disque.

Les essais sur le tribomètre pion-disque ont été réalisés pour évaluer et analyser le COF de l'acier DC06EK dans les mêmes conditions de frottement que celles rencontrés dans les procédés d'emboutissage profond à l'EIMS. Dans cette configuration (Figure 3-4), l'échantillon sous forme de disque est découpé de la tôle DC06EK, entraîné par un mouvement rotatif avec différentes vitesses de glissement, et mis en contact avec une bille de 6 mm de diamètre à laquelle une charge de compression axiale de 1 N a été appliquée. La bille utilisée dans les essais tribologiques est considérée à peu près du même matériau que les outils d'emboutissage. Ces outils sont en acier de construction, mais leur nuance n'est pas connue.

L'essai a été réalisé dans un milieu lubrifié à température ambiante. Le lubrifiant utilisé est le même que celui utilisé aux contacts tôle-outils dans les procédés d'emboutissage à l'EIMS. C'est une huile minérale de type TORJAN 460 - G006 [68]. L'objectif de l'utilisation de cette huile est de faciliter l'écoulement de la tôle entre le serre-flan et la matrice. Cette huile offre une performance extrême pression supérieure pour prolonger la durée de vie des machines-outils dans les systèmes fortement sollicités et une stabilité à l'oxydation exceptionnelle.

Le COF a été déterminé par le rapport entre la force de frottement tangentiel et la force normale, qui ont été mesurées pendant les essais tribologiques. La variation du COF en fonction d'une distance de contact de 50 mm et pour différentes vitesses de glissement est illustrée dans la Figure 3-5. Comme expliqué dans le paragraphe § 1.7.1, on observe

un COF statique μ_s d'une valeur maximale correspondant au début du mouvement, proportionnel à la force de frottement tangentielle maximale nécessaire pour initier le mouvement relatif entre le pion et le disque. Ensuite, le COF dynamique μ_d , relativement inférieur au COF statique, qui est proportionnel à la force tangentielle minimale requise pour maintenir un mouvement constant après le démarrage.

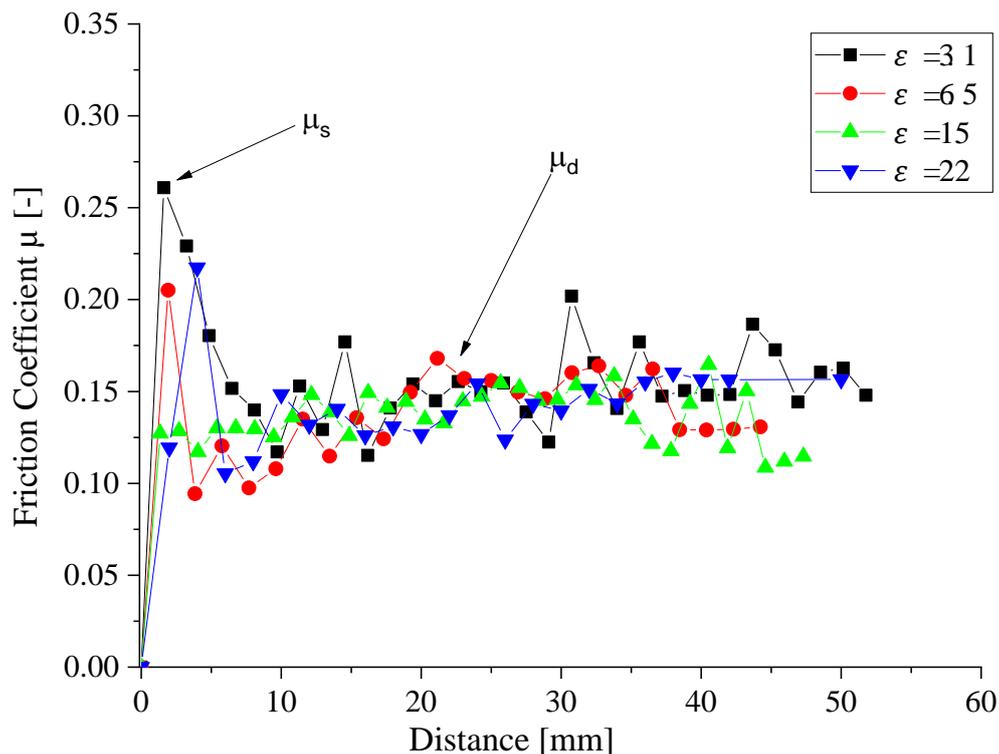


Figure 3-5 : Coefficient de frottement vs distance de contact.

Pour chaque vitesse de glissement, une moyenne du COF a été calculée en considérant les deux cas statique et dynamique. Par la suite, l'évolution du COF en fonction de différentes vitesses de glissement est représentée dans la Figure 3-6. Nous remarquons que le frottement est légèrement élevé pour une faible vitesse de glissement, puis diminue et reste constant à partir de 5 mm/s. A partir de ces résultats, nous supposons que le COF entre le poinçon et les différents outils est approximativement de 0,175 pour les différentes vitesses de glissement.

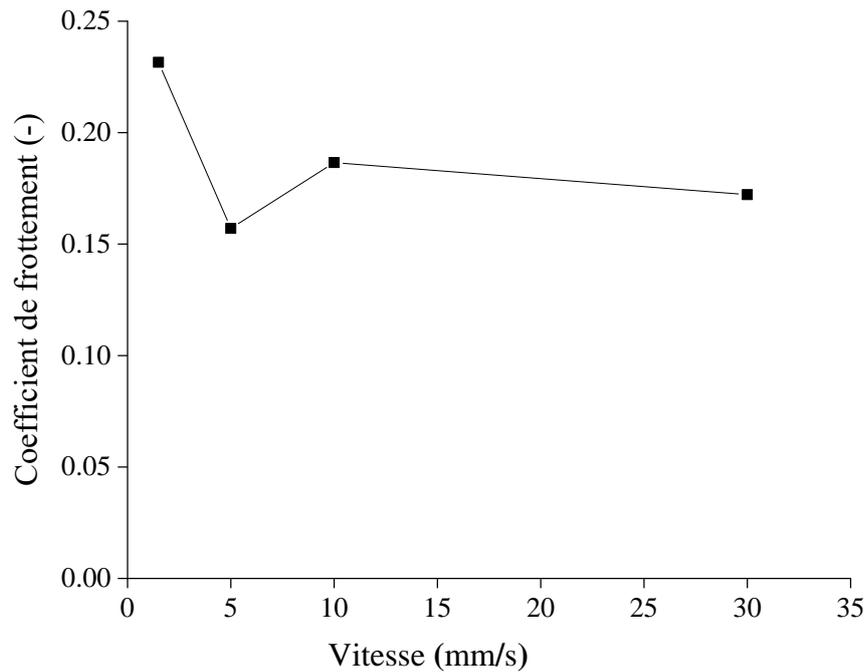


Figure 3-6 : Coefficient de frottement vs différentes vitesses de glissement.

3.4. Analyse tribologique de l'effet combiné de la déformation plastique et de l'anisotropie sur le frottement

3.4.1. Préparation des échantillons

Pour analyser l'effet combiné de la déformation plastique et de l'anisotropie sur le comportement de frottement, des échantillons $200 \times 20 \text{ mm}^2$ ont été découpés d'une tôle DC06EK à 0° , 45° et 90° par rapport à la DL. Ces échantillons ont une forme d'une éprouvette de traction afin de les pouvoir pré-déformer dans la machine de traction. Pour chaque orientation, les échantillons ont été préétirés à partir d'une machine d'essai de traction qui permet d'obtenir différents niveaux de déformation plastique. Les essais de traction ont été réalisés sur la même machine de traction (Figure 1-5) avec une vitesse constante de 1 mm/min. La section utile des échantillons est filmée avec une vitesse d'acquisition de 1 image/s (Figure 3-7). Les niveaux de déformation plastique sont obtenus en post-traitement par corrélation d'images numériques.

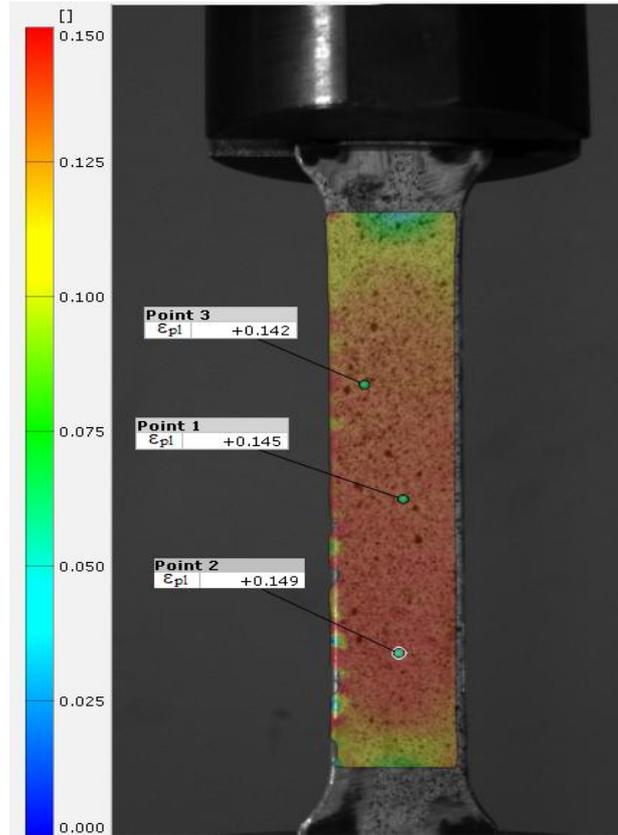


Figure 3-7: Illustration des mesures de déformation dans la section utile de l'échantillon DC06EK au cours de son allongement.

Les cartographies de la déformation équivalente plastique des différents échantillons pré-déformés suivant les trois DL (0° , 45° et 90°) sont illustrées à la Figure 3-8. Ces échantillons sont, par la suite, utilisés pour effectuer des mesures de rugosité et de microdureté et des essais de frottement dans leur état de livraison, sans aucun traitement de surface préalable, afin de ne pas affecter ou changer la direction du grain à la surface.

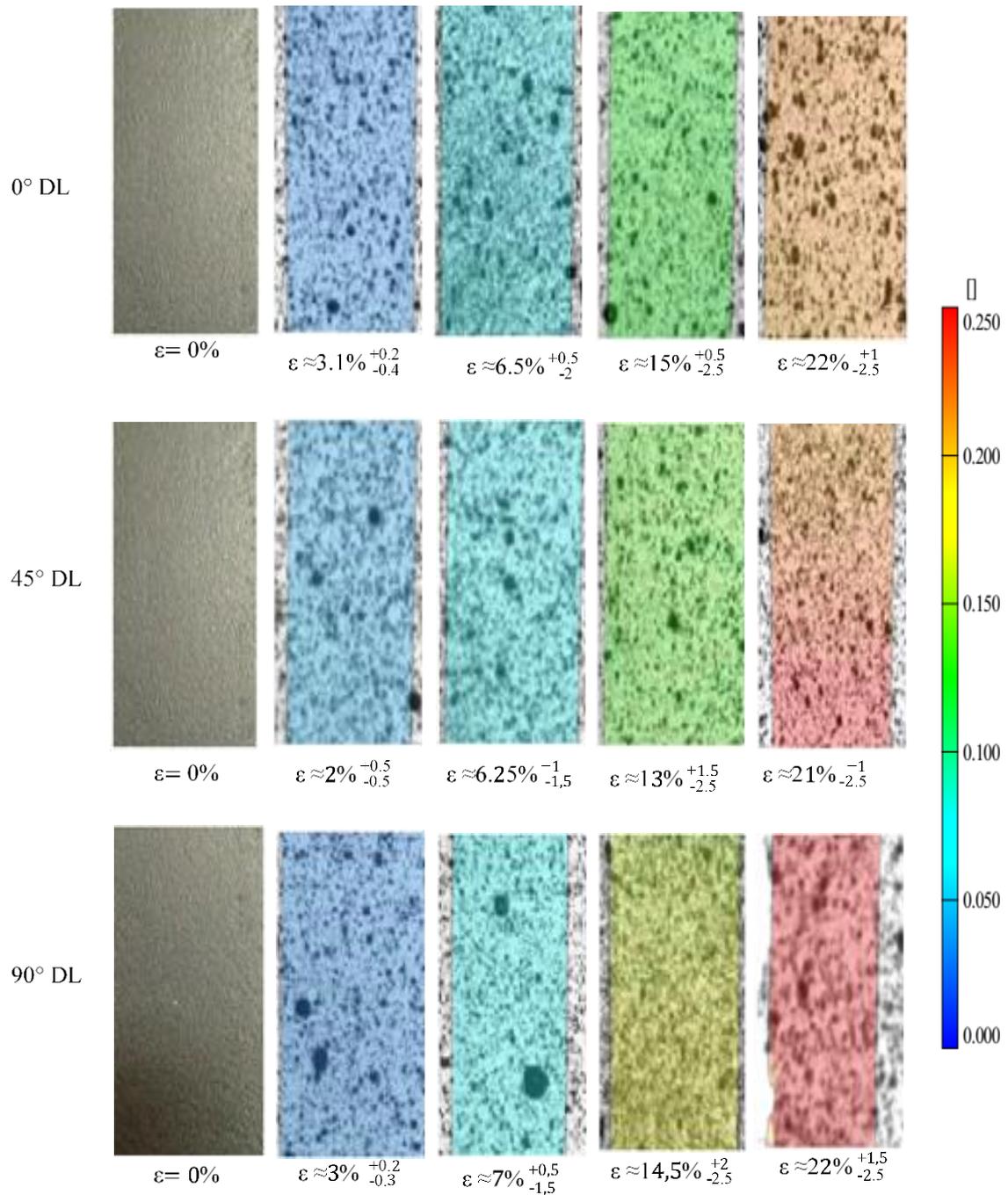


Figure 3-8 : Cartographies des déformations équivalentes plastiques mesurées sur les échantillons non déformés et pré-déformés à 0°, 45° et 90° par rapport à la DL.

3.4.2. Rugosité

La Figure 3-9 présente un aperçu topographique de 0,5 mm × 0,5 mm de la surface de la tôle d'acier DC06EK en utilisant un microscope optique. Cette topographie, qui représente la rugosité de la surface de la tôle DC06EK, est due au procédé de laminage. La rugosité d'une surface est plus souvent mesurée à l'aide d'un instrument dans lequel un pointeur se déplace sur la surface. Le résultat est généralement exprimé en R_a , rugosité moyenne, qui est la valeur arithmétique des écarts (valeurs absolues) du profil par rapport au plan moyen de la surface dans la section de mesure. Plus les écarts sont importants, plus la surface est rugueuse, et plus ils sont faibles, plus la surface est lisse.

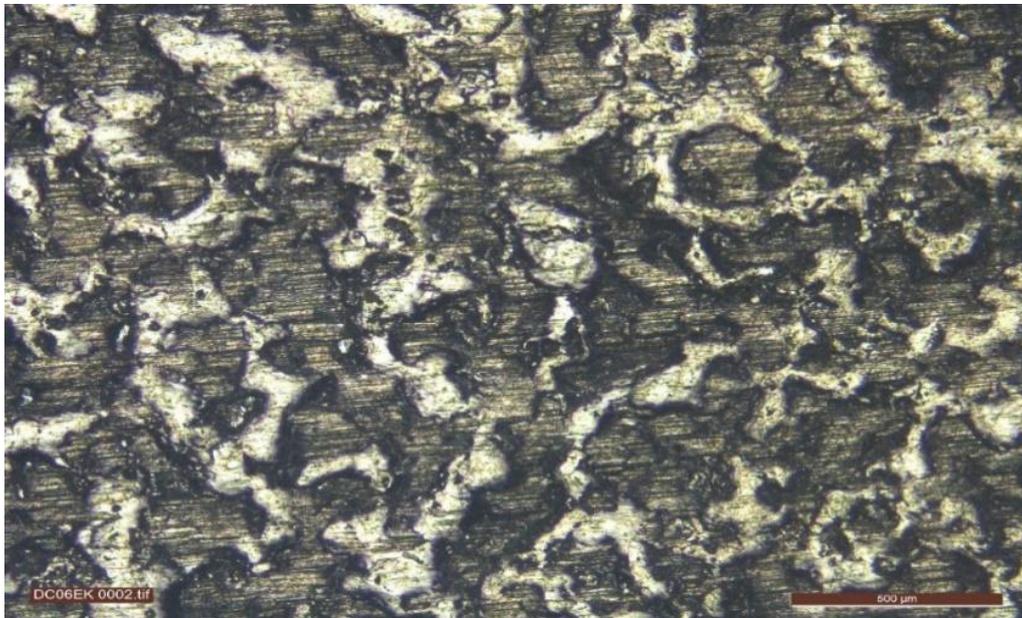


Figure 3-9 : Vue de la surface de la tôle d'acier DC06EK en utilisant le microscope optique.

La rugosité de chaque échantillon (exemple : Figure 3-10) a été mesurée à l'aide du profileur de surface Tencor P-12 conformément à la norme ISO 4287. Ces mesures ont été effectuées au Centre de Développement des Technologies Avancées (CDTA) d'Alger et sont représentées dans l'Annexe 4.

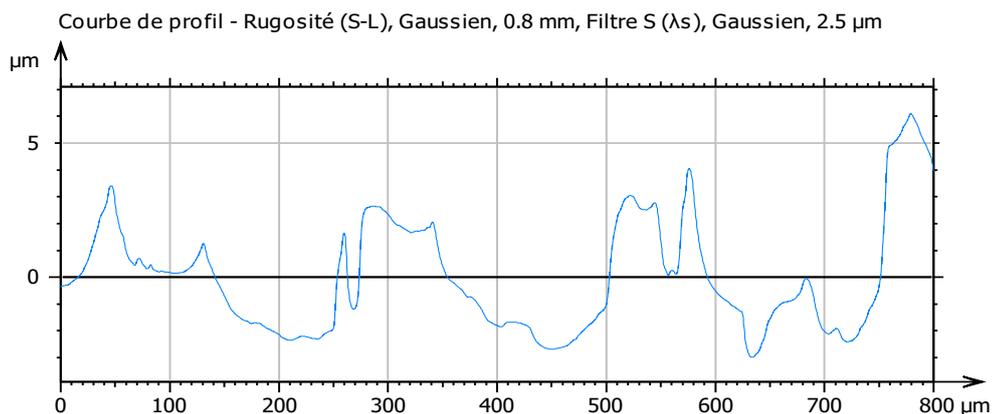


Figure 3-10: Profil de la rugosité d'une surface de la tôle DC06EK.

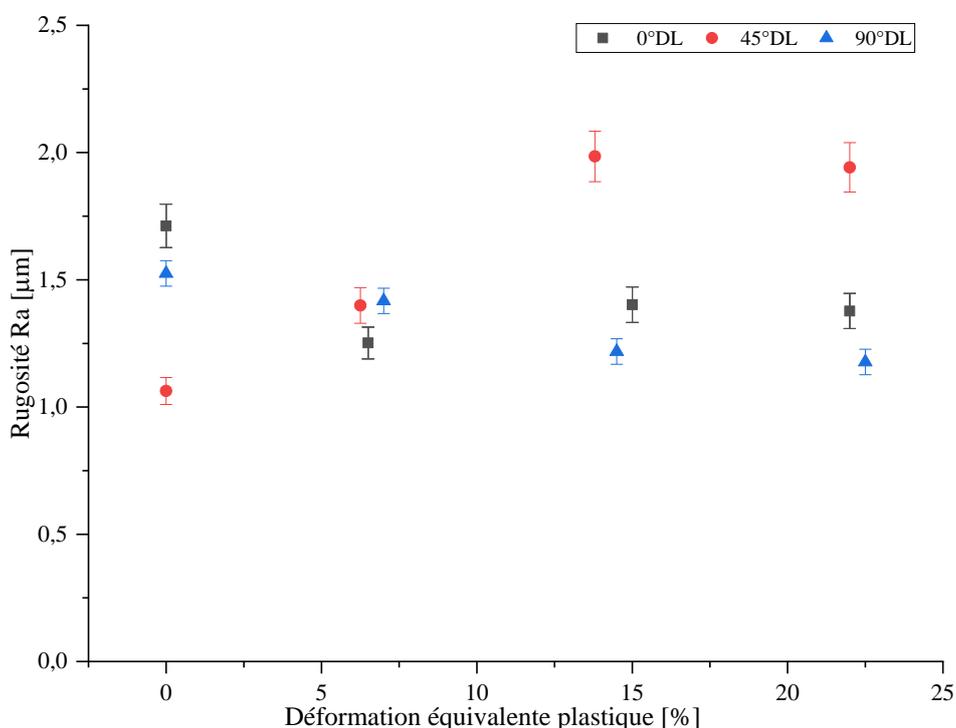


Figure 3-11: Rugosité moyenne arithmétique (Ra) en fonction de la déformation équivalente plastique pour différentes DL.

