

Ministère de l'enseignement Supérieur et de la recherche Scientifique

وزارة التعليم العالي والبحث العلمي

Badji Mokhtar Annaba University
Université Badji Mokhtar – Annaba
Faculté de Technologie



جامعة باجي مختار – عنابة

كلية التكنولوجيا

Département de Génie Mécanique

قسم الهندسة الميكانيكية

Thèse

en vue de l'obtention du **grade de Docteur En-Sciences**

Option **Génie mécanique**

Thème :

**Optimisation des caractéristiques d'un matériau destiné à l'emboutissage
par procédés expérimentaux et par simulation numérique**

Présentée par

HAMZA Faouzi

Directeur de thèse

Pr O. BOUSSAID

Thèse soutenue le 11 Mai 2023 devant le jury composé de :

N°	Nom et prénom	Grade	Établissement	Qualité
01	HAMADACHE Hamid	Prof.	Université Badji Mokhtar – Annaba	Président
02	BOUSSAID Ouzine	Prof.	Université Badji Mokhtar – Annaba	Rapporteur
03	BOUARICHA Amor	MCA	Université Badji Mokhtar – Annaba	Examineur
04	GUEDRI Abdelmoumene	Prof.	Université Med Chérif Messaadia -Souk Ahras	Examineur
05	OOUAKDI El Hadj	Prof.	Université Ferhat Abbas - Sétif 1	Examineur
06	HADDAG Badis	MCA	Université Lorraine, Nancy, France	Invité

Dédicaces

A ma famille

Remerciements

Je tiens à remercier profondément mon encadreur Pr. Ouzine Boussaid, pour avoir dirigé cette thèse et pour sa grande patience, ses conseils et pour la confiance qu'il m'a accordée durant ce travail.

Toute ma reconnaissance aux dirigeants de l'entreprise "Sarl GEMELEC, Elkouif-Tébessa" que je remercie pour avoir accepté de m'accueillir et, réaliser mon stage pratique au sein de l'entreprise et pour m'avoir permis d'effectuer les essais expérimentaux d'emboutissage.

Toute ma reconnaissance aux dirigeants de l'entreprise "Anabib tgt, El Ma labiod-Tébessa" que je remercie pour avoir accepté de m'accueillir et, pour m'avoir permis d'effectuer le découpage et l'usinage des éprouvettes de traction au sein de l'entreprise.

Je tiens également à remercier le chef de département de métallurgie de l'université Badji Mokhtar –Annaba, qui m'a permis de réaliser les essais expérimentaux de métallographie et de traction.

Mes vifs remerciements vont aussi au Président du jury Pr HAMADACHE Hamid, pour avoir accepté de présider le jury de ma soutenance, et mes remerciements également aux membres du jury, Pr OUAKDI El Hadj, Pr GUEDRI Abdelmoumene, Dr BOUARICHA Amor et Dr HADDAG Badis, pour avoir accepté de faire partie du jury et examiner ce travail.

Je remercie profondément toute ma famille et surtout mes parents pour m'avoir toujours apporté leur soutien durant mes études ainsi qu'à mes frères et sœurs pour leurs encouragements.

F. HAMZA

Sommaire

Dédicaces.....	i
Remerciements.....	ii
Sommaire.....	iii
Liste des figures.....	vii
Liste des tableaux.....	xi
Liste des abréviations.....	xii
Nomenclature.....	xii
Résumé.....	xiii
.....	
Introduction.....	1
.....	
Introduction.....	2
.....	
Chapitre I: Étude bibliographique.....	4
.....	
1. Introduction.....	5
.....	
2. L'emboutissage. Aspect technique.....	5
2.1. Caractéristiques du procédé d'emboutissage.....	5
2.1.1. Le rapport d'emboutissage.....	5
2.1.2. L'anisotropie des matériaux.....	6
2.1.3. Nature des matériaux pour emboutissage.....	6
2.1.4. Influence de la rugosité de la tôle et de l'outil.....	7
2.1.5. Lubrification dans le processus d'emboutissage.....	8
2.2. Les modes de déformation en emboutissage.....	8
2.2.1. Mesure et évaluation des déformations.....	8
2.2.2. Description des modes de déformation.....	9
2.3. Détermination des courbes limites de formage (CLF).....	10
2.4. Les aléas du formage.....	10
.....	
3. Caractérisation des matériaux par l'essai de traction.....	11
3.1. Caractéristiques déduites de l'essai de traction.....	11
3.1.1. Les caractéristiques conventionnelles (ou nominales).....	11
3.1.2. Les caractéristiques rationnelles.....	12
3.1.3. Comparaison contraintes nominales et contraintes rationnelles.....	12
.....	
4. Modélisation du comportement plastique des matériaux.....	13
4.1. Critères de plasticité utilisés pour les matériaux isotropes.....	13
4.1.1. Critère de Tresca (1864).....	13
4.1.2. Critère de Von Mises (1913).....	14
4.1.3. Critère de Drucker (1949).....	14
4.2. Critères de plasticité utilisés pour les matériaux anisotropes.....	15
4.2.1. Critère de Hill quadratique (1948).....	15
4.2.2. Critère de Budiansky (1984).....	16
4.2.3. Critère de Ferron (1994).....	17
4.2.4. Autres critères.....	17
4.3. Lois d'écrouissage.....	18
.....	
5. Courbes limites de formage.....	18

5.1. Intérêt des courbes limites de formage.....	18
5.2. Essais pour la détermination expérimentale des courbes limites de formage.....	19
5.2.1. Essai de traction.....	19
5.2.2. Essai Swift.....	20
5.2.3. Essai Marciniak.....	20
5.2.4. Essai Nakazima.....	21
5.3. Méthodes de mesure des déformations	21
5.3.1. Méthodes des réseaux de grilles - Types de réseaux.....	21
5.3.2. Méthode de corrélation d'images.....	22
5.4. Méthodes de détermination des déformations limites.....	22
5.4.1. La Méthode Veerman.....	22
5.4.2. La Méthode Bragard.....	23
5.4.3. La Méthode Hecker.....	24
6. Simulation numérique du procédé d'emboutissage.....	24
7. Optimisation des procédés de mise en forme.....	25
7.1. Les méthodes d'optimisation du procédé de mise en forme.....	25
7.2. Stratégie d'optimisation par plan d'expérience.....	25
7.3. Les objectifs des plans d'expériences.....	25
7.4. Généralités et formalisation liées aux plans d'expériences.....	26
7.5. Les plans factoriels complets.....	26
8. Recherche bibliographique	27
8.1. Thèses de doctorat.....	27
8.2. Travaux de recherches; Publications.....	30
9. Conclusion.....	33
..... Chapitre II: Conduite expérimentale.....	34
Partie 1. Essais de traction.....	35
1. Introduction.....	35
2. Choix des matériaux.....	36
3. Analyse Métallographique.....	36
3.1. Préparation des échantillons	36
3.2. Résultats de l'observation microscopique.....	34
4. Conduite des essais.....	37
4.1. Préparation des éprouvettes.....	37
4.2. Réalisation des essais.....	40
4.3. Résultats et discussion.....	41
4.3.1. Détermination des caractéristiques des matériaux	41
4.3.2. Caractéristiques mécaniques des deux matériaux	41
a) La limite élastique R_e	41
b) La résistance maximale R_m	42
c) Coefficient d'écrouissage (n).....	42
d) Coefficient de résistance (K).....	43
e) Coefficient d'anisotropie (r).....	43
4.3.3. Détermination des courbes contrainte-déformation.....	46
a) Courbes contrainte-déformation en fonction de la direction pour chaque vitesse.....	47

b) Courbes contrainte-déformation en fonction de la vitesse pour chaque direction.....	49
c) Influence de la vitesse pour chaque direction.....	51
5. Conclusion.....	53
Partie 2. Essais d'emboutissage.....	55
1. Introduction.....	55
2. Conduite expérimentale.....	55
2.1. Problématique.....	55
2.2. Description de l'opération.....	56
3. Résultats et discussion.....	57
3.1. Observation macroscopique.....	57
3.2. Analyse des modes de déformation.....	58
3.3. La Courbe Limite de Formage (CLF).....	59
4. Conclusion.....	62
.....	
..... Chapitre III: Modélisation analytique et numérique.....	64
1. Introduction.....	65
2. Modélisation de l'anisotropie et du comportement du matériau.....	65
2.1. L'anisotropie.....	65
2.2. Modélisation du comportement plastique du matériau.....	65
3. Simulation Numérique.....	67
3.1. Simulation de la traction	67
3.1.1. Conduite de la simulation.....	67
3.1.2. Résultats et discussion	67
3.2. Simulation de l'emboutissage	68
3.2.1. Conduite de la simulation.....	68
3.2.2. Résultats et discussion.....	69
4. Conclusion.....	74
.....	
..... Chapitre IV: Optimisation.....	76
1. Introduction.....	77
2. Optimisation expérimental du procédé d'emboutissage	77
2.1. Planification d'un plan factoriel complet pour 3 facteurs à 2 niveaux.....	77
2.2. Domaine d'étude.....	78
2.3. Détermination du plan d'expérience factoriel complet (PEFC).....	78
2.4. Modélisation mathématique.....	79
2.4.1. Calcul des coefficients du modèle.....	79
2.4.2. Calcul des moyens des réponses.....	80
2.5. Résultats et discussion.....	80
2.5.1. Détermination de la courbe limite de formage expérimentale.....	81
2.5.2. Détermination des modèles de régression.....	84
2.5.3. Détermination des effets des facteurs.....	85
3. Optimisation du procédé d'emboutissage par simulation.....	86
3.1. Méthode d'optimisation.....	86
3.2. Résultats et discussion.....	87

4. Optimisation de la simulation de l'opération d'emboutissage	89
4.1. Optimisation en fonction des paramètres de simulation.....	89
4.2. Optimisation de l'outillage.....	91
4.2.1. Conduite de l'optimisation.....	92
4.2.2. Résultats et discussion.....	92
5. Conclusion	96
Conclusion et perspectives	98
Références bibliographiques	101
Annexe	107

Liste des figures

Chapitre I: Étude Bibliographique	4
Fig.1.1: Directions de découpe des éprouvettes 0°, 90° et 45°	6
Fig.1.2: Modes de fabrication des tôles pour l'emboutissage des éléments de carrosserie	7
Fig.1.3: Différents types de grilles	8
Fig.1.4: Différents modes de déformation en emboutissage	9
Fig.1.5: Modes de déformation et courbe limite de formage	10
Fig.1.6: Illustration de certains défauts en emboutissage	10
Fig.1.7: a) Courbe de contrainte nominale-déformation nominale b) Courbe de contrainte vraie-déformation vraie	12
Fig.1.8: Représentation géométrique dans l'espace de la trace du critère de Tresca	14
Fig.1.9: Représentation géométrique dans l'espace de la trace du critère de Von Mises	14
Fig.1.10: Représentation géométrique dans l'espace de la trace du critère de Drucker	15
Fig.1.11: Surface de plasticité sollicitée en contraintes planes du critère de Budiansky	16
Fig.1.12: Les directions de contraintes principales	17
Fig.1.13: Représentation polaire	17
Fig.1.14: La courbe limite de formage	19
Fig.1.15: Epreuve pour traction biaxiale	19
Fig.1.16: Emboutissage à l'aide d'un poinçon à fond plat	20
Fig.1.17: Emboutissage à l'aide d'un poinçon creux et d'une pièce intermédiaire (contre flan)	20
Fig.1.18: a) Epreuves rectangulaires de largeurs différentes. b) Contre flan a des largeurs différentes avec un trou au centre	21
Fig.1.19: Emboutissage à l'aide d'un poinçon hémisphérique	21
Fig.1.20: Exemples de types des réseaux	22
Fig.1.21: Motif aléatoire réalisé sur une éprouvette	22
Fig.1.22: a) Cercles contigus V_1, W, V_r dans la direction de la déformation maximum ϵ_1 b) Graphiques e_{1w} en fonction des valeurs de e_{1v}	23
Fig.1.23: La définition de la déformation limite (Méthode de Bragard)	23
Fig.1.24: La définition de la déformation limite (Méthode de Hecker)	24
Fig.1.25: La boîte noire du processus	25
Fig.1.26: Représentation d'un domaine d'étude bidimensionnel ($k=2$)	26
Chapitre II: Conduite Expérimentale	34
Fig.2.1: Les échantillons après enrobage, polissage et attaque chimique de surface	36
Fig.2.2: Micrographie microscopique des échantillons	37
Fig.2.3: Machine des essais	37
Fig.2.4: Géométrie de l'éprouvette des essais de traction	38
Fig.2.5: Préparation des éprouvettes	38
Fig.2.6: Cisaille Guillotine HACO TS306	39
Fig.2.7: Fraiseuse verticale	39
Fig.2.8: Surfaçage des bords	39
Fig.2.9: Usinage de l'éprouvette	39
Fig.2.10: Codification des éprouvettes	39

Fig.2.11: Les trois zones de mesure.....	40
Fig.2.12: Eprouvettes [A0°,3] avec (V= 50 mm/min).....	40
Fig.2.13: Eprouvette [B45°,5] avec (V= 100 mm/min).....	40
Fig.2.14: La limite élastique Re en fonction de la vitesse de traction suivant les trois directions.....	41
Fig.2.15: La résistance maximale Rm en fonction de la vitesse de traction suivant les trois directions.....	42
Fig.2.16: Le coefficient d'écrouissage n en fonction de la vitesse de traction suivant les trois directions.....	42
Fig.2.17: Le coefficient de résistance K en fonction de vitesse de traction suivant les trois directions.....	43
Fig.2.18: Le coefficient d'anisotropie r en fonction de la vitesse de traction suivant les trois directions.....	45
Fig.2.19: Courbe conventionnelle de traction suivant trois directions (v= 100 mm/min)..	46
Fig.2.20: Etat des éprouvettes après l'essai.....	47
Fig.2.21: Courbes rationnelles de traction suivant les trois directions (v= 50 mm/min)....	47
Fig.2.22: Etat des éprouvettes après l'essai.....	48
Fig.2.23: Courbes rationnelle de traction suivant les trois directions (v= 100 mm/min)...	48
Fig.2.24: Etat des éprouvettes après l'essai.....	49
Fig.2.25 : Courbes rationnelles de traction suivant les trois directions (v= 150 mm/min)	49
Fig. 2.26: Courbes rationnelles de traction en fonction des trois vitesses suivant la direction 0°	50
Fig.2.27: Courbes rationnelles de traction en fonction des trois vitesses suivant la direction 45°	50
Fig.2.28: Courbes rationnelles de traction en fonction des trois vitesses suivant la direction 90°	51
Fig.2.29: Comparaison des courbes rationnelles de traction en fonction de la vitesse 50 mm/min pour chaque direction.....	52
Fig.2.30: Comparaison des courbes rationnelles de traction en fonction de la vitesse 100 mm/min pour chaque direction.....	52
Fig.2.31: Comparaison des courbes rationnelles de traction en fonction de la vitesse 150 mm/min pour chaque direction.....	53
Fig.2.32: Problèmes d'instabilité plastique	55
Fig.2.33: Machine d'emboutissage (Presse hydraulique).....	56
Fig.2.34: Présentation de la grille tracée sur le flan.....	57
Fig.2.35: Localisation des zones à rupture sur l'embouti.....	57
Fig.2.36: Etat d'une brouette après variation du paramètre PSF.....	58
Fig.2.37: Illustration schématique des modes de déformation.....	58
Fig.2.38: Représentation des déformations.....	59
Fig.2.39: Mesure des dimensions a et b d'un carré après déformation.....	60
Fig.2.40: Méthode de mesure des déformations majeure et mineure ϵ_1 et ϵ_2	60
Fig.2.41: Mesure de la déformation plastique d'un carré situé au coin (2c).....	61
Fig.2.42: Courbe limite de formage expérimentale (CLF).....	62
.....Chapitre III: Modélisation Analytique et numérique.....	64
Fig.3.1: Représentation de la simulation de la traction uniaxiale.....	67
Fig.3.2: Représentation (Expérimentale-Simulation) des éprouvettes de traction après les essais.....	67
Fig.3.3: Courbes rationnelles de traction.....	68

Fig.3.4: Représentation de l'assemblage et du maillage Outils-Flan (Abaqus/CAE).....	69
Fig.3.5: Présentation des phases du modèle de simulation numérique.....	69
Fig.3.6: Le modèle de simulation du procédé en fin de l'opération.....	70
Fig.3.7: Répartition des contraintes en fin de l'opération.....	70
Fig.3.8: Répartition des déformations en fin de l'opération.....	71
Fig.3.9: Représentation du flan en position initiale	71
Fig.3.10: Positionnement de la matrice et l'application de la pression PSF.....	71
Fig.3.11: Début d'enfoncement du poinçon avec l'apparition des coins.....	72
Fig.3.12: Enfoncement du poinçon avec l'apparition du fond.....	72
Fig.3.13: Enfoncement du poinçon avec l'apparition de la jupe.....	72
Fig.3.14: Forme finale de l'embouti.....	72
Fig.3.15: Localisation de l'amorce de la rupture entre expérimental et simulation.....	73
Fig.3.16: Série des nœuds située sur la ligne du contact coins du poinçon-fond de l'embouti.....	73
Fig.3.17: Variation des contraintes au contact coins du poinçon-fond de l'embouti.....	73
Fig.3.18: Variation des déformations au contact coins du poinçon-fond de l'embouti....	74

..... **Chapitre IV: Optimisation** **76**

Fig.4.1: Grille carrée tracée sur un flan DC04.....	78
Fig.4.2: Domaine d'étude.....	78
Fig.4.3: Présentation des emboutis et représentation des courbes CLF.....	84
Fig.4.4: Graphs des effets des paramètre d'entrée sur la défoemation majeure.....	85
Fig.4.5: Graphs des effets des paramètre d'entrée sur la déformation mineure.....	86
Fig.4.6: Déformation en fonction de FSF.....	87
Fig.4.7: Déformation en fonction de f.....	87
Fig.4.8: Déformation en fonction de V	88
Fig.4.9: Déformation en fonction de Rm.....	88
Fig.4.10: Histogramme du classement des paramètres étudiés.....	89
Fig.4.11: Représentation comparative entre l'expérimental et la simulation numérique... ..	89
Fig.4.12: Chemin des nœuds concernés par l'analyse.....	90
Fig.4.13: Courbe limite de formage comparative Expérimental-Simulation numérique... ..	90
Fig.4.14: Les emboutis qui sont obtenus par les conditions des essais 1 et 7.....	92
Fig.4.15: Paramètres géométriques à optimiser.....	92
Fig.4.16: Les courbes CLF comparatives de différentes conceptions en fonction de d et h.....	93
Fig.4.17: Présentation comparative d'une instabilité plastique causé par le jonc de retenu	94
Fig.4.18: Comparaison; Expérimental-Simulation numérique.....	94
Fig. 4.19: Rupture due au grippage.....	94
Fig.4.20: "Rabotage" par un défaut d'outil.....	94
Fig.4.21: Comparaison des courbes CLF Expérimental-Simulation.....	95
Fig.4.22: Etat de surface du poinçon et différence du jeu de dégagement Poinçon/serre-flan.....	96

..... **Annexe** **105**

Fig.1: Traçage des éprouvettes à découper sur la tôle.....	108
Fig.2: Déroulement de découpage des éprouvettes.....	108
Fig.3: Fraiseuse verticale pour l'usinage des éprouvettes	109
Fig.4: Déroulement de l'usinage des éprouvettes.....	109
Fig.5: Vérification de la longueur et de la largeur de l'éprouvette.....	109

Fig.6: Vérification des dimensions de la partie utile de l'éprouvette.....	109
Fig.7: Les trois zones de mesure.....	110
Fig.8: Codification et classement des éprouvettes.....	110

Liste des tableaux

..... Chapitre I: Étude bibliographique	4
Tableau 1.1: Lois d'écrouissage usuelles.....	18
Tableau 1.2: Plan d'expériences complet pour 2 facteurs à 2 niveaux 2^2	27
..... Chapitre II: Conduite expérimentale	34
Tableau 2.1: Caractéristiques mécaniques et compositions chimiques des 2 matériaux.....	36
Tableau 2.2: Planification des essais de la traction uniaxiale.....	40
Tableau 2.3: Caractéristiques mécaniques des matériaux DD14 et DC04.....	41
Tableau 2.4: Les valeurs calculées du coefficient d'anisotropie r pour les deux matériaux en fonction des différentes vitesses de traction.....	44
Tableau 2.5: Les valeurs calculées du coefficient d'anisotropie normale et de l'anisotropie moyenne.....	45
Tableau 2.6: Les valeurs maximales du coefficient d'anisotropie r	45
Tableau 2.7: Points maximums à chaque mode de déformations pour tracer la CLF.....	61
..... Chapitre III: Modélisation analytique et numérique	64
Tableau 3.1: Paramètres anisotropes de Hill 48 et rapports de la limite d'élasticité anisotropes.....	67
..... Chapitre IV: Optimisation	76
Tableau 4.1: Plan expérimental factoriel complet avec 3 facteurs à 2 niveaux 2^3	79
Tableau 4.2: Les réponses obtenues par un plan factoriel complet, $\epsilon_{\text{majeur}[\text{Max}]}$ et $\epsilon_{\text{mineur}[\text{Max}]}$	81
Tableau 4.3: Les coefficients du modèle de régression "Déformation majeure".....	84
Tableau 4.4: Les coefficients du modèle de régression "Déformation mineure".....	85
Tableau 4.5: Les moyennes des réponses aux niveaux bas et haut de chaque paramètre....	85
Tableau 4.6: Niveaux des paramètres choisis pour la réalisation des essais.....	87
Tableau 4.7: Modèles mathématiques et coefficient de détermination.....	88
Tableau 4.8: Les essais qui montrent des instabilités plastiques.....	91
Tableau 4.9: Plan des essais.....	92
..... Annexe	107
Tableau 1: Plan des essais "DD14".....	111
Tableau 2: Plan des essais "DC04".....	111
Tableau 3: Abréviations.....	111

Liste des abréviations

CLF	Courbe Limite de Formage
FLD	Forming Limit Diagram
FSF	Force du Serre Flan
PSF	Pression du Serre Flan
PM	Pression de la Matrice
RD	Rapport d'emboutissage ou (DR; Drawing Ratio)
DL	Direction de laminage ou (RD; Rolling Direction)
SBT	Shot Blasting Texture
EDT	Electro Discharge Texture
EBT	Electron Bombardment Texture
PEFC	Plan Expérimental Factoriel Complet

Nomenclature

D	Diamètre initial du flan
D	Diamètre final de la pièce emboutie
R	Coefficient d'anisotropie
ε_1	Déformation dans la direction de la longueur d'une éprouvette
ε_2	Déformation dans la direction de la largeur d'une éprouvette
ε_3	Déformation dans la direction de l'épaisseur d'une éprouvette
r_{moy}	Coefficient d'anisotropie moyen
r_{0°	Coefficient d'anisotropie suivant la direction de laminage
r_{45°	Coefficient d'anisotropie suivant la direction 45° par rapport au sens de laminage
r_{90°	Coefficient d'anisotropie suivant la direction 90° par rapport au sens de laminage
Δr	Anisotropie plane
Ra	Rugosité moyenne arithmétique
ΔL	Variation de la longueur
L_0	Longueur initial (Avant déformation)
L	Longueur final (Après déformation)
F	Force appliquée sur l'éprouvette pour provoquer la déformation
S_0	Section initial (Avant déformation)
S	Section évoluée au cours de l'essai de traction
ε_n	Déformation nominale
σ_n	Contrainte nominale
Re	Limite d'élasticité
Rp _{0.2}	Limite d'élasticité conventionnelle
Rm	Résistance à la traction (Résistance maximale)
ε_v, σ_v	Déformation vraie, Contrainte vraie
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Contrainte normale dans les directions 1,2 et 3 (Contraintes principales)
$\sigma_{xx}, \sigma_{yy}, \sigma_{zz}$	Contraintes normales dans les directions x,y et z
$\sigma_{xy}, \sigma_{yz}, \sigma_{xz}$	Contraintes de cisaillement dans le plan
I_1, I_2, I_3	Invariants du tenseur de contrainte σ
S	Déviateur du tenseur des contraintes
J_1, J_2, J_3	Invariants du déviateur du tenseur des contraintes S

"تحسين خصائص معدن معد للختم بالطرائق التجريبية والمحاكاة الرقمية"

الملخص:

تعتبر الخصائص الهندسية والميكانيكية للمواد المعيار الأساسي لنجاح عمليات التشكيل. لذلك من الضروري تحديد الخصائص الأكثر تناسبا مع شروط تشوه هذه المواد، من أجل تجنب الظواهر التي قد تظهر على المنتج النهائي أثناء عملية التشكيل، و منه الارتداد البلاستيكي، الانقباض، والتمزق، والتجاعيد. تعتمد هذه العمليات التي يصعب إتقانها، على معايير عديدة مرتبطة بالشكل الهندسي، طبيعة المواد و شروط العمل.

تستند هذه الدراسة على حالات مشكل التشوه البلاستيكي الذي يحدث على قطع الختم يتم إنتاجها في شركتين تطبقان الختم شركتي Ferrovial-Annaba و GEMELEC-Tébessa و هذا، على مستوى ورشات الختم لديهما. الهدف من هذا العمل أولاً هو تحديد المادة التي تتوافق بشكل أفضل مع شروط قابلية التشكيل لبعض الأختام المنتجة في الشركتين، و كفاءة هذه الخصائص على إعطاء شكل المنتج المطلوب دون عيب وبدون عدم استقرار للسلوك البلاستيكي للمادة. تم إخضاع المواد المختارة، والتي تم الحصول على الصفائح المعدنية لأحدها عن طريق التصفيح الساخن وتم الحصول على الصفائح المعدنية للأخرى عن طريق التصفيح البارد، لاختبارات معدنية وميكانيكية لاستنتاج خصائص المادة ودراسة السلوك البلاستيكي المرن أثناء هذه الاختبارات. لأجل هذا، تم اقتراح اختبارات الشد و التي سمحت بتحديد الخصائص الأساسية لهذه المواد. وفي مرحلة ثانية، تم إجراء اختبارات ختم في ورشة التشكيل لواحده من الشركتين والتي أدت إلى تحديد منحنيات حد التشكيل، وبالتالي حدود تشوه المادة. وفي الأخير تم تقديم نهج تحليلي للانقباض، بناءً على نموذج للدونة لمعيار Hill 84 تمت إضافته للدراسة.

إضافة إلى ذلك، سلسلة من المحاكاة العددية للعملية تم إجراؤها بهدف دراسة عددية للسلوك البلاستيكي للمادة و بالتالي التنبؤ بالظواهر المحتمل ظهورها أثناء عملية التشكيل. سمح استخدام برنامج Abaqus، وهو رمز حساب بالعناصر المنتهية، بتصوير عملية التشوه وسلوك المادة عند أي نقطة من بنية الهيكل أثناء الختم. فكانت النتائج الرئيسية تتمثل في توزيع التشوهات و الانقباضات، تحديد المناطق الأكثر عرضة للترقق المحلي، وبالتالي المناطق المعرضة لخطر الانقباض و التمزق، تعدد من النتائج الأساسية. تم اقتراح سيناريوهات مختلفة لنموذج المحكات المتحصل عليه من خلال تغيير بعض مستويات معايير عملية الختم، مما يسمح باستنتاج نموذج مثالي يتوافق مع أختام الشركة. و أخيراً تم تسليط الضوء على فهم درجة تأثير كل من هذه العوامل أثناء عملية الختم بهدف تحسين العملية و تحسين قابلية تشكيل المادة بدلالة الخصائص الهندسية ومعايير قابلية الختم للمادة.

كلمات مفتاحية: الختم، تحسين، التشوه البلاستيكي، الانقباض، التمزق، المحاكاة الرقمية، منحني حد التشكيل.

« Optimisation des caractéristiques d'un matériau destiné à l'emboutissage par procédés expérimentaux et par simulation numérique »

Résumé :

Les caractéristiques géométriques et mécaniques des matériaux sont le critère premier de la réussite des opérations des procédés de mise en forme. Il est donc nécessaire de déterminer les caractéristiques les plus adaptées aux conditions de déformation de ces matériaux, afin de nous épargner les phénomènes qui puissent apparaître sur le produit fini au cours de l'opération de mise en forme, tel que le retour élastique, la striction, la rupture ou le plissement. Ces procédés, difficiles à maîtriser dépendent de nombreux critères liés à la géométrie, à la nature des matériaux et aux conditions de travail.

La présente étude est basée sur des cas de problèmes d'instabilité plastique survenus sur des emboutis produits dans deux entreprises qui pratiquent l'emboutissage : Ferroviaal-Annaba et GEMELEC-Tébessa, et ce, au niveau de leurs ateliers d'emboutissage. L'objet de ce travail est donc de déterminer dans un premier temps le matériau qui correspond le mieux aux conditions de formabilité de certains emboutis produits dans les deux entreprises, et l'aptitude de ces caractéristiques à donner la forme du produit désiré sans défaut et sans instabilité. Les matériaux choisis, dont la tôle de l'un est obtenue par laminage à chaud et la tôle de l'autre est obtenue par laminage à froid, seront ensuite soumis à des épreuves d'essais métallurgiques et mécaniques en vue de la caractérisation de ces matériaux et l'étude du comportement élastoplastique au cours de ces essais. Pour cela, des essais de traction, ont été proposés et ont permis la détermination des caractéristiques fondamentales de ces matériaux. Dans un second temps, des essais d'emboutissage ont été effectués à l'atelier de mise en forme de l'une des 2 entreprises et ont conduit à la détermination des courbes limites de formage, et par conséquent les limites de la déformation du matériau. Une approche analytique de la striction localisée, basée sur le modèle de plasticité de Hill 84 a été apportée à l'étude.

Par ailleurs, une série de simulation numérique du procédé a été entreprise en vue de l'étude numérique du comportement plastique du matériau et par conséquent la prédiction des phénomènes susceptibles d'apparaître au cours d'une opération de mise en forme. L'utilisation du logiciel Abaqus, code de calcul en éléments finis, a permis, la visualisation du processus de la déformation et le comportement du matériau en tout point de la structure au cours de l'emboutissage. La distribution des déformations et des contraintes, la localisation des zones à fort amincissement local et donc les zones à risque de striction et de rupture en sont les principaux résultats. Différents scénarios du modèle ont été proposés en faisant varier les niveaux de certains paramètres du processus d'emboutissage, ont permis de déduire un modèle optimal adapté aux emboutis de l'entreprise. La compréhension du degré d'influence de chacun de ces paramètres au cours du procédé a été mise en évidence en vue de l'optimisation du procédé et l'optimisation de la formabilité du matériau en fonction des caractéristiques, de la géométrie, et des paramètres d'emboutissabilité du matériau.

Mots clés : Emboutissage, optimisation, déformation plastique, striction, rupture, simulation numérique, courbe limite de formage.

« Optimization of the characteristics of a material intended for deep drawing by experimental processes and by numerical simulation »

Abstract:

The geometrical and mechanical characteristics of the materials are the primary criterion for the success of forming process operations. It is therefore necessary to determine the most appropriate characteristics for the deformation conditions of these materials, in order to spare us the phenomena which may appear on the finished product during the shaping operation, such as springback, necking, breaking or wrinkling. These processes, which are difficult to control, depend on numerous criteria linked to the geometry, the nature of the materials and the working conditions.

This study is based on cases of plastic instability problems occurring on stampings produced in two companies that practice deep drawing, Ferrovia-Annaba and GEMELEC-Tébessa at their stamping workshops. The object of our work is, first, to determine the material which best corresponds to the formability conditions of some stampings produced in the two companies, and the ability of these characteristics to give the shape of the desired product without defect and without instability. Then, the 2 chosen materials, which the sheet metal of one is obtained by hot rolling and the sheet metal of the other is obtained by cold rolling, will be subjected to metallurgical and mechanical tests for the characterization of the materials and the study of the elastoplastic behavior during these tests. Thus, tensile tests have been proposed and have allowed the determination of the fundamental material characteristics. In a second time, deep drawing tests were carried out in one of the company's forming workshop and led to the determination of the forming limit curves, and consequently the limits of the material deformation. An analytical approach of localized necking, based on the plasticity model of Hill 84 was brought to the study.

Otherwise, series of numerical simulation of the process was undertaken with a view to the numerical study of the plastic behavior of the material and consequently the prediction of the phenomena likely to appear during a shaping operation. The use of Abaqus software, a finite element calculation code, allowed the visualization of the deformation process and the behavior of the material at any point of the structure during stamping. The distribution of strains and stresses, the location of areas with strong local thinning and therefore areas of risk of necking and rupture are the main results. Different scenarios of the model were proposed by varying the levels of some parameters of the deep drawing process, making it possible to deduce an optimal model adapted to the deep drawing of the company. The understanding of the influence degree of each of these parameters during the process has been highlighted with a view to optimizing the process and optimizing the formability of the material according to the characteristics, geometry, and parameters drawability of the material.

Key words : Deep drawing, optimization, plastic strain, nicking, rupture, numerical simulation, forming limit curve.

INTRODUCTION

Introduction

Les caractéristiques métallurgiques et mécaniques des pièces comptent pour beaucoup dans la réussite ou l'échec des opérations de mise en forme. Il convient donc de choisir le matériau à emboutir en fonction des caractéristiques qui correspondent à la déformation de la tôle donnant la forme désirée de la pièce et qui répondent au mieux aux conditions d'utilisation de ces pièces. Chaque type de procédé de mise en forme lui correspond un type de matériau adéquat, comme de la même manière, les caractéristiques d'un matériau peuvent convenir ou pas à un procédé. Ainsi, le trio Produit – Matériau – Procédé sont donc liés ensemble, et que le choix de l'un est conditionné par le choix de l'autre. Le principe d'un procédé de mise en forme, est basé sur la déformation plastique du matériau, appliqué à la tôle laminée soit à chaud ou à froid et permettant d'obtenir la forme souhaitée sans instabilité plastique, Ainsi, l'aptitude du matériau à se déformer afin de nous fournir la forme désirée du produit sans défaut, est le but recherché de ce travail.

Le principal avantage du procédé d'emboutissage est sa productivité élevée, surtout dans l'industrie automobile, où diverses pièces de complexité diverses sont produites rapidement, souvent en très gros volume. Cependant, ces procédés, difficiles à maîtriser dépendent de nombreux critères liés à la géométrie, à la nature des matériaux et aux conditions de travail. Ces procédés d'emboutissage reposent souvent sur l'expérience, dont des essais sont souvent nécessaires pour déterminer une combinaison adéquate des paramètres du processus afin de réussir l'opération d'emboutissage. Cependant, comme les délais de conception sont plus longs et la conception des outils est très coûteuse, l'empirisme ne suffit plus aujourd'hui pour optimiser le processus de production, et pour plus de précision des résultats, on recourt souvent à d'autres moyens. Si, auparavant on pouvait se contenter d'essais mécaniques élémentaires, aujourd'hui le progrès du calcul numérique, grâce aux ordinateurs, permet d'obtenir de meilleurs résultats. Le développement des méthodes numériques aujourd'hui, a favorisé l'utilisation de logiciels industriels permettant la simulation des essais expérimentaux, pouvant se substituer entièrement ou en partie à l'expérimentation coûteuse. Elles nous épargnent la mise au point de prototypes, et nous permettent une prise de décision facile, d'où un gain de temps et de coût. La simulation numérique dans les procédés de mise en forme, est un sujet largement sollicité pour ses applications industrielles. Elle nous permet de modéliser le comportement du matériau au contact de l'outil, en prenant en compte les paramètres spécifiques de la matière ainsi que différents paramètres du processus de fabrication. La simulation nous permet une représentation virtuelle du procédé, et du comportement du matériau au cours du processus ainsi qu'une variété de résultats que les méthodes empiriques ne permettent pas.

La présente étude est basée sur l'étude de certaines instabilités plastiques des tôles en acier doux au cours du procédé d'emboutissage. Des cas de striction, et de rupture des emboutis ont été enregistrés sur des pièces produites au niveau des ateliers d'emboutissage de deux entreprises, qui sont Ferroviail-Annaba et GEMELEC-Tébessa. En un premier lieu, et en vue de la caractérisation du matériau, des essais expérimentaux sont nécessaires. Pour cela, des essais de traction, ont été proposés et ont permis la détermination des caractéristiques fondamentales des matériaux étudiés. Dans un second temps, des essais d'emboutissage ont été effectués à l'atelier de mise en forme de l'entreprise GEMELEC et ont conduit à la détermination des courbes limites de formage du matériau. Une approche analytique de la striction localisée, basée sur le modèle de plasticité de Hill 84 a été apportée à l'étude. Sur un autre volet, et grâce à l'utilisation

du logiciel Abaqus, code de calcul en éléments finis, des travaux de simulation numérique du procédé d'emboutissage ont été réalisés et ont permis l'approfondissement de l'étude. C'est ainsi, que la visualisation du processus de déformation et le comportement du matériau en tout point de la structure au cours de l'emboutissage ont été virtuellement observés. De même, la distribution des déformations et des contraintes, la localisation des zones à fort amincissement local dont les zones à risque de striction et de rupture ont été retrouvés. Différents scénarios du modèle de la simulation ont été proposés et ont permis de déduire un modèle optimal adapté aux emboutis de l'entreprise.

Organisation des chapitres

Avant d'aborder le sujet, une étude bibliographique est entreprise en 1^{er} lieu. Ainsi, le chapitre 1, est consacré à la revue des différents travaux en relation avec le sujet, la description du processus d'emboutissage, les méthodes de la caractérisation des matériaux, les méthodes de la détermination des courbes limites de formage, et la modélisation du comportement plastique du matériau. Le chapitre 2, est consacré à une description des essais expérimentaux de traction et des essais d'emboutissage réalisés, et qui ont permis la caractérisation des nos matériaux, et la présentation des courbes qui s'y rapportent. Le chapitre 3, est consacré à la modélisation numérique du comportement du matériau et à des applications de simulation sur le code de calcul par élément finis Abaqus/CAE dont les résultats ont permis de prédire éventuellement certaines instabilités qui pourraient se produire au cours de l'emboutissage. Le chapitre 4, se veut une contribution à l'optimisation expérimentale et numérique du processus d'emboutissage. Enfin, une conclusion et des perspectives sont venues clore cette étude.

CHAPITRE I

ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE

- L'emboutissage. Aspect technique.
- Caractérisation des matériaux par l'essai de traction.
- Modélisation du comportement plastique des matériaux.
- Courbes limites de formage.
- Simulation numérique du procédé d'emboutissage.
- Optimisation des procédés de mise en forme.

1. Introduction

L'étude bibliographique est une étape importante dans tout travail de thèse, afin d'explorer les travaux antérieurs réalisés dans le domaine et d'élaborer une synthèse en rapport avec l'objectif du travail. Conformément, ce chapitre a comporté une synthèse des recueils bibliographiques effectuée, sur la base d'articles, de thèses et de documents scientifiques jugés en rapport avec le travail. L'accent a été mis essentiellement sur les extraits traitant particulièrement de l'étude du comportement mécanique des matériaux au cours de l'emboutissage, des différents modes de déformation qui surgissent au cours du procédé, de l'analyse de certains phénomènes qui apparaissent sur le produit fini, et les méthodes de réalisation d'essais de caractérisation, et l'influence des différents paramètres du procédé d'emboutissage. En bref, la recherche bibliographique effectuée, s'est intéressée à quelques-unes de l'ensemble des études phénoménologiques empiriques et numériques. La simulation numérique à l'aide des codes de calcul par éléments finis a pris une part importante dans notre recherche bibliographique, ainsi la validation des résultats et l'optimisation du procédé.

2. L'emboutissage. Aspect technique

Cette étude vise en particulier à mettre en évidence l'anisotropie plastique, qui joue un rôle prépondérant dans le comportement en emboutissage. Le comportement des tôles métalliques lors de la mise en forme est dominé par le comportement plastique du matériau utilisé.

L'emboutissage est un procédé de mise en forme des métaux, par déformation plastique à froid ou à chaud permettant d'obtenir des pièces de géométries complexes. L'emboutissage de tôles concerne la mise en forme de feuilles minces de moins de 3 mm d'épaisseur, appelé "flan". Cette technique est largement utilisée dans la fabrication d'éléments de carrosserie automobile, appareils électroménagers, emballage, boîtes de boisson, conserves...etc.

Ce mode de formage nécessite des presses à emboutir de grande capacité avec un outillage dont la configuration détermine l'effet obtenu sur le flan. Ces presses se composent essentiellement de :

- Un poinçon qui donne la forme intérieure de la pièce, en déformant la tôle par enfoncement.
- Une matrice dont l'empreinte donne la forme extérieure de la pièce.
- Un serre flan dont le rôle est le serrage du flan contre la matrice pendant l'action du poinçon.

Il sert aussi à maintenir le bord du flan et limiter le glissement lors de l'opération d'emboutissage afin d'assurer un écoulement homogène du métal et éviter les risques de rupture et de plissement. Des joncs peuvent être utilisés afin de bloquer le glissement de la tôle [1].

2.1. Caractéristiques du procédé d'emboutissage

L'emboutissage représente la transformation de la tôle en un produit fini. Par emboutissage on peut obtenir des pièces de forme et dimensions différentes commençant par des plus simples de forme cylindrique et à celles de forme complexe asymétrique.

Le type de déformation dépend du mode d'action du système de retenue. Dans l'emboutissage par expansion, la tôle est bloquée entre la matrice et le serre-flan. Pour contrôler le glissement de la tôle une méthode couramment utilisée dans l'industrie est l'usage des joncs de retenue. Dans l'emboutissage profond la tôle glisse entre la matrice et le serre-flan.

2.1.1. Le rapport d'emboutissage

Dans la pratique, on cherche à ce que les pièces embouties de tôle soient obtenues par un nombre minimum d'opérations, et que le niveau de déformation du matériau soit le plus petit possible [2].

Le rapport d'emboutissage (Drawing ratio, DR) caractérise le niveau de déformation du matériau. Ce niveau de déformation en emboutissage profond des pièces de révolution s'exprime en fonction du diamètre initial du flan (d) et du diamètre final de la pièce emboutie (D). Ce rapport s'exprime par :

$$RD = \frac{d}{D} \quad (1.1)$$

Le rapport limite d'emboutissage dépend de plusieurs facteurs parmi lesquels: les propriétés mécaniques du matériau, la composition chimique, la forme et les dimensions de la pièce emboutie, les rayons de raccordement des éléments actifs, le jeu entre les éléments actifs, la vitesse des outils, ... etc.

2.1.2. L'anisotropie des matériaux

Le contour du flan initialement circulaire, devient irrégulier. Ce comportement est lié à l'anisotropie dans le plan de la tôle. Nous rappelons que le coefficient d'anisotropie r , est défini par la relation :

$$r = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \quad (1.2)$$

Où: ε_2 est la déformation dans la direction de la largeur d'une éprouvette à section rectangulaire et ε_3 , est la déformation dans la direction de l'épaisseur.

La détermination du coefficient d'anisotropie peut être obtenue à l'aide de l'essai de traction.

La valeur moyenne du coefficient d'anisotropie est définie par la relation:

$$r_{med} = \frac{r_{0^\circ} + r_{90^\circ} + 2r_{45^\circ}}{4} \quad (1.3)$$

Où r_{0° , r_{90° , et r_{45° sont les coefficients d'anisotropie déterminés par l'essai de traction sur des éprouvettes découpées suivant 0° , 90° et 45° par rapport à la direction de laminage (Fig.1.1).

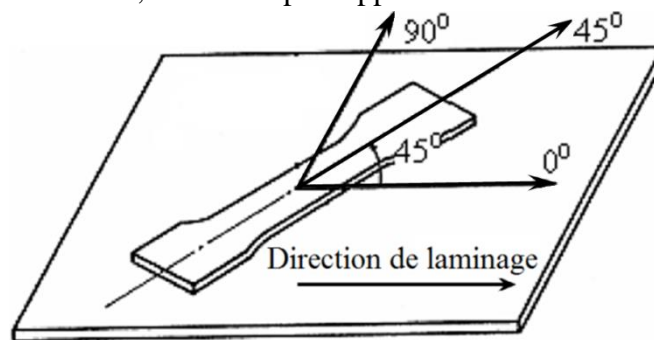


Fig.1.1: Directions de découpe des éprouvettes 0° , 90° et 45° .

Une grande valeur du coefficient d'anisotropie moyen montre que la tôle présente une résistance élevée à la diminution de l'épaisseur. Les pièces creuses pourront donc être embouties plus profondément si le matériau présente un r_{med} plus grand. Pour la majorité des tôles, il existe une variation des valeurs de r dans le plan de la tôle, par rapport à la direction de laminage, nommée anisotropie plane Δr . L'anisotropie plane est la différence entre la valeur moyenne de r à 0° et 90° et la valeur à 45° , et s'exprime par la relation:

$$\Delta r = \frac{r_{0^\circ} + r_{90^\circ} - 2r_{45^\circ}}{2} \quad (1.4)$$

2.1.3. Nature des matériaux pour emboutissage

Le schéma de fabrication des tôles d'acier destinées à former des éléments de carrosserie automobile par exemple, est représenté sur la figure 1.2.

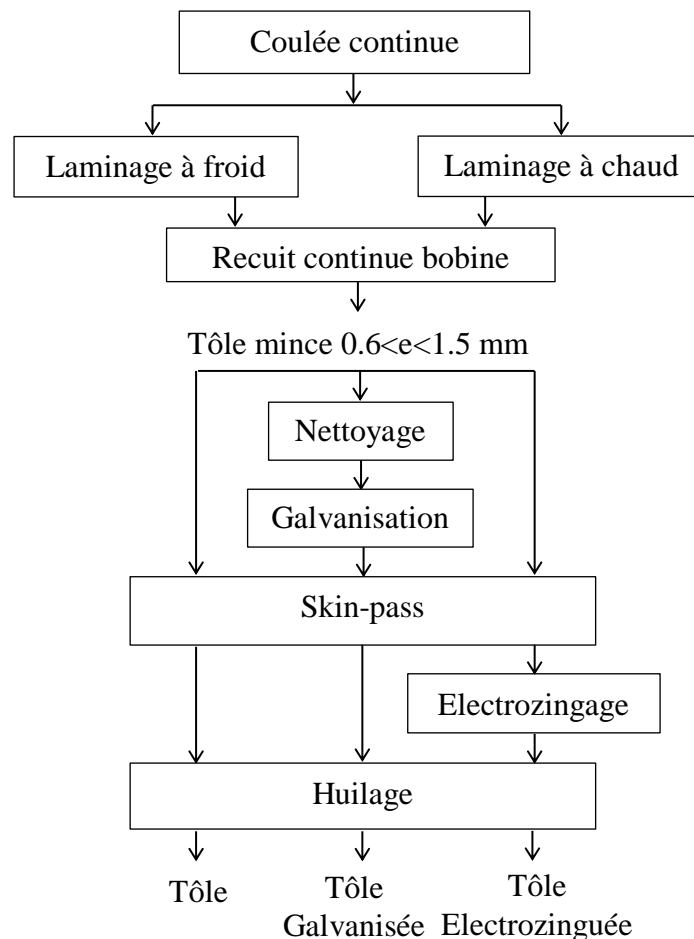


Fig.1.2: Modes de fabrication des tôles pour l'emboutissage des éléments de carrosserie.

Après le recuit, les tôles subissent une opération indispensable qui est le skin-pass: cette opération permet de conférer de meilleures caractéristiques mécaniques à la tôle, l'effacement du palier sur la courbe de traction, diminution des contraintes résiduelles, amélioration de sa planéité et de lui imprimer un type de rugosité. Les tôles sont le plus souvent revêtues pour une protection anticorrosion. Suivant le procédé choisi, le revêtement s'effectuera avant ou après skin-pass (électrolyse). Les tôles sont ensuite enduites d'une huile de protection temporaire destinée à protéger l'acier contre la corrosion durant le stockage ou lors du transport [3] [4].

2.1.4. Influence de la rugosité de la tôle et de l'outil

Afin d'améliorer l'emboutissabilité, les techniques de gravure de cylindres de skin-pass qui permettent un meilleur contrôle des morphologies et des valeurs de rugosité des tôles ont été développées. Les différents profils de rugosités sont obtenus par grenailage (SBT ou Shot Blasting Texture), électroérosion (EDT ou Electro Discharge Texture) ou par un faisceau laser (Lasertex) ou faisceau d'électrons (EBT ou Electron Bombardment Texture).

Une bonne morphologie des rugosités en plateaux et vallées favorise une lubrification efficace (piégeage de l'huile dans les rugosités, lubrification des plateaux dans le contact) et facilite également le piégeage des débris métalliques limitant ainsi le phénomène de grippage. Cependant, l'importance du rôle de la rugosité sur l'emboutissabilité a soulevé de nombreuses discussions, notamment dans le cas des tôles revêtues de zinc. Jusqu'à présent, les emboutisseurs sont demandeurs de R_a élevés afin de limiter essentiellement les risques de grippage (piégeage des débris dans les vallées).

La rugosité d'un outil pour emboutissage est dans la plupart des cas très faible par rapport à la rugosité de la tôle (inférieure à $0.8 \mu\text{m}$ contre $1.5 \mu\text{m}$ pour la tôle en termes de Ra). Cependant, la rugosité des outils va influencer l'apparition du grippage [3] [5].

2.1.5. Lubrification dans le processus d'emboutissage

Pour diminuer le frottement entre la pièce et les surfaces actives de la matrice, du serre-flan et du poinçon et pour les protéger contre le collage du matériau et les rayures, on utilise le graissage de ces surfaces. De la manière dont est réalisé le graissage des pièces et de la qualité du de la graisse utilisé dépend aussi la qualité du processus de déformation ainsi que la qualité et la précision des pièces obtenues par l'emboutissage. Le graissage des pièces à l'emboutissage présente les avantages suivants:

- Il diminue le coefficient de frottement entre la pièce et les parties actives des outils.
- Il améliore le processus de déformation du matériau.
- Il réduit l'amincissement excessif du matériau.
- Il améliore la qualité des pièces embouties [2].

2.2. Les modes de déformation en emboutissage

La mesure des déformations d'une manière précise dans le cas réel est très difficile et dans des cas compliqués, les mesures sont encore intenables. Il est indispensable alors, d'avoir recours premièrement à l'identification des modes de déformations locales, ce qui permet de gagner énormément de temps en identification et l'analyse des problèmes émanant du procédé d'emboutissage.

2.2.1. Mesure et évaluation des déformations

En emboutissage, pour déterminer l'ensemble des modes de déformations que peut subir la tôle au cours de l'emboutissage, la considération des déformations planes peut nous déduire les déformations suivant la 3eme dimension. Pour suivre l'évolution de ces déformations en temps, une technique de marquage est utilisée. C'est un marquage sous forme d'ensembles de figures de dimensions homogènes imprimées sur le flan avant de l'emboutir (Fig.1.3).

Le marquage le plus connu et le plus utilisé est le marquage à l'aide de grilles. La grille de cercles est souvent utilisée. D'autres géométries autres que le cercle peuvent être utilisées comme par exemple des carrés mais ils se prêtent moins bien à l'examen des déformations.

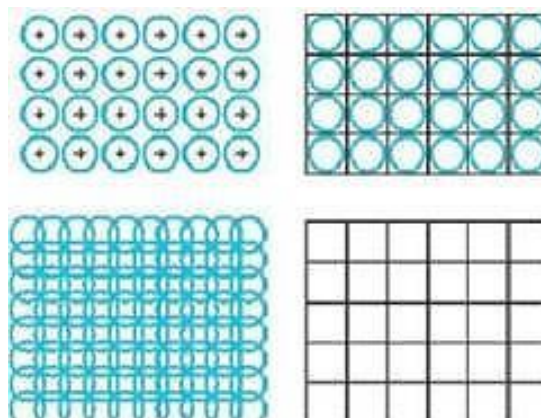


Fig.1.3: Différents types de grilles.