La relation entre la rugosité moyenne arithmétique (Ra) et la déformation plastique équivalente, illustrée dans la Figure 3-11, montre les variations de rugosité de surface pour les échantillons DC06EK dans les conditions de pré-déformation mentionnées précédemment. La rugosité Ra mesurée reste relativement constante, autour de 1,5 µm, en fonction de la déformation plastique pour les orientations à 0° et 90° par rapport à la DL. Cependant, pour l'orientation à 45°, la rugosité augmente de 1,2 µm à 2 µm. Des recherches dans ce même contexte [46] ont montré que la rugosité de surface mesurée (Ra) n'évolue pas toujours de la même manière en fonction du niveau de déformation

plastique. Cette évolution est variable et dépend de la taille des grains et du niveau de déformation plastique [45,69]. Cela s'explique par la rotation des grains dans la direction de leurs orientations cristallographiques principales sous l'effet de la déformation plastique, ce qui entraîne une variation de la rugosité de surface [46,48,69]. Cela nous amène à la conclusion que la tendance de la rugosité de surface peut être différente selon le type de DL.

3.4.3. Microdureté

La dureté est une caractéristique mécanique importante à prendre en compte. Par définition représente une mesure de la résistance d'un matériau à la déformation plastique localisée. Les essais de dureté consistent à enfoncer un petit pénétrateur à la surface du matériau à étudier, dans des conditions contrôlées (charge et vitesse d'application). La profondeur de la pénétration qui en résulte est mesurée et indiquée par un indice de dureté : plus le matériau est doux, plus la pénétration est large et profonde, et plus l'indice de dureté est faible. La dureté mesurée est relative lorsque l'on compare des valeurs déterminées par des techniques différentes. La forme du pénétrateur et la nature de la mesure de l'empreinte (surface ou profondeur) permettent d'effectuer différents essais. Les plus connus sont Vickers, Brinell, Rockwell, comme l'essai Rockwell pour les matériaux très durs (carbure, acier trempé, acier dur ...).

Dans notre étude, l'effet de la pré-déformation des échantillons sur la micro-dureté de la surface de la tôle a été déterminé par la méthode Vickers, conformément à la norme EN ISO 6507-1. La micro-dureté est une propriété essentielle pour une analyse approfondie par une approche microscopique, car elle fournit des données spécifiques et très localisées sur la résistance du matériau à la déformation permanente, ainsi que sur sa capacité à résister aux contraintes imposées lors du processus d'emboutissage.

La mesure de la dureté superficielle est l'un des moyens les plus importants pour évaluer ces propriétés. Alors que les duromètres à forte charge donnent une valeur moyenne de la dureté, les micro-duromètres permettent de mesurer la dureté des constituants isolés d'une structure et la dureté superficielle sur des couches d'environ 1 mm d'épaisseur. Cela est particulièrement pertinent pour notre étude, puisque l'épaisseur de la tôle DC06EK utilisée est de 1,6 mm. Nous avons donc utilisé la mesure de dureté

Vickers avec le micro-duromètre, car c'est la méthode la plus adaptée pour couvrir l'ensemble du domaine de mesure.

L'essai consiste à appliquer une charge spécifique P est appliquée sur la surface du métal pendant une durée de 15 secondes. Le pénétrateur utilisé a une forme de pyramide droite avec une base carrée et un angle au sommet de 136 degrés. Après avoir retiré la charge, une empreinte en forme de pyramide droite est laissée sur la surface du métal. La diagonale d de cette empreinte est mesurée avec précision. La dureté Vickers HV est déterminée en divisant la charge d'essai p (exprimée en kgf) par l'aire de l'empreinte laissée par le pénétrateur (exprimée en mm^2). Si on exprime la charge appliquée p en grammes-poids, la valeur moyenne de la diagonale de l'empreinte en la dureté Vickers est donnée par la relation :

$$HV = 1854,4 \frac{P}{d^2} \quad 3-1$$

Les essais de micro-dureté ont été réalisés à l'entreprise nationale ORSIM de Relizane en utilisant le duromètre illustré dans la Figure 3-12. Ce duromètre se compose d'un statif, d'un tube de microscope à oculaire micromécanique et d'un dispositif de mesure de la dureté. Le socle du Statif supporte une colonne qui sert de fixation au support du microscope. Ce support glisse le long d'une colonne à filet à grands pas, pour la mise au point rapide, et est blocable en toute position. Le microscope est à viser incliner et se règle en hauteur par une crémaillère. L'observation se fait sur fond clair. L'oculaire micromécanique est doté d'un réticule à fil simple qui permet un réglage précis. Le dispositif destiné à produire l'empreinte et les objectifs sont fixes sur un revolver. Le levier supportant le pénétrateur est monté sur points. Le mouvement descendant est actionné par un ressort et sa vitesse est ralentie par un frein à huile.

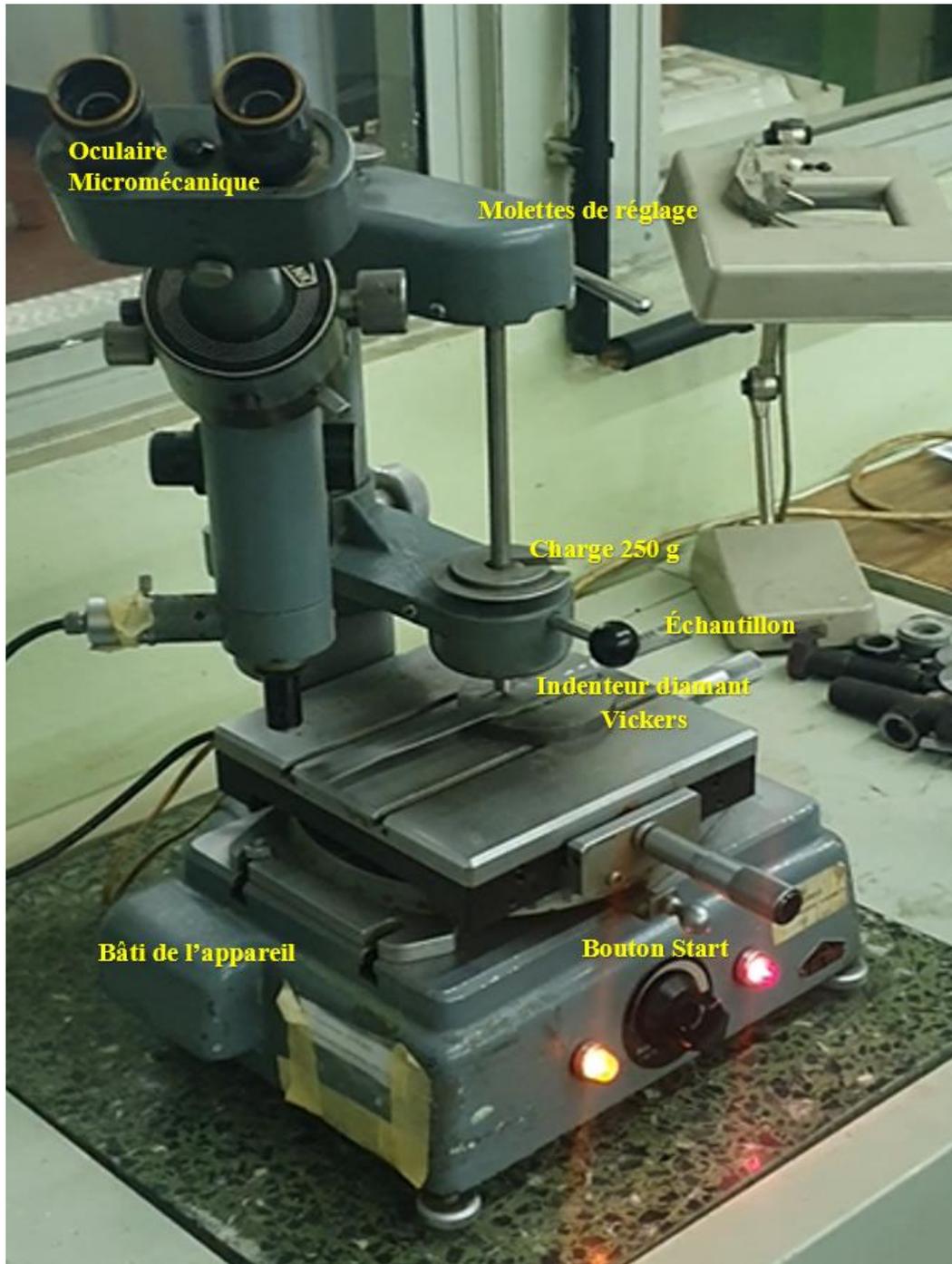


Figure 3-12 : Micro-duromètre pour mesurer la dureté selon Vickers.

La Figure 3-13 montre l'évolution de la micro-dureté de Vickers en fonction de la déformation équivalente plastique. Jusqu'à une déformation de $\sim 7\%$, la micro-dureté reste inchangée et augmente de manière linéaire avec le niveau de déformation plastique pour les différentes DL. Cette augmentation est principalement provoquée par le phénomène d'écrouissage. Il est bien connu que le changement de dureté de la tôle

implique un changement du coefficient de frottement. Il est important de mentionner ici que depuis les travaux de Bowden et Tabor [70], l'analyse du coefficient de frottement en fonction de la dureté n'est souvent pas incluse ou est négligée puisqu'il est considéré comme un paramètre non essentiel en fonction de la déformation plastique dans la mise en forme de tôles métalliques [48].

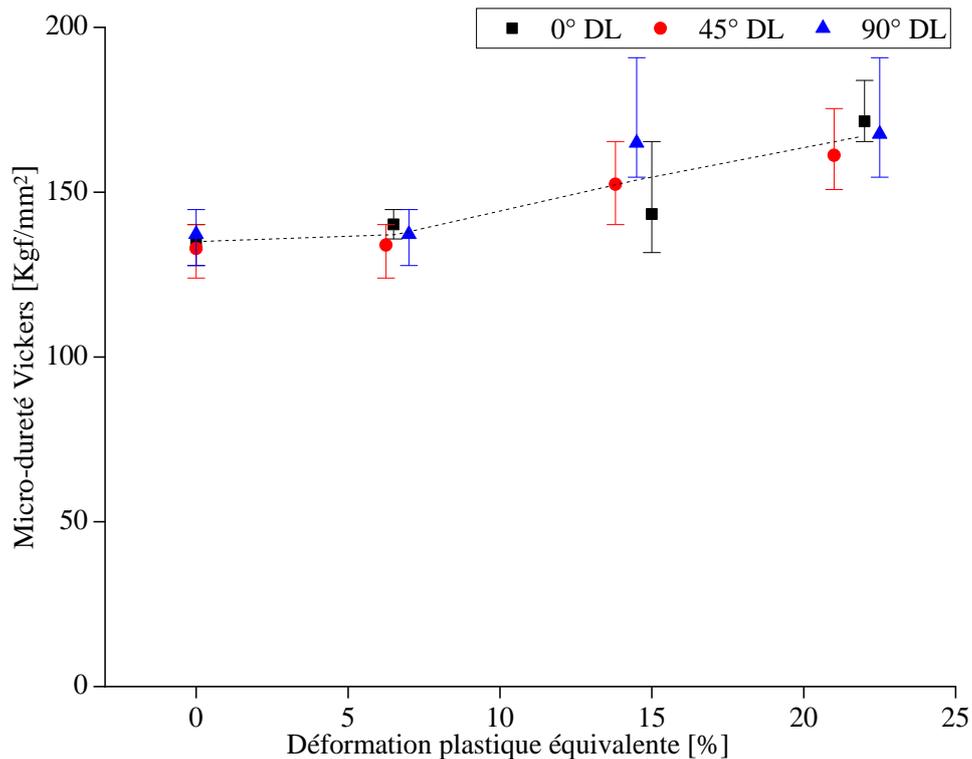


Figure 3-13: Microdureté (HV 0,03) en fonction de la déformation équivalente plastique pour différentes DL.

3.4.4. Essai de microrayage

L'essai de microrayage consiste à faire glisser un pénétrateur rigide sous une charge normale. Ce test est une combinaison de deux opérations. L'une est le processus normal d'indentation appliqué verticalement sur l'échantillon DC06EK par l'intermédiaire d'un moteur pas à pas dans la direction z, l'autre est un mouvement horizontal de l'échantillon, fixé sur le porte-échantillon, par l'intermédiaire d'un autre moteur pas à pas dans la direction x (Figure 3-14). Différents essais de microrayage ont alors été effectués à des charges variables ou constantes. Les microrayures ont été réalisées à l'aide d'un pénétrateur Rockwell C 120° en diamant dont la pointe sphérique a un rayon de 200 μm , avec une charge normale imposée de 0,8 N et une vitesse constante de 1,85 mm/s sur une

distance de 10 mm. Pendant les essais, les forces normales et tangentielles sont mesurées au moyen de cellules de charge dans les deux directions (x, z). La valeur moyenne du coefficient de frottement est exprimée comme le rapport entre la force tangentielle mesurée et la force normale sur une distance de 10 mm.

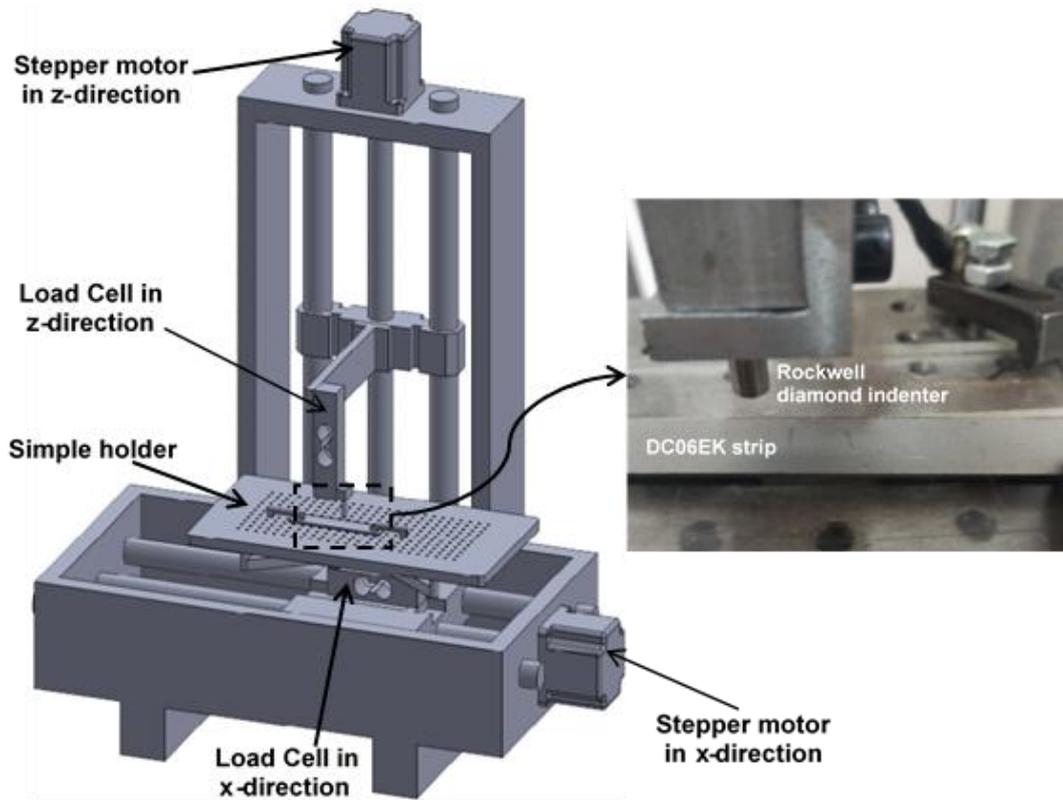


Figure 3-14 : Essai de microrayage sur un échantillon DC06EK.

Au départ, les COF sont calculés dans le cas d'échantillons non étirés à partir des essais de microrayage. Ces COF sont déterminés pour deux régimes de contact sec et lubrifié et comparés pour différentes DL, voir la Figure 3-15. Le lubrifiant utilisé dans les essais de microrayage est une huile minérale de type TORJAN 460 - G006 [68]. On trouve que le COF est clairement réduit par l'application d'un lubrifiant pour les différentes DL. La faible vitesse de glissement et les valeurs proches de COF pour les deux régimes, lubrifié et sec, signifient que la présence de lubrifiant implique un contact direct entre le pénétrateur et les échantillons, ce qui représente un régime de lubrification limité dans l'essai de microrayage. En prenant en compte la direction des grains dans les échantillons, l'angle formé entre la direction de glissement et la DL varie selon le contact entre le pénétrateur et l'échantillon. Cet angle est grand suivant les grains allongés (0°

DL) par rapport à celui suivant la direction transversale aux grains allongés (90° DL). Le glissement du pénétrateur le long des grains allongés (0° RD) entraîne un contact plus glissant et par conséquent un faible coefficient de frottement, c'est-à-dire le pénétrateur glisse facilement dans la direction des grains allongés. Cependant, dans les grains de forme comprimés (90° DL), le contact entre le pénétrateur et l'échantillon est aigu, ce qui se traduit par un COF élevé. Karupannasamy [53] a obtenu des résultats similaires concernant l'influence de différentes DL sur le COF pour la tôle DC06. À 45° de la DL, le coefficient de frottement prend une valeur intermédiaire par rapport à 0° et 90°.

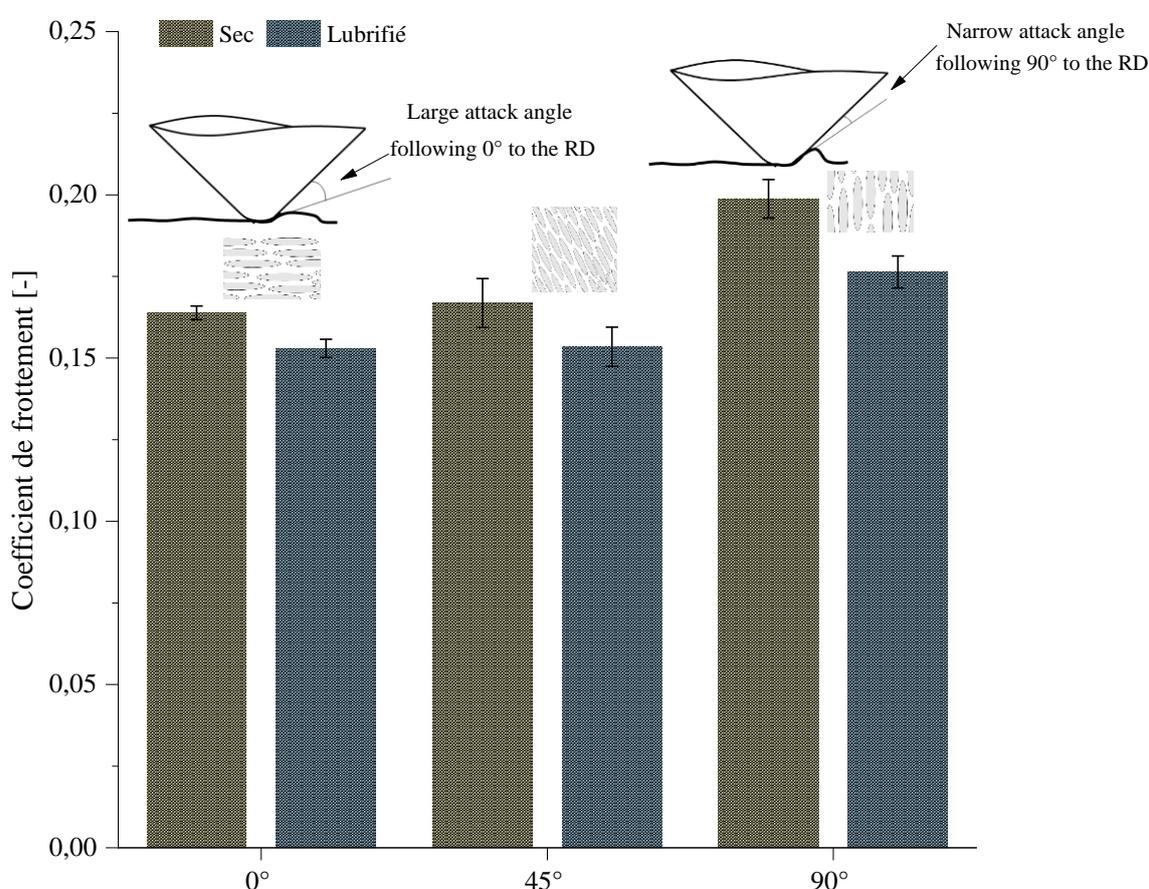


Figure 3-15: Coefficients de frottement en fonction de différents DL pour des échantillons non étirés.