Soit D_0 le diamètre initial du cercle et D_1 et D_2 les longueurs, respectivement du grand et du petit axe de l'ellipse après déformation. Les mesures des déformations dites conventionnelles sont $\varepsilon_1 = (D_1 - D_0)/D_0$ nommée déformation principale et $\varepsilon_2 = (D_2 - D_0)/D_0$ appelée déformation secondaire. Mais les déformations les plus utilisées et préférées en raison de leurs avantages sont les déformations rationnelles ou dites logarithmiques tels que $\varepsilon_{1v} = \ln(D_1/D_0)$ et $\varepsilon_{2v} = \ln(D_2/D_0)$ et la mesure de ces déformations s'effectue à l'aide d'images traitées numériquement par des logiciels adéquats pour plus de précision [1].

2.2.2. Description des modes de déformation

Le procédé d'emboutissage engendre un état de déformations complexes, dû à l'écroutissage intense et aux contraintes de traction et de compression. La figure 1.4 représente les différents modes de déformation subi par la tôle et classés comme suit :

- L'expansion biaxiale : Les deux déformations, ε_1 et ε_2 sont positives. Cela correspond à ce qui se passe au nez du poinçon au début du formage. Ce mode de déformation est d'autant plus important que le métal soit bloqué sous le serre-flan [6].
- La traction plane : C'est le cas quand la déformation secondaire est nulle $\varepsilon_2=0$ et la déformation principale est positive alors $\varepsilon_1 = -\varepsilon_3$ ce qui entraîne un amincissement.
- Traction uniaxiale : On parle de traction uniaxiale quand l'allongement ε_1 de l'éprouvette dans la direction de la charge est égal à la réduction de la section équivalente $\varepsilon_1 = -(\varepsilon_2 + \varepsilon_3)$ et dans le cas du matériau isotrope $\varepsilon_1 = -2\varepsilon_2$
- Le cisaillement plan : Le cisaillement n'est pas vraiment considéré comme un mode de déformation mais juste un cas particulier du rétreint. C'est le cas tout simplement du carré ou rectangle déformé en losange. Dans ce cas $\varepsilon_1 = -\varepsilon_2$ [1].
- Le rétreint : ce type de chargement est observé dans les zones de l'embouti subissant un avalement, il s'accompagne d'un épaissement de la tôle [6].

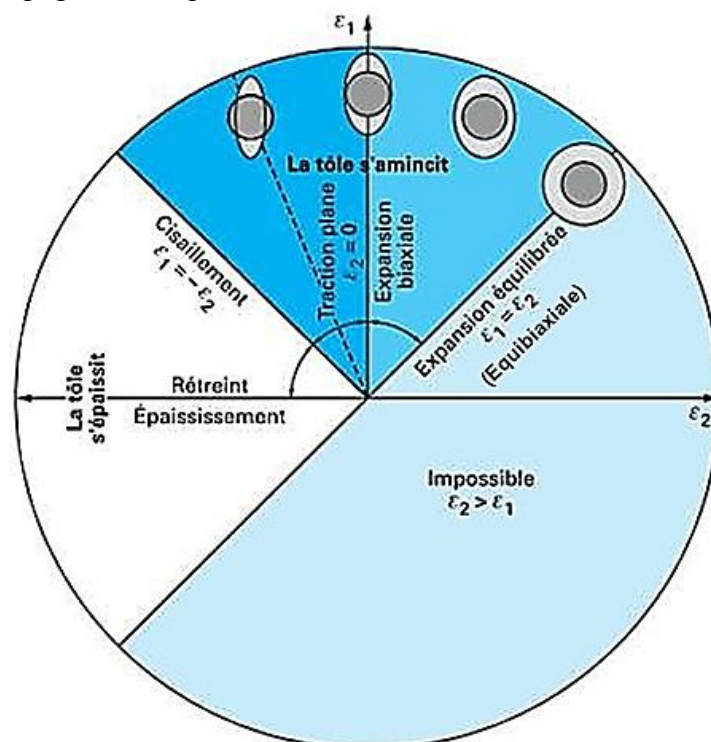


Fig.1.4: Différents modes de déformation en emboutissage [7].

2.3. Détermination des courbes limites de formage (CLF)

Les courbes limites de formage sont des courbes qui nous permettent de caractériser l'aptitude et le comportement des tôles en mise en forme. Le tracé de ces courbes se fait dans le repère des directions principales de déformations (ϵ_2, ϵ_1). ϵ_1 étant par convention la plus grande déformation en valeur algébrique appelée déformation maximale ou majeure, elle détermine alors la direction principale de déformation en ordonnée et ϵ_2 la déformation minimale ou mineure déterminant la direction principale de déformation en abscisse. La courbe CLF faciliter l'identification des déformations maximales que la tôle peut supporter avant l'apparition d'une striction localisée ou une rupture brutale, selon la nuance du matériau (Fig.1.5).

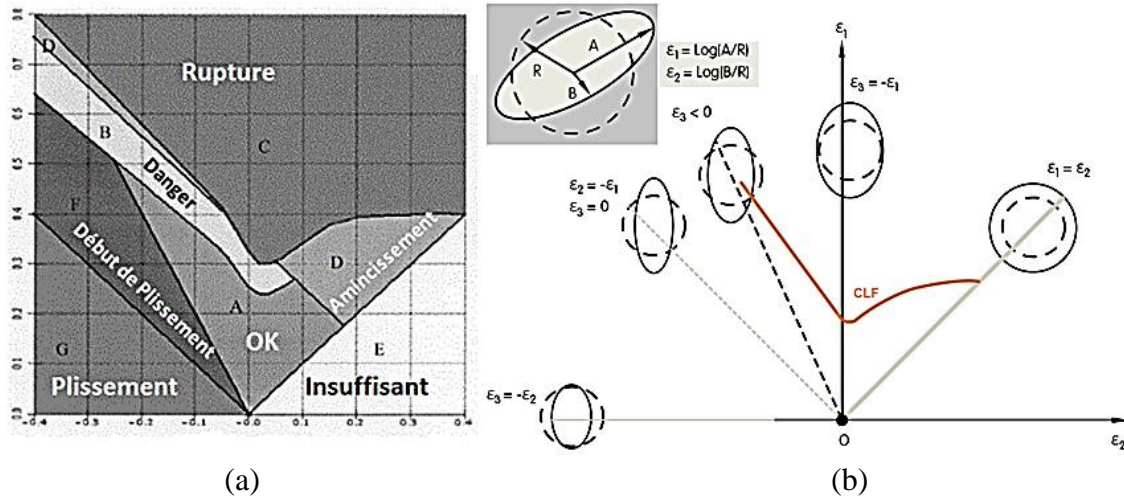


Fig.1.5: Modes de déformation et courbe limite de formage [1].

Les CLF dépendent des conditions de leur détermination. Elles sont fonction principalement de :

- L'épaisseur de la tôle.
- Le matériel utilisé pour réaliser les essais.
- Les moyens utilisés pour mesurer les déformations.
- La méthode choisie à la détermination de la limite de déformation.

Après, il est indispensable de réaliser des essais qui permettent d'avoir les différents modes de déformations et pouvoir mesurer les déformations afin de représenter chaque essai dans le diagramme limite de formage (ϵ_2, ϵ_1).

2.4. Les aléas du formage

Au cours de la mise en forme, différents phénomènes peuvent paraître tels que les phénomènes ci-dessous (Fig.1.6):

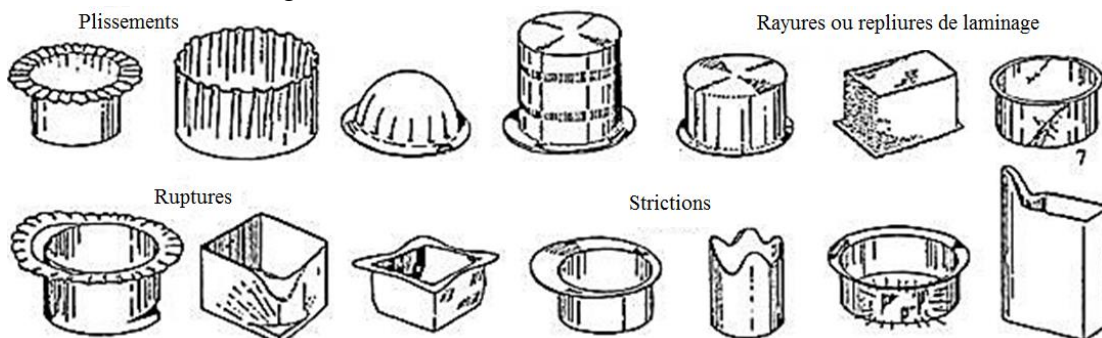


Fig.1.6: Illustration de certains défauts en emboutissage [1].

Les plus étudiés sont:

- Le retour élastique.
- La striction ou la rupture.
- Le plissement.

3. Caractérisation des matériaux par l'essai de traction

Les essais correspondant à cette caractérisation sont les essais de traction simple ou uniaxiale, de traction large et de cisaillement, qui peuvent être réalisés sur une machine de traction classique. Il convient d'ajouter l'essai de gonflement hydraulique qui nécessite un équipement spécifique, et des mesures locales au sommet de l'éprouvette pour accéder à la loi d'écrouissage [8].

Pour le cas des tôles, on emploie le plus souvent une éprouvette plate ayant l'épaisseur du produit. L'essai consiste, à fixer l'éprouvette dans la machine de traction, la norme ISO EN 6892-1, définit la géométrie de l'éprouvette dans l'essai de traction. L'éprouvette comporte toujours une partie centrale à bords parallèles et de section constante S_0 , sur laquelle est définie une dimension de référence L_0 servant à la mesure des allongements.

La machine est équipée d'un PC, le graphe obtenu comporte :

- L'allongement pour cent: $100 \cdot \Delta L / L_0$ en abscisse.
- La contrainte conventionnelle: F / S_0 , en ordonnée [9].

3.1. Caractéristiques déduites de l'essai de traction

L'objectif de ces caractéristiques est de mettre en évidence les qualités des tôles à être embouties. Dans un premier temps, nous allons décrire succinctement les caractéristiques classiques recherchées par les emboutisseurs. On parle alors de critères conventionnels. Dans un second temps, nous présenterons des critères rationnels nécessaires pour une bonne caractérisation du matériau.

3.1.1. Les caractéristiques conventionnelles (ou nominales)

Afin de s'affranchir de la géométrie initiale de l'éprouvette, on définit une unité de déformation comme étant le rapport entre la variation de longueur (ΔL) de l'éprouvette et sa dimension initiale (L_0). On obtient alors la déformation nominale :

$$\varepsilon_n = \frac{(L-L_0)}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (1.11)$$

Avec L_0 et L respectivement la longueur avant et après déformation de l'éprouvette, sans dimension.

La force appliquée sur l'éprouvette pour provoquer la déformation dépend directement de la section initiale de l'échantillon. Pour obtenir une mesure intrinsèque au matériau, on introduit la notion de contrainte.

Dans le cas de la traction, la contrainte est issue de la formule suivante:

$$\sigma_n = \frac{F}{S_0} \quad (1.12)$$

La limite élastique R_e , exprimée en N/m^2 . On utilise la grandeur $R_{p0,2}$. Il suffit de mesurer la valeur d'effort, $F_{e0,2}$, correspondant à une valeur de déformation plastique de 0,2%.

La résistance à la traction, R_m est mesurée au niveau du point B. Elle correspond à l'effort maximum de traction relevé F_m qui est divisé par la section initiale.

$$R_m = \frac{F_m}{S_0} \quad (\text{MPa}) \quad (1.13)$$

Ces grandeurs sont couramment utilisées dans les bureaux d'étude d'emboutissage. Des règles de références métiers sont définies afin de qualifier les propriétés de la matière [10].

3.1.2. Les caractéristiques rationnelles

Ces critères nécessitent une mise en œuvre plus complexe pour être identifiés, ces paramètres qui permettent de réaliser des simulations numériques..

On peut définir la déformation logarithmique appelée déformation vraie (ϵ_v) ou rationnelle (ϵ_r). Ce calcul tend à prendre en compte la déformation de l'éprouvette dans le sens de l'épaisseur, en supposant que la déformation est homogène sur toute la surface de l'échantillon et s'effectue à volume constant :

$$\epsilon_v = \ln\left(1 + \frac{\Delta L}{L_0}\right) \quad (1.14)$$

Avec \ln le logarithme népérien, ΔL la variation de longueur et L_0 la longueur initiale.

3.1.3. Comparaison contraintes nominales et contraintes rationnelles

La contrainte rationnelle vise à prendre en compte la variation de la section au cours de la déformation de l'éprouvette. La contrainte rationnelle ou vraie est calculée de la manière suivante:

$$\sigma_v = \sigma(1 + \epsilon) \quad (1.15)$$

F correspond à l'effort appliqué sur l'éprouvette et S est la section perpendiculaire à la direction de l'effort. S évolue au cours de l'essai (temps).

Le lien entre le calcul des deux contraintes est établi en supposant que la déformation de l'éprouvette s'effectue à volume constant V_0 et en négligeant la variation de volume de la partie élastique.

$$V_0 = V \rightarrow S_0 \cdot L_0 = S \cdot L \quad \text{d'où} \quad S = \frac{S_0 \cdot L_0}{L_0 \cdot \Delta L} = \frac{S_0}{1 + \frac{\Delta L}{L_0}} \rightarrow \sigma_v = \frac{F}{S_0} \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0}\right) \quad (1.16)$$

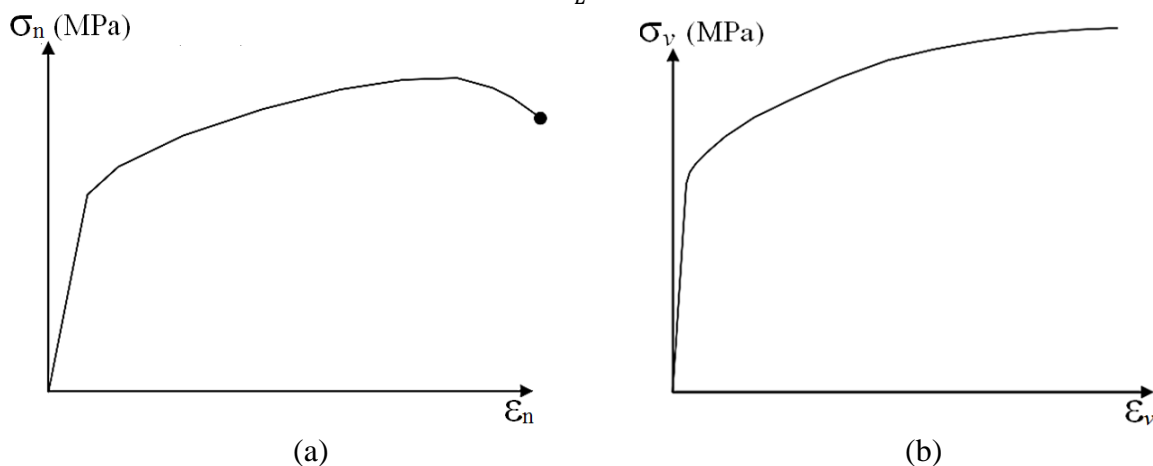


Fig.1.7: a) Courbe de contrainte nominale-déformation nominale.
b) Courbe de contrainte vraie-déformation vraie.

La courbe de la figure 1.7-b est monotone et croissante. Ce qui signifie qu'au cours de la plasticité du matériau, des modifications structurales ont lieu et permettent de rendre ce dernier de plus en plus rigide. On parle alors d'écrouissage du matériau [10].

4. Modélisation du comportement plastique des matériaux

Dans un modèle macroscopique, la description du comportement élastoplastique des matériaux ductiles fait appel aux éléments suivants :

- Une surface fermée, convexe, définissant le domaine élastique du matériau.
- La modélisation de l'écrouissage, qui permet de décrire l'évolution de la forme, de la taille et de la position de la surface de charge au cours de la déformation.
- La définition des lois d'écoulement plastique, qui relie l'écoulement plastique à l'état de contraintes.

Dans un modèle macroscopique, on introduit la notion de critère de limite élastique qui est, en fait, une description mathématique de la surface de charge initiale. Ce critère peut être isotrope ou anisotrope [8].

4.1. Critères de plasticité utilisés pour les matériaux isotropes

La relation définissant l'atteinte de la limite d'écoulement s'exprime, pour un matériau isotrope, sous la forme:

$$f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0 \quad (1.17)$$

Ou

$$f(I_1, I_2, I_3) = 0 \quad (1.18)$$

Où I_1, I_2, I_3 sont les invariants du tenseur σ , coefficients de l'équation caractéristique

$$I_1 = Tr(\sigma); I_2 = [(Tr(\sigma))^2 - Tr(\sigma^2)]; I_3 = \det |\sigma| \quad (1.19)$$

Géométriquement, la relation représente, dans l'espace des contraintes principales, une surface régulière et convexe nommée surface d'écoulement ou surface de charge. Pour tous les points à l'intérieur de cette surface, caractérisés par $f < 0$, la sollicitation est élastique, et pour ceux sur la surface $f=0$, la sollicitation est plastique. Pour un matériau plastiquement incompressible la fonction peut aussi être écrite en fonction du déviateur du tenseur des contraintes, $S = \sigma - \frac{1}{3}Tr(\sigma)I$ sous la forme:

$$f(J_2, J_3) = 0 \quad (1.20)$$

Ou :

$$J_1 = Tr(S) = 0; J_2 = Tr(S^2); J_3 = Tr(S^3) \quad (1.21)$$

Où J_1, J_2, J_3 sont les invariants du déviateur du tenseur des contraintes S .

La fonction donnée par l'équation (1.20) représente l'expression générale des critères de plasticité isotropes, indépendants de la pression hydrostatique.

4.1.1. Critère de Tresca (1864)

Conformément à cette condition le matériau passe de l'état élastique à l'état plastique quand la contrainte tangentielle maximum, τ_{max} , atteint une certaine valeur critique. Cette contrainte correspond à la semi-différence entre les contraintes principales extrêmes, conformément au cercle de Mohr.

$$F(\sigma_i) = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} = k \quad (1.22)$$

Où k représente la limite élastique dans le cas de la sollicitation de cisaillement pur. Cette valeur peut être déterminée en partant de l'essai de traction, pour lequel $R_c = 2k$.

Dans l'espace des contraintes principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) ce critère est représenté sous la forme d'un prisme ayant comme base un hexagone (Fig.1.8).

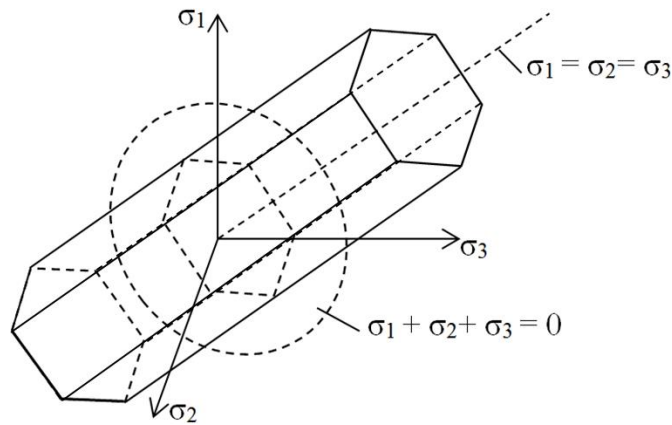


Fig.1.8: Représentation géométrique dans l'espace de la trace du critère de Tresca.

4.1.2. Critère de Von Mises (1913)

Cette condition a été formulée sous la forme suivante : le matériau passe de l'état élastique à l'état plastique quand l'énergie de déformation associée au changement de forme atteint une certaine valeur critique.

L'expression générale de ce critère peut être écrite sous la forme:

$$f(J_2) = 0 \quad (1.23)$$

Le critère Von Mises s'exprime dans l'espace des contraintes principales sous la forme:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2 \cdot R_c^2 \quad (1.24)$$

Où R_c représente la limite élastique en traction uniaxiale et k représente la limite élastique en cisaillement pur.

Dans l'espace des contraintes principales $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ ce critère est représenté sous la forme d'un cylindre à base circulaire [2] [8], (Fig.1.9).

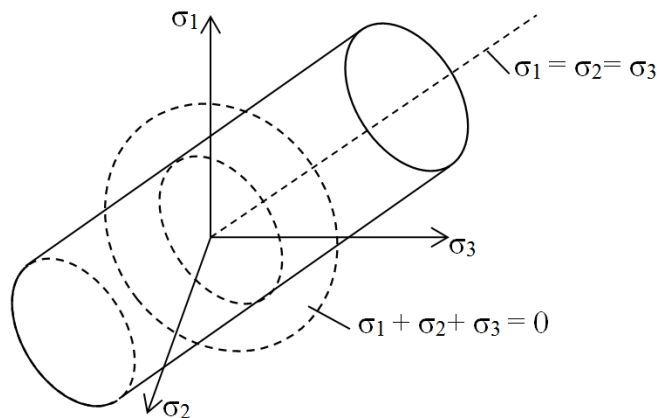


Fig.1.9: Représentation géométrique dans l'espace de la trace du critère de Von Mises.

4.1.3. Critère de Drucker (1949)

Ce critère proposé par Drucker a été obtenu en partant des deuxièmes et troisièmes invariants du déviateur des contraintes (Fig.1.10). Ce critère a la forme:

$$f(J_2, J_3) = (3J_2)^2 \left[1 - C \left(\frac{J_3}{J_2^{3/2}} \right) \right] = \left[1 - \left(\frac{4C}{17} \right) \right] R_c^6 \quad (1.25)$$

Où C représente une constante qui dépend du matériau. Pour $C=1$ on obtient le critère de Tresca et pour $C=0$, le critère de Von Mises [2].

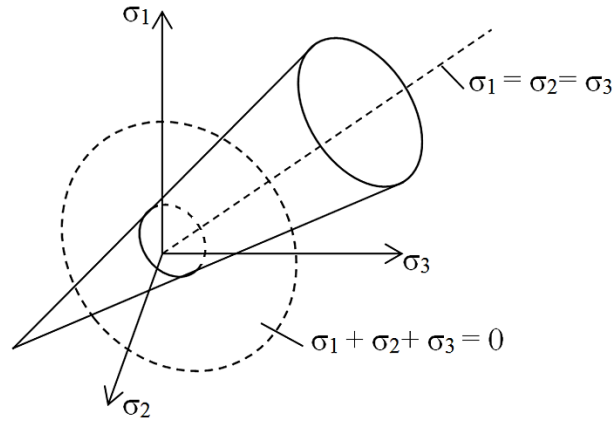


Fig.1.10: Représentation géométrique dans l'espace de la trace du critère de Drucker.

4.2. Critères de plasticité utilisés pour les matériaux anisotropes

Les propriétés mécaniques dans le plan de la tôle sont parfois très différentes de celles dans la direction normale (anisotropie normale). Cette propriété influence les conditions de déformation de la tôle, particulièrement à l'emboutissage.

Les équations qui modélisent le phénomène réel de déformation doivent aussi contenir les mesures qui caractérisent le degré d'anisotropie. La mesure la plus utilisée pour la caractérisation du degré d'anisotropie est le coefficient d'anisotropie r . Ce coefficient est défini par la relation:

$$r = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \quad (1.26)$$

Où: ε_2 est la déformation dans la direction de la largeur d'une éprouvette à section rectangulaire; ε_3 , la déformation dans la direction de l'épaisseur.

La détermination du coefficient d'anisotropie se fait par l'essai de traction à partir des éprouvettes prélevées de la tôle dans 3 directions. Des matériaux avec des valeurs de r différentes pour différentes directions de traction dans le plan de la tôle (cas général) est un matériau à anisotropie transverse ou plane. Des matériaux avec un coefficient r différent de 1 mais ne variant pas dans le plan de la tôle sont des matériaux à isotropie transverse ou anisotropie normale [2].

4.2.1. Critère de Hill quadratique (1948)

Hill (1948) est le premier à avoir formulé un critère qui rend compte de l'anisotropie initiale des matériaux et plus particulièrement des tôles métalliques. Le critère proposé est un critère quadratique qui s'exprime dans le repère d'orthotropie (x, y, z) [7] [11]:

$$2f(\sigma_{ij}) = F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 1 \quad (1.27)$$

Pour un état de contraintes planes:

$$2f(\sigma_{ij}) = (G + H)\sigma_{xx}^2 - 2H\sigma_{xx}\sigma_{yy} + (F + H)\sigma_{yy}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 1 \quad (1.28)$$

Les coefficients F, G, H, L, M et N caractérisent l'anisotropie plastique du matériau. En contraintes planes le nombre de ces coefficients est réduit à quatre (F, G, H et N). A noter aussi que la contrainte équivalente n'apparaissant pas dans la présentation (1.28), les coefficients décroissent proportionnellement lorsque la contrainte équivalente croît, et seules 3 constantes caractérisent la surface de plasticité. Les coefficients peuvent être déterminés à partir des mesures des coefficients d'anisotropie r_0, r_{45} , et r_{90} :

$$r_0 = \frac{H}{G}, r_{45} = \frac{2N-(F+G)}{2(F+G)}, r_{90} = \frac{H}{F} \quad (1.31)$$

Il est aussi possible de déterminer les paramètres F, G, H et N par mesures expérimentales des limites élastiques pour des essais de traction effectués à 0°, 45° et 90° de la direction de laminage, plus un autre essai (traction équibiaxiale, traction plane, cisaillement...). Par exemple, si σ_b correspond à la limite élastique en traction équibiaxiale, les paramètres de Hill seront donnés par:

$$2F = \frac{1}{(\sigma_0)^2} - \frac{1}{(\sigma_{90})^2} + \frac{1}{(\sigma_b)^2}, 2G = \frac{1}{(\sigma_{90})^2} - \frac{1}{(\sigma_0)^2} + \frac{1}{(\sigma_b)^2} \quad (1.32)$$

$$2H = \frac{1}{(\sigma_0)^2} + \frac{1}{(\sigma_{90})^2} - \frac{1}{(\sigma_b)^2}, 2N = \frac{4}{(\sigma_{45})^2} - \frac{1}{(\sigma_b)^2}$$

Néanmoins, il est fréquent que les identifications des coefficients à partir de l'anisotropie de déformation (Eqs 1.31) ou de l'anisotropie de contraintes (Eqs 1.32) ne fournissent pas des résultats concordants. Le critère quadratique de Hill n'est alors pas en mesure de décrire avec précision à la fois les coefficients d'anisotropie et les limites élastiques du matériau [8] [11].

Le critère quadratique de Hill est l'un des plus couramment utilisés pour la modélisation de l'anisotropie plastique des tôles métalliques. Il est implanté dans de nombreux logiciels de calculs par éléments finis.

4.2.2. Critère de Budiansky (1984)

Ce critère offre un cadre général pour la définition de surfaces de plasticité dans le cas d'une anisotropie normale, où les directions d'orthotropie dans le plan de la tôle sont indéterminées. Un point sur la surface de plasticité est défini en coordonnées polaires par:

$$x_1 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2\sigma_b} = g(\theta) \cdot \cos\theta ; x_2 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2\sigma_s} = g(\theta) \cdot \sin\theta \quad (1.33)$$

Où :

σ_1 et σ_2 sont les contraintes principale.

σ_b et σ_s sont les limites d'écoulement en sollicitation équibiaxiale et en cisaillement pur.

θ est l'angle polaire fait par le rayon vecteur avec l'axe des abscisses ($(\sigma_1 + \sigma_2)/2\sigma_b$), pour un point courant de la courbe [8] [2].

$g(\theta)$ est une fonction représentant le rayon polaire du point courant de la surface de plasticité normée par σ_b et σ_s . Un schéma de cette représentation est donné sur la figure 1.11.

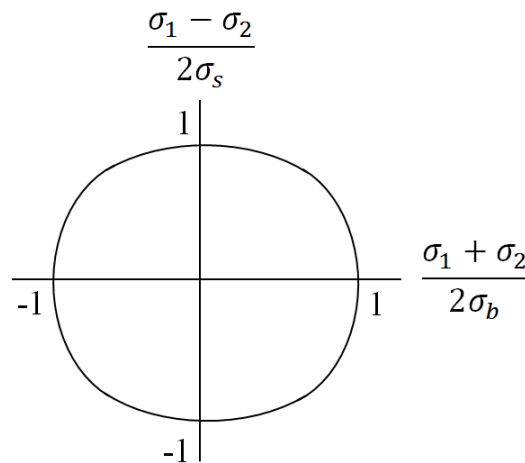


Fig.1.11: Surface de plasticité sollicitée en contraintes planes du critère de Budiansky [12].

4.2.3. Critère de Ferron (1994)

Le critère de plasticité formulé par Budiansky en 1984 a été généralisé pour l'anisotropie transverse des tôles en 1994 par Ferron et al [13].

Le critère de plasticité est exprimé avec une fonction de la forme :

$$f = \phi(\sigma_1, \sigma_2, \alpha) - \sigma = 0 \quad (1.34)$$

Ou :

$$f = \varphi(x_1, x_2, \alpha) - \sigma = 0 \quad (1.35)$$

La contrainte équivalente de référence (σ) est prise en traction équi-biaxiale.

σ_1, σ_2 sont les contraintes selon les directions principales; α , l'angle formé par les axes (x, y) et les directions de contraintes principales (1,2), (Fig.1.12).

$$x_1 = \frac{\sigma_1 + \sigma_2}{2}; x_2 = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{2} \quad (1.36)$$

En utilisant une représentation polaire il résulte:

$$x_1 = \sigma \cdot g(\theta, \alpha) \cdot \cos\theta; x_2 = \sigma \cdot g(\theta, \alpha) \cdot \sin\theta \quad (1.37)$$

Où: $g(\theta, \alpha)$ est le rayon polaire; θ , l'angle polaire, (Fig.1.13).

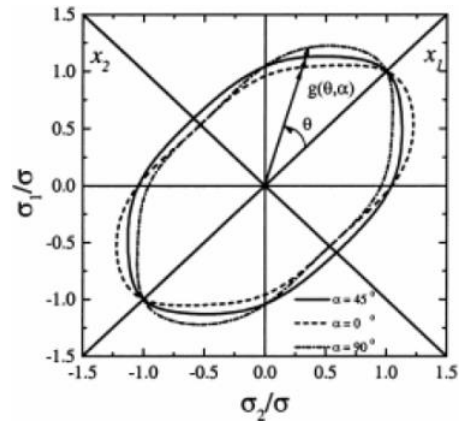
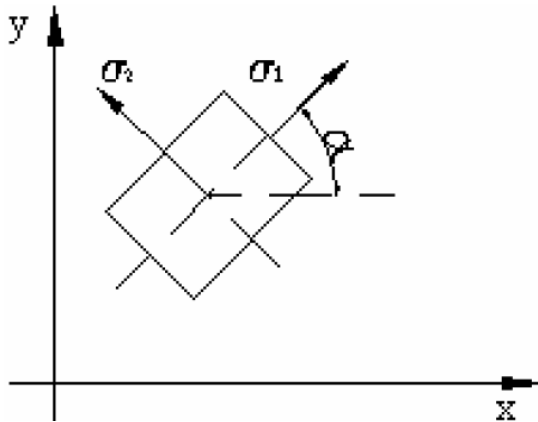


Fig.1.12: Les directions de contraintes principales. Fig.1.13: Représentation polaire.

$$(1 - k)^{\frac{m}{6}} g^{-m}(\theta, \alpha) = F(\theta)^{\frac{m}{6}} - 2a \sin\theta \cos^{2n-1}\theta \cos 2\alpha + b \sin^{2p} 2\alpha \quad (1.38)$$

La fonction $g(\theta)$ est définie par Ferron à travers la relation:

$$(1.k)g(\theta)^{-6} = F(\theta) = (\cos^2\theta + A \sin^2\theta)^3 - k \cos^2\theta \cdot (\cos^2\theta + B \sin^2\theta)^2 \quad (1.39)$$

L'équation (1.38) représente une extension du critère de Drucker.

$A = 3$ et $B = 9$ dans le cas du critère de Drucker.

Les valeurs des constantes du matériau peuvent être déterminées si on connaît le coefficient d'anisotropie $r(\alpha)$, σ_u / σ , τ / σ , où σ_u est la contrainte en traction et τ la contrainte en cisaillement pur.

4.2.4. Autres critères

En vue de décrire mathématiquement le comportement plastique d'alliages d'aluminium Barlat et al. [14] [15] ont défini des critères sur la base d'une transformation linéaire du tenseur des contraintes, définie par :

$$S = L\sigma \quad (1.40)$$

Les composantes du tenseur S entrent dans la définition d'une fonction de charge à exposants non entiers, par exemple [15]:

$$\phi = \alpha_x |S_y - S_z|^a + \alpha_y |S_z - S_x|^a + \alpha_z |S_x - S_y|^a = 2\bar{\sigma}^a \quad (1.41)$$

Où $\alpha_x, \alpha_y, \alpha_z$ sont des coefficients du matériau.

Banabic et al. [16] ont également développé un critère où la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$ est définie par :

$$\bar{\sigma} = [a(\Gamma + \Psi)^{2k} + a(\Gamma - \Psi)^{2k} + (1 - a)(2\Psi)^{2k}]^{1/2k} \quad (1.42)$$

$$\Gamma = M\sigma_{11} + N\sigma_{22} \quad (1.43)$$

$$\Psi = \sqrt{(P\sigma_{11} + Q\sigma_{22})^2 + R^2\sigma_{11}\sigma_{22}} \quad (1.44)$$

4.3. Lois d'érouissage

Pour compléter la modélisation de la plasticité anisotrope dans le cadre des modèles d'érouissage isotrope, il convient de préciser la loi d'érouissage reliant la contrainte équivalente et la déformation plastique équivalente $\sigma(\varepsilon)$. Les lois empiriques usuelles sont récapitulées dans le tableau 1.1 [7].

Tableau 1.1: Lois d'érouissage usuelles.

Lois d'érouissage	Equation	Paramètres de l'équation
Loi de Hollomon	$\sigma = K(\varepsilon^n)$	n coefficient d'érouissage K coefficient de résistance ε déformation plastique rationnelle σ contrainte d'écoulement
Loi de Swift	$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n$	ε_0 déformation à la limite élastique
Loi de Ludwik	$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n$	σ_0 contrainte à la limite élastique
Loi de Voce	$\sigma = \sigma_s - (\sigma_s - \sigma_0)\exp(-n\varepsilon)$	σ_s contrainte de saturation (seuil)

5. Courbes limites de formage

5.1. Intérêt des courbes limites de formage

Les déformations plastiques auxquelles une tôle est soumise dans une opération d'emboutissage devront être limitées pour ne pas atteindre la striction qui pourrait conduire à la rupture. La connaissance des déformations limites des tôles représentent un sujet de recherche important pour la réussite d'une opération d'emboutissage. Keeler est le premier à proposer en 1965, la courbe limite de formage (CLF) ou forming limit diagram (FLD). Durant les années 1965 à 1968, ont contribué aussi au développement de cette idée, d'autres chercheurs comme Heyer et Newby qui ont étudié la possibilité d'application de la CLF sur des boîtes rectangulaires. Nakazima a développé une méthode simple de détermination des CLF en utilisant des éprouvettes rectangulaires de différentes largeurs, Hatashi utilise pour la détermination des CLF l'emboutissage hydrostatique de plaques ayant un orifice elliptique.

Deux courbes limites de formage, dans le système des axes ε_1 - ε_2 , sont proposées, l'une à striction l'autre à rupture. Pour beaucoup de matériaux la courbe limite de déformation a la forme présentée dans la figure 1.14.

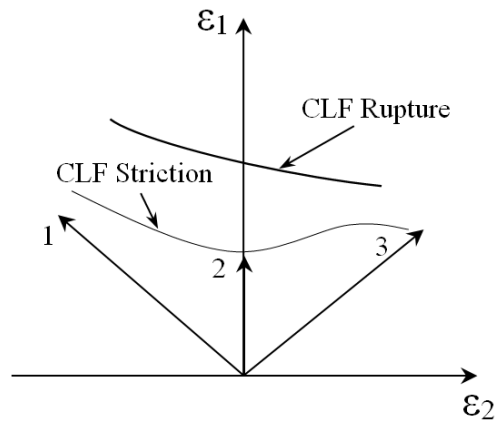


Fig.1.14 : La courbe limite de formage.

Les courbes limites de formage peuvent être tracées connaissant les déformations ϵ_1 et ϵ_2 . L'intersection de la courbe avec l'axe vertical (le point 2 où la sollicitation est de traction plane) correspond au minimum de la courbe. Les trois directions marquées sur la figure indiquent :

- 1: Traction uniaxiale.
- 2: Traction plane.
- 3: Traction biaxiale.

5.2. Essais expérimentaux pour la détermination expérimentale des courbes limites de formage

Pour la détermination des courbes limite de formage pour un matériau donné on doit réaliser des essais d'emboutissage pour lesquels l'état de déformation varie de la traction uniaxiale à l'allongement biaxial et mesurer avec précision les déformations à striction ou à rupture du matériau.

5.2.1. Essai de traction

Par l'essai de traction simple, on ne peut obtenir que le trajet de déformation uniaxial. Pour obtenir au moins 2 autres chemins de déformation, on utilise des éprouvettes de largeurs différentes. Chaque largeur destinée chacune à un type d'essai de traction, de la traction plane, à la traction biaxiale. Selon le cas, une machine de traction biaxiale pourrait être nécessaire. Dans l'essai biaxial, l'éprouvette est chargée suivant les deux axes (Fig.1.15).

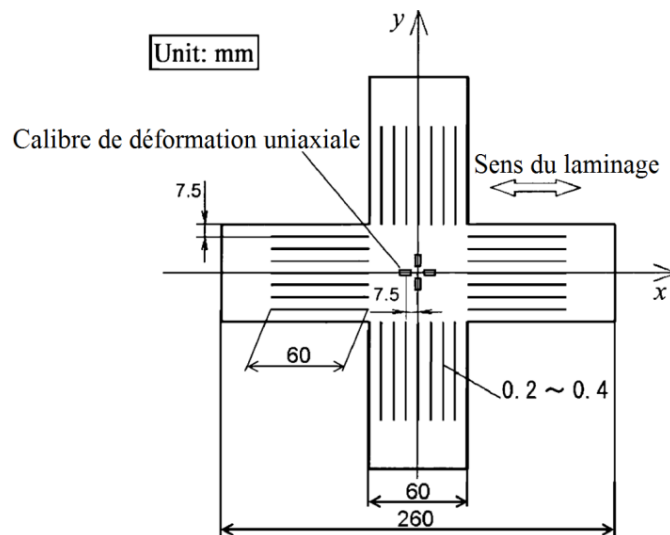


Fig.1.15: Eprouvette pour traction biaxiale [17].

5.2.2. Essai Swift

Cet essai réalisé par Swift en 1951 consiste en l'emboutissage à l'aide d'un poinçon à fond plat d'une éprouvette circulaire maintenue entre la matrice et le serre flan de manière qu'elle puisse glisser (Fig.1.16). Par cet essai on peut déterminer le rapport limite d'emboutissage ($LDR = d_{\text{flan}}/D_{\text{Ponçon}}$).

La méthode Swift a été largement utilisée, spécialement après 1960, étant considérée comme un essai standard pour l'appréciation de la déformation des tôles par l'emboutissage profond.

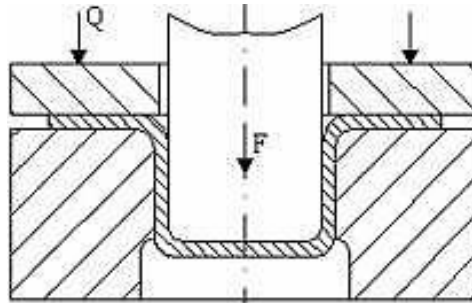


Fig.1.16: Emboutissage à l'aide d'un poinçon à fond plat.

5.2.3. Essai Marciniak

Dans le cas de l'emboutissage des tôles en utilisant un poinçon à fond plat la rupture de la pièce se produit, en règle générale, dans la zone de raccordement du fond de la pièce à la portion cylindrique, (Fig.1.17). Ce comportement est dû principalement aux forces de frottement qui existent entre le poinçon et la pièce. Pour obtenir une cassure dans la zone plane de la pièce, Marciniak a proposé l'utilisation d'un poinçon creux et d'une pièce intermédiaire ou contre flan à trou circulaire [2].

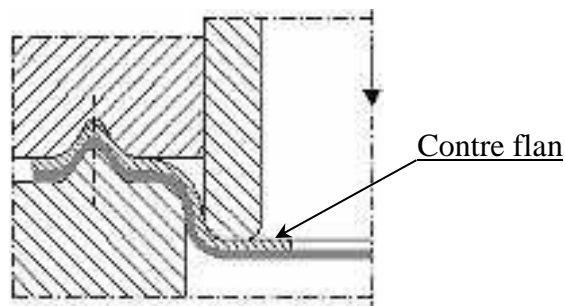


Fig.1.17 : Emboutissage à l'aide d'un poinçon creux et d'une pièce intermédiaire (contre flan).

Pour obtenir des modes de déformation différents on utilise des éprouvettes rectangulaires de largeurs différentes. Boussaid et al. ont déterminé une courbe CLF à partir d'éprouvettes de différentes largeurs sur une machine d'emboutissage, grâce à la méthode de corrélation d'images, et selon le procédé Marciniak [6].

Le contre flan a aussi des largeurs différentes et présente un alésage central. Nadedkar et al. utilisent l'essai Marciniak mais avec certaines modifications de la forme de l'éprouvette et du contre flan [18], (Fig.1.18).

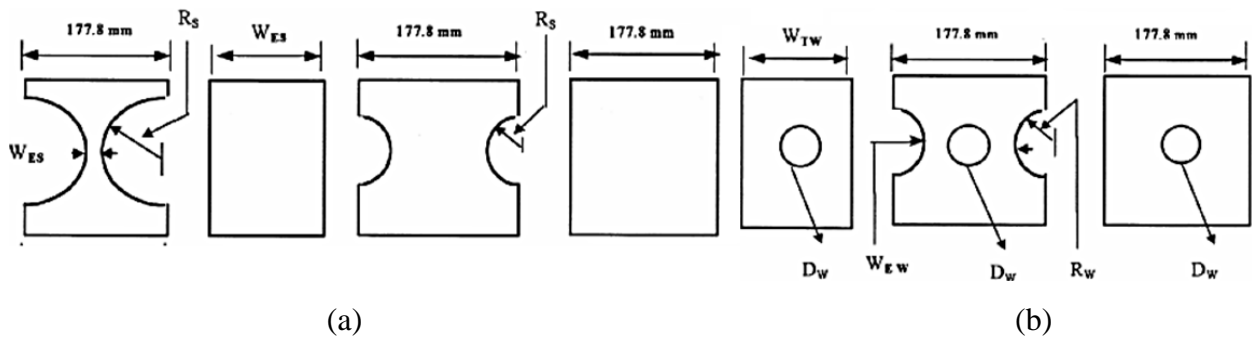


Fig.1.18: a) Eprouvettes rectangulaires de largeurs différentes.
b) Contre flan a des largeurs différentes avec un trou au centre.

Ici, pour obtenir des chemins de déformation différents le rayon du découpage circulaire de l'éprouvette R_S varie de 19 mm jusqu'à 76 mm, et celui du contre flan R_W de 15mm à 25 mm. On obtient ainsi des chemins de déformation différents en utilisant un seul poinçon.

5.2.4. Essai Nakazima

L'essai réalisé par Nakazima en 1968 consiste dans l'emboutissage d'éprouvettes rectangulaires, de largeurs différentes en utilisant un poinçon hémisphérique et une matrice circulaire, (Fig.1.19). Par la modification de la largeur de l'éprouvette on peut obtenir des modes de déformation compris entre la traction uniaxiale et l'allongement biaxial. L'essai Nakazima simule les processus d'emboutissage par le fait qu'il tient compte tant du phénomène de frottement entre le poinçon et la pièce et de l'effet de la courbure du poinçon [2].

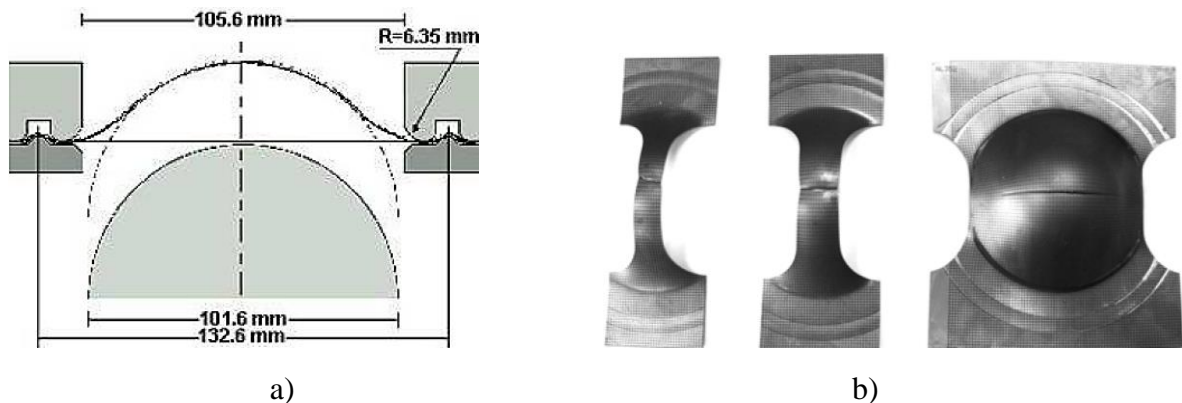


Fig.1.19: Emboutissage à l'aide d'un poinçon hémisphérique.

a) Poinçon hémisphérique [1].

b) Rupture sur éprouvettes Nakazima [9].

5.3. Méthodes de mesure des déformations

Pour déterminer les déformations limites, on utilise des réseaux qui sont déposés sur la tôle soumise à la déformation ou la méthode de corrélation d'images.

5.3.1. Méthodes des réseaux de grilles - Types de réseaux

La figure 1.20, présente quelques types des réseaux utilisés. La dimension du motif du réseau est de $1 \div 2$ mm. La modification de la forme du réseau permet de mesurer les déformations subies par la tôle.

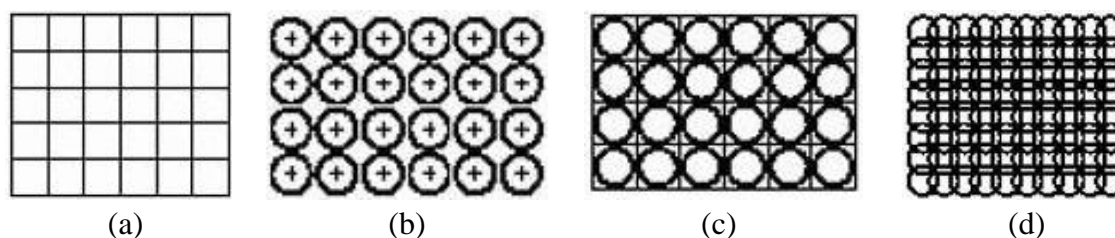


Fig.1.20: Exemples de types des réseaux.

- a) Motif rectangulaire
 b) Motifs circulaire tangente
 c) Motif rectangulaire/circulaire superposé
 d) Motifs circulaire superposé

Le réseau à motifs rectangulaires est le plus simple à réaliser. Un inconvénient de ce type de réseau est que la direction et l'intensité des déformations sont difficiles à déterminer [7]. Les réseaux à motifs circulaires sont le plus fréquemment utilisés soit avec des motifs tangents (Fig.1.20-b) ou des motifs superposés (Fig.1.20-d).

Pour la mesure des déformations du motif de réseau on utilise des loupes monoculaires ou binoculaires prévues sur l'objectif avec une échelle graduée, des microscopes, un projecteur de profils, etc.

5.3.2. Méthode de corrélation d'images

La méthode de la corrélation des images qui est une méthode nouvelle qui élimine les inconvénients de la mesure des déformations à l'aide des réseaux.

Les étapes nécessaires pour le dépôt du réseau à motif aléatoire de mesure sont: Le nettoyage de la tôle avec de l'alcool puis avec du trichloréthylène, la pulvérisation d'une couche de peinture blanche uniforme et la pulvérisation de petites taches de peinture noires, (Fig.1.21).



Fig.1.21 : Motif aléatoire réalisé sur une éprouvette.

La mesure des déformations du réseau se réalise par la corrélation des deux images: l'image initiale du motif et l'image fantôme. Pour réaliser cette corrélation il est nécessaire d'acquérir des images en utilisant un appareil vidéo connecté à un ordinateur, un programme d'acquisition des images et un programme de corrélation des images.

5.4. Méthodes de détermination des déformations limites

La détection du moment de l'apparition de la striction se réalise par la mise en évidence du gradient parmi le voisinage de la zone de rupture. Pour celle-ci, plusieurs méthodes expérimentales ont été développées: la méthode Veerman, Bragard, Hecker, etc.

5.4.1. La Méthode Veerman

Veerman a proposé en 1968 une méthode pour la détermination du gradient de déformation au voisinage de la rupture. Il a pris en considération trois cercles contigus (adjacents) V_1 , W , V_r , dans la direction de la déformation maximum ε_{1v} et mesure le gradient de déformation ε_{1w} pour différents niveaux de déformation au cours de l'opération d'emboutissage, (Fig.1.22-a).

Initialement les déformations sont proches pour les trois cercles. À l'apparition de la striction, la déformation sur le cercle central W augmente rapidement alors que les déformations des deux autres cercles contigus restent constantes. Ainsi est mise en évidence une localisation de la déformation.

La vérification de l'absence du gradient de déformation peut se faire ainsi: on note e_{1w} l'allongement maximum principal du cercle W, e_{1v} l'allongement maximum principal des cercles V_l et V_r on peut construire les graphiques de la figure 1.22-b qui donnent les valeurs du e_{1w} en fonction des valeurs de e_{1v} .

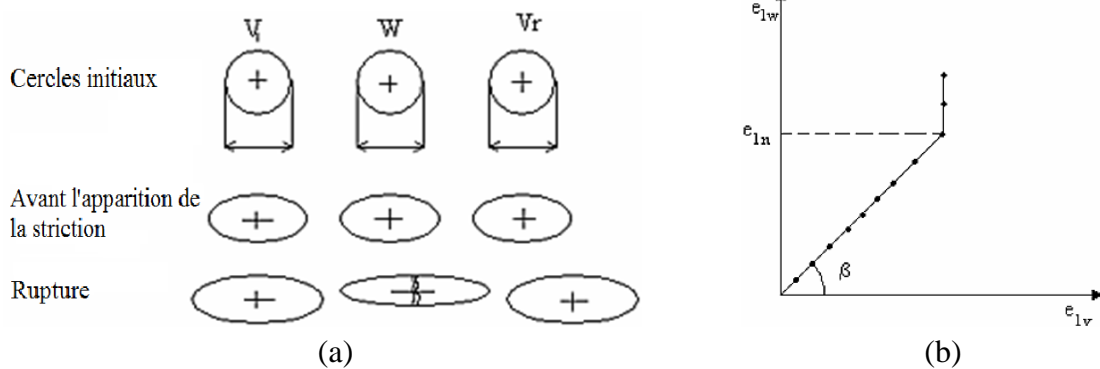


Fig.1.22: a) Cercles contigus V_l , W , V_r dans la direction de la déformation maximum ϵ_1
 b) Graphiques e_{1w} en fonction des valeurs de e_{1v} .