Par la suite, des essais de microrayage ont été effectués sur les échantillons DC06EK étirés dans différentes DL. Le COF calculé en fonction de la déformation équivalente plastique pour différentes DL est illustré dans la Figure 3-16. Les résultats montrent que le COF diminue en fonction de l'augmentation de la déformation équivalente plastique pour différentes DL. Ce phénomène s'explique par l'augmentation

de la micro-dureté du DC06EK avec le niveau de déformation plastique (Figure 3-13). Dans ces conditions, la surface du DC06EK devient moins sensible à la déformation plastique pendant le contact avec le pénétrateur. Cela signifie que la profondeur de pénétration du pénétrateur est faible lorsque la micro-dureté augmente. En d'autres termes, le pénétrateur glisse à faible profondeur sur la surface d'un échantillon fortement pré-déformé, tandis qu'il glisse à une profondeur plus grande sur la surface d'un échantillon non déformé ou faiblement pré-déformé. Ces conclusions sont également conclues et documentées par Trzepieciński et Fejkiel [48].

À partir des résultats présentés dans la Figure 3-16, les COF ont des lignes de tendance claires de régression, sauf le cas de 45° par rapport à la DL. Dans ce dernier cas, le coefficient de frottement prend des valeurs comprises entre les deux lignes de tendance, mais n'a pas de tendance claire. Les valeurs du COF suivant 90° par rapport à la DL sont plus élevées que dans les autres directions. Avec l'augmentation du niveau de déformation plastique, les lignes de tendance du COF suivant les deux directions 0° et 90° convergent jusqu'à devenir très proches, puisque la DL disparaît lorsqu'on analyse les images du microscope optique du DC06EK illustrées dans la même Figure 3-16. La disparition de la DL est provoquée par le fait que la déformation plastique est trop importante pour être totalement absorbée par les aspérités de la surface. Il en résulte un changement de la direction du grain dans le matériau qui détruit l'orientation introduite par le processus de laminage, et ceci est très prononcé suivant la direction de 90° [46,48,69,71]. Dans le cas d'une faible déformation plastique ($\sim 4\%$), la déformation est entièrement absorbée par l'étirement des aspérités de surface, selon Ter Haar [51]. Mais pour une déformation plus élevée, la déformation est trop importante pour être totalement absorbée par les aspérités. Il en résulte un changement d'orientation des grains dans le matériau qui détruit l'orientation introduite par le processus de laminage. Il convient de noter ici qu'une précaution importante doit être prise pendant le processus de formage. L'orientation de la tôle doit être conservée une fois que les valeurs de pression du serre-flan ont été fixées.

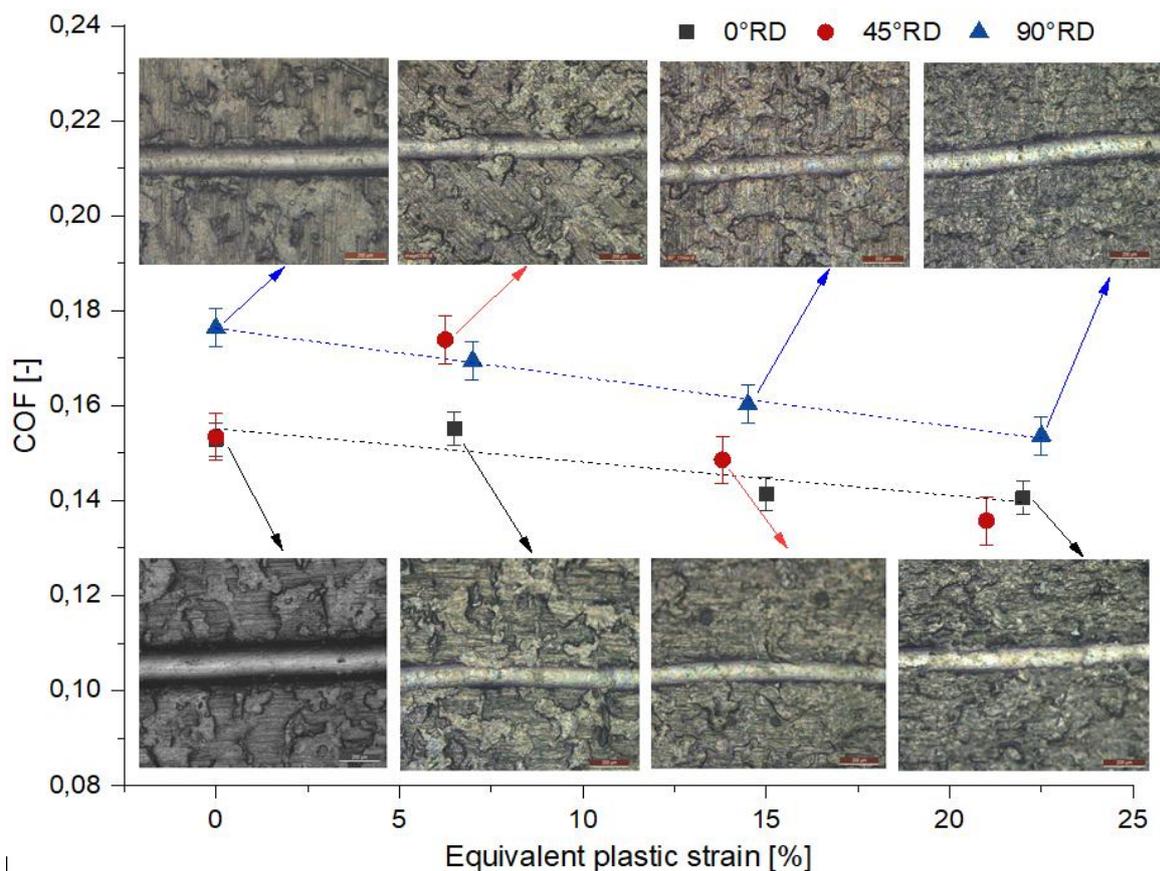


Figure 3-16: COF vs déformation équivalente plastique pour différentes DL.

3.5. Conclusion

Dans ce chapitre, deux essais tribologiques ont été adoptés. Les premiers essais expérimentaux ont été effectués sur un tribomètre pion-disque pour mesurer le COF dans des conditions similaires à celles des contacts tôle-outils dans les procédés d'emboutissage à l'EIMS. Le COF, déterminé à partir de ces essais, reste relativement constant en fonction de la vitesse de glissement. Ce COF est égal à 0,175 et sera utilisé dans le Chapitre 4 dans la simulation numérique.

Les autres essais ont été effectués sur un appareil de microrayage pour étudier et analyser l'effet de la déformation plastique et de l'anisotropie sur le COF. Les conclusions suivantes peuvent être tirées des résultats de ces derniers essais expérimentaux :

- La rugosité Ra reste relativement constante en fonction de la déformation plastique suivant 0° et 90° du RD, mais elle augmente pour le cas de 45°.

Cette tendance qui n'est pas claire dépend de la tôle métallique et de son comportement anisotrope.

- Pour le matériau étudié DC06EK, l'évolution du niveau de déformation plastique et l'anisotropie du matériau sont les principaux paramètres dominant le COF plutôt que la rugosité de surface de la tôle.
- Pour les microrayures suivant 0° de la DL, le COF est plus faible par rapport aux autres DL, car le pénétrateur-échantillon forme un contact d'un grand angle et glisse facilement dans la direction des grains allongés.
- L'effet de l'anisotropie disparaît avec l'augmentation du niveau de déformation plastique, ce qui implique que les lignes de tendance du COF, déterminées suivant 0° et 90° du RD, convergent jusqu'à devenir très proches.

Chapitre 4. Simulation de l'emboutissage profond d'une caisse de brouette

4.1. Introduction

L'emboutissage profond des tôles métalliques est un procédé industriel de mise en forme par déformation plastique pour fabriquer des pièces creuses et complexes ayant de bonnes caractéristiques mécaniques avec des cadences de production élevés. Dans l'entreprise locale EIMS-Miliana-Algérie [1], ce procédé est intensivement utilisé pour fabriquer des produits de formes relativement complexes. L'apparition de ruptures et de plissements sont les problèmes les plus couramment rencontrés dans ce procédé.

Pour réussir la mise en forme d'une pièce par emboutissage, il est essentiel de maîtriser tous les facteurs influençant le procédé afin d'éviter les défauts de plissement et de rupture. Un contrôle efficace de la pression du serre-flan (BHP) est essentiel pour éviter ces défauts et gérer l'écoulement de la tôle pendant sa mise en forme. Les opérateurs réagissent sur la BHP d'une presse d'emboutissage selon leur expérience pour obtenir des produits semi-finis sans défauts. Cette observation a été remarquée par nous-mêmes dans l'EIMS et a été aussi documentée par Heingärtner et al. [72]. Ceci peut augmenter considérablement la production de rebuts et les temps d'arrêt des lignes de production, ce qui entraîne une perte des délais et des coûts de fabrication. De plus, les méthodes expérimentales ne conduisent pas toujours à un produit semi-fini réussi.

Actuellement, l'analyse numérique basée sur la méthode des éléments finis offre une meilleure compréhension des procédés d'emboutissage profond [5], permettant de prédire les défauts de formage [6,7] et d'apporter des informations sur la forme déformée, la distribution des contraintes et des déformations, et la force de poinçonnage [8–10]. Cette technique présente aujourd'hui un réel intérêt économique en termes de gain de temps et de coûts.

Dans ce chapitre, la simulation numérique du procédé d'emboutissage profond d'une caisse de brouette a été choisie et a été réalisée à l'aide du logiciel ABAQUS/Explicit FE avec des paramètres industriels obtenus directement du procédé lui-même dans l'EIMS. L'acier laminé à froid DC06EK, faisant l'objet de cette thèse, a été utilisé avec une épaisseur de tôle de 1,6 mm. La loi d'écrouissage et les paramètres du critère de Hill 48 déterminés dans le Chapitre 2, paragraphes § 2.4.4.3 et 2.4.4.5, ont été intégrés dans la modélisation numérique. Ces lois de comportement permettent de

décrire la réponse mécanique de la tôle lors du formage. Le COF déterminé à partir de l'essai tribologique pion-disque est utilisé dans la modélisation, exprimant ainsi les contacts tôle-outils, voir paragraphe § 3.3. Subséquemment, une section modélisation numérique présente les différentes étapes de la modélisation du procédé d'emboutissage profond, à savoir la géométrie, le maillage, le matériau, les interactions outils-tôle et les conditions aux limites. La CLF, déterminée analytique dans le Chapitre 2 - paragraphe § 2.5, est employée pour investiguer et analyser les défauts de plissement et de rupture en fonction de la BHP.

4.2. Production par emboutissage profond : Technique et Application industrielle

Le procédé d'emboutissage profond occupe une place importante dans diverses applications. Ce procédé permet la production en série de produits identiques, de géométries relativement complexes, légères avec une précision dimensionnelle élevée et de finitions de qualité. À l'EIMS, ce procédé s'utilise pour la fabrication de produits principalement liés au secteur du sanitaire, mais dans ce travail de thèse, nous avons choisi d'étudier la production d'une caisse de brouette en raison de la relative simplicité de sa fabrication par emboutissage profond. Cette application industrielle fait l'objet d'une simulation numérique.

4.2.1. Technique d'emboutissage

L'emboutissage à froid consiste à déformer des tôles métalliques à température ambiante en utilisant des pressions élevées, ce qui impose à la tôle des déformations plastiques importantes qui peuvent atteindre les limites de la formabilité. C'est un procédé qui permet de garantir une meilleure conservation des caractéristiques mécaniques du matériau. Cette technique repose sur l'utilisation d'une presse de haute puissance pour appliquer des charges considérables, dans laquelle des outils rigides sont utilisés, à savoir : un poinçon, une matrice et un serre-flan. La tôle (le flan) est placée entre la matrice et le serre-flan, puis déformée par l'action du poinçon poussant la tôle dans la matrice qui prend ainsi la forme de la matrice (Figure 4-1). Souvent, une série d'emboutissages profonds est effectuée pour obtenir la forme finale [73].

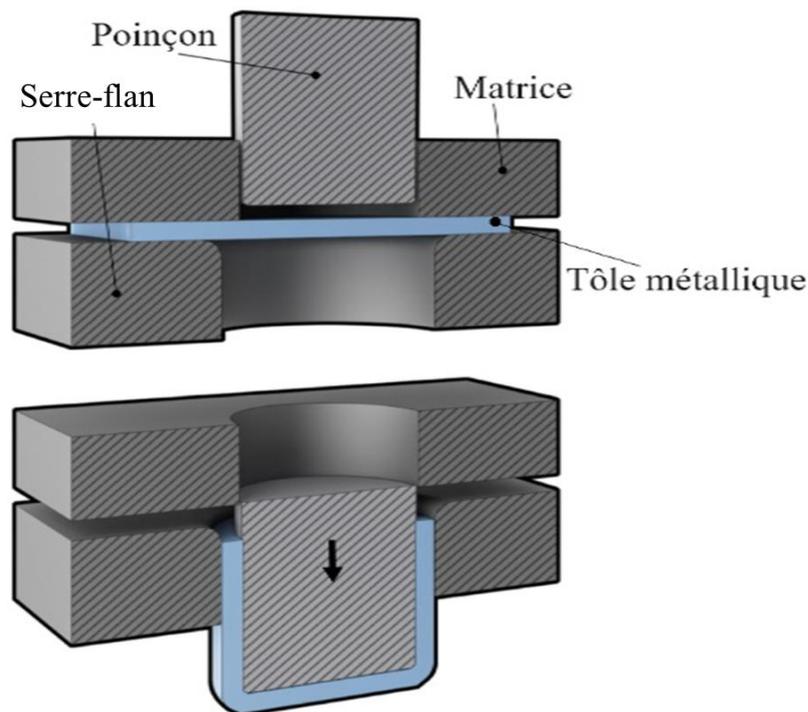


Figure 4-1 : Technique d'emboutissage [73].

Lors du procédé d'emboutissage, on identifie deux modes de déformation différents : l'expansion et la contraction. L'expansion se produit par une réduction de l'épaisseur du métal autour du poinçon, pendant que la tôle est contrôlée par une pression (ou une force) de serrage entre la matrice et le serre-flan, ce qui limite l'amincissement excessif autour du sommet du poinçon. Par contre, le retrait se produit surtout dans la zone de contact sous le serre-flan, où le métal s'écoule pour compenser l'épaisseur de la tôle. L'emboutissage est donc amené à trouver un meilleur compromis entre ces deux modes de déformation opposés, pour faciliter l'écoulement de la tôle entre la matrice, le poinçon, et le serre-flan [73].

4.2.2. Emboutissage profond d'une caisse de brouette

Les étapes de production d'une brouette commencent principalement par l'opération d'emboutissage profond de la caisse, suivie par d'autres opérations de finition telles que les découpes, les poinçonnages et les tombages des bords pour réaliser une pièce finie.

L'opération d'emboutissage représente l'étape importante pour ce travail. La tôle est transportée en utilisant un chargeur à la presse hydraulique d'emboutissage, désignée

par BZE1600-32 (Figure 4-2). Cette presse hydraulique a une capacité de 1600 tonnes, dont 600 tonnes allouées au poinçon et 1000 tonnes utilisées pour commander six vérins du serre-flan. Dans certaines applications, telles que l'emboutissage des baignoires, les six vérins sont utilisés. Cependant, dans le cas d'application d'une caisse de brouette, juste quatre vérins sont utilisés. Dans cette même presse, un lubrifiant type TORJAN 460 – G006 [68] est injecté entre la matrice et la tôle via un système électropneumatique. Une lubrification aussi effectuée manuellement entre la tôle et le serre-flan vu le vieillissement des outils d'emboutissage (matrice, poinçon et serre-flan). Le but de la lubrification entre tôle et différents outils est de faciliter l'écoulement de la tôle entre le serre-flan et la matrice.



Figure 4-2 : Presse BZE1600-32.

L'opérateur, via le tableau de commande de la presse, utilise juste quatre vérins afin d'appliquer différentes pressions sur le serre-flan qui vient, à son tour, appliquer des

pressions non-uniformes sur la tôle afin d'assurer un écoulement adéquat de cette dernière entre la matrice et le serre-flan évitant ainsi la rupture et le plissement après emboutissage. Après la fixation de la tôle, le poinçon descend avec un déplacement de 220 mm pour donner la forme à la caisse de la brouette (Figure 4-3). À la fin, le poinçon et le serre-flan remontent et la pièce emboutie est éjectée automatiquement.



Figure 4-3 : Caisses de brouette.

4.3. Défauts résultant de l'opération d'emboutissage profond

Lors du formage par emboutissage profond de la caisse de brouette, deux défauts principaux sont rencontrés, à savoir le plissement et la rupture. Le plissement est un défaut

de forme, illustré dans la Figure 4-4-a. Ce défaut se manifeste sous forme d'ondulations sur la pièce emboutie dues aux contraintes de compression, même dans les zones sans contact avec les outils d'emboutissage (matrice, poinçon et serre-flan). Ce phénomène résulte de divers facteurs, notamment une faible pression appliquée au serre-flan, des écarts importants entre le poinçon et la matrice, des défauts existants dans les outils, une distance excessive entre la matrice et le serre-flan, et une lubrification excessivement élevée. La rupture implique une fissure ou une déchirure à partir d'une striction locale ou d'un défaut sur la tôle (Figure 4-4-b). Ce défaut est généralement dû à un contrôle inadéquat de la BHP ou à des contacts mal lubrifiés, entraînant une contrainte de frottement excessive et des taux d'emboutissage profond inappropriés.



Figure 4-4 : Défauts dans la caisse de la brouette lors de l'emboutissage : a) plissement, b) rupture.

Ces deux défauts, qui concernent le procédé d'emboutissage profond, ont été abordés dans plusieurs travaux de recherche. Spécifions quelques travaux, Tiwari et al. [74] ont discuté des facteurs affectant l'emboutissage profond, notamment la géométrie des outils, le frottement, la BHP la lubrification et la température. Atul et Babu [75] ont souligné que la striction et le plissement sont influencés par les mêmes facteurs. Candra et al. [76] ont mené des études analytiques et numériques sur la force appliquée au serre-flan pour éviter la rupture et améliorer la formabilité en emboutissage profond. Sorrentino et al. [77,78] ont exploré le plissement, la striction et la rupture dans le formage de tôles minces en utilisant la CLF dans différentes conditions de frottement. Ils ont introduit les

tôle patchwork comme nouvelle méthode permettant d'obtenir une épaisseur plus uniforme dans la pièce formée. Étudiant également les conditions de frottement, Neto et al. [42] ont utilisé la simulation numérique pour étudier l'influence du frottement en fonction de la pression sur le plissement dans un processus d'emboutissage. Dans l'étude numérique et expérimentale menée sur l'emboutissage à froid, Bahanan et al. [79] ont indiqué que le COF a une influence significative sur le processus. Ils ont montré que la rupture peut être évitée si les éléments situés à proximité de la surface de la matrice s'écoulent plus facilement que ceux situés à proximité du poinçon. Kim et al. [39] ont évalué les lubrifiants lors d'essais d'emboutissage, soulignant le rôle d'une bonne lubrification dans la réduction du plissement, de la rupture et de l'amincissement localisé, ainsi que dans la minimisation de l'usure des outils dans les productions de masse. Pan et al. [40] ont démontré que les lubrifiants contenant des nanofeuilles de graphène dans l'éthanol peuvent réduire le frottement et améliorer la qualité de la surface, minimisant ainsi le plissement.