Si le gradient de déformation est petit, l'angle β est proche de 45° (Fig.1.21-b). Dans ce cas, on peut déterminer très facilement la valeur de e_1 à l'apparition de la striction (valeur nommée e_{1n}). Celle-ci, avec la déformation dans la direction du petit axe de l'ellipse e_{2n} définit un point sur la courbe.

5.4.2. La Méthode Bragard

Une variante de la méthode Veerman a été proposée par Bragard en 1972. La méthode Bragard consiste dans la mesure des déformations principales sur les ellipses le long d'une droite perpendiculaire à la fissure et la définition par une interpolation parabolique de la déformation limite, (Fig.1.23).

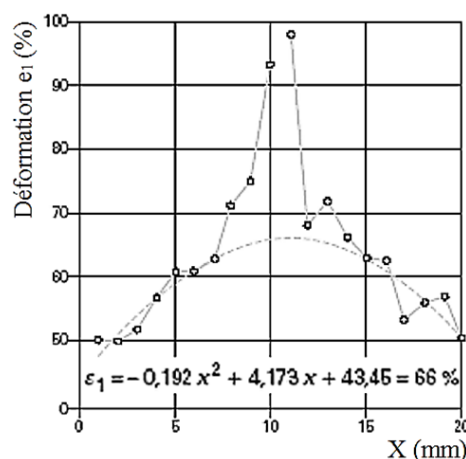


Fig.1.23: Définition de la déformation limite (Méthode de Bragard).

La valeur de la déformation limite utilisée pour la détermination de la courbe dépend du choix des points sur le profil. Cette méthode a aussi l'inconvénient qu'elle nécessite l'utilisation d'un réseau millimétrique et est applicable seulement aux tôles ayant une épaisseur inférieure à 1mm.

5.4.3. La Méthode Hecker

La méthode de Hecker (1972) est basée sur la mesure des déformations sur trois espèces de cercles après l'emboutissage: celles qui sont affectés par la rupture, ceux affectés par la striction et ceux qui ne présentent aucune striction. Hecker représente sur un graphique e_1 - e_2 les points qui correspondent à ces trois cercles, (Fig.1.24).

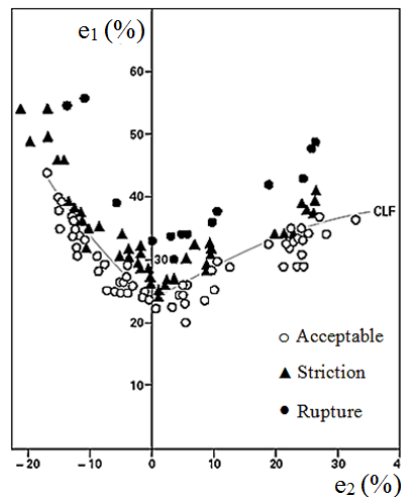


Fig.1.24: Définition de la déformation limite (Méthode de Hecker).

Il constate qu'on peut tracer une courbe qui sépare les points affectés par la striction et les autres. Cette courbe définit une courbe limite de déformation pratique, en séparant la réussite d'un emboutissage de l'échec. La précision de la méthode dépend du nombre de cercles mesurés.

Le principal avantage vient du fait que la méthode nécessite un petit nombre d'éprouvettes pour tracer la courbe limite de déformation [2].

6. Simulation numérique du procédé d'emboutissage

Les facteurs principaux dont dépend la réussite de l'opération d'emboutissage sont : le matériau de la tôle, les paramètres de l'outillage et les conditions opératoires. Les deux premiers facteurs constituent des thèmes de recherche majeurs en emboutissage.

Les instabilités des pièces embouties peuvent apparaître pendant ou après l'opération de l'emboutissage, ils se produisent sous les formes suivantes:

- Striction /rupture
- Plissement
- Retour élastique
- Défauts de surface (rayures, peau d'orange)

Pour satisfaire les besoins de l'industrie en simulation numérique de l'emboutissage, de nombreux logiciels ont été développés et mis en service pour les industriels, ISOPUNCH, SIMEM2, ABAQUS, LS-DYNA-3D, PAM-STAMP, RADIOSS [19], où le bon choix du logiciel et de la méthode de modélisation est la clé de la réussite et par conséquent la prédiction des phénomènes qui agissent sur le comportement du matériau à la mise en forme.

La compréhension du degré d'influence de chacun des paramètres du procédé sur le comportement du produit embouti servira pour une optimisation parfaite du procédé d'emboutissage et des caractéristiques du matériau du flan, que ce soit par procédés expérimentaux ou par simulation numérique.

7. Optimisation des procédés de mise en forme

L'amélioration de la qualité technique des pièces mécaniques nécessite l'optimisation de leurs procédés de fabrication. L'optimisation des procédés est un enjeu industriel d'une importance capitale qui vise à trouver les caractéristiques des procédés de fabrication en accord avec la meilleure qualité possible des produits.

7.1. Les méthodes d'optimisation du procédé de mise en forme

L'optimisation des procédés reste une préoccupation majeure des chercheurs. La prise en considération de l'ensemble des contraintes liées au processus de fabrication constitue une difficulté rencontrée pendant l'élaboration d'un modèle, qui a comme conséquence directe la qualité du produit. Actuellement, les méthodes d'optimisation des procédés de mise en forme sont basées sur des approches essentiellement empiriques qui ne permettent pas d'estimer rigoureusement la sensibilité des performances du produit par rapport aux paramètres influents du procédé. Ces méthodes consistent généralement à effectuer des calculs aléatoires permettant une optimisation [20] [21].

7.2. Stratégie d'optimisation par plan d'expérience

La Méthodologie des Plans d'Expériences (MPE) peut s'appliquer à tous les phénomènes type boîte noire (Fig.1.25) où l'on cherche à optimiser les données de sortie (les réponses) en réglant les données d'entrée (les facteurs). Les données d'entrée sont connues dans la littérature comme étant des facteurs qui peuvent être contrôlés, mais il existe parfois des facteurs qui ne peuvent pas l'être, par conséquent, ils ont reçu l'appellation de facteurs bruits [20].

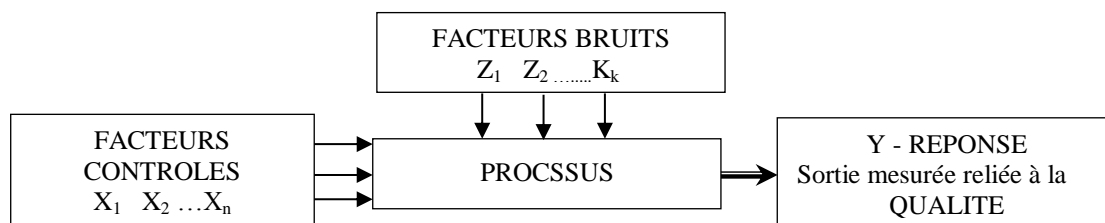


Fig.1.25: La boîte noire du processus.

7.3. Les objectifs des plans d'expériences

Les plans d'expériences constituent essentiellement une stratégie de planification d'expériences afin d'obtenir des conclusions solides et adéquates de manière efficace et économique. La méthodologie des plans d'expériences se base sur le fait qu'une expérience convenablement organisée, conduira fréquemment à une analyse et à une interprétation simple des résultats (Norme ISO 3534-3).

Les principaux avantages de cette méthode sont :

- Diminution du nombre d'essais.
- Possibilité d'étudier un grand nombre des facteurs.
- Connaître les effets des paramètres.
- Dédire les paramètres influents.
- Evaluer les interactions entre paramètres.
- Etablir une modélisation mathématique de la réponse [20] [22].

7.4. Généralités et formalisation liées aux plans d'expériences

De manière générale, la méthode des plans d'expériences permet de créer un lien logique ou mathématique entre deux types de variables :

- La réponse: grandeur physique étudiée (Sortie).
- Les facteurs: grandeurs physiques modifiables par l'expérimentateur et censées influencer la valeur de la réponse (Entrée).

Cette démarche vise aussi bien à comprendre les relations liant les facteurs à la réponse, que les facteurs entre eux. Le principe est de déterminer un modèle mathématique a priori, liant la réponse aux facteurs. L'identification d'un tel modèle nécessite de quantifier d'une part, les variations de chacun des paramètres d'entrée et d'autre part, les variations observées sur la sortie. La réalisation d'un plan revient à déterminer la valeur de la réponse. Une modélisation mathématique de la boîte noire en est alors déduite [10]. La MPE est une approche visant tous les phénomènes de type boîte noire pour lesquelles on cherche les valeurs optimales des données d'entrée (facteurs), qui permettent une meilleure maîtrise des données de sortie (réponses) [21].

- *Domaine d'étude*

Etant donné la définition des k facteurs et de leurs variations respectives, il devient naturel de définir un espace k -dimensionnel, dans lequel chaque point correspond à une configuration des k facteurs. Cet espace est appelé domaine d'étude ou encore espace de recherche, montrant un lien plus fort avec les futures optimisations. Ainsi, pour $k=2$, il est possible de représenter le domaine d'étude comme sur la figure 1.26. Cette zone d'étude est délimitée par les bornes des deux facteurs x_1 [b_{inf1} ; b_{sup1}] et x_2 [b_{inf2} ; b_{sup2}].

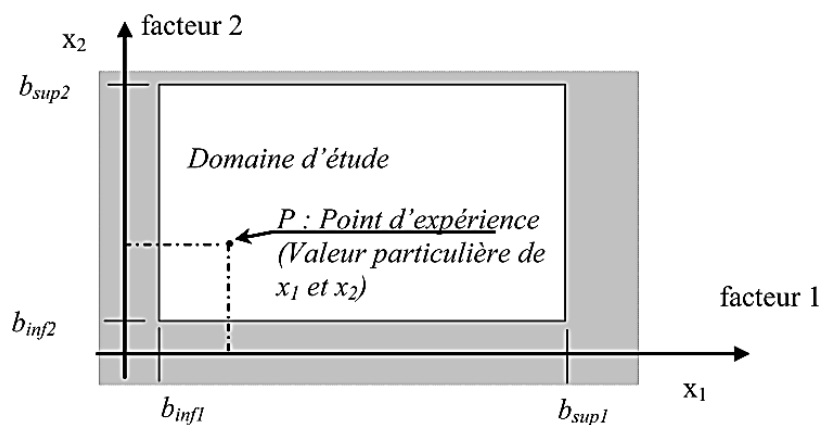


Fig.1.26: Représentation d'un domaine d'étude bidimensionnel ($k=2$).

7.5. Les plans factoriels complets

On appelle plan factoriel complet, ou plan complet, le plan d'expériences regroupant toutes les combinaisons possibles entre les niveaux des facteurs. Son nombre de combinaisons est le produit des nombres de niveaux des facteurs.

Comme nous l'avons vu précédemment, un plan complet se construit en discrétisant chacun des facteurs sur son intervalle de variation [b_{inf} ; b_{sup}] par quelques valeurs. Ces valeurs sont appelées niveaux. Ainsi pour deux facteurs à 2 niveaux, le tableau 1.2 liste les différentes expériences à mener (exprimée en variables centrées réduites).

Tableau 1.2: Plan d'expériences complet pour 2 facteurs à 2 niveaux 2^2 .

	Facteur 1	Facteur 2	
N°	x_1	x_2	Réponse
1	-1	-1	y_1
2	-1	+1	y_2
3	+1	-1	y_3
4	+1	+1	y_4

Niveau -1	b_{inf1}	b_{inf2}
Niveau +1	b_{sup1}	b_{sup2}

Dans ce cas le domaine d'étude est un carré (Fig.1.23), ce qui nécessite quatre points d'expériences. Après la réalisation des essais et l'obtention des réponses selon le plan d'expériences représenté dans le tableau 1.2, il est nécessaire de déterminer :

- La valeur des coefficients du modèle
- Les graphiques d'influence et des interactions.
- L'effet des facteurs
- L'effet des interactions [10].

8. Recherche bibliographique

8.1. Thèses de doctorat

Des thèses de doctorat ont été élaborées afin de servir le progrès scientifique dans le domaine de mise en forme par emboutissage, dont :

[Makarova 2006]: «Définition de protocoles rationnels d'identification de lois de comportement élastoplastiques: Application à la simulation éléments finis d'opérations industrielles d'emboutissage ». Étude du comportement élasto-visco-plastique et le phénomène de retour élastique, et analyse de la striction lors des essais de traction simple. Une étude expérimentale des contraintes résiduelles et une simulation par le code éléments finis Abaqus de retour élastique sont estimées par un essai de traction simultanée des trois éprouvettes, puis des essais expérimentales/simulation d'emboutissage ont été réalisés pour optimiser le phénomène de retour élastique [23].

[Jérôm 2009]: «Contribution A L'analyse Du Retour Elastique En Emboutissage». Détermination du coefficient de lankford r par caractérisation des tôles avec des éprouvettes de traction découpées en trois directions. Modélisation de comportement des matériaux avec des lois d'érouissage classique (Ludwick, Voce, Hockett-Sherby) et optimisation de ces lois à partir d'une modélisation par la méthode de moindres carrés. Détermination de CLF selon Nakazima où les mesures des déformations sont effectuées par ICASOFT. Rhéologie des tôles sous sollicitations alternées (Flexion alternée), modélisation du comportement des tôles en pliage dépliage par les lois élastoplastique isotrope de Von Mises et de plasticité anisotrope de Hille. Identification de la contribution cinématique de l'érouissage puis une simulation par logiciel dynamique explicite PamStamp de l'essai de cisaillement et de l'essai de mise en forme des pièces en U [24].

[Rabahallah 2007]: « Modélisation de l'anisotropie plastique et application à la mise en forme des tôles métalliques ». - Il a déterminé expérimentalement le coefficient d'anisotropie et la contrainte d'écoulement à partir des essais de traction uniaxial, traction équi-biaxiale et de

cisaillement simple. - Les modélisations classiques de l'anisotropie plastique ont été effectuées par le modèle micromécanique (Taylor Bishop Hill). Il a présenté les principaux aspects numériques liés à l'implantation d'une loi de comportement élastoplastique (Simulation du rail en S avec et sans le sous-programme Umat par le logiciel Abaqus). Une analyse de l'influence du maillage et du type d'éléments finis sur les simulations numériques a été faite [25].

[HADDAG 2007]: « Contribution à la modélisation de la mise en forme des tôles métalliques : application au retour élastique et à la localisation ». Il a étudié l'effet de changement de trajets de déformation les plus connus (l'effet Bauschinger), où il est obtenu que le modèle microstructural de Teodosiu-Hu pour la description de l'évolution de structures planaires de dislocations persistantes (SPDP) et leur contribution à l'écroutissage capable de reproduire l'effet Bauschinger. La modélisation de l'anisotropie plastique initiale est établie par la surface quadratique de Hill 48. Modélisation de d'endommagement par le modèle de Lemaitre et application du critère de localisation de la bandes de cisaillement développé par Rice pour le traçage de la courbe CLF, puis l'implantation du critère de localisation de Rice dans des codes de calcul par éléments finis (Abaqus/Standard) [26].

[AZAOUZI 2007]: « Modélisation et optimisation numérique de l'emboutissage de pièces de précision en tôlerie fine ». L'objectif de ce travail est l'optimisation du contour et des outils d'emboutissage par compensation du retour élastique. La démarche numérique s'articule principalement autour de trois logiciels de simulation par éléments finis d'emboutissage : Stampack, Abaqus et Fast-Stamp- La tôle est modélisée avec des éléments finis de coques introduite par (Flanagan et Belytschko)- La caractérisation du matériau des tôles effectué par l'essai de traction. -La modélisation du comportement élastoplastique du matériau s'effectue par le critère de plasticité isotrope de Von Mises et par le critère anisotrope de Hill.- Estimation de la forme du contour du flan par approche inverse dans le code de calcul basé sur l'approche Inverse Fast-Stamp [27].

[RADJAI 2006]: « Conception et optimisation de surfaces additionnelles dans le procédé d'emboutissage par l'approche inverse ». Emboutissage des tôles minces des pièces des carrosseries d'un matériau considéré élastoplastique isotrope ou anisotrope transverse avec écroutissage isotrope. - Étude des méthodes de résolution du problème d'optimisation mathématique issu de la conception de surface d'habillage en emboutissage- Conception des surfaces additionnelles des pièces en emboutissage semi-automatique (logiciels de simulation-AUTOFORM-Die designer et AUTOFORM GmBH) [28].

[MANACH 2004]: « Lois de comportement et mise en forme des matériaux métalliques ». - Détermination de comportement élastoplastique en grandes transformations, - Détermination des paramètres de la loi de Hocket-Sherby pour décrire l'écroutissage isotrope et ceux du critère de Barlat en tenant compte l'anisotropie. - Mettre en évidence l'influence de la loi de comportement sur la réponse du matériau au cours d'essais d'emboutissage et de pliage.- Etude expérimentale/Simulation numérique de l'emboutissage inverse. - Les simulations numériques sont effectuées avec les codes de calcul DD3IMP et Abaqus. - Le phénomène de retour élastique a été étudié expérimentalement et par simulation numérique avec l'utilisation de trois modèles d'écroutissage. -Étudié le comportement des deux nuances d'acier inoxydable austénitique en écroutissage et leurs conséquences sur l'emboutissabilité [29].

[LEJEUNE 2002]: « Modélisation et simulation de striction et de plissement en emboutissage de tôles minces et hydroformage de tubes minces ». - Caractérisation numérique des défauts de striction localisée et de plissement lors des procédés d'emboutissage et d'hydroformage de tôles minces - Analyse linéaire de la stabilité de striction localisée et de plissement effectuée par la méthode de Nordlund et Haggblad.- Simulations numériques des procédés d'emboutissage et d'hydroformage [30].

[SÖNMEZ 2005]: « Investigation of the deepdrawability of steel and aluminum sheets by finiteelement simulation ». Cette étude a pour objectif le développement des paramètres de processus pour des tôles d'aluminium et en acier par simulation en EF par l'utilisation d'un code commerciale dynamique- explicite PAM-STAMP. Les résultats de la simulation sont comparés avec des expressions analytiques, puis une vérification expérimentale par comparaison entre l'emboutissage de l'acier doux et de l'aluminium a été faite [31].

[GOEL 2006]: « Blank Optimization in Sheet Metal Forming Using Finite Element Simulation». Optimisation de l'emboutissage des godets profonds et d'autres formes contre l'apparition des défauts causés par l'anisotropie et du frottement du flan entre poinçon/ matrice- Une méthode EF Explicite non-linéaire a été utilisée par le code LSDYNA pour optimiser la géométrie du flan, du poinçon et de la matrice d'une opération d'emboutissage d'un l'acier doux [32].

[HEMATIAN 2000]: « Finite Element Modeling of Wrinkling during Deep Drawing of Pressure Vessel End Closures (PVECs) ». L'objectif de cette étude est d'examiner la formation de plissement lors de l'emboutissage des godets profonds. En outre, des essais expérimentaux ont été effectués dans des conditions similaires afin d'évaluer l'impact de l'outil et de la matière du flanc sur l'apparition des plis par MEF. Analyse de la sensibilité de l'emboutissage aux différents facteurs ; épaisseur de la tôle, géométrie du poinçon et de la matrice, ainsi que du coefficient d'érouissage [33].

[ARANDA 2004]: « Etude thermomécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'Usibor 1500 ». Il a Utilisé deux logiciels: Forge 3 qui est un logiciel implicite et Abaqus dans sa version explicite pour simuler l'emboutissage à chaud, afin de réaliser un calcul thermomécanique et le valider via des comparaisons avec des essais expérimentaux d'emboutissage (Hémisphérique et semi-industriels pied milieu) [34].

[BAGHER 2010]: « Analyse et identification de comportement mécanique d'acier à effet TRIP à partir de mesures de champ cinématique». Ce travail constitue une contribution à la compréhension de l'effet TRIP (Transformation Induced Plasticity) sur le comportement élastoplastique des aciers. Ce travail a été consacré à l'analyse du comportement de trois aciers à effet TRIP et à l'identification des paramètres pilotant leur comportement. Les essais mécaniques qui ont été réalisés sont: Essais monotones, essais séquentiels, essais hétérogènes et essais d'emboutissage en vue de l'identification du comportement élastoplastique. Deux modèles de comportement élastoplastique ont été analysés et implémentés dans le code de calcul EF Abaqus [35].

[DECULTOT 2009]: « Formage incrémental de tôle d'aluminium : étude du procédé à l'aide de la mesure de champs et identification de modèles de comportement ». Une étude de la formabilité et de l'emboutissabilité des tôles d'alliage d'aluminium a été réalisée. Plusieurs méthodes d'identification des paramètres des critères de plasticité (Hill48, Hill90 et Barlat) et ceux des lois d'érouissage isotrope ont été mises en œuvre pour modéliser le comportement

élastoplastique anisotrope des tôles étudiées. Une simulation par éléments finis d'une trajectoire simple en formage incrémental a été réalisée et comparée avec les résultats expérimentaux [36].

[CHARTREL 2016]: « Analyse et optimisation des procédés de formage de pièces en alliage de Titane ». La thèse a pour objectif de mettre en place: - Une modélisation numérique du procédé d'emboutissage du titane à chaud et à froid à l'aide du logiciel de mise en forme par éléments finis Forge® utilisée afin de simuler les essais d'emboutissage de godet à fond plat ainsi que de pièces industrielles.- Optimisation des processus de formage à partir de l'optimisation de la géométrie ;ensuite une analyse numérique sur la sensibilité des résultats d'une simulation d'emboutissage par rapport aux paramètres de la loi de comportement a été effectuée [37].

[BAUDARD 2010]: « Simulation du comportement mécanique des alliages de titane pour les procédés de mise en forme à froid ». L'objectif de la thèse est d'avoir un outil permettant la simulation de formage des pièces industrielles en alliage de titane pur. Une modélisation de comportement plastique du matériau a été réalisée, avec la mise en place d'une formulation anisotrope élastoplastique a été décrite. La formulation anisotrope choisie a été implémentée dans un logiciel de calcul éléments finis Forge [38].

[HENRARD 2008]: « Numerical Simulations of the Single Point Incremental Forming Process». Donne une compréhension complète sur la littérature de processus de formage incrémental. Une approche de modélisation du contact entre un élément et l'outil de formage lors des simulations dans une stratégie explicite dynamique a été développée et testée de manière approfondie. Une comparaison détaillée de l'influence de différents paramètres des éléments finis sur les résultats des simulations a été réalisée, notamment en ce qui concerne le choix entre l'utilisation des stratégies implicites et explicites et l'utilisation de la mise à l'échelle de masse pour réduire le temps de calcul [39].

[TUDOR 2009]: « Mise en forme des tôles métalliques: interactions entre modélisation du comportement et simulation du procédé». Cette étude s'intéresse à la modélisation et la simulation de la mise en forme des tôles métalliques minces. Des essais de traction ont été classiquement utilisés pour définir les coefficients d'anisotropie où ils ont été comparés les temps de calcul correspondants à la simulation de deux cas de mise en forme par Abaqus/standard avec la routine UMAT (potentiel quadratique dual du critère de Hill'48). Simulation d'emboutissage en oméga, avec plusieurs modèles d'écrouissage, afin de prédire le retour élastique et limites de formage [40].

[DRĂGHICI 2017]: « Contributions à l'optimisation de certaines caractéristiques constructives des pièces réalisées par déformation plastique à froid ». Une méthodologie a été développée afin d'estimer la faisabilité des pièces avec les bords extérieurs à collerettes à contour curviligne convexe et concave. En outre, une méthodologie a été appliquée pour adapter la méthode de surface de réponse et obtenir des modèles d'estimation des caractéristiques des collerettes, afin d'optimiser les caractéristiques géométriques de la collerette aux bords des pièces [41].

[FROMENTIN 1998]: « Etablissement d'un critère de striction intrinsèque des tôles et validation numérique par simulations d'emboutissage ». Cette étude s'appuie sur une approche de localisation en présence d'un défaut d'épaisseur, dans laquelle un nouveau modèle de plasticité orthotrope en contraintes planes est utilisé. La détermination des limites de formage pour des chemins de déformation linéaires et complexes. Les simulations effectuées ont conduit à proposer des expressions analytiques des limites de formage obtenues. Test des prévisions de ce critère analytique dans des simulations d'emboutissage par le code de calcul Abaqus [42].

8.2. Travaux de recherches; Publications

Des recherches effectuées pour la caractérisation de l'anisotropie plastique des matériaux par des essais de traction uniaxiale, dont celles de Xue et al qui ont effectué une caractérisation de l'anisotropie plastique du matériau par un essai de traction uniaxiale pour la modélisation d'un acier biphasé destiné à l'emboutissage [43]. Pacheco et al ont effectué une caractérisation du matériau par des essais de traction uniaxiale, afin d'étudier l'emboutissage multi-passes par simulation numérique avec une validation expérimentale [44]. Masoud et al ont caractérisé l'anisotropie du matériau à partir d'un essai de traction, afin d'optimiser la force exercée par le poinçon et la distribution de l'épaisseur du flan en emboutissage [45]. Irthia et Green ont effectué une caractérisation de l'anisotropie plastique du matériau par des essais de traction suivant les trois directions 0° , 45° et 90° par rapport au sens de laminage pour une évaluation expérimentale et par simulation numérique de micro emboutissage [46]. Rao et al ont travaillé sur une analyse numérique de l'effet de différents paramètres en emboutissage sur la limite à la rupture d'un godet [47]. Maria et al ont effectué une caractérisation du matériau et une étude de validation d'une modélisation de la rupture ductile en emboutissage [48]. Ma et al ont proposé un critère de rupture ductile étendu pour étudier la limite de formage de la tôle en acier, les essais de traction de Nakajima sont utilisés pour étudier le mécanisme de rupture et valider le critère [49]. Prasad et al ont effectué une analyse des microstructures, des limites de formage et des défaillances des tôles pour la fabrication de composants aérospatiaux [50].