L'emboutissage nécessite une gestion minutieuse des facteurs susmentionnés pour éviter le plissement et la rupture, couramment rencontrés dans l'industrie manufacturière [15,74]. Un contrôle efficace du BHP est crucial pour éviter les défauts et gérer l'écoulement de la matière de la tôle pendant le formage [80]. De plus, des lubrifiants sont utilisés dans la zone de contact tôle-matrice dans certains cas industriels, facilitant l'écoulement de la tôle entre la matrice et le serre-flan.

4.4. Mesures

Puisque les dimensions réelles des outils d'emboutissage ne sont pas disponibles, la technique de rétroconception 3D a été utilisée pour reproduire la géométrie du poinçon qui est très complexe à dessiner directement dans Abaqus ou dans un autre logiciel de conception géométrique. Pour se faire, des mesures 3D ont été réalisées sur une caisse de brouette fabriquée sans défaut. Les dimensions ont été mesurées par rétroconception à l'aide du scanner laser 3D professionnel CREAFORM HandySCAN300, comme le montre la Figure 4-5-a. Ce scanner est un appareil autonome doté de plusieurs caractéristiques clés, notamment une précision de 0,04 mm, une grande zone de numérisation et une vitesse de mesure élevée pouvant atteindre 205 000 mesures/s. À

l'aide de cet appareil, les surfaces extérieure et intérieure de la caisse de la brouette ont été numérisées. La forme géométrique de la caisse de la brouette a été exportée au logiciel de conception assistée par ordinateur 3D « SolidWorks ». A partir de ce dernier logiciel, la forme géométrique 3D réelle du poinçon a été extraite en utilisant l'option « moule » ou « empreinte ».

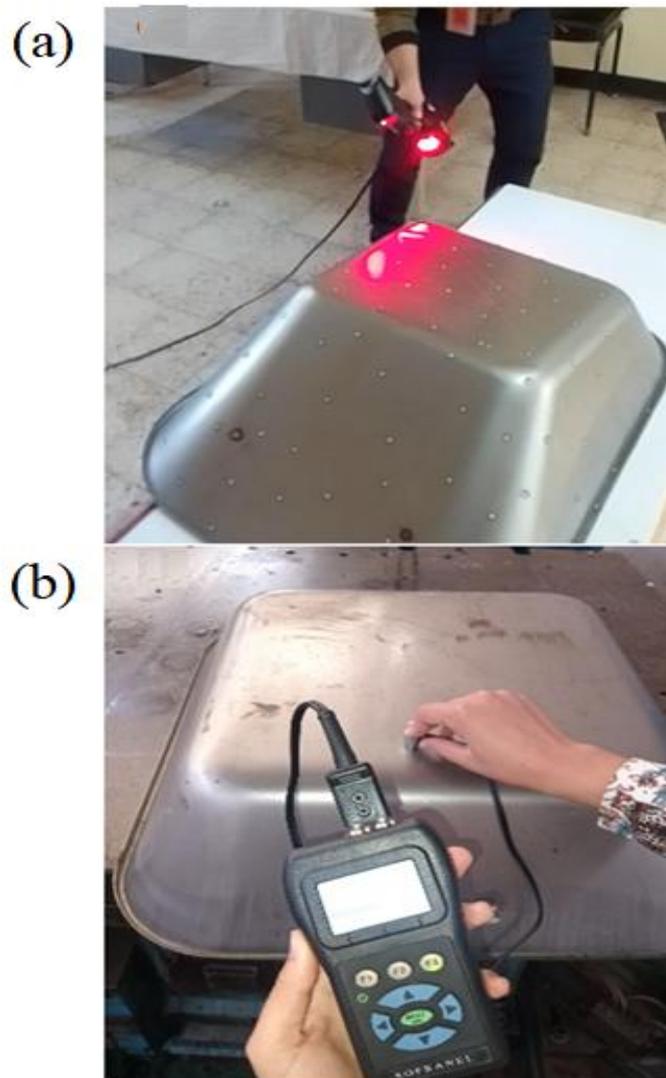


Figure 4-5 : Mesures 3D : (a) Scanner laser 3D CREAFORM HandySCAN300, (b) Mesures d'épaisseur par ultrasons à l'aide de l'appareil Sofranel EHC 09B.

Il a été constaté que le fait de se fier uniquement à l'assemblage des deux surfaces extérieure et intérieure ne permettait pas d'obtenir des mesures précises de l'épaisseur de la caisse de la brouette. Par conséquent, des mesures d'épaisseur par ultrasons supplémentaires ont été réalisées pour compléter le balayage laser 3D, comme le montre la Figure 4-5-b. Ces mesures serviront de base de comparaison avec les résultats

numériques. Les mesures d'épaisseur par ultrasons ont été réalisées à l'aide de l'appareil « Sofranel EHC 09B », un instrument de mesure métrologique. Cet appareil permet d'effectuer des mesures numériques instantanées en analysant le temps de retour d'une onde ultrasonique émise dans l'objet et reçue par le capteur. Avec une plage de mesure allant de 0,2 à 508 mm et une résolution de 0,01 mm, le Sofranel EHC 09B s'est révélé particulièrement adapté à l'évaluation de la réduction d'épaisseur d'une caisse de brouette embouti.

4.5. Modélisation numérique

Le procédé d'emboutissage profond d'une caisse de brouette, décrit dans le paragraphe § 4.2.2, est modélisé par EF en utilisant le logiciel de calcul ABAQUS/Explicite. L'organigramme de la simulation du procédé est illustré dans la Figure 4-6.

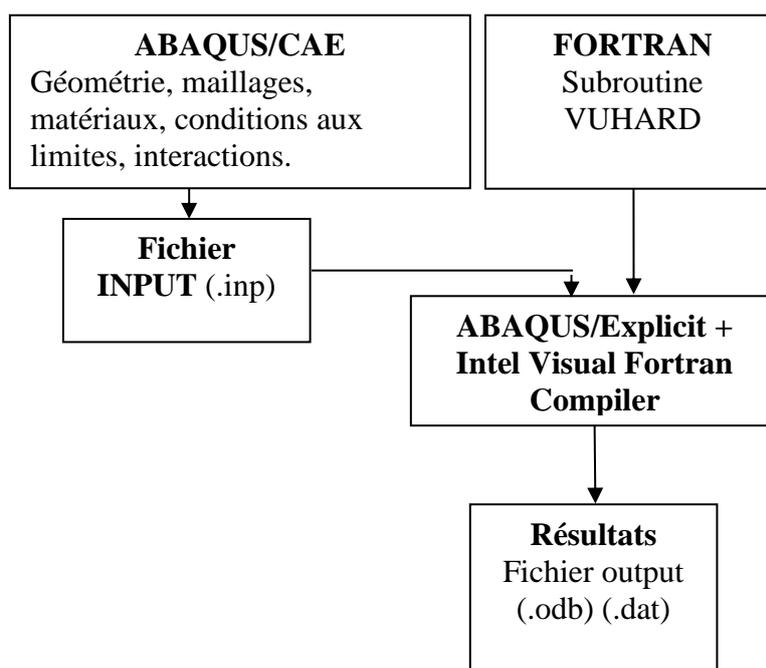


Figure 4-6 : Organigramme de la simulation numérique du procédé d'emboutissage profond d'une caisse de brouette.

Les différentes étapes de la modélisation numérique sont décrites comme suit :

4.5.1. Géométrie et maillage

Dans la modélisation numérique, la géométrie du poinçon est importée dans ABAQUS/Explicit au format "IGES" à partir des mesures 3D de la caisse de la brouette

(Figure 4-7), puisque le poinçon représente la pièce la plus complexe sur le plan géométrique. Les autres composants sont directement dessinés dans ABAQUS. L'assemblage des différents outils avec la tôle est représenté sur la Figure 4-8-a. Les outils sont considérés comme rigides sans déformation en raison de leur grande rigidité, tandis que la tôle est modélisée comme un corps déformable.

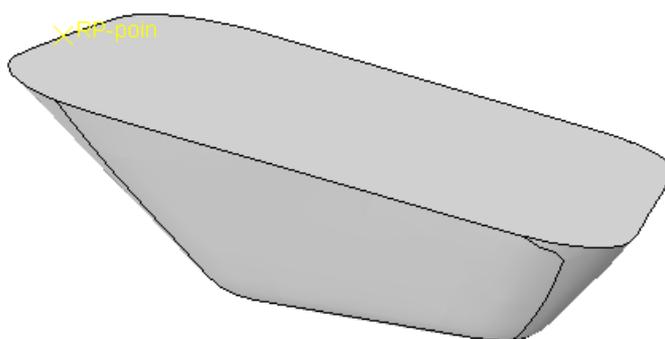


Figure 4-7: Géométrie de la forme finale du poinçon.

Pour le maillage de la tôle, le type d'élément S4R, élément de coque quadrilatère à quatre nœuds a été utilisé [81,82]. Il permet aux éléments de se déformer dans le plan de cisaillement transversal. Le maillage de type R3D3 a été choisi pour les outils avec raffinement dans les rayons et congés de raccordement. Le maillage des différentes composantes est illustré dans la Figure 4-8-b.

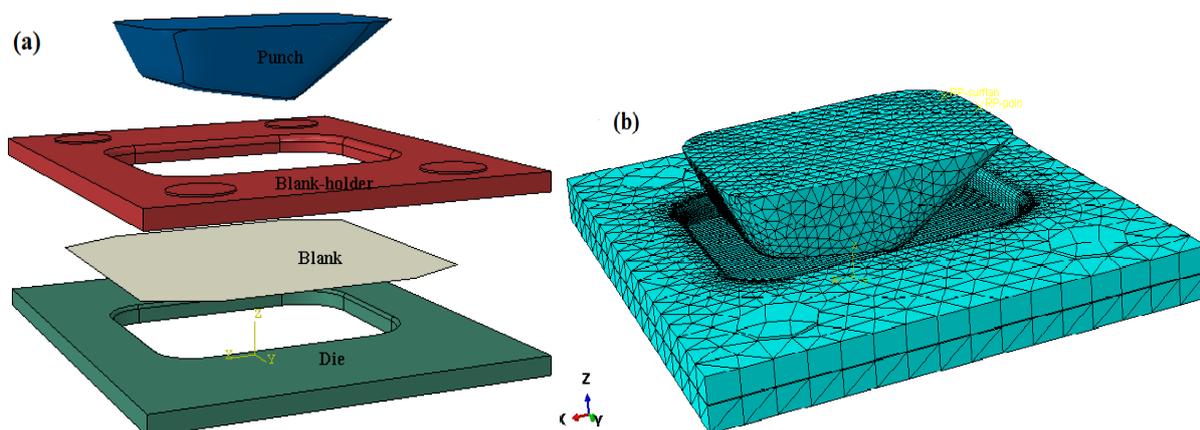


Figure 4-8 : Assemblage et maillage des différentes pièces.

Dans l'analyse par éléments finis, la taille du maillage est un paramètre important pour obtenir des résultats précis. D'une part, un maillage fin pour la discrétisation de la tôle permet d'obtenir des résultats précis. D'autre part, ce maillage augmente le temps

CPU. Dans ce cas, une analyse de sensibilité au maillage a été réalisée pour cinq tailles de maillage différentes de la tôle, comme illustré dans la Figure 4-9-a et détaillé dans le Tableau 4-1. Cette analyse s'est concentrée uniquement sur la tôle puisqu'elle est considérée comme déformable. Les tailles des éléments finis correspondent à la division de la tôle ($1 \times 1 \text{ m}^2$) en 200×200 , 125×125 , 100×100 , 67×67 , 50×50 et 40×40 éléments. Les propriétés mécaniques, les conditions de contact et les conditions aux limites sont indiquées dans les sous-sections ci-dessous.

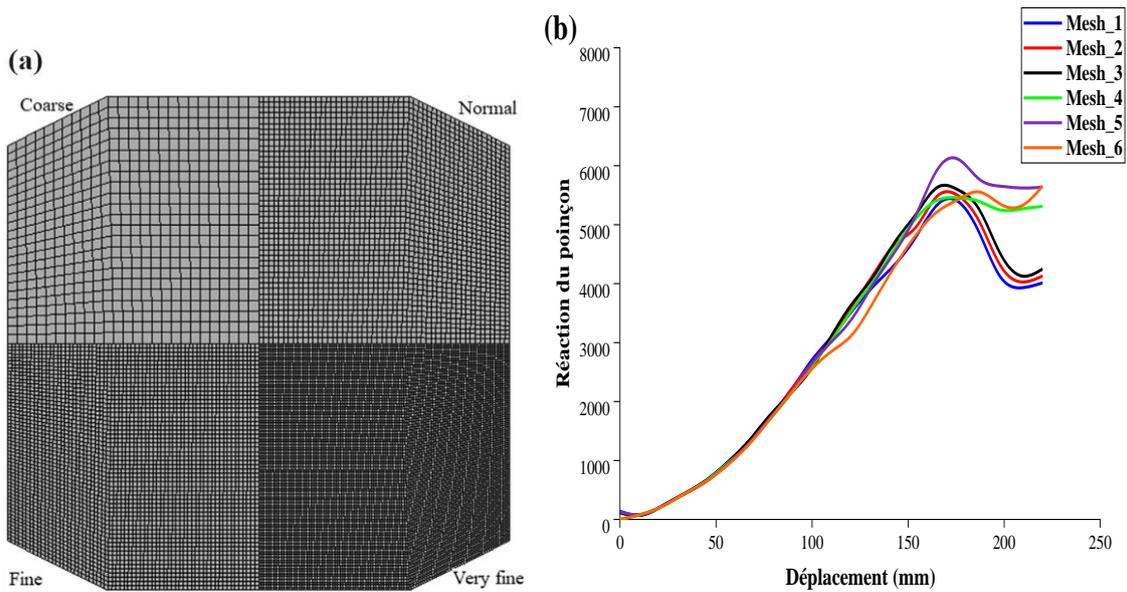


Figure 4-9: Analyse de sensibilité du maillage : (a) Illustration de différents maillages (b) Résultats de la réaction du poinçon en fonction du déplacement pour différents maillages.

Maillage	Nom des différents maillages	Nombre d'éléments	Taille des éléments (mm)	Temps CPU Relative (hr:min:sec)
Très fine	Mesh 1	35292	5×5	03:57:28
	Mesh 2	13716	8×8	00:57:41
Fine	Mesh 3	8840	10×10	00:30:39
Normale	Mesh 4	3920	15×15	00:10:16
groussier	Mesh 5	2236	20×20	00:05:12
	Mesh 6	1428	25×25	00:03:04

Tableau 4-1: Temps CPU pour différentes tailles de maillage.

L'effet de sensibilité du maillage a été évalué sur la réaction de la force de poinçonnage. La Figure 4-9-b présente la réaction du poinçon en fonction de son déplacement pour les cinq maillages différents. On observe que les maillages grossiers et normal ne permettent pas de prédire la force de poinçonnage avec précision (maillages 4, 5 et 6), tandis que les maillages fins et très fins donnent des résultats similaires (maillages 1,2 et 3). À partir de cette analyse de sensibilité du maillage, le maillage fin est choisi

pour la simulation numérique en raison de ses résultats mieux convergés et de son temps CPU plus faible par rapport au maillage très fin (Tableau 4-1).

Le nombre d'éléments et le type de maillage pour chaque partie utilisée dans la modélisation numérique sont présentés dans le Tableau 4-2.

Pièce	Nombre d'éléments	Type de maillage
Poinçon	4886	Triangular « R3D3 »
Matrice	7846	Triangular « R3D3 »
Serre-flan	6922	Triangular « R3D3 »
Tôle	8840	Quadrilateral « S4R »

Tableau 4-2: Nombre d'éléments et type de maillage pour chaque pièce.

4.5.2. Propriété du matériau

La tôle d'acier DC06EK utilisée dans la simulation numérique a été représentée avec un comportement élastoplastique anisotrope. Le comportement élastique a été décrit à l'aide du modèle de Hooke, avec un module de Young $E = 210000$ MPa et un coefficient de Poisson $\nu = 0,3$. Concernant le comportement plastique, le critère de plasticité anisotrope Hill48 associé à la loi de d'écrouissage de Voce (équation 1-11, Tableau 2-3) a été utilisé dans la modélisation numérique. Les paramètres de Hill48 ont été introduits directement dans ABAQUS/Explicit. Cependant, l'implémentation de la loi de d'écrouissage de Voce a été réalisée dans ABAQUS/Explicit via une subroutine VUHARD. Les paramètres du critère Hill48 et de la loi d'écrouissage de Voce sont caractérisés et décrits dans le paragraphe § 2.4.4.

4.5.3. Contacts tôle-outils

Dans la modélisation numérique, la tôle a été positionnée entre la matrice et le serre-flan. Pour définir les surfaces de contact direct, un contact de type « Surface à surface » a été utilisé en utilisant le concept « Master-Slave ». Ce type de contact spécifique décrit l'interaction mécanique entre une surface déformable (la tôle) et une surface rigide (la matrice, le poinçon et le serre-flan). Le contact « Surface à surface » a été appliqué aux interactions suivantes : tôle-poinçon (Figure 4-10), tôle-serre-flan (Figure 4-11) et tôle-matrice (Figure 4-12).

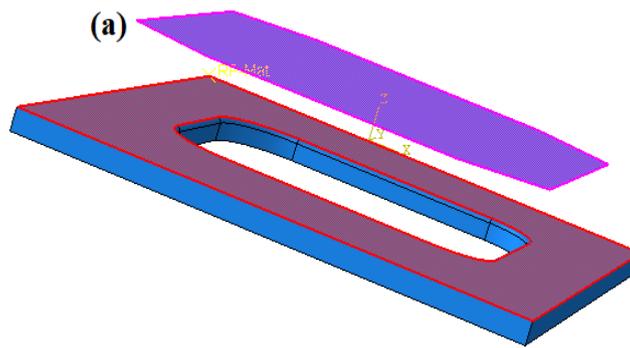


Figure 4-10 : Interaction tôle-matrice.

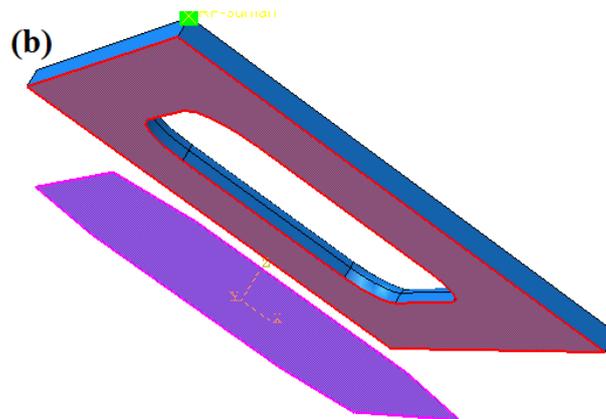


Figure 4-11 : Interaction tôle-serre flan.

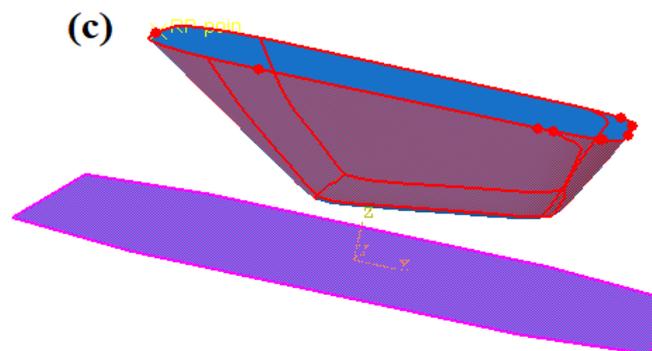


Figure 4-12 : Interaction tôle-poinçon.

Dans l'opération d'emboutissage profond, toutes ces surfaces de contact ont été supposées lubrifiées. La loi de frottement de Coulomb a été employée pour décrire le glissement (l'interaction) entre les différents outils et la tôle. Un coefficient de frottement constant et uniforme de « 0,175 » a été considéré pour toutes les interactions. Ce coefficient a été mesuré à partir des résultats sur tribomètre pion-disque, comme présenté dans le paragraphe § 3.3.

4.5.4. Conditions aux limites et chargement

Les conditions aux limites déterminent les actions des différents outils et la pression appliquée sur le serre-flan. Ces conditions aux limites et chargement correspondent exactement à l'opération réelle d'emboutissage d'une caisse de brouette chez l'EIMS, et sont appliqués dans la simulation numérique. Les mouvements et les encastrements sont appliqués aux différents outils via des points de référence. Le point de référence désigné sur le poinçon a été également utilisé pour obtenir la réaction de la force en fonction du déplacement. Les conditions aux limites et chargement sont illustrés dans la Figure 4-13 et sont décrites ci-après :

1. **Poinçon** : un déplacement de 220mm est appliqué au point de référence suivant la direction Z correspondant à son axe central. Ce déplacement se fait avec une vitesse constante.

2. **Pression du serre-flan (BHP)** : La BHP se compose de quatre vérins à commande indépendante (Figure 4-13).
 - Une pression de 50 MPa a été appliquée à chaque vérins situés sur la surface supérieure du serre-flan. Cette pression correspond à celle que l'opérateur de la machine a exercée sur la presse pour obtenir une caisse de brouette fabriquée sans défaut.
 - D'autres pressions sont appliquées pour étudier et analyser l'apparition des défauts de rupture et de plissement. L'objectif est de fixer les pressions inférieures et supérieures appliquées au serre-flan afin d'obtenir un produit sans défaut.
 - Les différentes pressions appliquées sont maintenues à un niveau constant pendant toute la durée de l'opération d'emboutissage.

3. **Matrice** : La matrice a été considérée comme totalement encastree, ce qui signifie qu'elle a été gardée dans une position fixe pendant la simulation.

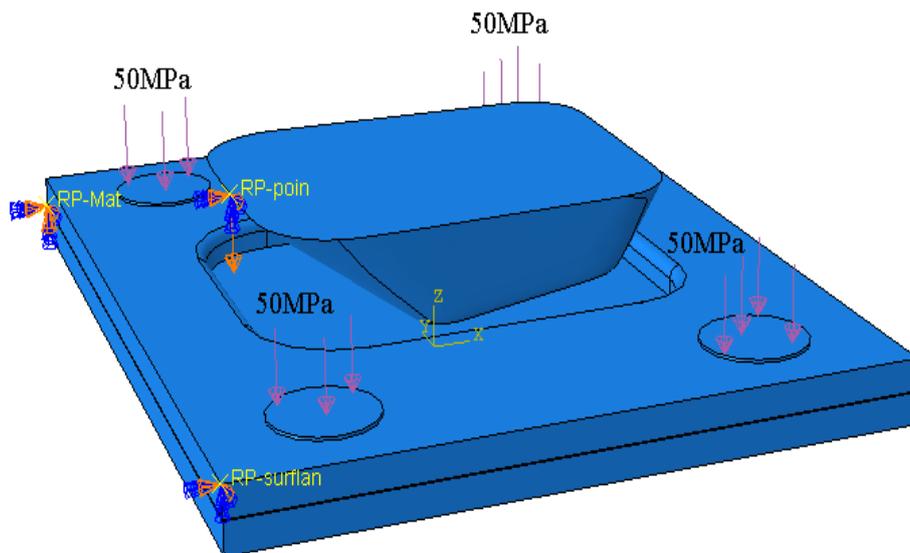


Figure 4-13 : Modélisation des chargements et des conditions aux limites sur les outils d'emboutissage.

4.6. Résultats et Discussions

4.6.1. Comparaison expérimentale/numérique

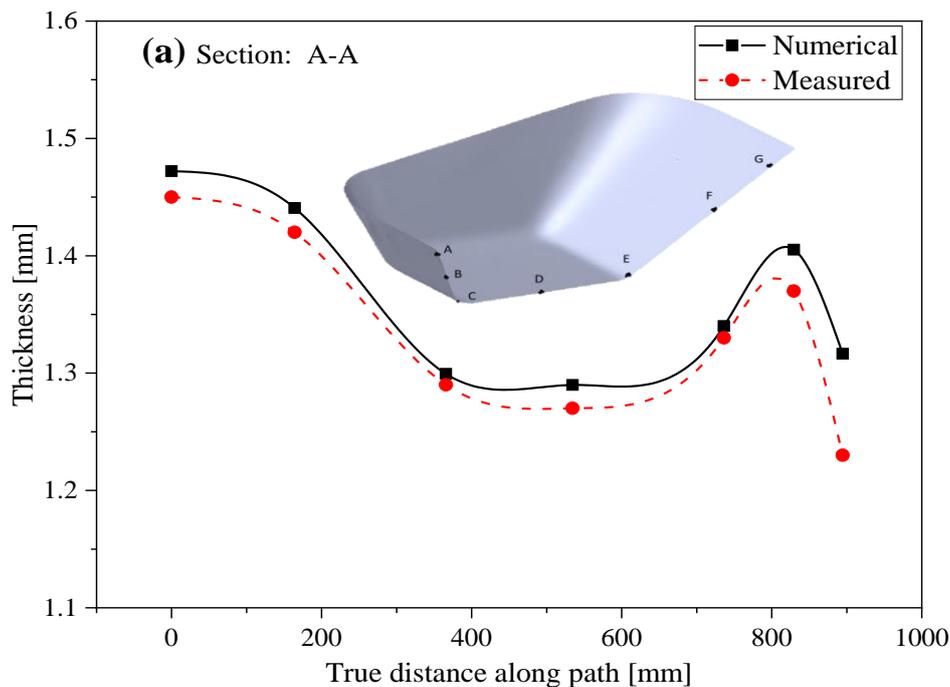
Une comparaison a été effectuée entre les résultats numériques et les mesures d'épaisseur par ultrasons à l'aide de l'appareil « Sofranel EHC 09B » afin de valider l'approche numérique. La variation de l'épaisseur après le formage de la tôle est l'une des principales caractéristiques de qualité, et elle est directement liée à la distribution des contraintes et des déformations pendant l'emboutissage. Ainsi, la mesure de la variation de l'épaisseur montre les zones critiques au niveau de la caisse de la brouette emboutie et l'emplacement probable de la striction avant la rupture. Afin d'analyser la réduction de l'épaisseur dans le modèle de la caisse de brouette, les variations d'épaisseur ont été prises le long de différentes sections : longitudinale (section A-A), transversale (section B-B) et diagonale (section C-C), comme le montre la Figure 4-14.

La comparaison entre les variations d'épaisseur mesurées manuellement et celles déterminées par la simulation numérique présente un très bon accord. Cela confirme que la simulation numérique de la caisse de la brouette correspond bien au cas réel fabriqué dans l'EIMS. Cependant, certaines différences, en particulier au niveau de la section B-B, peuvent être associées à plusieurs facteurs :

- La tôle utilisée n'a pas une épaisseur homogène de 1,6 mm.

- Le comportement élastoplastique introduit dans le code ABAQUS nécessite une caractérisation précise de la tôle. Par exemple, il est important de voir d'autres critères d'élasticité anisotropes.
- Les conditions de frottement et de contact entre la tôle et les outils jouent un rôle important. La détermination du COF doit tenir compte des matériaux des différents outils, de leur finition de surface et de la lubrification limite et mixte dans le modèle numérique.

On note que la réduction d'épaisseur est plus importante dans les zones qui coïncident avec les coins de la caisse. Ces déformations importantes s'expliquent par le contact de la tôle avec les rayons d'angle du poinçon. Dans ces zones, l'épaisseur est réduite de 1,6 mm à 1 mm (voir Figure 4-14 - section C-C). Différentes études montrent également que les épaisseurs minimales ont été détectées au niveau des rayons d'angle du poinçon que ce soit dans la simulation ou dans l'expérience [83,84]. Les épaisseurs observées sont toujours supérieures à 1 mm, ce qui signifie que la déformation de l'épaisseur ne dépasse pas 35%. Ces résultats sont confirmés par la cartographie de la réduction de l'épaisseur dans la caisse (Figure 4-14-d) après l'opération de formage selon une course finale du poinçon de 220 mm, où l'épaisseur est réduite de 1,6 mm à 1,035 mm.



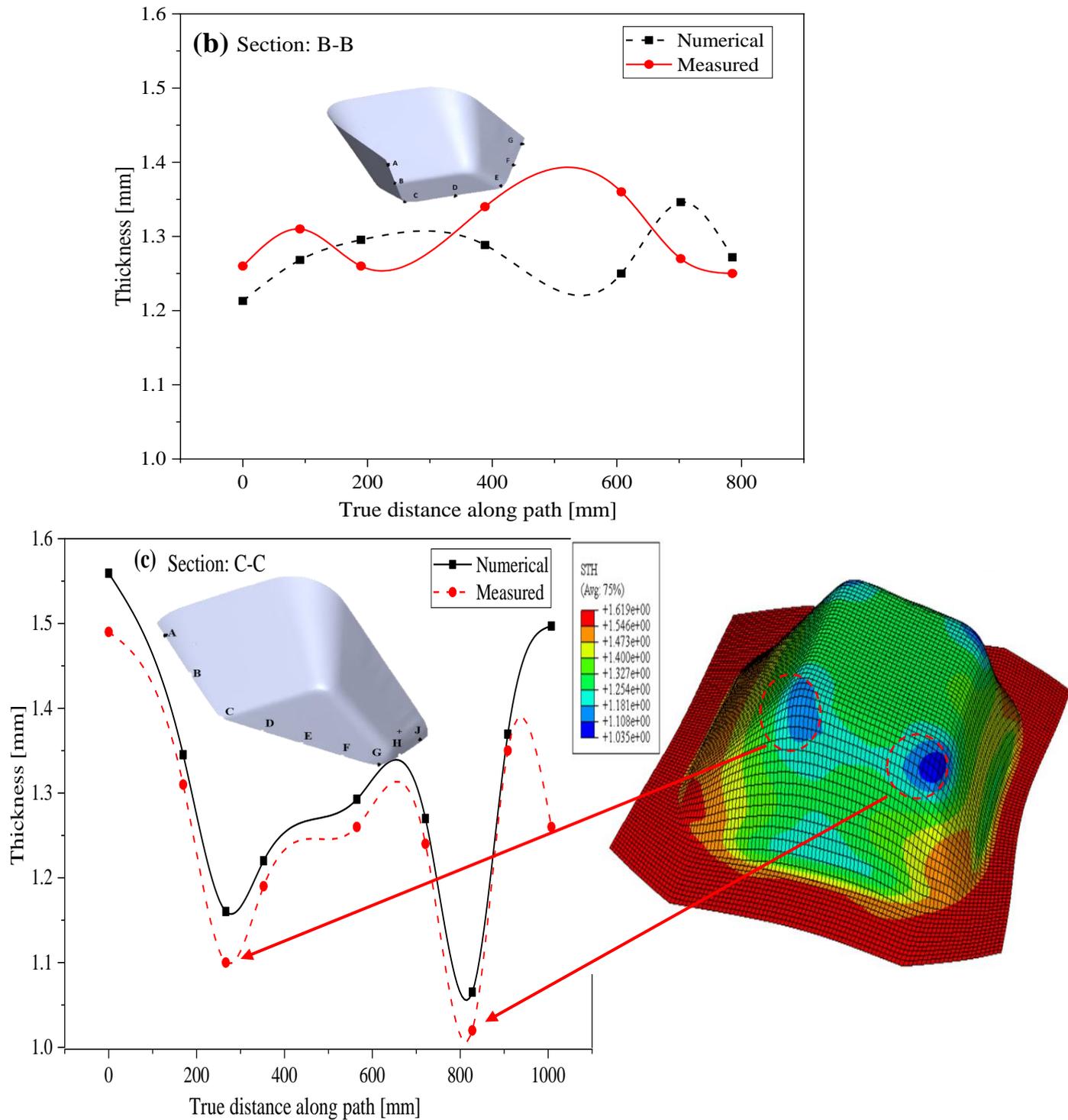


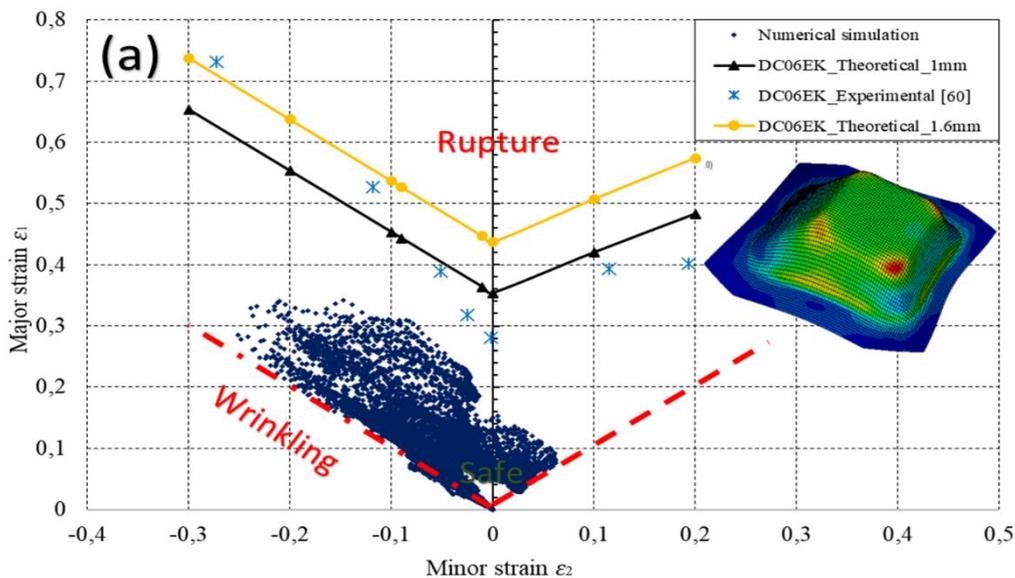
Figure 4-14: Analyse expérimentale et numérique de la réduction de l'épaisseur de la caisse de la brouette.

4.6.2. Formabilité

Pour s'assurer que le matériau de la caisse de brouette embouti ne subit pas de striction ou de rupture, il est important que les déformations limites restent

systématiquement au-dessous de la CLF. Généralement, un écart de sécurité d'environ 10 % est appliqué en fixant la CLF à un niveau inférieur [27]. Cet écart de sécurité permet d'évaluer le risque de striction en examinant à quel point les déformations limites s'approchent de la CLF. En évaluant la simulation numérique à l'aide de la CLF, l'application de la pression de 50 MPa pendant toute la durée du procédé d'emboutissage a produit des déformations limites situées dans la zone de sécurité de la CLF (Figure 4-15-a). Aucun cas de striction ou de rupture n'a été identifié dans ce contexte. Ces résultats soulignent également que le matériau présente une très bonne formabilité.

Comme nous l'avons expliqué, le produit fabriqué peut être rejeté en raison de problèmes qui ne se limitent pas à la striction ou à la rupture, mais aussi au plissement. Ce dernier a tendance à se produire lorsque la tôle métallique est soumise à une contrainte de compression. Le risque de formation de plis est particulièrement élevé lorsque le matériau subit des déformations allant de la compression uniaxiale au cisaillement pur. Dans le cas d'une BHP de 50 MPa, toutes les déformations limites se situent en dehors de la zone de plissement (Figure 4-15-a). Lorsque la BHP est augmentée ou diminuée dans le modèle numérique, on obtient des défauts de rupture ou de plissement (Figure 4-15-b et Figure 4-15-c). Il a été constaté que l'apparition de la rupture a eu lieu à une BHP de 70 MPa. Cependant, le plissement apparaît pour des BHP inférieures à 20 MPa. Par conséquent, la pression qui doit être appliquée à la BHP doit être comprise entre ces deux dernières valeurs (20 et 70 MPa) pour obtenir une caisse de brouette sans défaut.



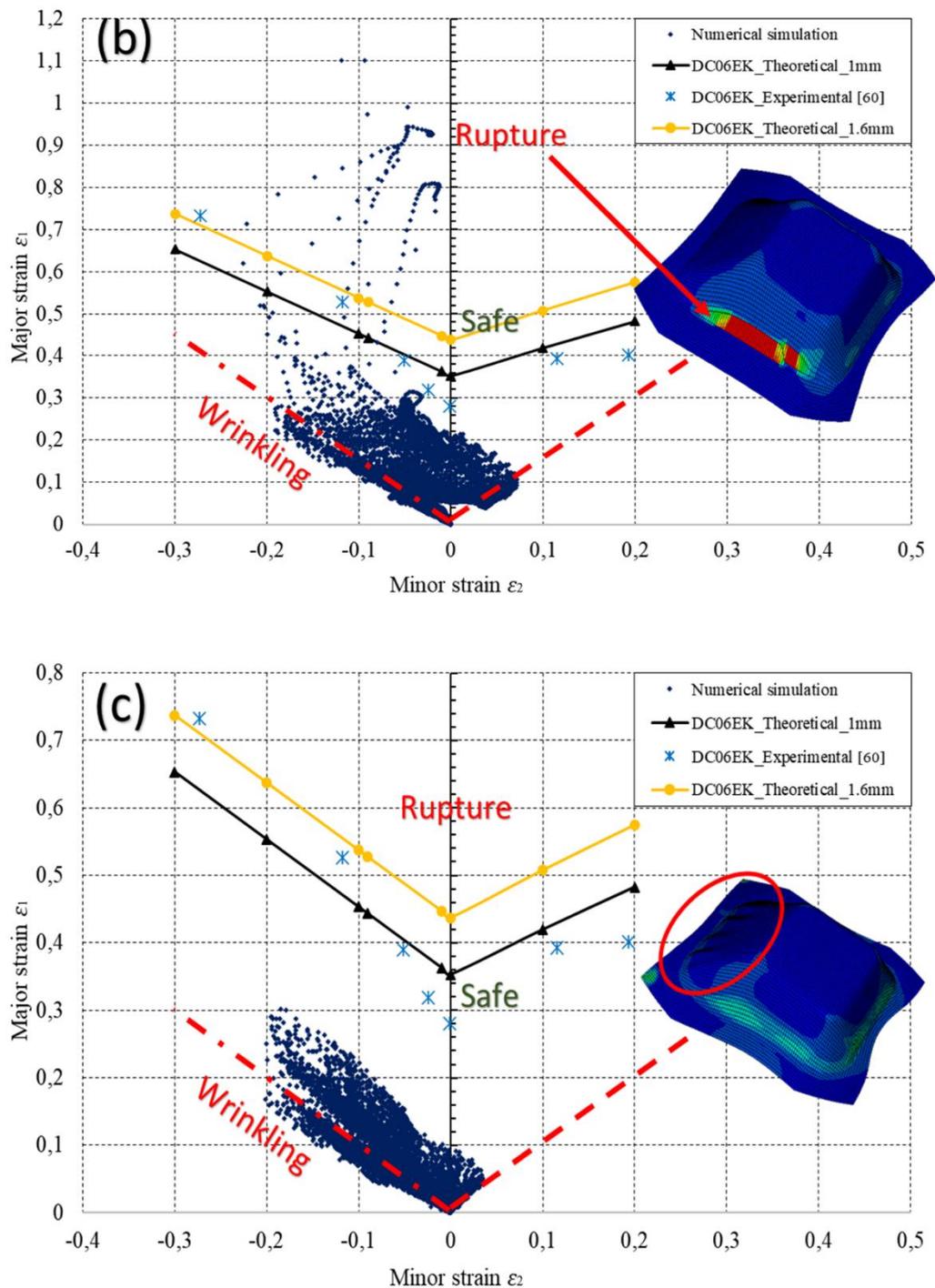


Figure 4-15: Comparaison de la CLF expérimentale de la DC06EK avec celle obtenue en utilisant le modèle de Keeler-Brazier et les déformations limites obtenues de la simulation numérique pour trois différents BHP : (a) 50 MPa, (b) 70 MPa, (c) 20 MPa.

4.6.3. Champs de déplacement

Le champ de déplacement obtenu par simulation numérique permet de montrer très clairement le défaut de plissement. La Figure 4-16 représente les cartographies de

déplacement dans la direction Z (direction de l'emboutissage) pour les trois différentes pressions (20, 50 et 70 MPa) appliquées au BHP. On peut noter que le déplacement imposé au poinçon de 220 mm est atteint pendant l'emboutissage dans les trois cas. Les cartographies de déplacement confirment l'absence de plissement dans le cas d'une BHP de 50 MPa, qui correspond au cas réel du produit fini (Figure 4-16-a). La même remarque a été faite pour le cas d'une BHP de 70 MPa (Figure 4-16-b), puisque les déformations limites ont dépassé la CLF et qu'il y a eu un défaut de rupture. Par contre, le plissement est clairement visible dans le cas d'une BHP de 20 MPa (Figure 4-16-c).