L'opération de mise en forme par emboutissage peut rencontrer plusieurs problèmes causés par l'instabilité plastique du matériau qui influent intensivement sur la qualité du produit emboutie, à savoir la striction et la rupture. Des recherches effectuées pour la limite de formage des matériaux, dont celles de Keeler a introduit le diagramme de limite de formage (DLF), déterminé empiriquement pour décrire les états de déformation, connu sous le nom de courbe de Keller-Goodwin, sur la base des déformations majeures et mineures [51]. Nathalie et Jean-Claude ont étudié l'influence des propriétés macroscopiques et microscopiques sur la striction des tôles métalliques [52]. Le problème de la striction et de la rupture a été étudié par Doege et EI-Dsoki qui ont déterminé deux types de fissures dans le processus d'emboutissage par investigation expérimentale et numérique [53]. De même; Jain et al. ont déterminé expérimentalement la courbe limite de formage à la striction et à la rupture, en utilisant un critère de rupture ductile pour prédire la limite à la rupture des tôles d'aluminium pour automobiles [54]. Torkar et al. ont déterminé l'effet de l'interface particule de cémentite/matrice ferrite sur la formation des microfissures et son influence sur la capacité de l'acier à faible tenue de carbone à l'emboutissage [55]. Des critères, et des modèles ont été proposés afin de servir le progrès scientifique dans le domaine de mise en forme. Boussaid et al. ont mis au point un critère de striction pour l'emboutissage des toles XES, avec validation numérique [6]. Bolin Ma et al. ont proposé un critère de rupture ductile afin de prédire la courbe limite de formage à la rupture. [56]. Butuc et al. ont présenté une validation expérimentale d'un nouveau modèle de prédiction de la courbe limite de formage sous des chemins de déformation linéaires et complexes [57].

L'étude du champ de contrainte et de déformation par la détermination de la courbe limite de formage prend sa place aussi, dans les travaux de Matin et al. ont proposé une méthode de calcul de champ de contraintes d'une limite de formage correspondant à la striction locale des tôles métalliques [58]. Thomas et Yoon ont déterminé la courbe limite de formage basée sur le champ déformation et de contrainte, où ils ont étudié les paramètres dépendant de la déformation

non linéaire [59]. Plusieurs études ont été effectuées afin d'évaluer et analyser la formabilité des tôles métalliques. Li et al. ont développés une méthode d'évaluation de la formabilité des tôles suite au point du chemin de déformation du matériau, appliqué à la courbe limite de formage (CLF) dans le processus de formage industriels [60]. Kumar a abordé l'analyse des diagrammes limites de formation déterminés expérimentalement afin d'évaluer la formabilité de cinq tôles d'acier à faible teneur en carbone pour un emboutissage extra-profond [61]. Aghaie-Khafri et Mahmudi ont présenté une méthode analytique de prédiction de la courbe limite de formage avec une analyse par comparaison théorique expérimentale de la limite de déformation biaxiale de deux alliages d'aluminium [62]. Surajit a contribué à la détermination de la courbe limites de formage sur la base des déformations et des contraintes par analyse théorique de plusieurs critères d'instabilité pour plusieurs alliages d'aluminium et d'acier [63].

L'étude de l'opération de mise en forme et des paramètres d'emboutissage par simulation numérique occupe un très large espace dans les recherches scientifiques actuelles car elle permettant de remplacer au moindre frais les essais mécaniques [64] [65] [66]. La simulation de l'emboutissage et la modélisation du comportement mécanique du matériau ont été effectuées à différentes géométries des emboutis afin d'étudier les interactions outillages-tôle en fonction des paramètres de mise en forme, comme l'emboutissage d'un godet [67], l'emboutissage hémisphérique [68] et l'emboutissage carré à fond plat [69]. La distribution des contraintes et des déformations a pris de l'ampleur dans l'étude de ce procédé [70] [71]. D'autres études concernant l'amincissement et la striction au cours de la mise en forme ont été développées [72]. Aussi d'autres recherches ont été rapportées sur le critère de Hill 48 pour la modélisation de l'anisotropie plastique des matériaux [73] [74].

Plusieurs travaux de recherche ont été effectués en vue d'optimiser le procédé d'emboutissage, dont celles de Quichong et al. ont proposé une nouvelle méthode d'optimisation des procédés de mise en forme des tôles métallique basée sur un modèle de contrôle d'apprentissage itératif [75]. Hofmann a optimisé la formabilité du flan en alliage d'aluminium pour le processus d'emboutissage [76]. Mostafapour et al. ont appliqué la méthode de surface de réponse pour optimiser les paramètres de serre flan dans le processus d'emboutissage, cette méthodologie a pour développer un modèle statistique de second ordre qui montre la relation entre la profondeur d'emboutissage et les variables d'entrée (fréquence du serre-flan, amplitude du mouvement du serre-flan et vitesse du mouvement du poinçon) [77]. Boogaard et al. ont optimisé par simulation numérique et validé par expérimentation l'emboutissage d'un montant central avec une variation de la force du serre flan et de la forme du flan [78]. Le Port et al. ont optimisé par un modèle en 3D de simulation numérique la formabilité par emboutissage du titane commercialement pur [79]. Biswajit et al. ont optimisé les paramètres de recuit pour améliorer la formabilité de l'acier à l'emboutissage extra profond [80]. Lee et park ont optimisés les paramètres structurels et de processus de mise en forme des tôles métalliques [81]. Torbjörn et al. ont présentés une introduction simple et facilement compréhensible à l'optimisation expérimentale par la conception des plants d'expériences factoriels et fractionnels [82]. Lee et al. ont effectué une optimisation des paramètres structurels dans le procédé de mise en forme des tôles métalliques [83]. Sandeep et al. ont optimisé les paramètres du processus d'emboutissage au cours de la mise en forme d'un godet cylindrique [84]. Kishor et al. ont optimisé la forme initiale du flan pour minimiser les cornes l'emboutissage par la méthode des éléments finis [85]. Sattari et al. ont optimisé les contours du flan des emboutis compliqués, dont le flan carrée, utilisé pour

produire des godets dans le processus d'emboutissage [86]. Gantar et al. ont optimisé par simulation numérique les paramètres d'entrée pour la plus grande stabilité du processus d'emboutissage lors de la mise en forme d'un godet rectangulaire [87]. Feng et al. ont optimisé la variation de la force du serre-flan dans le processus d'emboutissage en fonction d'un modèle de régression, la validation de cette approche a été examinée par comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux [88]. Kuo et al. ont optimisé la conception d'un poinçon par la méthode Taguchi pour un processus d'emboutissage [89]. Watiti et al. ont optimisé les paramètres du processus d'emboutissage par le développement d'une méthodologie expérimentale et par simulation numérique pour la détermination de la limite de formage [90]. Padmanabhan et al. ont optimisé par simulation numérique le processus d'emboutissage, le plan d'expériences factoriel fractionnaire de Taguchi [91]. Kitayama et al. ont optimisé la forme du flan et la force du serre flan pour améliorer la formabilité d'un godet cylindrique [92] [93] [94].

9. Conclusion

Ayant passé en revue, une recherche bibliographique, riche en informations sur les travaux réalisés auparavant dans le domaine de la mise en forme, où des théories et des lois en découlent, cette partie ne prétend pas avoir survolé tout l'espace des travaux réalisés, mais a permis néanmoins de parcourir les travaux essentiels effectués dans le domaine, et être informé les nouveautés apportées à cet axe de recherche. Ce qui nous aidera dans la suite de l'étude de comprendre les notions relatives à l'emboutissage, structurer notre travail, cerner notre objectif en vue d'apporter une contribution à la recherche dans le domaine. Ce chapitre nous permettra aussi d'entamer d'une façon méthodologique notre étude, et de planifier nos travaux de recherche expérimentale et de simulation numérique.

Ces travaux sont souvent décomposés en étude expérimentale, en modélisation analytique et en modélisation numérique, et souvent les deux ou les trois combinées, en résumé, en études phénoménologiques empiriques et numériques.

Conformément, ce chapitre a comporté une synthèse bibliographique effectuée, sur la base d'articles, de thèses et de documents scientifiques jugés en rapport avec le travail.

CHAPITRE II

CONDUITE EXPÉRIMENTALE

Partie I. ESSAIS DE TRACTION

Partie II. ESSAIS D'EMBOUTISSAGE

Partie 1. Essais de traction

1. Introduction

La caractérisation a pour objet de déterminer les caractéristiques mécaniques des matériaux. Ainsi, des essais de traction uniaxiale ont été réalisés, sur des éprouvettes prélevées de la tôle suivant trois directions 0° , 45° et 90° par rapport au sens du laminage et en fonction de trois vitesses de traction 50, 100 et 150 mm/min. En un premier lieu, et en vue de la détermination de la microstructure du matériau et de la direction de laminage, une métallographie de la structure est effectuée. Dans un second temps, un découpage des échantillons ébauches à partir de deux tôles à deux nuances du matériau suivi par un usinage de la géométrie finale des éprouvettes ont été effectués. Les essais sont réalisés sur une machine de traction Zwick/Roell Z050 à la température ambiante.

Les résultats sont représentés dans des courbes qui présentent chacune des caractéristiques mécaniques des matériaux en fonction de trois vitesses de traction et suivant trois directions par rapport au sens du laminage, afin de mettre en évidence l'interaction des caractéristiques mécaniques des matériaux avec cette fonction. Ainsi, des courbes de traction contrainte vraie-déformation vraie sont obtenues avec la planification des essais citée précédemment ont été représentées, et ont permis l'évaluation du comportement élastoplastique et anisotrope des tôles laminées à étudier.

2. Choix des matériaux

La gamme des aciers s'inscrit dans une norme européenne selon le procédé d'obtention de ces matériaux. Les aciers pour emboutissage et pliage à froid concernent la classe des aciers doux (teneur en carbone comprise entre 0.02% et 0.25%) qui sont actuellement les plus utilisés en mise en forme. L'entreprise, à la recherche de matériaux pouvant satisfaire ses besoins, et offrant la meilleure emboutissabilité, change souvent de fournisseurs. Deux matériaux de même classe de haute formabilité obtenus suivant deux modes de laminage différents ont été acquis par l'entreprise. Le premier laminé à chaud de nuance DD14 et le deuxième laminé à froid de nuance DC04. Ces matériaux ont été fournis par l'entreprise qui utilise ces deux aciers pour la fabrication d'un ensemble de produits emboutis.

Ces matériaux proviennent d'une gamme de matériaux ductiles conçus pour un emboutissage profond, dont la dénomination en norme européenne est la norme EN 10130 pour le premier, et la norme EN 10111 pour le deuxième, et qui présentent pratiquement les mêmes caractéristiques en traction, comme il sera déduit au cours de nos essais de traction. Cependant, pour pouvoir juger de l'emboutissabilité de ces deux nuances, une série d'essais expérimentaux de traction et d'emboutissage est nécessaire, en vue de déduire le meilleur des deux en matière d'emboutissabilité. Ainsi, l'idée du sujet est née et qui fait l'objet de notre étude.

Les compositions chimiques et caractéristiques mécaniques de ces matériaux fournis à la réception des tôles se présentent comme suit :

Tableau 2.1: Composition chimique et caractéristiques mécaniques des 2 matériaux

Nuance	Caractéristiques mécaniques					Composition chimique % max		
	Re [MPa]	Rm [MPa]	A90 (%)	r ₉₀	n ₉₀	C	Mn	Si
DD14 (EN 10111)	220-280	320-370	33	-	-	0,08	0,35	0,03
	Re [MPa]	Rm [MPa]	A90 (%)	r ₉₀	n ₉₀	C	Mn	Si
DC 04 (EN 10130)	180-230	280-360	34	1,3	0,17	0,10	0,50	0,10
	Re [MPa]	Rm [MPa]	A90 (%)	r ₉₀	n ₉₀	C	Mn	Si

Les essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes prélevées de la tôle des 2 matériaux suivant trois directions par rapport au sens de laminage et compte tenu de trois vitesses de traction. L'exploitation des résultats de l'analyse métallographique renseigne sur l'anisotropie du matériau. Les résultats obtenus, dont les caractéristiques mécaniques des deux matériaux, et la déduction de courbes se rapportant aux 2 matériaux, nous permettent de comparer l'emboutissabilité et le comportement des 2 matériaux en mise en forme. L'ensemble du travail expérimental nous permet d'apporter une valeur ajoutée à la caractérisation du matériau et l'analyse de son comportement plastique au cours de l'emboutissage, et par conséquent la réussite d'une opération d'emboutissage sans instabilité.

3. Analyse Métallographique

Une métallographie de la structure est nécessaire, afin de permettre la détermination de la microstructure du matériau, la nature de la structure, les phases, le type d'inclusions et la direction de laminage.

3.1. Préparation des échantillons

Les échantillons sont prélevés de la tôle à froid afin de conserver ses propriétés. L'enrobage de l'échantillon s'effectue à froid avec des résines époxy qui subira un pré-polissage suivi par un polissage de finition. Afin de révéler la microstructure des matériaux, les échantillons sont soumis à une attaque chimique de surface par un réactif de solution alcoolique nitrique (NITAL), (Fig.2.1).



Fig.2.1: Les échantillons après enrobage, polissage et attaque chimique de surface.

a) le matériau DD14

b) le matériau DC04

3.2. Résultats de l'observation microscopique

L'observation montre un acier ferritique avec des grains à différentes tailles (Fig.2.2-a) avec un acier austénitique (Fig.2.2-b). On remarque l'apparition de carbures (C) et d'inclusions de soufre (S) dans les joints de grains. Le sens de laminage est indiqué suivant le sens de dilatation des grains. L'observation métallographique est réalisée par un Microscope Nikon Eclipse LV100ND, avec un grossissement de 100x, (Fig.2.2).

- La longueur utile L_0 qui doit être égale à cinq fois la largeur. Il est important de maintenir ce rapport constant de façon à obtenir des allongements à la rupture comparables. Pour comprendre cette exigence, il convient d'examiner l'hétérogénéité de la déformation qui se produit au moment de la striction.

La figure 2.4 présente la géométrie des éprouvettes proposées par le laboratoire pour des essais de traction sur la machine Zwick pilotée par ordinateur [95].

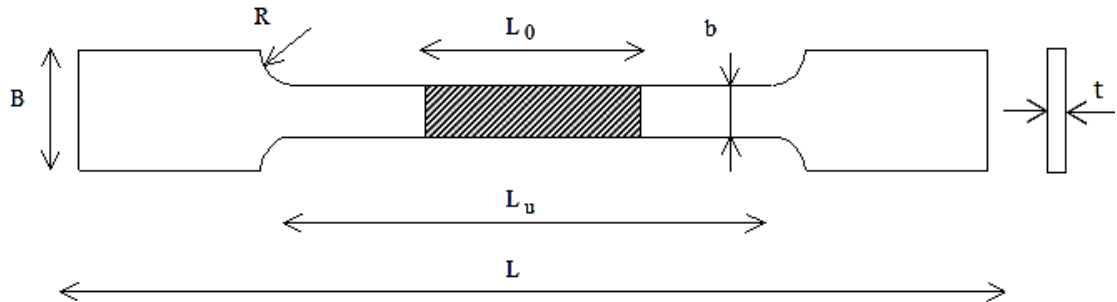


Fig.2.4: Géométrie de l'éprouvette de traction NF A 03-151.

Avec :

- L = longueur totale de l'éprouvette = 125 mm
- B = largeur de l'éprouvette = 20 mm
- t = épaisseur = 1 mm
- L_u = longueur utile de l'éprouvette = 50 mm
- b = largeur utile de l'éprouvette = 10 mm
- L_0 = longueur de l'extensomètre = 20 mm
- R = rayon de courbure = 10 mm

Afin d'obtenir une forme ébauche de l'éprouvette, un découpage des échantillons a été effectué à partir de deux tôles pour les deux nuances avec des dimensions supérieures à celle de l'éprouvette.

Le traçage des éprouvettes suivant les trois directions 0° , 45° et 90° par rapport au sens de laminage est présenté ci-dessous (Fig.2.5) :

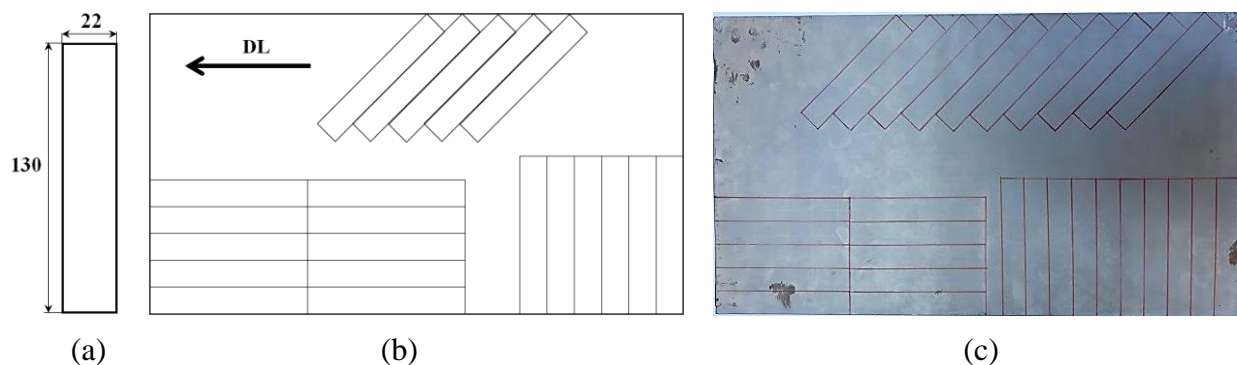


Fig.2.5: Préparation des éprouvettes.

a) Dimensions à découper b) Dessin de prélèvement des éprouvettes c) Traçage sur la tôle

Le découpage des éprouvettes est effectué par une Cisaille Guillotine HACO TS306; hydraulique (Fig.2.6).



Fig.2.6: Cisaille Guillotine HACO TS306.

Une fraiseuse verticale type (UW10) (Fig.2.7) est utilisée pour le surfacage des bords de la largeur (Fig.2.8) et l'usinage de la partie utile des éprouvettes (Fig.2.9). Les opérations ont été réalisées sur dix éprouvettes à la fois à partir d'un dispositif de maintien construit spécialement à cette opération (Annexe).



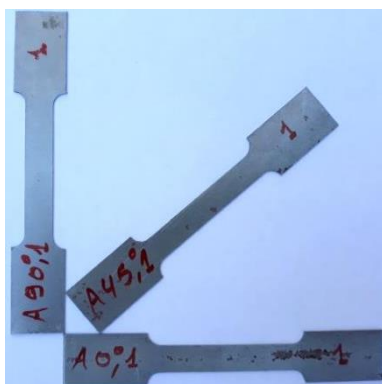
Fig.2.7: Fraiseuse verticale



Fig.2.8: Surfacement des bords



Fig.2.9: Usinage de l'éprouvette.



(a)



(b)

Fig.2.10: Codification des éprouvettes.

a) Matériau laminé à chaud

b) Matériau laminé à froid.

L'abréviation [A 0°, 1] marquée sur l'éprouvette désigne :

- A : Matériau laminé à chaud. B : Matériau laminé à froid
- 0°, 45° et 90° : Angles de direction.
- 1 : Numéro de l'éprouvette.

On a marqué chaque éprouvette en trois points, au centre et aux extrémités de sa partie utile, afin de bien localiser les mesures de la largeur et de l'épaisseur dans la zone de rupture. Cette idée peut nous amener à un calcul plus précis du coefficient d'anisotropie r , (Fig.2.11).

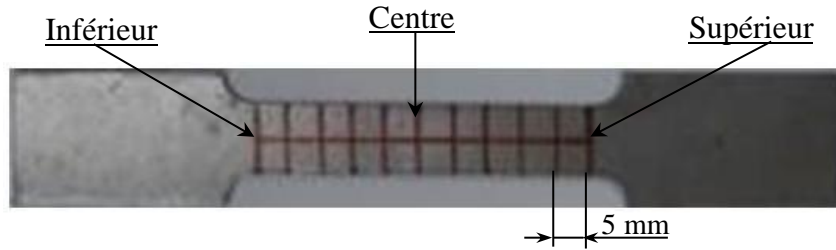


Fig.2.11: Les trois zones de mesure.

4.2. Réalisation des essais

Les essais de traction ont été planifiés en fonction de trois facteurs expérimentaux, qui sont respectivement, trois vitesses de traction, des éprouvettes obtenues suivant trois directions par rapport au sens du laminage des tôles et deux nuances du matériau. Les éprouvettes ont été codées par A pour le matériau laminé à chaud et B pour le matériau laminé à froid. En fonction de la planification présentée dans le tableau 2.2, les essais ont été réalisés.

Tableau 2.2: Planification des essais de traction uniaxiale.

Matériaux	DD14			DC04		
Angle de direction θ [°]	0	45	90	0	45	90
Vitesse [mm/min]	50					
	100					
	150					

Les figures 2.12 et 2.13, présentent deux éprouvettes après l'essai de traction uniaxiale. La première figure présente une éprouvette obtenue suivant le sens de laminage 0° de l'acier laminé à chaud A subissant une traction à une vitesse $v=50$ mm/min et deuxième présente une autre éprouvette de l'acier laminé à froid B suivant la direction 45° par rapport au sens de laminage en fonction d'une vitesse de traction $v=100$ mm/min.



Fig.2.12: Eprouvettes [A0°,3]
à ($v=50$ mm/min)



Fig.2.13: Eprouvettes [B45°,5]
à ($v=100$ mm/min)

4.3. Résultats et discussion

4.3.1. Détermination des caractéristiques des matériaux

Les caractéristiques mécaniques conventionnelles R_e , R_m et R_r sont obtenues par l'éditeur de séquence graphique testXpert au cours des essais qui sont effectués en fonction des trois vitesses de traction sur des éprouvettes obtenues suivant trois directions par rapport au sens de laminage des tôles métalliques en acier laminé à chaud et en acier laminé à froid. L'allongement à la rupture de l'éprouvette de traction $A\%$ mesurée et calculée expérimentalement $(L-L_0)/L_0$. Les coefficients d'érouissage n et de résistance K sont calculés par la loi de Hollomon à partir de la zone plastique de la courbe rationnelle.

Tableau 2.3: Caractéristiques mécaniques des matériaux DD14 et DC04.

	Matériau de la Tôle "DD14"							Matériau de la Tôle "DC04"					
	V	A%	Re	Rm	Rr	n	K	A%	Re	Rm	Rr	n	K
0	50	0,30	285,60	354,83	118,17	0,26	655,76	0,29	200,30	343,76	202,21	0,28	615,9
	100	0,31	275,13	347,83	257,29	0,24	622,28	0,28	204,70	352,33	238,47	0,28	663,08
	150	0,278	283,69	364,57	246,16	0,26	672,83	0,28	207,78	343,76	291,47	0,28	649,95
45	50	0,3	259,47	340,56	240,04	0,24	608,32	0,3	210,43	342,02	220,87	0,29	648,91
	100	0,32	260,36	344,99	219,46	0,24	620,17	0,32	210,078	344,69	235,23	0,29	551,05
	150	0,291	259,06	342,81	262,43	0,27	648	0,30	207,70	341,61	241,74	0,27	623,9
90	50	0,33	250,40	331,78	208,66	0,26	617,26	0,31	226,34	355,57	238,59	0,27	653,53
	100	0,329	248,50	333,67	241,08	0,24	594,48	0,32	214,88	355,30	242,05	0,28	664,6
	150	0,322	248,48	338,85	262,71	0,28	641,23	0,29	204,46	356,46	262,04	0,3	685,67

4.3.2. Caractéristiques mécaniques des deux matériaux

a) La limite élastique R_e

La limite élastique en fonction de trois vitesses 50, 100 et 150 mm/min pour les trois directions 0°, 45° et 90° (Fig.2.14), le matériau DD14 (Fig.2.14-a) enregistre une diminution de la limite élastique en fonction de la croissance de la vitesse de traction suivant la direction de laminage de la tôle, mais une différence négligeable enregistrée suivant la direction 45° et la direction transversal. La figure 2.14-b montre que le matériau DC04 enregistre une stabilité de la limite élastique dans la direction 45° par rapport au sens de laminage et une légère variation de la limite élastique dans le sens de laminage, mais dans le sens transversal une diminution remarquable de la limite élastique a été enregistrée en fonction de l'augmentation de la vitesse de traction.

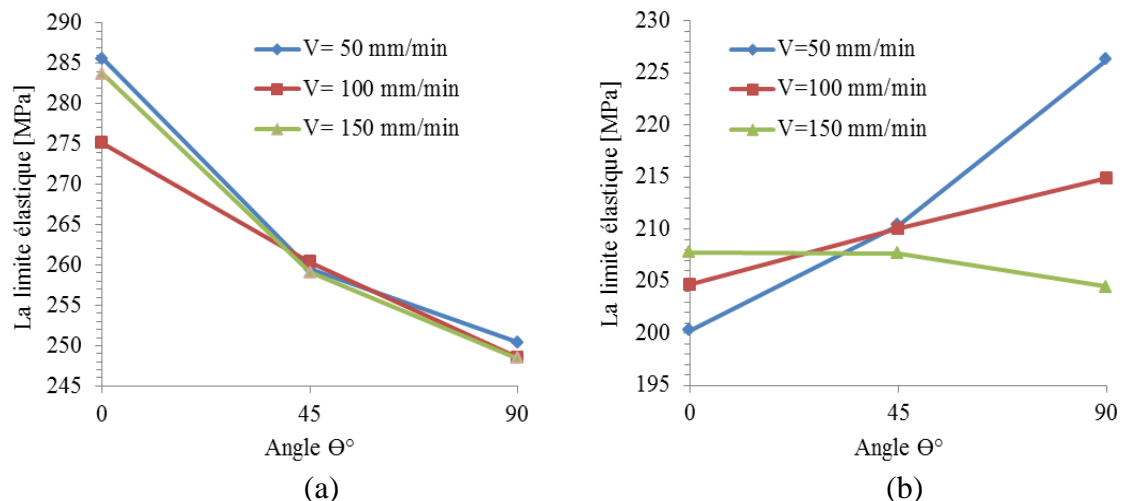


Fig.2.14: La limite élastique R_e en fonction de la vitesse de traction pour les trois directions.

a) DD14

b) DC04

b) La résistance à la traction R_m

La résistance maximale en fonction de trois vitesses 50, 100 et 150 mm/min pour les trois directions 0° , 45° et 90° (Fig.2.15), les matériaux DD14 et DC04 montrent une stabilité de la limite maximale à la traction suivant les directions diagonale et transversale par rapport au sens de laminage en fonction de l'augmentation de la vitesse de traction, avec une variation remarquable de cette limite dans le sens de laminage de la tôle.