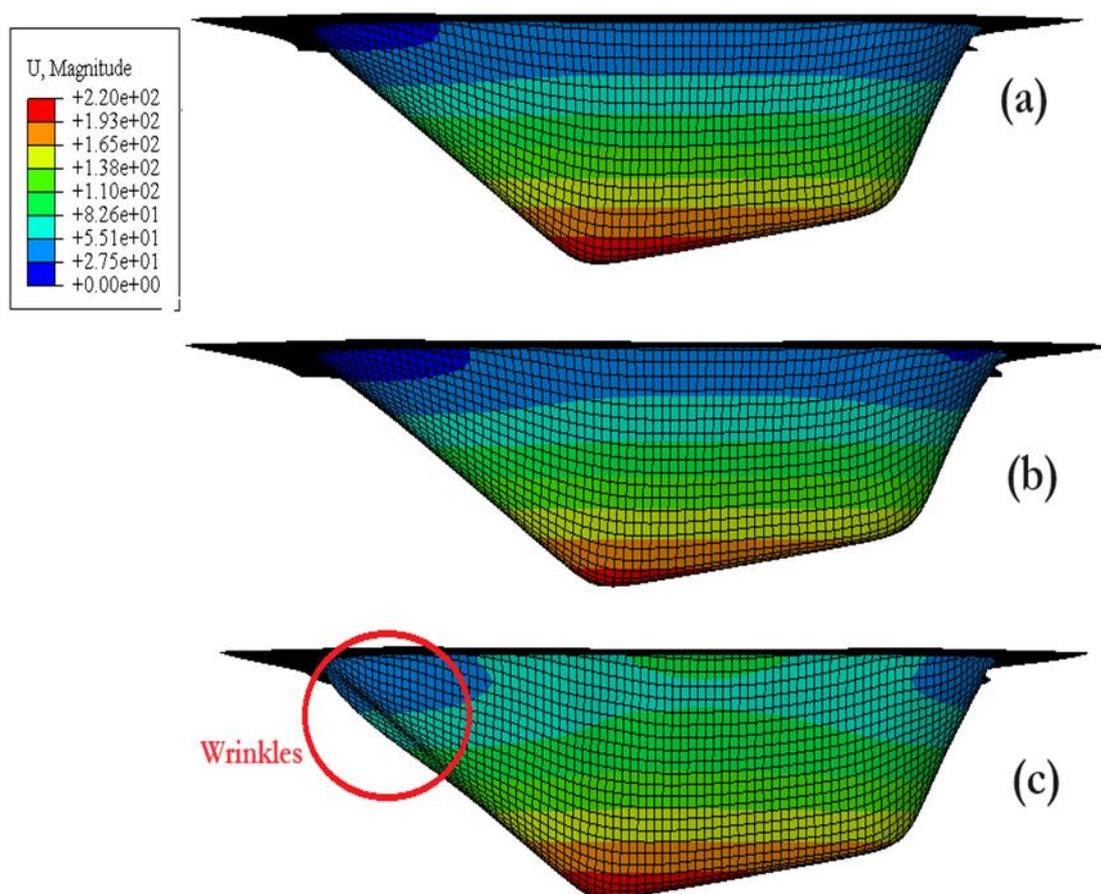


Figure 4-16 : Cartographies des déplacements dans le sens de l'emboutissage pour les trois différentes BHP : (a) 50 MPa, (b) 70 MPa, (c) 20 MPa.

Ces résultats confirment les résultats précédents (section "Formabilité"). On peut dire que la pression appliquée au serre-flan est un paramètre de fonctionnement très important pour obtenir un produit sans défaut puisqu'elle permet de contrôler l'écoulement de la tôle entre le serre-flan et la matrice lors de l'opération d'emboutissage profond.

4.6.4. Force de réaction du poinçon

La variation de la force de poinçonnage en fonction du déplacement est une caractéristique importante pour l'optimisation du processus et le contrôle de la qualité. Il est influencé par divers facteurs, notamment le frottement au niveau des contacts entre la tôle et l'outil, les propriétés mécaniques du matériau de la tôle, la BHP et la vitesse du déplacement du poinçon [85–87].

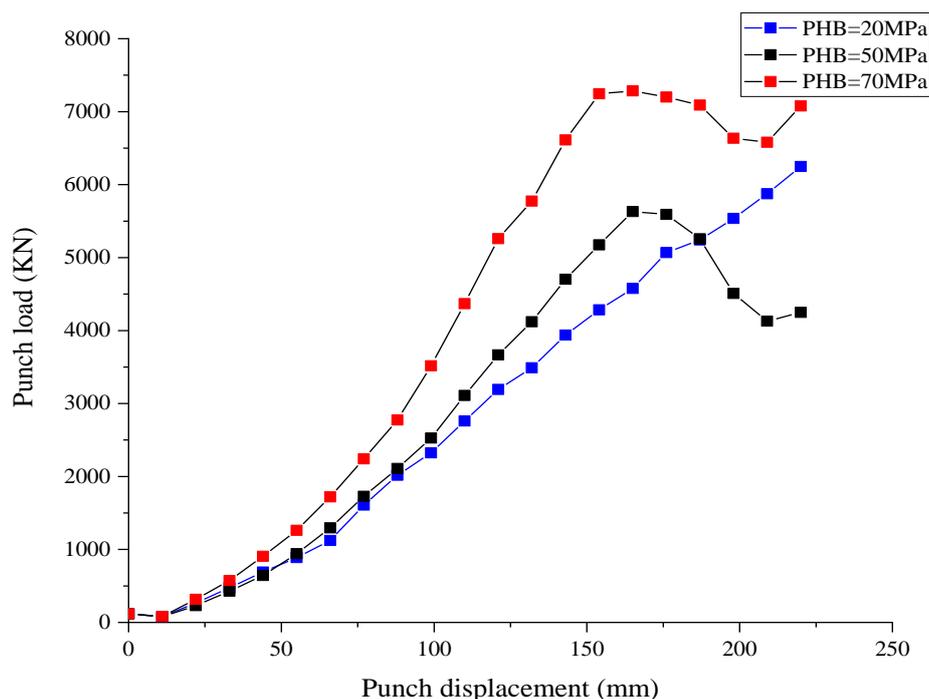


Figure 4-17 : Force de poinçonnage vs. Déplacement pour différentes BHP.

La Figure 4-17 montre les réactions du poinçon versus déplacement pour différentes BHP obtenues à partir des simulations numériques. La réaction du poinçon d'emboutissage augmente, jusqu'à une valeur maximale d'environ 5630 kN pour une BHP de 50 MPa et de 7283 kN pour une BHP de 70 MPa, avec un déplacement du poinçon d'environ 150 mm. À ce stade, la réaction du poinçon doit résister à plusieurs facteurs, notamment la résistance de la tôle, la résistance au frottement au niveau des contacts entre la tôle et les outils, en particulier au niveau des rayons d'épaulement de la matrice de la cavité et des rayons d'angle du poinçon, ainsi que la pression exercée sur le serre-flan. Ces deux forces de réaction maximales coïncident avec le moment où la tôle est complètement formé à l'intérieur des rayons d'épaulement de la matrice et des rayons d'angle du poinçon, ce qui donne une excellente qualité de surface sans plissement pour

ces deux cas (50 MPa et 70 MPa). Par la suite, la force de poinçonnage requise diminue ou devient constante puisque la résistance au frottement diminue. Toutefois, ce n'est pas le cas pour une BHP de 20 MPa, car des plissements se forment dans la caisse et la force continue d'augmenter sans atteindre un maximum.

La surface sous la courbe de la force de poinçonnage en fonction du déplacement représente l'énergie totale consommée au cours de l'opération d'emboutissage. L'analyse de la courbe de la force de poinçonnage en fonction du déplacement peut assister les ingénieurs et les industriels dans l'optimisation du procédé d'emboutissage afin de réduire la consommation d'énergie.

4.7. Conclusions

Dans ce travail, une étude détaillée du procédé d'emboutissage profond d'une caisse de brouette a été réalisé à l'aide de simulations numériques sur le logiciel EF Abaqus/Explicit. Les résultats numériques ont été validés par une comparaison avec les données expérimentales, y compris les mesures d'épaisseur par ultrasons.

Les résultats numériques et expérimentaux ont montré que la réduction de l'épaisseur était plus importante dans les coins de la caisse de la brouette en raison du contact de la tôle avec les rayons des coins du poinçon. Les résultats de la simulation numérique ont indiqué que le procédé d'emboutissage profond pour la tôle DC06EK choisie présentait une excellente formabilité, sans plissement ou ruptures identifiés pour une pression de 50 MPa appliqué à chaque vérin situé sur la surface supérieure du serre-flan. Cette pression a été appliquée par l'opérateur de la machine afin de garantir une fabrication sans défaut. Cette étude a révélé que les pressions inférieures à 20 MPa peuvent provoquer le défaut de plissement et que les pressions supérieures à 70 MPa peuvent provoquer le défaut de rupture, et qu'entre les deux cas, on obtient un produit sans défaut.

Le BHP étant composé de quatre vérins à commande indépendante, différentes pressions dans les limites déterminées (de 20 à 70 MPa) peuvent être étudiées numériquement sur les quatre vérins afin d'obtenir un produit de haute qualité. Cette méthode peut également être utilisée pour optimiser la courbe de la force de poinçonnage en fonction du déplacement afin de réduire la consommation d'énergie.

Conclusions & Perspective

Différents analyses et essais mécaniques ont été conduits sur la tôle métallique DC06EK dans l'objectif, d'une part, d'étudier et de caractériser son comportement tribologique et rhéologique et, d'autre part, d'utiliser les données issues de cette caractérisation dans la simulation numérique d'une opération d'emboutissage industrielle d'une caisse de brouette fabriquée à l'EIMS.

Dans le chapitre caractérisation du comportement rhéologique, des essais de traction suivant les trois DL (0° , 45° , et 90°) ont été réalisés. A partir de ces essais, les différentes propriétés mécaniques sont déterminées. Le calcul des coefficients d'anisotropie a clairement montré que la tôle métallique DC06EK est fortement anisotrope. Le critère de plasticité anisotrope de Hill48 a été sélectionné puisque ces paramètres sont faciles à calculer, et est déjà intégré dans le logiciel Abaqus pour la simulation numérique. En utilisant les données de l'essai de traction suivant la DL 0° , les paramètres des deux lois d'écrouissage de Ludwick et de Voce ont été identifiés par une approche d'analyse inverse. L'avantage de cette approche est qu'elle ne repose sur aucune hypothèse préalable. La loi d'écrouissage de Voce associée au critère de plasticité de Hill48 a été utilisée dans la simulation numérique. Enfin, la CLF de la tôle DC06EK, déterminée à partir du modèle analytique de Keeler et Brazier, a montré une bonne concordance avec une CLF expérimentale obtenue ultérieurement de la tôle DC06EK. Cette CLF a été utilisée pour analyser les défauts de plissement et de rupture des produits obtenus par emboutissage profond pour différentes BHP.

Dans le troisième chapitre, deux essais tribologiques ont été adoptés. Les premiers essais expérimentaux ont été effectués sur un tribomètre pion-disque pour mesurer le COF dans des conditions similaires à celles des contacts tôle-outils dans les procédés d'emboutissage dans l'EIMS. Le COF, déterminé à partir de ces essais, est égal à 1,7 et est utilisé dans la simulation numérique. Les autres essais ont été effectués sur un appareil de microrayage pour étudier et analyser l'effet de la déformation plastique et de l'anisotropie sur le COF. Les résultats de ces derniers essais expérimentaux montrent que le niveau de déformation plastique et l'anisotropie du matériau sont les principaux

paramètres dominant le COF plutôt que la rugosité de surface de la tôle. Les résultats de ces essais montrent aussi que l'effet de l'anisotropie disparaît avec l'augmentation du niveau de déformation plastique, ce qui implique que les COF suivant différentes DL convergent jusqu'à devenir très proches.

Pour approfondir l'étude du comportement tribologique, une perspective intéressante serait l'intégration de modèles multi-échelles basés sur les micro-mécanismes d'aspérités, comme celui développé par [53]. Ces modèles peuvent être améliorés pour déterminer une loi de frottement à échelle macro-mécanique à partir de l'essai de microrayage en fonction de la déformation plastique et des coefficients de Lankford anisotropes. Cette loi de frottement peut ensuite être utilisée dans la simulation numérique de la mise en forme de tôles métalliques par emboutissage ou par un autre procédé.

Dans le quatrième chapitre, une étude détaillée du procédé d'emboutissage profond d'une caisse de brouette a été réalisé à l'aide de simulations numériques sur le logiciel EF Abaqus/Explicit. Il a été conclu qu'une simulation numérique d'un procédé d'emboutissage industriel nécessite :

- Une modélisation géométrique avec les dimensions de la tôle et des différents outils tels qu'ils sont utilisés dans la réalité, et il sera utile d'utiliser des scanners 3D dans le cas de géométries complexes.
- Modélisation des actions de l'outil tel qu'il est utilisé dans la machine d'emboutissage.
- Détermination précise du comportement rhéologique et tribologique, ainsi que du CLF pour la tôle utilisée, basé sur des essais mécaniques appropriés.

Les résultats de la simulation numérique permettent de conclure que la pression appliquée directement au serre-flan fixe et contrôle l'écoulement de la tôle entre le serre-flan et la matrice pendant l'opération d'emboutissage, ce qui est essentiel pour obtenir un produit sans défaut. Le BHP étant composé de quatre vérins à commande indépendante, différentes pressions dans les limites déterminées (de 20 à 70 MPa) peuvent être étudiées

numériquement sur les quatre vérins afin d'obtenir un produit de haute qualité. Cette méthode peut également être utilisée pour réduire la consommation énergétique. Ce modèle numérique permet également d'étudier d'autres matériaux tels que le DC05EK et le DC04EK, qui présentent une plus faible formabilité, mais qui s'adaptent mieux à l'émaillage et qui sont moins chers que le DC06EK. Cependant, il est nécessaire de refaire les caractérisations rhéologiques et tribologiques, comme on l'a fait dans cette étude, pour introduire des données fiables sur ces tôles dans un code de calcul numérique.

Cette étude fournit des informations précieuses sur le procédé d'emboutissage profond. À l'avenir, d'autres recherches pourraient se concentrer sur l'extension de l'étude à d'autres tôles métalliques et à des géométries complexes, ce qui permettrait de mieux comprendre le procédé d'emboutissage profond et son applicabilité dans divers secteurs industriels. La collaboration avec des partenaires industriels et la réalisation d'essais en conditions réelles pourraient faciliter la mise en œuvre des résultats de la recherche dans des processus de fabrication pratiques, contribuant ainsi à l'augmentation de la productivité et à la réduction des coûts.

Références

- [1] EIMS. EIMS.(2024). Entreprise industrielle de materiel sanitaire (EIMS-Miliana), Algeria. Available at: <https://www.eimsanitaire.dz/>. [accessed April 15, 2024].
- [2] Col, A. (2010). L'emboutissage des aciers, Paris, Dunod.
- [3] Mihaliková, M., Lišková, A., Hagarová, M., Cervová, J. (2017). Fatigue characteristics of laser welded DC06EK and DP600MC steel sheets. *Acta Physica Polonica A*, vol. 131,.
- [4] (2009). Properties of mild low-carbon steel for vitreous enamelling | DIN EN 10 209. Available at: <https://www.thyssenkrupp-materials-processing-europe.com/en/c-steel/cold-rolled-sheet/dc01ek-dc06ed>. [accessed May 15, 2024].
- [5] Padmanabhan, R., Oliveira, M.C., Alves, J.L., Menezes, L.F. (2007). Influence of process parameters on the deep drawing of stainless steel, *Finite Elem. Anal. Des.*, 43(14), pp. 1062–7, Doi: 10.1016/j.finel.2007.06.011.
- [6] Khelifa, M., Oudjene, M. (2008). Numerical damage prediction in deep-drawing of sheet metals, *J. Mater. Process. Technol.*, 200(1–3), pp. 71–6, Doi: 10.1016/j.jmatprotec.2007.08.041.
- [7] Bunyan, T., Yiemchaiyaphum, S., Panich, S. (2020). Wrinkling Prediction of Rectangular Cup Deep Drawing Process for Aluminum Alloy Sheets by Using the Modified Yoshida Buckling Test, *Key Eng. Mater.*, 856, pp. 143–51, Doi: 10.4028/www.scientific.net/KEM.856.143.
- [8] Hamza, F., Boussaid, O., Tadjine, K. (2017). Study by Numerical Simulation of the Deep Drawing Parameters-Material during the Wheelbarrow Forming, *Mater. Sci. Forum*, 895, pp. 94–8, Doi: 10.4028/www.scientific.net/MSF.895.94.
- [9] Habibi, N., Sundararaghavan, V., Prahl, U., Ramazani, A. (2018). Experimental and Numerical Investigations into the Failure Mechanisms of TRIP700 Steel Sheets, *Metals (Basel)*, 8(12), pp. 1073, Doi: 10.3390/met8121073.
- [10] Luo, M., Li, Y., Gerlach, J., Wierzbicki, T., Barlat, F., Moon, Y.H., Lee, M.G. (2010). Prediction of Shear-induced Crack Initiation in AHSS Deep Drawing Operation with a Phenomenological Fracture Model., pp. 464–72.
- [11] Abbadeni, M., Zidane, I., Zahloul, H., Madaoui, Z. (2019). Comparative study of conventional and hydromechanical deep drawing processes based on finite element analysis, *Frat. Ed Integrita Strutt.*, 13(49), Doi: 10.3221/IGF-ESIS.49.28.
- [12] Zidane, I., Guines, D., Léotoing, L., Ragneau, E. (2010). Development of an in-plane biaxial test for forming limit curve (FLC) characterization of metallic sheets, *Meas. Sci. Technol.*, 21(5), pp. 055701, Doi: 10.1088/0957-0233/21/5/055701.
- [13] Abbadeni, M. (2018). Simulation de l'Interaction Fluide-Structure Pour le Procédé

d'Hydroformage. Thèse de doctorat, Université de Chlef, 2018.

- [14] Zidane, I. (2009). Développement d'un banc d'essai de traction biaxiale pour la caractérisation de la formabilité et du comportement élastoplastique de tôles métalliques. Thèse, Rennes, INSA, 2009.
- [15] Miloud, M.H., Zidane, I., Mendas, M. (2019). Coupled identification of the hardening behavior laws and Gurson– Tvergaard–Needleman damage parameters - validation on tear test of 12NiCr6 CT specimen, *Frat. Ed Integrita Strutt.*, 13(49), Doi: 10.3221/IGF-ESIS.49.57.
- [16] Younas, N., Chalal, H., Abed-Meraim, F. (2020). Finite Element Simulation of Sheet Metal Forming Processes using Non-Quadratic Anisotropic Plasticity Models and Solid–Shell Finite Elements, *Procedia Manuf.*, 47, pp. 1416–23, Doi: 10.1016/J.PROMFG.2020.04.302.
- [17] Ghennai, W., Boussaid, O., Bendjama, H., Haddag, B., Nouari, M. (2019). Experimental and numerical study of DC04 sheet metal behaviour—plastic anisotropy identification and application to deep drawing, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 100(1–4), Doi: 10.1007/s00170-018-2700-8.
- [18] Djouabi, M., Ati, A. (2018). Identification strategy influence of elastoplastic behavior law parameters on Gurson – Tvergaard – Needleman damage parameters: Application to DP980 steel, *0(0)*, pp. 1–28, Doi: 10.1177/1056789518772130.
- [19] Yue, Z.M., Chu, X.R., Gao, J. (2017). Numerical simulation of incremental sheet forming with considering yield surface distortion, , pp. 1761–8, Doi: 10.1007/s00170-017-0269-2.
- [20] Haddadi, H. (2006). Towards an accurate description of the anisotropic behaviour of sheet metals under large plastic deformations : Modelling , numerical analysis and identification, *22*, pp. 2226–71, Doi: 10.1016/j.ijplas.2006.03.010.
- [21] Pipard, J., Balan, T., Abed-meraim, F., Lemoine, X. (2013). International Journal of Solids and Structures Elasto-visco-plastic modeling of mild steels for sheet forming applications over a large range of strain rates, *Int. J. Solids Struct.*, 50(16–17), pp. 2691–700, Doi: 10.1016/j.ijsolstr.2013.04.022.
- [22] Safaei, M., Lee, M., Zang, S., Waele, W. De. (2014). An evolutionary anisotropic model for sheet metals based on non-associated flow rule approach, *Comput. Mater. Sci.*, 81, pp. 15–29, Doi: 10.1016/j.commatsci.2013.05.035.
- [23] Lloyd, D.J., Kenny, D. (1982). The large strain deformation of some aluminum alloys, *Metall. Trans. A*, 13(8), pp. 1445–52, Doi: 10.1007/BF02642883.
- [24] Craveur, D.J.-C. (2010). Modélisation par éléments finis, *Eur. J. Comput. Mech. Eur. Mécanique Numérique*, 19(4), pp. 467–8.
- [25] Bhaduri, A. (2018). Deep Drawing BT - Mechanical Properties and Working of

- Metals and Alloys. In: Bhaduri, A., (Ed.), Singapore, Springer Singapore, pp. 693–719.
- [26] Hill, R. (1993). A user-friendly theory of orthotropic plasticity in sheet metals, *Int. J. Mech. Sci.*, 35(1), pp. 19–25, Doi: [https://doi.org/10.1016/0020-7403\(93\)90061-X](https://doi.org/10.1016/0020-7403(93)90061-X).
- [27] Holmberg, S., Enquist, B., Thilderkvist, P. (2004). Evaluation of sheet metal formability by tensile tests, *J. Mater. Process. Technol.*, 145(1), pp. 72–83, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2003.07.004>.
- [28] Ramazani, A., Abbasi, M., Prah, U., Bleck, W. (2012). Failure analysis of DP600 steel during the cross-die test, *Comput. Mater. Sci.*, 64, pp. 101–5, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2012.01.031>.
- [29] Keeler, S.P. (1977). Relationship between laboratory material characterization and press-shop formability, ..
- [30] Paul, S.K. (2021). Controlling factors of forming limit curve: A review, *Adv. Ind. Manuf. Eng.*, 2, pp. 100033, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.aime.2021.100033>.
- [31] Colgan, M., Monaghan, J. (2003). Deep drawing process: analysis and experiment, *J. Mater. Process. Technol.*, 132(1), pp. 35–41, Doi: [https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00253-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00253-4).
- [32] Singh, C., Agnihotri, G. (2015). Study of Deep Drawing Process Parameters: A Review.
- [33] FRÊNE, J. (1995). Butées et paliers hydrodynamiques, *Tech. l'Ingénieur*, , pp. 208, Doi: 10.51257/a-v1-b5320.
- [34] Wang, W., Zhao, Y., Wang, Z., Hua, M., Wei, X. (2016). A study on variable friction model in sheet metal forming with advanced high strength steels, *Tribol. Int.*, 93, pp. 17–28, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2015.09.011>.
- [35] Hol, J., Cid Alfaro, M. V., de Rooij, M.B., Meinders, T. (2012). Advanced friction modeling for sheet metal forming, *Wear*, 286–287, pp. 66–78, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2011.04.004>.
- [36] Karupannasamy, D.K., de Rooij, M.B., Schipper, D.J. (2013). Multi-scale friction modelling for rough contacts under sliding conditions, *Wear*, 308(1–2), pp. 222–31, Doi: 10.1016/j.wear.2013.09.012.
- [37] Kirkhorn, L., Frogner, K., Andersson, M., Ståhl, J.E. (2012). Improved Tribotesting for Sheet Metal Forming, *Procedia CIRP*, 3, pp. 507–12, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.procir.2012.07.087>.
- [38] Abbadeni, M., Zidane, I., Zahloul, H., Fatu, A., Hajjam, M. (2017). Finite element analysis of fluid-structure interaction in the hydromechanical deep drawing process, *J. Mech. Sci. Technol.*, 31(11), pp. 5485–91, Doi: 10.1007/s12206-017-

1043-y.

- [39] Kim, H., Sung, J.H., Sivakumar, R., Altan, T. (2007). Evaluation of stamping lubricants using the deep drawing test, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 47(14), pp. 2120–32, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2007.04.014>.
- [40] Pan, D., Zhang, G., Wu, H., Jia, F., Li, L., Zhang, T., Yang, M., Jiang, Z. (2023). Tribological behaviour of ultra-thin stainless steel in micro deep drawing with graphene nanosheets, *Wear*, 524–525, pp. 204878, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.wear.2023.204878>.
- [41] Valberg, H.S. (2010). Applied metal forming: Including FEM analysis, *Appl. Met. Form. Incl. FEM Anal.*, First publ, pp. 1–465, Doi: 10.1017/CBO9780511801907.
- [42] Neto, D.M., Oliveira, M.C., Santos, A.D., Alves, J.L., Menezes, L.F. (2017). Influence of boundary conditions on the prediction of springback and wrinkling in sheet metal forming, *Int. J. Mech. Sci.*, 122, pp. 244–54, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.01.037>.
- [43] Banabic, D. (2000). Anisotropy of Sheet Metal. In: Banabic, D., Bunge, H.-J., Pöhlant, K., Tekkaya, A.E., Banabic, D., (Eds.), *Engineering Materials*, Berlin, Heidelberg, Springer Berlin Heidelberg, pp. 119–72.
- [44] Huang, T., Song, Z., Chen, F., Guo, J., Pei, Y., Xing, B., Xiang, N., Song, K. (2020). Influence of the anisotropy on the microstructure and mechanical properties of Ti/Al laminated composites, *Materials (Basel)*, 13(16), pp. 3556, Doi: 10.3390/MA13163556.
- [45] Azushima, A., Sakuramoto, M. (2006). Effects of Plastic Strain on Surface Roughness and Coefficient of Friction in Tension-Bending Test, *CIRP Ann.*, 55(1), pp. 303–6, Doi: 10.1016/S0007-8506(07)60422-3.
- [46] Masters, I.G., Williams, D.K., Roy, R. (2013). Friction behaviour in strip draw test of pre-stretched high strength automotive aluminium alloys, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 73, pp. 17–24, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2013.05.002>.
- [47] Trzepieciński, T. (2019). A study of the coefficient of friction in steel sheets forming, *Metals (Basel)*, 9(9), pp. 988, Doi: 10.3390/met9090988.
- [48] Trzepieciński, T., Fejkiel, R. (2017). On the influence of deformation of deep drawing quality steel sheet on surface topography and friction, *Tribol. Int.*, 115, pp. 78–88, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.triboint.2017.05.007>.
- [49] Wu, Y., Recklin, V., Groche, P. (2021). Strain induced surface change in sheet metal forming: Numerical prediction, influence on friction and tool wear, *J. Manuf. Mater. Process.*, 5(2), pp. 29, Doi: 10.3390/jmmp5020029.
- [50] Dattatraya Bachchhav, B., S. Lathkar, G., Bagchi, H. (2014). Tribology of drawing lubricants for low carbon steel, *Ind. Lubr. Tribol.*, 66(6), pp. 640–4, Doi: 10.1108/ILT-10-2012-0105.

- [51] Haar, R. (1996). Friction in sheet metal forming, the influence of (local) contact conditions and deformation, Enschede Univ. Twente, , pp. 151.
- [52] Shafiee Sabet, A., Domitner, J., Öksüz, K.I., Hodžić, E., Torres, H., Rodríguez Ripoll, M., Sommitsch, C. (2021). Tribological investigations on aluminum alloys at different contact conditions for simulation of deep drawing processes, *J. Manuf. Process.*, 68, pp. 546–57, Doi: 10.1016/j.jmapro.2021.05.050.
- [53] Karupannasamy, D.K. (2013). Friction modeling on multiple scales for deep drawing processes. Thesis, University of Twente, Enschede, 2013.
- [54] Trzepieciniski, T., Lemu, H.G. (2020). Recent developments and trends in the friction testing for conventional sheet metal forming and incremental sheet forming, *Metals (Basel)*., 10(1), pp. 47, Doi: 10.3390/met10010047.
- [55] Zhan, Y.Z., Du, Y., Zhuang, Y.H. (2007). Chapter four - determination of phase diagrams using equilibrated alloys. In: Zhao, J.-C.B.T.-M. for P.D.D., (Ed.), Oxford, Elsevier Science Ltd, pp. 108–50.
- [56] Irvine, K.J., Pickering, F.B., Gladman, T. (1967). Grain-refined C-Mn steels, *Iron Steel Inst J*, 205(2), pp. 161–82.
- [57] American Society for Testing and Materials. (2022). ASTM E8/E8M – 22: Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials. Volume 3.01, ASTM standards.
- [58] Sutton, M.A., Wolters, W.J., Peters, W.H., Ranson, W.F., McNeill, S.R. (1983). Determination of displacements using an improved digital correlation method, *Image Vis. Comput.*, 1(3), pp. 133–9, Doi: [https://doi.org/10.1016/0262-8856\(83\)90064-1](https://doi.org/10.1016/0262-8856(83)90064-1).
- [59] Gavrus, A. (1996). Identification automatique des paramètres rhéologiques par analyse inverse. Thèses, École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 1996.
- [60] International Standards Organization. (2020). ISO 10113: Metallic materials — Sheet and strip — Determination of plastic strain ratio, ISO.
- [61] Liu, Z., Li, W., Shao, X., Kang, Y., Li, Y. (2019). An Ultra-low-Carbon Steel with Outstanding Fish-Scaling Resistance and Cold Formability for Enameling Applications, *Metall. Mater. Trans. A*, 50(4), pp. 1805–15, Doi: 10.1007/s11661-018-05101-z.
- [62] Hadj Amar, A., Zidane, I., Zahloul, H., Belguebli, A. (2024). Controlling non-uniform blank holder pressures in an extra-deep drawing process for enhancing formability and product quality, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.*, 133(1–2), pp. 129–44, Doi: 10.1007/s00170-024-13746-x.
- [63] Bellemare, S., Dao, M., Suresh, S. (2007). The frictional sliding response of elasto-plastic materials in contact with a conical indenter, *Int. J. Solids Struct.*, 44(6), pp. 1970–89, Doi: 10.1016/j.ijsolstr.2006.08.008.

- [64] Bellemare, S.C., Dao, M., Suresh, S. (2008). Effects of mechanical properties and surface friction on elasto-plastic sliding contact, *Mech. Mater.*, 40(4–5), pp. 206–19, Doi: 10.1016/j.mechmat.2007.07.006.
- [65] Mendas, M., Tkaya, M. Ben., Benayoun, S., Zahouani, H., Kapsa, P. (2008). Experimental and numerical analysis of the scratch behaviour of steels: description of the effect of work hardening, *Int. Rev. Mech. Eng. IREME*, 2(3),.
- [66] Shugurov, A., Panin, A., Dmitriev, A., Nikonov, A. (2018). The effect of crystallographic grain orientation of polycrystalline Ti on ploughing under scratch testing, *Wear*, 408–409, pp. 214–21, Doi: 10.1016/j.wear.2018.05.013.
- [67] Peng, L.F., Mao, M.Y., Fu, M.W., Lai, X.M. (2016). Effect of grain size on the adhesive and ploughing friction behaviours of polycrystalline metals in forming process, *Int. J. Mech. Sci.*, 117, pp. 197–209, Doi: 10.1016/j.ijmecsci.2016.08.022.
- [68] (2022). Exol-lubricants Company. Available at: <https://www.exol-lubricants.com/products/327/trojan-460-g006/>. [accessed May 15, 2024].
- [69] Jain, M., Lloyd, D.J., Macewen, S.R. (1996). Hardening laws, surface roughness and biaxial tensile limit strains of sheet aluminium alloys, *Int. J. Mech. Sci.*, 38(2), pp. 219–32, Doi: 10.1016/0020-7403(95)00038-Y.
- [70] Bowden, F.P., Tabor, D. (2001). *The Friction and Lubrication of Solids*, vol. 17, Oxford University PressOxford.
- [71] Tigrinho, L.M. V., dos Santos, R.A., Chemin Filho, R.A., Marcondes, P.V.P. (2008). Experimental investigation on the influence of the lubricant type in the punch stretching of extra deep-drawing steel, *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, 30(4), pp. 290–4, Doi: <https://doi.org/10.1590/S1678-58782008000400004>.
- [72] Heingärtner, J., Bonfanti, D., Harsch, D., Dietrich, F., Hora, P. (2018). Implementation of a tribology-based process control system for deep drawing processes, *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, 418, pp. 12112, Doi: 10.1088/1757-899x/418/1/012112.
- [73] (N.d.). Deep drawing | Find suppliers, processes & material. Available at: <https://www.manufacturingguide.com/en/deep-drawing>. [accessed May 15, 2024].
- [74] Tiwari, P.R., Rathore, A., Bodkhe, M.G. (2022). Factors affecting the deep drawing process – A review, *Mater. Today Proc.*, 56, pp. 2902–8, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.matpr.2021.10.189>.
- [75] Atul S, T., Babu, M.C.L. (2019). A review on effect of thinning, wrinkling and spring-back on deep drawing process, *Proc. Inst. Mech. Eng. Part B J. Eng. Manuf.*, 233(4), pp. 1011–36, Doi: 10.1177/0954405417752509.
- [76] Candra, S., Batan, I.M.L., Berata, W., Pramono, A.S. (2015). Analytical Study and FEM Simulation of the Maximum Varying Blank Holder Force to Prevent Cracking on Cylindrical Cup Deep Drawing, *Procedia CIRP*, 26, pp. 548–53, Doi:

<https://doi.org/10.1016/j.procir.2014.08.018>.

- [77] Sorrentino, L., Parodo, G., Giuliano, G. (2022). Lightweight structures: An innovative method to uniform the thickness of metal sheets by patchwork blanks, *Int. J. Light. Mater. Manuf.*, 5(1), pp. 20–8, Doi: 10.1016/j.ijlmm.2021.08.003.
- [78] Gianluca Parodo., Gillo Giuliano., Luca Sorrentino. (2020). Uniformity of thickness of metal sheets by patchwork blanks: potential of adhesive bonding, *Frat. Ed Integrità Strutt.*, 14(53), pp. 166–76, Doi: 10.3221/IGF-ESIS.53.14.
- [79] Bahanan, W., Fatimah, S., Go, J.H., Oh, J.M., Kim, M.J., Kim, M.J., Kang, J.-H., Kim, D.-J., Widiyantara, I.P., Ko, Y.G. (2023). A Finite Element Analysis of Cold Deep Drawing of Al Alloy Considering Friction Condition and Corner Design of Plunger, *Lubricants*, , Doi: 10.3390/lubricants11090388.
- [80] Reddy, R.V., Reddy, T.A.J., Reddy, G.C.M. (2012). Optimization of Blank Holder Force to Control Wrinkling and Fracture of Cylindrical Cups in Deep Drawing, *Int. J. Eng. Trends Technol.*, 3(5), pp. 669–76.
- [81] Önder, E., Tekkaya, A.E. (2008). Numerical simulation of various cross sectional workpieces using conventional deep drawing and hydroforming technologies, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 48(5), pp. 532–42, Doi: 10.1016/j.ijmachtools.2007.06.012.
- [82] Kim, Y.S., Jain, M.K., Metzger, D.R. (2012). Determination of pressure-dependent friction coefficient from draw-bend test and its application to cup drawing, *Int. J. Mach. Tools Manuf.*, 56, pp. 69–78, Doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2011.12.011>.
- [83] Şener, B., Kurtaran, H. (2016). Modeling the deep drawing of an AISI 304 stainless-steel rectangular cup using the finite-element method and an experimental validation, *Mater. Tehnol.*, 50, pp. 961–5, Doi: <https://doi.org/10.17222/MIT.2015.278>.
- [84] Tomáš, M., Evin, E., Kepič, J., Hudák, J. (2019). Physical modelling and numerical simulation of the deep drawing process of a box-shaped product focused on material limits determination, *Metals (Basel)*, 9(10), pp. 1058, Doi: 10.3390/met9101058.
- [85] Olguner, S., Bozdana, A.T. (2016). The effect of friction coefficient on punch load and thickness reduction in deep drawing process, *Int. J. Mater.*, 3, pp. 64.
- [86] Sugiyanto, D., Asbanu, H., Siahaan, F.S. (2020). The effect of blank holder on the deep drawing process on plates using software based with a Finite Element Method (FEM), *J. Phys. Conf. Ser.*, 1469(1), pp. 12038, Doi: 10.1088/1742-6596/1469/1/012038.
- [87] Coër, J., Laurent, H., Oliveira, M.C., Manach, P.-Y., Menezes, L.F. (2018). Detailed experimental and numerical analysis of a cylindrical cup deep drawing: Pros and cons of using solid-shell elements, *Int. J. Mater. Form.*, 11(3), pp. 357–

73, Doi: 10.1007/s12289-017-1357-4.

Annexe 1. Caractéristiques mécaniques de l'acier DC06EK

No. de document: **KD482707**
 No. de commande: **BOBINES LAMINEES A FROID DC 06 EK**
 No. de livraison: **BOB LAMINEES A FROID EN QUALITE DC 06EK**
 No. de commande: **BOB LAMINEES A FROID EN QUALITE DC 06EK**
 No. de livraison: **BOB LAMINEES A FROID EN QUALITE DC 06EK**

201 - Contrôle visuel et contrôle de dimensions: satisfaisants. Nous certifions que la livraison mentionnée ci-dessus correspond aux prescriptions de la commande (prescription de la norme EN 10209/1)
 201 - Matière: Procédé d'affinage, (selon spécification), Nuance de matériel, No. de coulée, No. de tôle

Détail de la livraison

807 No. coulée	806 No. de tôle	809 Poids Equilibré kg	810 Largeur mm	811 Épaisseur mm	808 poids kg	812 Brut kg	813 814 Net kg
860797	541330/1	10	1.50	1400,0	1	13.730	13.720 49631
		Total			1	13.730	13.720

Composition chimique (Analyse de coulée)

C70 - Mode de fabrication: procédé d'affinage à l'oxygène

807 No. coulée	C	Si	Mn	P	S	Al	N	Ti
860797	.005	.008	.195	.010	.016	.060	.0095	.100

TOLCOLOR SAS
 25 rue des Ecoles - BP 039
 55508 LE THILLAY AVAL
 Tél 01.39.92.85.45 Fax 01.39.52.66.48
 Email: tolcolor@tolcolor.fr

A01/A08-Z02
 Inspecteur d'usine
 Département Qualité
 Fribourg

VOE

Bis. de laite L0 Dix Rep0,2 km A
541330 60 T 145 290 18.3

TOLCOLOR SAS
25 rue des Ecoles - BP 839
95508 LE THILLAY Cedex
Tel 01.39.92.86.45 Fax 01.39.92.86.46
Email: tolcolor@tolcolor.fr

Agd
Sicile de l'usine
voestalpine

A01.A05.Z02
Inspector d'usine
Departement Qualité
Bureaunummer

voestalpine
AG

Annexe 2. Subroutine UHARD

```
SUBROUTINE
UHARD(SYIELD,HARD,EQPLAS,EQPLASRT,TIME,DTIME,TEMP,
 1  DTEMP,NOEL,NPT,LAYER,KSPT,KSTEP,KINC,CMNAME,NSTATV,
 2  STATEV,NUMFIELDV,PREDEF,DPRED,NUMPROPS,PROPS)
C
  INCLUDE 'ABA_PARAM.INC'

  real*8 SIGMA, KOEF1, AN, AM
  integer i, npar

C
  CHARACTER*80 CMNAME
  DIMENSION HARD(3),STATEV(NSTATV),TIME(*),
$    PREDEF(NUMFIELDV),DPRED(*),PROPS(*)

  SIGMA = props(1)
  AN = props(2)
  KOEF1 = props(3)
  AM=0.00001

  IF(EQPLAS.EQ.0.OR.EQPLASRT.EQ.0) THEN
  SYIELD=SIGMA
  HARD(1)=0.
  HARD(2)=0.
  HARD(3)=0.
  ELSE
  SYIELD=SIGMA+(KOEF1*(EQPLAS**AN)*(EQPLASRT**AM))
  HARD(1)=AN*KOEF1*(EQPLAS**(AN-1))*(EQPLASRT**AM)
  HARD(2)=AM*KOEF1*(EQPLAS**AN)*(EQPLASRT**(AM-1))
  HARD(3)=0.
  END IF

C

  RETURN
  END
```