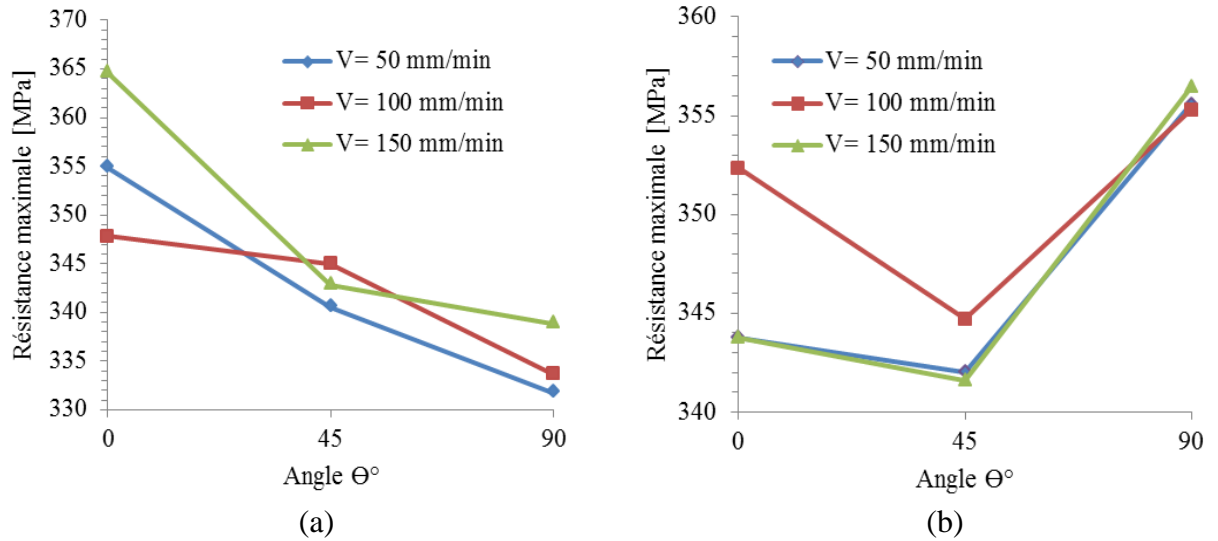


Fig.2.15: La résistance maximale R_m en fonction de la vitesse de traction pour les trois directions.

a) DD14

b) DC04

c) Coefficient d'écroutissage (n)

Le coefficient d'écroutissage suivant les trois directions 0° , 45° et 90° et en fonction de trois vitesses 50, 100 et 150 mm/min ne présente aucune sensibilité. Les résultats montrent que les valeurs du coefficient d'écroutissage du matériau DC04 sont supérieures à celles du matériau DD14 (Fig.2.16). On constate que la variation de la vitesse de traction et de l'orientation du matériau par rapport au sens de laminage n'a aucune influence sur le coefficient d'écroutissage du matériau.

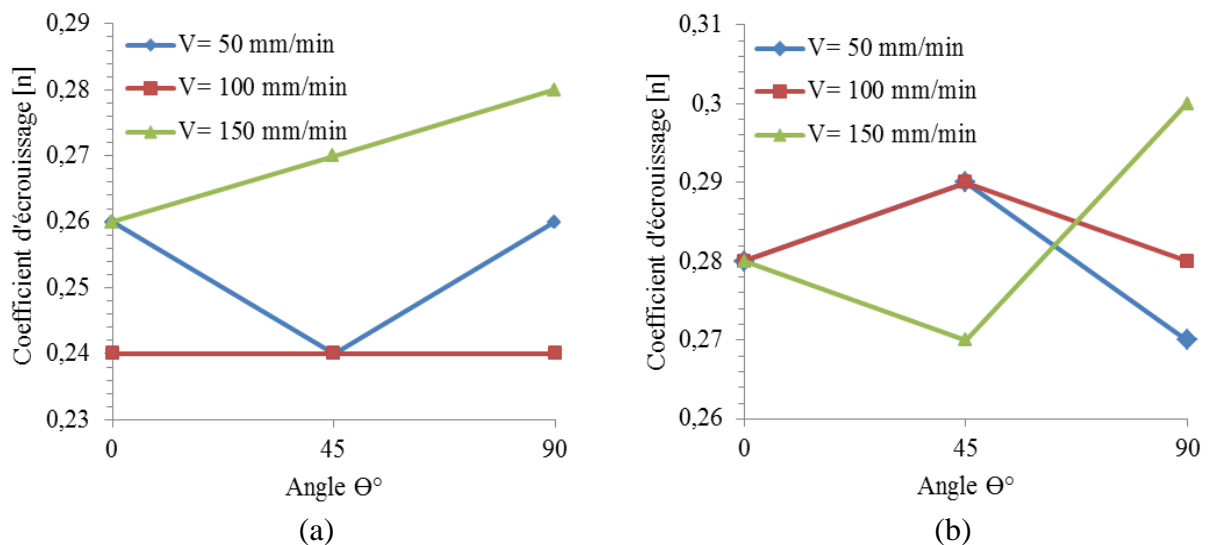


Fig.2.16: Le coefficient d'écroutissage n en fonction de la vitesse de traction pour les trois directions.

a) DD14

b) DC04

d) Coefficient de résistance (K)

Le coefficient de résistance K en fonction de trois vitesses 50, 100 et 150 mm/min pour les trois directions 0°, 45° et 90° (Fig.2.17) présente un intervalle de variation maximal de 50 N.mm⁻¹ pour le matériau DD14 et de 60 N.mm⁻¹ pour le matériau DC04. On constate selon la disposition des points expérimentaux que le coefficient de la résistance des deux matériaux augmente en fonction de la croissance de la vitesse de traction suivant la plupart des orientations du matériau par rapport au sens de laminage.

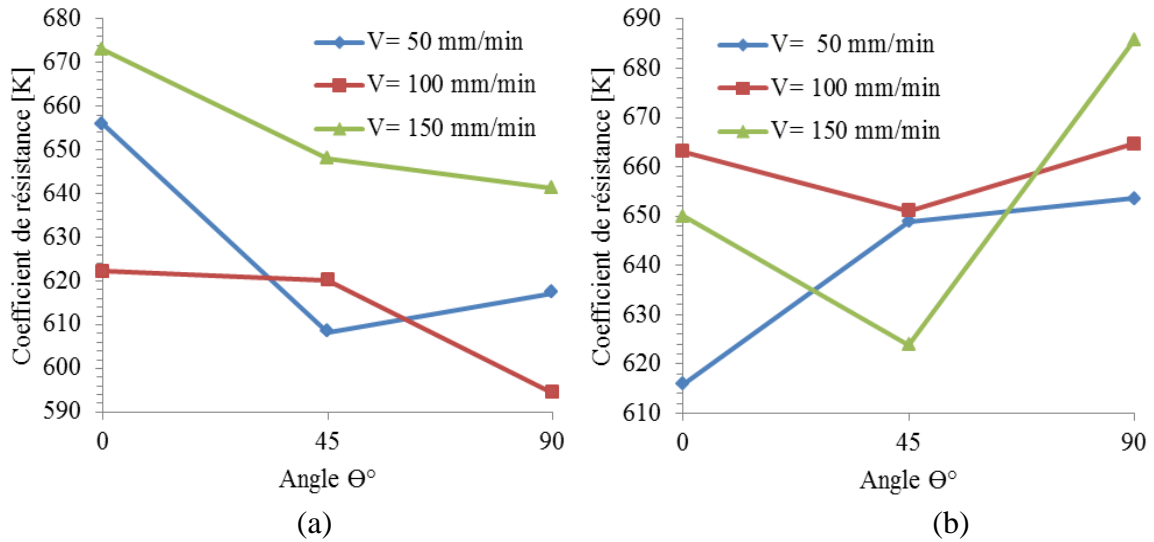


Fig.2.17: Le coefficient de résistance K en fonction de vitesse de traction pour les trois directions.

a) DD14

b) DC04

e) Coefficient d'anisotropie (r)

Les valeurs calculées du coefficient d'anisotropie r pour les deux matériaux en fonction des différentes vitesses de traction sont présentées dans le tableau 2.4. Les valeurs normale et moyenne sont résumées dans le tableau 2.5.

Tableau 2.4: Les valeurs calculées du coefficient d'anisotropie r pour les deux matériaux en fonction des différentes vitesses de traction.

			Largeur et épaisseur avant essai (mm)						Largeur et épaisseur après essai (mm)						rs		rc		ri		r _{moy}		r _{max}	
			bs (i)	bc (i)	bi (i)	as (i)	ac (i)	ai (i)	bs (f)	bc (f)	bi (f)	as (f)	ac (f)	ai (f)										
			ln(bf/bi)/ln(af/ai)																					
A [DD14]	0°	50 mm/min	10,6	10,65	10,7	1	1	1	9,4	7,65	9,8	0,9	0,55	0,9	1,149	0,553	0,833	0,84	1,14					
		100 mm/min	10,25	10,35	10,35	1	1	1	9,1	8,65	9,55	0,85	0,85	0,9	0,732	1,104	0,763	0,86	1,10					
		150 mm/min	10,7	10,7	10,6	1	0,95	0,95	9,65	9,2	9,5	0,85	0,85	0,85	0,635	1,357	0,985	0,99	1,35					
	45°	50 mm/min	10,1	10,15	10,1	0,95	0,95	0,95	9,3	8,2	9,3	0,8	0,7	0,85	0,480	0,698	0,741	0,64	0,74					
		100 mm/min	10,15	10,15	10,1	0,95	0,95	0,95	9,25	8,85	9,3	0,85	0,8	0,85	0,834	0,797	0,741	0,79	0,83					
		150 mm/min	10,15	10,2	10,15	0,95	0,95	0,95	9,1	9,2	9,3	0,8	0,8	0,85	0,635	0,600	0,786	0,67	0,78					
	90°	50 mm/min	10,25	10,25	10,25	0,95	0,95	0,95	9,05	8,9	9,2	0,8	0,8	0,8	0,724	0,821	0,628	0,72	0,82					
		100 mm/min	10,25	10,25	10,25	0,95	0,95	0,95	9,2	8,85	9,05	0,85	0,8	0,85	0,971	0,854	1,119	0,98	1,11					
		150 mm/min	10,2	10,25	10,25	0,95	0,95	0,95	9,05	8,85	9,2	0,8	0,8	0,85	0,696	0,854	0,971	0,84	0,97					
B [DC 04]	0°	50 mm/min	10,2	10,25	10,5	1	1	1	8,8	8,95	9,65	0,85	0,85	0,85	0,908	0,834	0,519	0,75	0,90					
		100 mm/min	10,7	10,45	10,35	1	0,95	1	9,75	9,1	9	0,9	0,85	0,85	0,882	1,243	0,859	0,99	1,24					
		150 mm/min	10,1	10,2	10,45	0,95	1	1	8,65	8,95	9,6	0,85	0,9	0,9	1,393	1,240	0,805	1,14	1,39					
	45°	50 mm/min	10	9,95	10	1	1	0,95	9,1	8,65	8,85	0,9	0,85	0,85	0,895	0,861	1,098	0,95	1,09					
		100 mm/min	9,9	9,9	9,9	0,95	0,95	1	8,9	7,8	8,85	0,85	0,7	0,85	0,957	0,780	0,689	0,80	0,95					
		150 mm/min	9,85	9,85	9,9	1	1	1	8,85	8,2	8,8	0,85	0,8	0,85	0,658	0,821	0,724	0,73	0,82					
	90°	50 mm/min	10,85	10,7	10,6	1	0,95	1	9,9	9,2	9,15	0,95	0,85	0,9	1,786	1,357	1,396	1,51	1,78					
		100 mm/min	10,85	10,7	10,6	0,95	1	0,95	9,9	9,2	9,2	0,9	0,85	0,85	1,694	0,929	1,273	1,29	1,69					
		150 mm/min	10,85	10,65	10,65	0,95	0,95	0,95	9,9	9,35	9,1	0,85	0,85	0,85	0,823	1,170	1,414	1,13	1,41					

a : Epaisseur
b : Largeur

ai: Epaisseur initiale
af: Epaisseur finale
bi: Largeur initiale
bf: Largeur finale

rs: Coefficient d'anisotropie au marquage supérieur
rc : Coefficient d'anisotropie au marquage du centre
ri : Coefficient d'anisotropie au marquage inférieur

Tableau 2.5: Les valeurs calculées du coefficient d'anisotropie normale et de l'anisotropie moyenne.

DD14						DC04					
V= 50 mm/min		V= 100 mm/min		V= 150 mm/min		V= 50 mm/min		V= 100 mm/min		V= 150 mm/min	
rn	Δr	rn	Δr	rn	Δr	rn	Δr	rn	Δr	rn	Δr
0,861	0,239	0,973	0,276	0,975	0,378	1,222	0,249	1,213	0,511	1,112	0,582

Le coefficient d'anisotropie r en fonction de trois vitesses 50, 100 et 150 mm/min pour les trois directions 0° , 45° et 90° (Fig.2.18), montre les plus basses valeurs dans la direction diagonale 45° par rapport au sens de laminage pour les deux matériaux. Les plus grandes valeurs du coefficient d'anisotropie sont obtenues avec le matériau DC04 dans le sens transversal 90° par rapport au sens de laminage. Cependant, les valeurs de r obtenues par le matériau DD14 sont inférieures à celles obtenues par le matériau DC04 en fonction de toutes les vitesses et suivant toutes les directions.

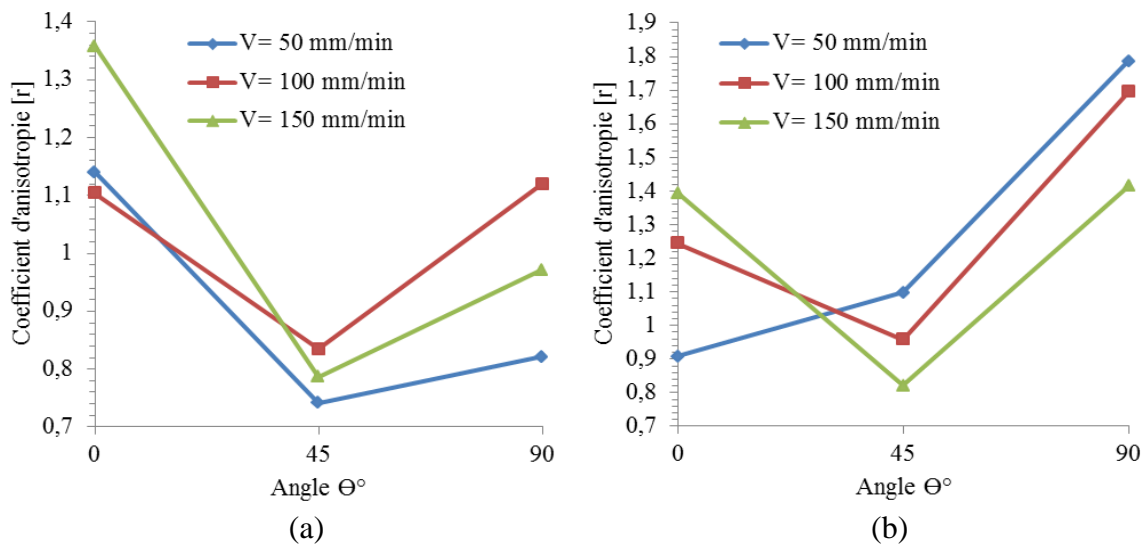


Fig.2.18: Le coefficient d'anisotropie r en fonction de la vitesse de traction suivant les trois directions.

a) DD14

b) DC04

Si le coefficient d'anisotropie est supérieur à 1, les déformations en largeur seront dominantes et la résistance à l'amincissement est plus grande [96]. Pour cela, on a choisi les grandes valeurs obtenues de r pour procéder à une modélisation et une simulation numérique optimales.

Les résultats obtenus par la vitesse de traction de 100 mm/min montrent les plus grandes valeurs du coefficient d'anisotropie pour les deux matériaux suivant les trois directions par rapport au sens de laminage (Tableau 2.6):

Tableau 2.6: Les valeurs maximales du coefficient d'anisotropie r .

θ°	Coefficient d'anisotropie r	
	DD14	DC04
0	1,10403877	1,24366622
45	0,83479095	0,95736455
90	1,11946268	1,69474814

4.3.3. Détermination des courbes contrainte-déformation

Les courbes contrainte-déformation en conventionnel sont obtenues par l'éditeur de séquence graphique testXpert II, puis on a déduit la courbe rationnelle à partir de la détermination de la contrainte vraie (Eq.2.1) et de la déformation vraie (Eq.2.2):

$$\varepsilon_v = \ln(1 + \varepsilon) \quad (2.1)$$

$$\sigma_v = \sigma(1 + \varepsilon) \quad (2.2)$$

ε : Déformation conventionnelle

σ : Contrainte conventionnelle

La figure 2.19 présente une courbes conventionnelle de traction qui a été obtenue avec le matériau DD14 suivant trois directions par rapport au sens du laminage en fonction de la vitesse 100 mm/min.

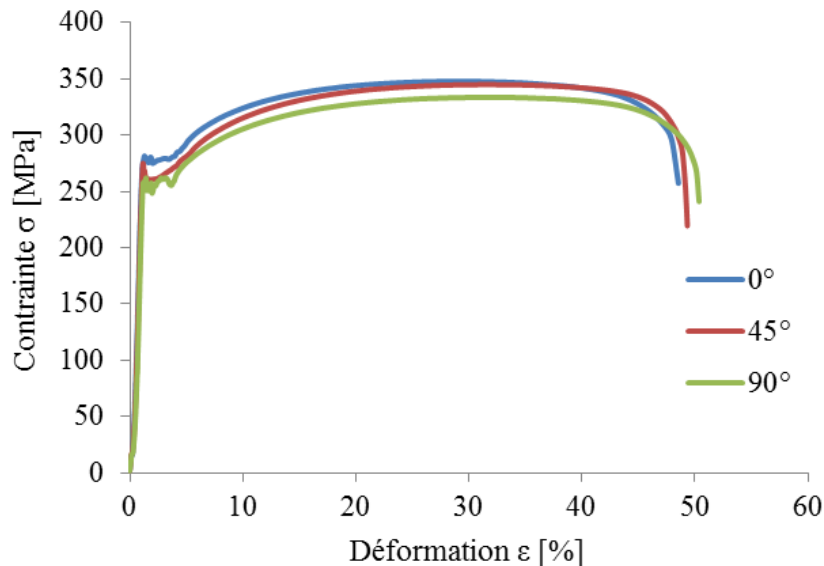


Fig.2.19: Courbe conventionnelle de traction suivant trois directions ($v= 100$ mm/min).

La courbe contrainte-déformation qui présente la bande Piobert-Lüders montre que le comportement mécanique du matériau a une transition élastoplastique hétérogène, où la norme définit une limite élastique supérieure R_{eH} et une limite élastique inférieure R_{eL} . Le palier Lüders est un mécanisme physique des vieillissements par déformation dans les aciers ferritiques qui apparaît sur les tôles laminées sous forme des stries de surface puis se propage à des striction et des ruptures sous certaine sollicitation, ce qui peut influencer une instabilité plastique au cours de la mise en forme.

L'objectif est d'évaluer la sensibilité de chacun des deux matériaux à la vitesse de traction suivant les trois directions respectivement à 0° , à 45° et à 90° , afin d'obtenir le matériau qui présente le meilleur comportement mécanique devant une sollicitation de traction uniaxiale à différentes vitesses. Cette étape a pour but d'atteindre une caractérisation optimale de l'anisotropie d'un matériau d'une tôle obtenue par laminage à chaud et une autre obtenue par laminage à froid.

a) Courbes contrainte-déformation en fonction de la direction pour chaque vitesse

- $v= 50 \text{ mm/min}$.

Les éprouvettes après l'essai sont présentées dans la figure 2.20. Pour le matériau DD14 (Fig.21-a), la courbe contrainte-déformation vraie de l'essai en fonction de la direction de laminage de la tôle présente la plus grande limite élastique avec un grand palier de déformation à la transition élastoplastique, nommé la bande Piobert-Lüders, suivi par la limite élastique par rapport à celle de la diagonale 45° puis de 90° par rapport au sens de laminage . La plus grande résistance à la rupture est présentée suivant le sens de laminage.

Les courbes du matériau DC04 (Fig.2.21-b) montrent une déformation homogène avec un passage élastoplastique progressive et ne présentent pas un palier de déformation. La courbe de l'éprouvette obtenue transversalement par rapport au sens de laminage montre une limite élastique et une résistance à la rupture supérieures a celles obtenues à partir de la diagonale et au sens de laminage de la tôle, qui sont presque superposables.

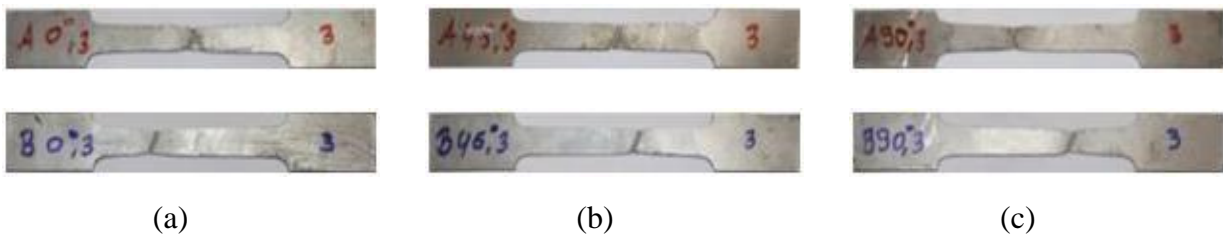


Fig.2.20: Etat des éprouvettes après l'essai

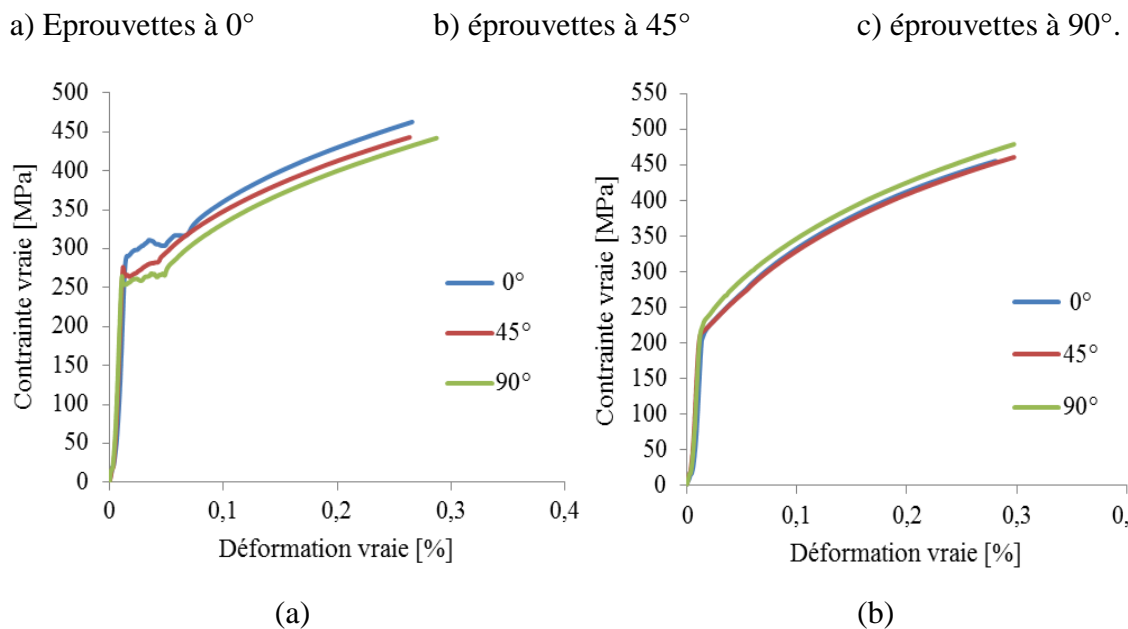


Fig.2.21: Courbes rationnelles de traction suivant les trois directions ($v= 50 \text{ mm/min}$).

a) DD14

b) DC04

Suivant la direction 90° le matériau DC04 montre une meilleure performance plastique, présentée par une croissance uniforme de la tendance plastique, ce qui exprime la bonne résistance à la rupture de ce matériau dans cette direction.

- $v= 100$ mm/min.

La figure 2.22 présente l'état des éprouvettes après l'essai de traction. Les courbes contrainte vraie-déformation vraie des matériaux DD14 et DC04 suivant les trois directions 0° , 45° et 90° sont présentés dans la courbe 2.24. On distingue selon les courbes du matériau DD14 en fonction de la vitesse 100 mm/min suivant les trois directions 0° , 45° et 90° , que le matériau présente une grande limite élastique suivant le sens de laminage, suivie par celle de la diagonale puis par la plus basse de la direction transversale. La plus haute résistance à la rupture du matériau est obtenue dans la direction diagonale, 45° par rapport au sens de laminage (Fig.2.23-a). Cependant, la courbe contrainte-déformation présente une limite élastique très proche entre les trois directions et montre une meilleure résistance à la rupture du matériau DD04 dans la direction transversale par rapport au sens de laminage (Fig.2.23-b).