Annexe 3. Script Python

```
from abaqus import *
from sketch import *
from part import *
from material import *
from section import *
from assembly import *
from load import *
from visualization import *
from interaction import *
from step import *
from mesh import *
from job import *
from odbAccess import *
from shutil import *
import assembly
import regionToolset
import displayGroupMdbToolset as dgm
import part
import step
import interaction
import load
import mesh
import job
import visualization
import xyPlot
import displayGroupOdbToolset as dgo
import material
import section

openMdb('Model3D.cae')
InputFile = open('parametres', 'r')
a = InputFile.readline()
T = float(a)
b = InputFile.readline()
SIGMA = float(b)
c = InputFile.readline()
AN = float(c)
d = InputFile.readline()
KK = float(d)
File = open('obs', 'w')
File.write('%f\t%f\t%f' % (SIGMA, AN, KK))
File.close()
InputFile.close()

mdb.models['Model-1'].materials['DC06EK'].plastic.setValues(table=((SIGMA, ), (
    AN, ), (KK, )))
```

```

mdb.models['Model-1'].materials['DC06EK'].plastic.Potential(table=((1.0,
    1.038578653, 1.317836118, 1.034751301, 1.0, 1.0), ))

mdb.save()

mdb.jobs['Job-1'].submit()
    ###: The job input file "Traction_uniaxiale.inp" has been submitted for analysis.
mdb.jobs['Job-1'].waitForCompletion()

o1 = session.openOdb('Job-1.odb')
odb = session.odbs['Job-1.odb']
assembly = odb.rootAssembly
my_force1set = odb.rootAssembly.nodeSets['SET-1']

my_instance=odb.rootAssembly.instances['EPROUVETTE-1']
elementList = my_instance.elements
num_element=len(elementList)
num_frames = len(odb.steps['Step-1'].frames)

outputFile = open('observables','w')
s=0
while s< num_frames:
    current_frame = odb.steps['Step-1'].frames[s]
    time_incre=current_frame.frameValue   ##### time increment
    time=time_incre

    forceField = current_frame.fieldOutputs['RF']
    forceSubField = forceField.getSubset(region=my_force1set)
    force_1 = forceSubField.values[0].dataDouble[1]

    displacementField = current_frame.fieldOutputs['U']
    displacementSubField = displacementField.getSubset(region=my_force1set)
    displacement_1 = displacementSubField.values[0].dataDouble[1]

    outputFile.write('%f\t%f\n' %(displacement_1, force_1))

    s=s+1
outputFile.close()
odb.close()

mdb.save()
mdb.close()

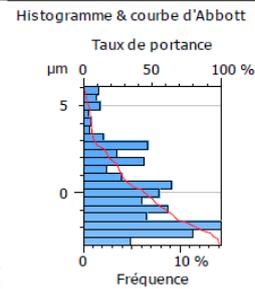
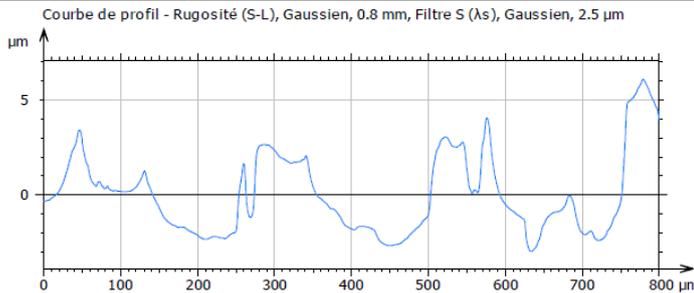
```

Annexe 4. Mesures de la rugosité dans les différents échantillons en fonction de la déformation et de l'orientation par rapport à la direction de laminage

Direction de Laminage

Déformation : 0%

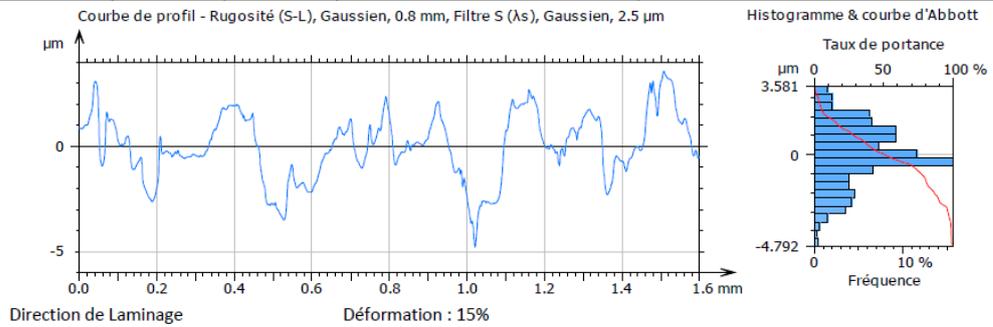
ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (1)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	6,089 μm		Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	2,984 μm		Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	9,074 μm		Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	5,244 μm	Sans moyennage (valeur unique)	Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	9,074 μm		Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,712 μm		Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	2,102 μm		Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	0,8437		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	3,082		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	183 μm	Sans moyennage (valeur unique)	Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	8,506 °		Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	3,202 %	c = 1 μm sous le pic le plus haut	Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	3,822 μm	p = 20%, q = 80%	Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité



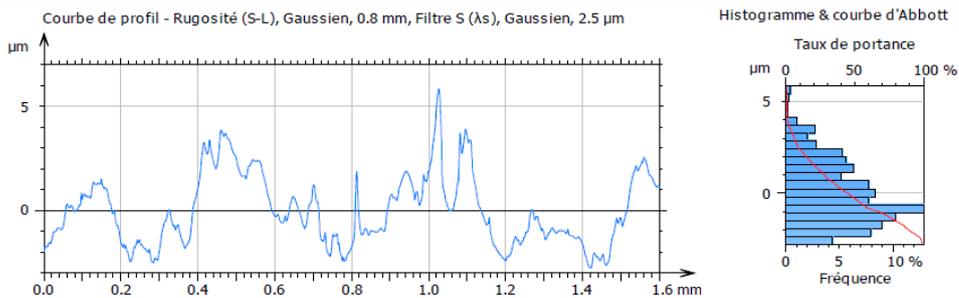
Direction de Laminage

Déformation : 6,5%

ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	3,334 μm		Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	4,142 μm		Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	7,476 μm		Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	3,663 μm	Sans moyennage (valeur unique)	Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	8,373 μm		Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,252 μm		Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,571 μm		Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	-0,3301		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	2,625		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,1543 mm	Sans moyennage (valeur unique)	Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	5,772 °		Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	4,099 %	c = 1 μm sous le pic le plus haut	Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	2,595 μm	p = 20%, q = 80%	Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité



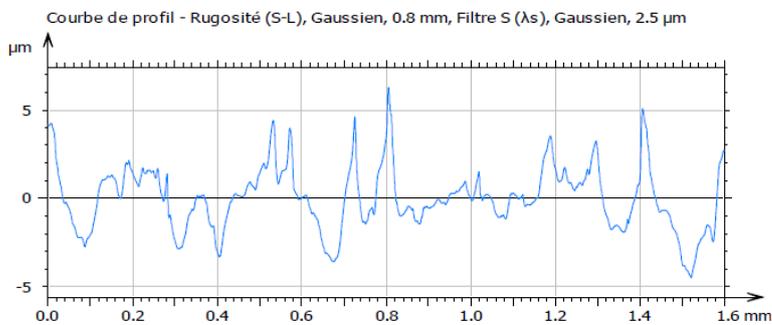
ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	4,857 μm		Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	2,632 μm		Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	7,489 μm		Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	4,229 μm	Sans moyennage (valeur unique)	Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	8,61 μm		Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,402 μm		Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,692 μm		Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	0,6197		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	2,734		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,2435 mm	Sans moyennage (valeur unique)	Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	5,921 °		Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	0,6748 %	c = 1 μm sous le pic le plus haut	Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	3,095 μm	p = 20%, q = 80%	Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité



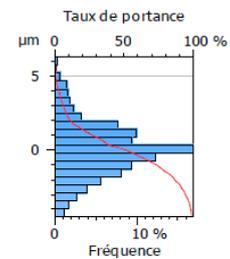
Direction de Laminage

Déformation : 22%

ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	5,452	μm	Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	4,053	μm	Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	9,505	μm	Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	5,984	μm	Sans moyennage (valeur unique) Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	10,78	μm	Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,377	μm	Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,793	μm	Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	0,2371		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	3,367		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,183	mm	Sans moyennage (valeur unique) Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	8,324	$^\circ$	Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	0,3249	%	c = 1 μm sous le pic le plus haut Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	2,845	μm	p = 20%, q = 80% Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité



Histogramme & courbe d'Abbott

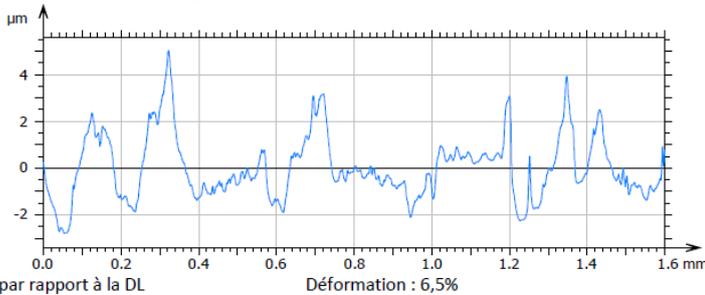


45° par rapport à la DL

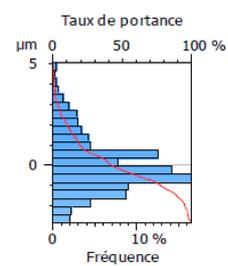
Déformation : 0%

ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	4,487	μm	Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	2,515	μm	Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	7,003	μm	Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	4,45	μm	Sans moyennage (valeur unique) Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	7,819	μm	Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,063	μm	Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,346	μm	Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	0,6681		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	3,44		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,1874	mm	Sans moyennage (valeur unique) Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	6,099	°	Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	0,7498	%	c = 1 μm sous le pic le plus haut Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	2,019	μm	p = 20%, q = 80% Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité

Courbe de profil - Rugosité (S-L), Gaussien, 0,8 mm, Filtre S (λ_s), Gaussien, 2,5 μm

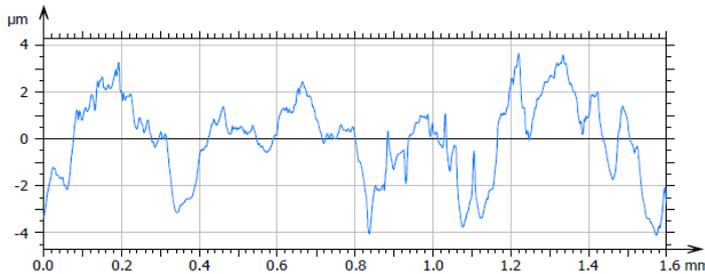


Histogramme & courbe d'Abbott

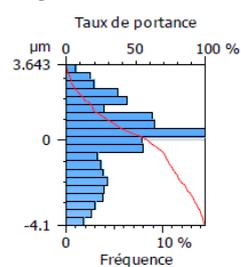


ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	3,458	μm	Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	3,702	μm	Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	7,161	μm	Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	3,682	μm	Sans moyennage (valeur unique) Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	7,743	μm	Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,399	μm	Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,722	μm	Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	-0,2448		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	2,335		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,1554	mm	Sans moyennage (valeur unique) Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	6,013	°	Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	4,699	%	c = 1 μm sous le pic le plus haut Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	3,075	μm	p = 20%, q = 80% Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité

Courbe de profil - Rugosité (S-L), Gaussien, 0,8 mm, Filtre S (λ_s), Gaussien, 2,5 μm



Histogramme & courbe d'Abbott

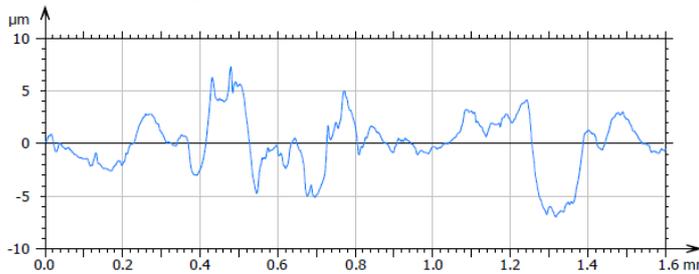


45° par rapport à la DL

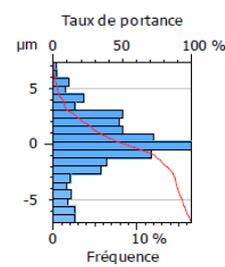
Déformation : 15%

ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	5,734	μm	Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	6,032	μm	Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	11,77	μm	Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	5,84	μm	Sans moyennage (valeur unique) Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	14,27	μm	Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,985	μm	Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	2,655	μm	Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	-0,3556		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	3,348		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,1519	mm	Sans moyennage (valeur unique) Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	7,963	°	Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	0,3749	%	c = 1 μm sous le pic le plus haut Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	3,886	μm	p = 20%, q = 80% Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité

Courbe de profil - Rugosité (S-L), Gaussien, 0,8 mm, Filtre S (λ_s), Gaussien, 2,5 μm



Histogramme & courbe d'Abbott

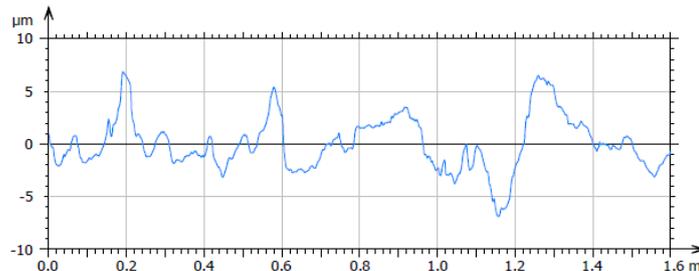


45° par rapport à la DL

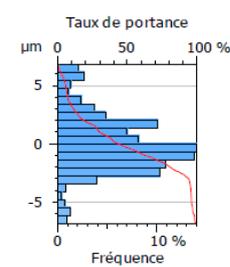
Déformation : 22%

ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	6,678	μm	Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	5,015	μm	Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	11,69	μm	Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	5,261	μm	Sans moyennage (valeur unique) Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	13,73	μm	Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,942	μm	Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	2,467	μm	Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	0,6534		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	3,734		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,1575	mm	Sans moyennage (valeur unique) Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	7,566	°	Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	3,349	%	c = 1 μm sous le pic le plus haut Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	3,818	μm	p = 20%, q = 80% Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité

Courbe de profil - Rugosité (S-L), Gaussien, 0,8 mm, Filtre S (λ_s), Gaussien, 2,5 μm



Histogramme & courbe d'Abbott

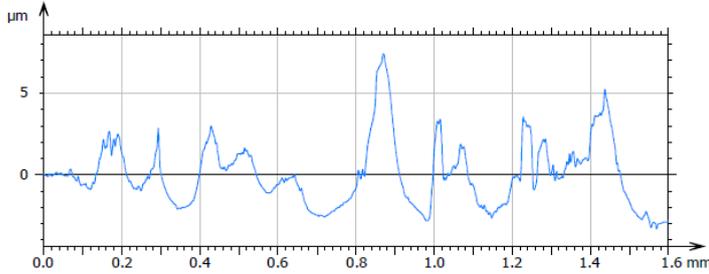


90° par rapport à la DL

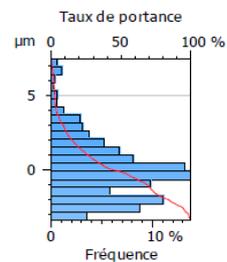
Déformation : 0%

ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	5,208 μm		Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	2,955 μm		Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	8,163 μm		Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	4,083 μm	Sans moyennage (valeur unique)	Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	10,76 μm		Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,525 μm		Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,921 μm		Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	0,359		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	2,818		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,1196 mm	Sans moyennage (valeur unique)	Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	7,129 °		Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	1,45 %	c = 1 μm sous le pic le plus haut	Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	3,333 μm	p = 20%, q = 80%	Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité

Courbe de profil - Rugosité (S-L), Gaussien, 0,8 mm, Filtre S (λ_s), Gaussien, 2,5 μm



Histogramme & courbe d'Abbott

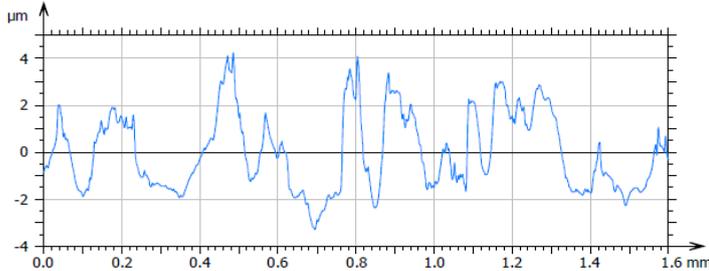


90° par rapport à la DL

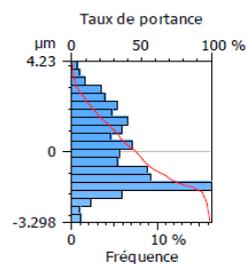
Déformation : 6,5%

ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	4,153 μm		Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	2,835 μm		Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	6,989 μm		Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	3,926 μm	Sans moyennage (valeur unique)	Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	7,528 μm		Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,417 μm		Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,647 μm		Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	0,4221		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	2,132		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,1399 mm	Sans moyennage (valeur unique)	Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	6,818 °		Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	2,524 %	c = 1 μm sous le pic le plus haut	Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	3,203 μm	p = 20%, q = 80%	Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité

Courbe de profil - Rugosité (S-L), Gaussien, 0,8 mm, Filtre S (λ_s), Gaussien, 2,5 μm



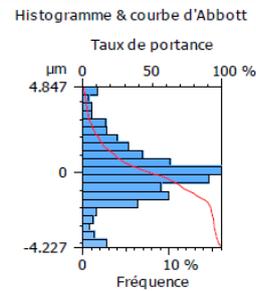
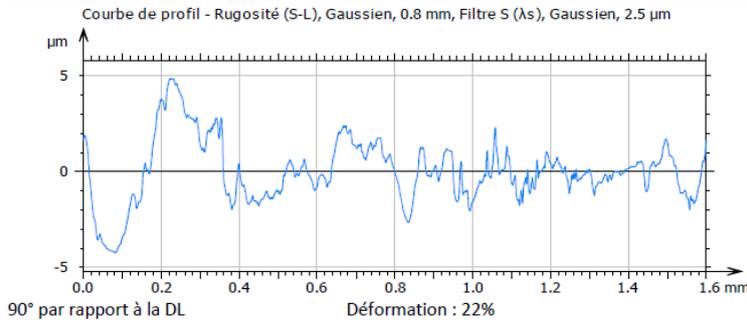
Histogramme & courbe d'Abbott



90° par rapport à la DL

Déformation : 15%

ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	3,579 μm		Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	3,443 μm		Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	7,022 μm		Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	2,715 μm	Sans moyennage (valeur unique)	Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	9,074 μm		Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,218 μm		Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,528 μm		Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	-0,3549		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	2,924		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,09549 mm	Sans moyennage (valeur unique)	Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	7,051 °		Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	2,549 %	c = 1 μm sous le pic le plus haut	Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	2,385 μm	p = 20%, q = 80%	Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité



ISO 4287 - Rugosité (S-L)			
F: [Arborescence de l'analyse] Redressé (Ligne LS)			
Filtre S (λ_s): Gaussien, 2,5 μm			
Filtre L (λ_c): Gaussien, 0,8 mm			
Longueur d'évaluation : Tous les λ_c (2)			
Paramètres d'amplitude			
Rp	2,421 μm		Hauteur maximale des pics du profil de rugosité
Rv	4,348 μm		Profondeur maximale de creux du profil de rugosité
Rz	6,769 μm		Hauteur maximale du profil de rugosité
Rc	3,13 μm	Sans moyennage (valeur unique)	Hauteur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rt	7,988 μm		Hauteur totale du profil de rugosité
Ra	1,177 μm		Écart moyen arithmétique du profil de rugosité
Rq	1,48 μm		Écart moyen quadratique (RMS) du profil de rugosité
Rsk	-0,7684		Facteur d'asymétrie du profil de rugosité
Rku	3,732		Facteur d'aplatissement du profil de rugosité
Paramètres d'espacement			
RSm	0,1249 mm	Sans moyennage (valeur unique)	Largeur moyenne des éléments du profil de rugosité
Rdq	6,085 °		Pente quadratique moyenne du profil de rugosité
Paramètres liés au taux de portance			
Rmr	14,32 %	c = 1 μm sous le pic le plus haut	Taux de longueur portante relatif du profil de rugosité
Rdc	2,347 μm	p = 20%, q = 80%	Différence de hauteur de coupe du profil de rugosité