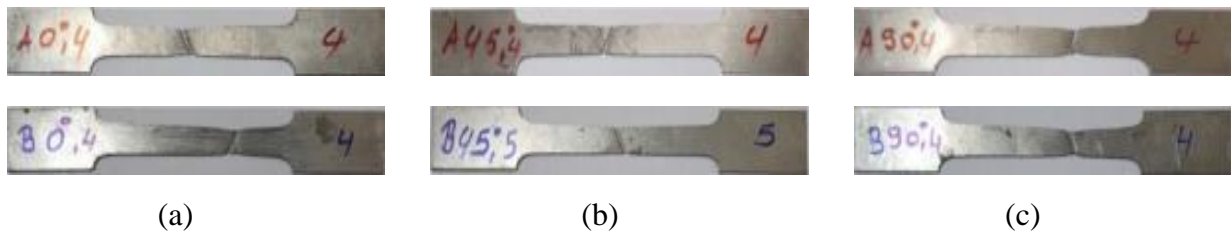


Fig.2.22: Etat des éprouvettes après l'essai

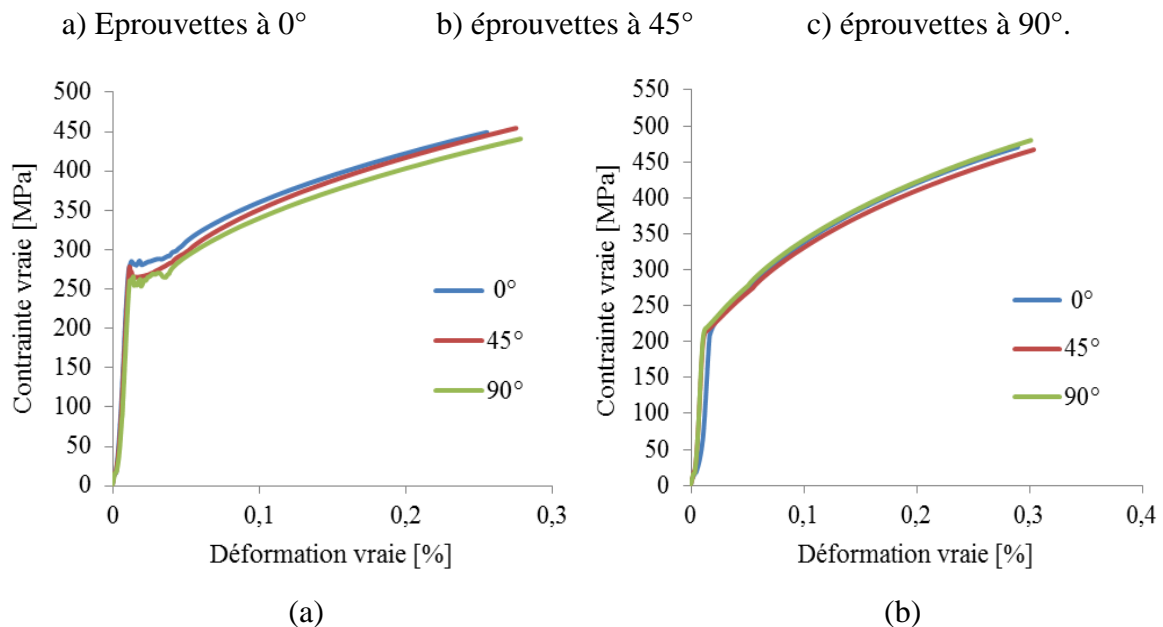


Fig.2.23: Courbes rationnelles de traction suivant les trois directions ($v= 100$ mm/min).

a) DD14

b) DC04

- $v= 150$ mm/min.

Les éprouvettes endommagées après l'essai de traction sont présentées dans la figure 2.24. Les courbes du matériau DD14 suivant les trois directions 0° , 45° et 90° montre une grande limite élastique, suivie par un grand palier de déformation avec une résistance maximale à la rupture au sens de laminage supérieure à celles obtenues pour les autres directions. Les caractéristiques du matériau suivant la transversale et la diagonale par rapport au sens de laminage sont presque confondues (Fig.25.a).



(a) (b) (c)

Fig.2.24: Etat des éprouvettes après l'essai

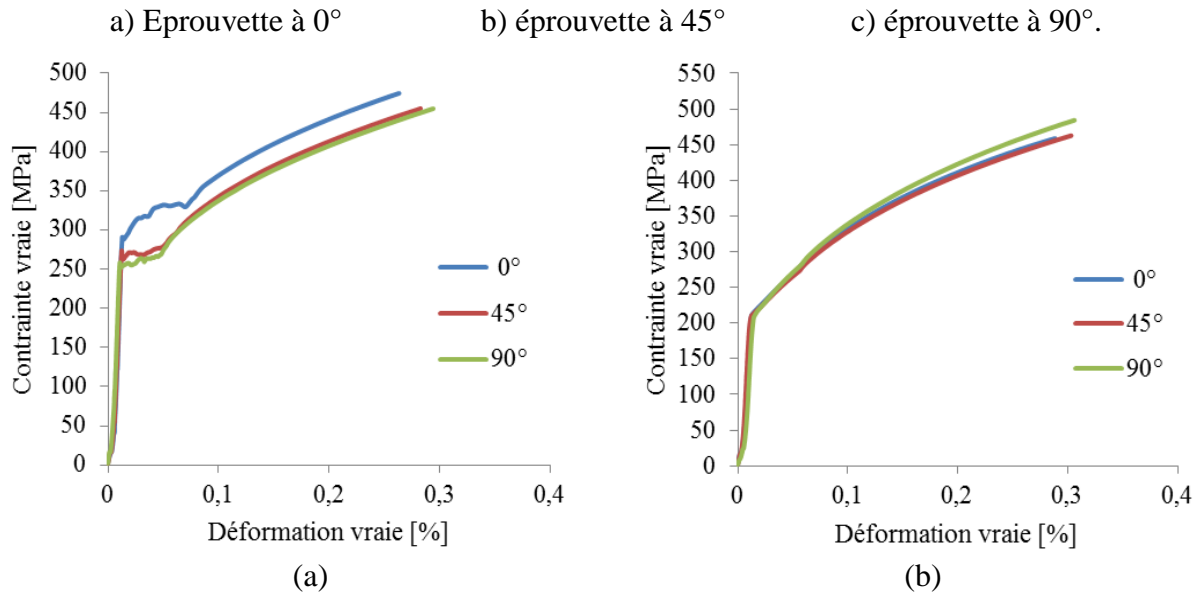


Fig.2.25 : Courbes rationnelles de traction suivant les trois directions ($v= 150$ mm/min)

a) DD14

b) DC04

Les résultats de l'essai de traction suivant les trois directions 0° , 45° et 90° en fonction de la vitesse de 150 mm/min représentent toujours une bonne résistance maximale à la rupture suivant la direction transversale par rapport au sens de laminage de la tôle du matériau DC04, avec une transition élastoplastique homogène et progressive suivant toute les directions (Fig.2.25-b).

b) Courbes contrainte-déformation en fonction de la vitesse pour chaque direction

- Suivant la direction 0° .

La comparaison des courbes contrainte vraie déformation vraie dans le sens de laminage à 0° pour les trois vitesses 50 , 100 et 150 mm/min (Fig.2.26-a), présente une diminution du palier de déformation en fonction de l'augmentation de la vitesse pour le matériau DD14 dans le sens de laminage, si on compare la taille du palier en fonction de la vitesse 50 mm.min⁻¹ avec le palier à la vitesse de 100 mm.min⁻¹. Cependant, le matériau DC04 (Fig.26-b) présente une meilleure résistance à la rupture à la vitesse de traction de 100 mm.min⁻¹.

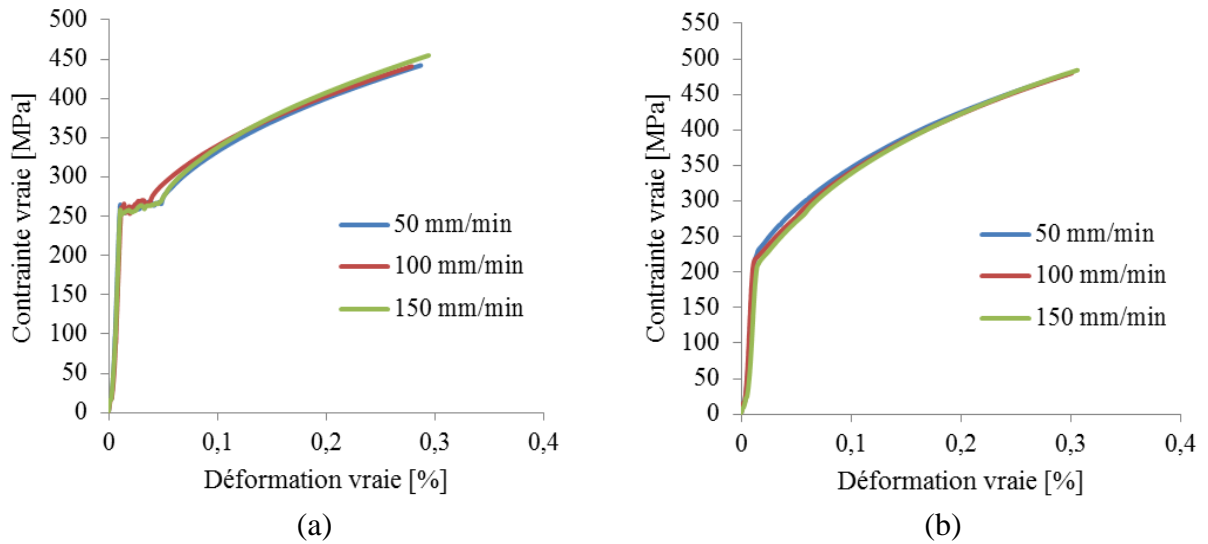
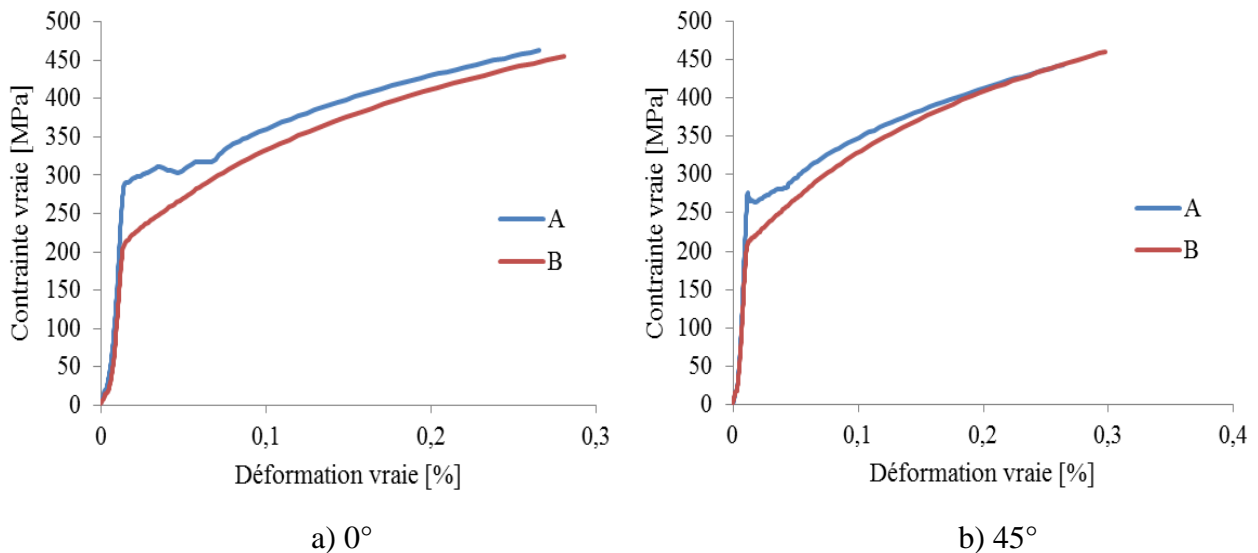


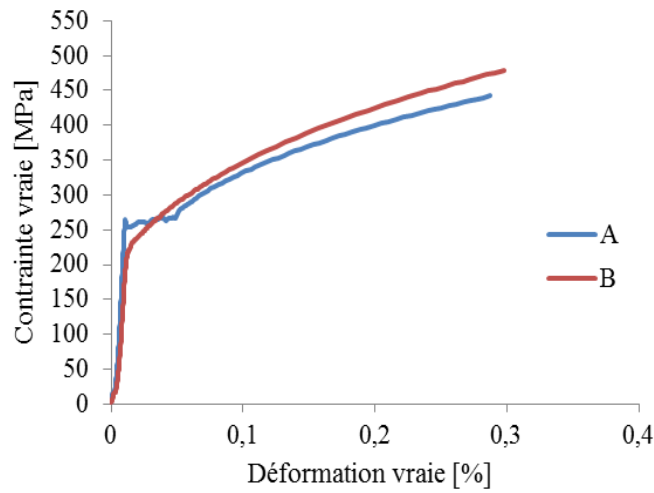
Fig.2.28: Courbes rationnelles de traction en fonction des trois vitesses suivant la direction 90°.
 a) DD14
 b) DC04

c) Influence de la vitesse pour chaque direction

On constate de la caractérisation des deux matériaux DD14 et DC04 suivant les trois directions 0°, 45° et 90° que la courbe contraintes-déformations vraies de DD14 qu'il a montré des limites élastiques R_e supérieures aux celles obtenues par DC04, causée par une déformation élastoplastique non homogène représenté par l'apparition du palier Piobert-Lüders. Cependant, le matériau DC04 montre une transition élastoplastique progressive et homogène et des limites maximales R_m supérieures à celles obtenues par le matériau DD14, suivant les trois directions et en fonction des trois vitesses de traction choisis (Fig.2.29), (Fig.2.30) et (Fig.2.31).

- En fonction de la vitesse 50 mm/min.

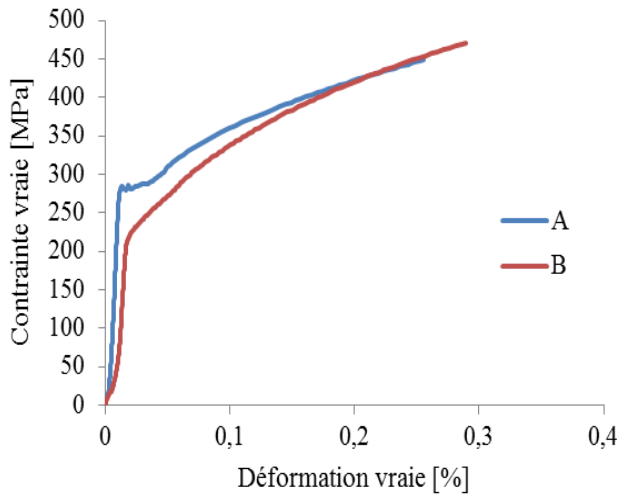




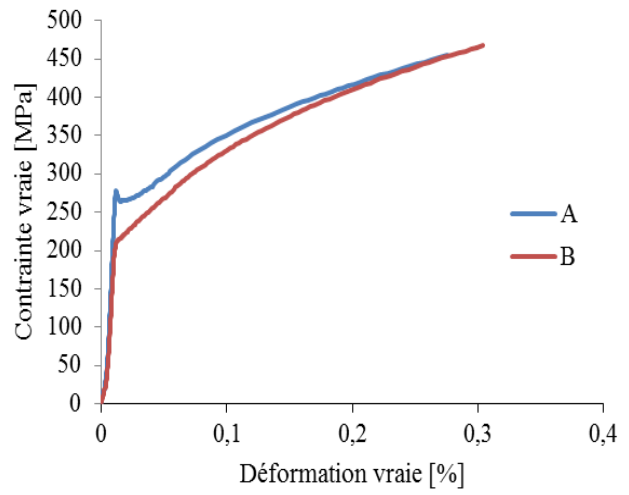
c) 90°

Fig.2.29: Comparaison des courbes rationnelles de traction en fonction de la vitesse 50 mm/min pour chaque direction.

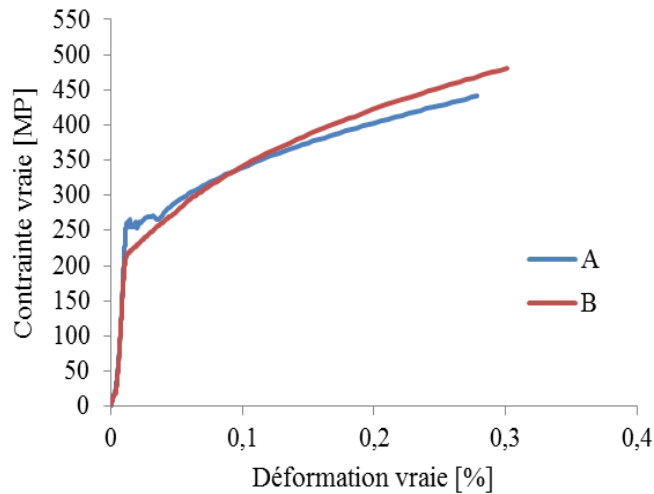
- En fonction de la vitesse 100 mm/min.



a) 0°



b) 45°



c) 90°

Fig.2.30: Comparaison des courbes rationnelles de traction en fonction de la vitesse 100 mm/min pour chaque direction.

- En fonction de la vitesse 150 mm/min.

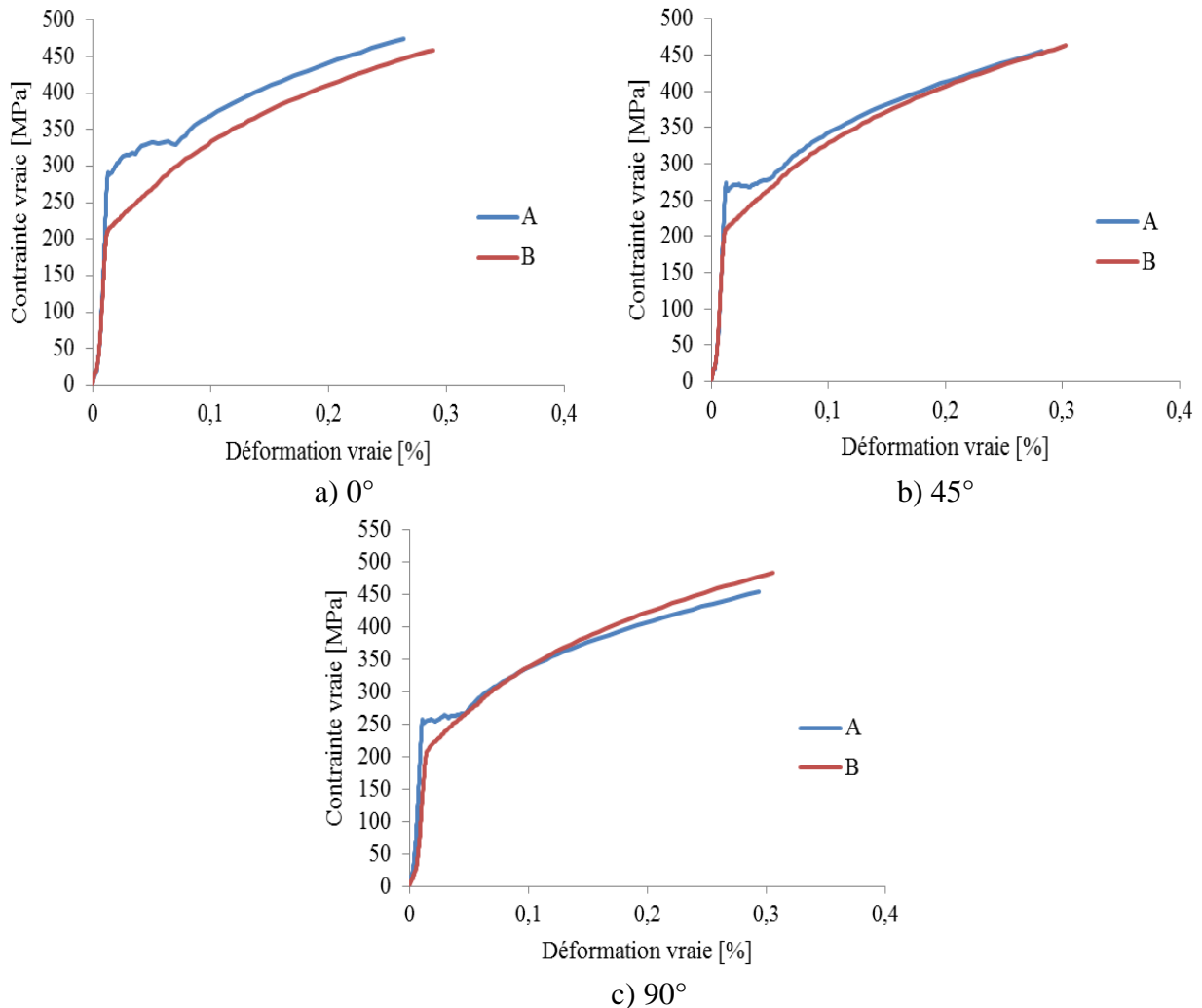


Fig.2.31: Comparaison des courbes rationnelles de traction en fonction de la vitesse 150 mm/min pour chaque direction.

5. Conclusion

Les caractéristiques mécaniques ont été étudiées en fonction de trois vitesses de traction et suivant trois orientations par rapport au sens du laminage. Tous les résultats ont été explorés en effectuant une comparaison approfondie des caractéristiques mécaniques des deux matériaux afin de déduire une optimisation entre les deux caractéristiques et le comportement du matériau le plus adéquat aux opérations d'emboutissage.

Le coefficient d'écroutissage obtenu avec le matériau DC04 est supérieur à celui du matériau DD14 avec un intervalle de variation très faible en fonction de la variation de vitesses de traction et suivant les trois directions pour les deux matériaux. On a constaté que la variation de la vitesse de traction et l'orientation du matériau par rapport au sens de laminage n'a aucune influence sur le coefficient d'écroutissage du matériau. Les résultats montrent que le coefficient de résistance K la tôle laminée à chaud présente des valeurs plus grandes suivant la direction de laminage et ce en fonction des deux vitesses de traction 50 et 150 mm/mn. Cependant, le coefficient K dont les valeurs sont plus grandes ont été obtenues pour le matériau DC04 suivant la direction transversale, et ce en fonction des différentes vitesses de traction. On distingue que le coefficient de résistance K est faiblement sensible à la variation de la vitesse de traction et il atteint ces grandes valeurs avec la tôle laminée à froid.

Les grandes valeurs du coefficient d'anisotropie r ont été obtenues pour le matériau DC04 et ce suivant la direction transversale et en fonction des différentes vitesses de traction, alors que pour le matériau DD14 ces grandes valeurs du coefficient sont obtenues dans le sens de laminage. Les plus grandes valeurs du coefficient d'anisotropie r en fonction des trois vitesses de traction 50, 100 et 150 mm/mn suivant les directions 0° , 45° et 90° par rapport au sens du laminage ont été retrouvés dans le matériau DC04. Cependant, les plus faibles valeurs du coefficient d'anisotropie r ont été retrouvées suivant la diagonale par rapport au sens de laminage de la tôle pour les deux matériaux DD14 et DC04.

Le matériau de la tôle laminée à chaud présente les plus grandes valeurs des caractéristiques mécaniques suivant le sens de laminage par rapport aux autres directions et en fonction de toutes les vitesses. Cependant, le matériau de la tôle laminée à froid présente les plus grandes valeurs des caractéristiques mécaniques suivant la direction transversale.

Le matériau de la tôle laminée à froid montre la plus grande zone d'écroutissage suivant la direction transversale par rapport au sens de laminage. Cependant, la courbe de traction du matériau DD14 présente une zone d'écroutissage inférieure à celle obtenue avec le matériau DC04 suivant les trois directions et en fonction de toutes les vitesses. Ces constatations montrent l'avantage du comportement plastique du matériau DC04 par rapport au matériau DD14, dans l'utilisation en mise en forme.

L'analyse des caractéristiques des deux matériaux montre des différences considérables qui commencent par la métallographie, où la microstructure fait apparaître les caractéristiques d'un acier ferritique de la tôle laminée à chaud contre un acier austénitique de la tôle laminée à froid, ce qui signifie qu'il existe d'autres différences à explorer avec la caractérisation par la traction uniaxiale. La caractéristique principale et majeure qui a été enregistrée après les essais de la traction uniaxiale c'est au niveau de la transition élastoplastique, où les courbes contrainte-déformation montrent une transition élastoplastique hétérogène représentée par la présence des bandes Piobert-Lüders avec les éprouvettes de la tôle laminée à chaud. Cependant, la tôle laminée à froid représente une transition élastoplastique homogène en traction uniaxiale. Le comportement mécanique d'un matériau qui présente une déformation élastoplastique hétérogène peut influencer intensivement une instabilité plastique, qui commence avec les tôles laminées sous forme d'un mauvais état de surface et s'allonge à des strictiones et à des ruptures lors de la mise en forme. Le choix d'un matériau ayant un comportement élastoplastique homogène est nécessaire à cette opération d'emboutissage et précisément pour cette géométrie de l'embouti.

Partie 2. Essais d'emboutissage

1. Introduction

L'opération de mise en forme en emboutissage repose sur la déformation élastoplastique du matériau laquelle sans une prévision des limites de la déformation peut donner lieu à certains problèmes d'instabilité qui influent sur la qualité du produit embouti, à savoir le retour élastique, le plissement, la striction et la rupture.

Une investigation a été effectuée afin d'explorer les causes qui conduisent à l'instabilité plastique que pourrait subir le matériau de la tôle lors de l'opération d'emboutissage. La méthodologie sera expérimentale à l'atelier de mise en forme. La procédure expérimentale comprend des essais d'emboutissage dont le comportement du matériau est analysé par observation et évalué par la courbe limite de formage (CLF). Les moyens en notre possession nous ont néanmoins permis d'appréhender l'essentiel de l'étude et d'en saisir les avantages.

2. Conduite expérimentale

2.1. Problématique

Les tôles utilisées dans les procédés de formage à froid dans l'atelier de mise en forme de l'entreprise de fabrication mécanique GEMELEC-Tébessa, présentent des épaisseurs allant jusqu'à 1mm, ce qui limite d'autant plus leur ductilité et augmente le risque d'instabilité plastique. Des cas d'instabilité de la tôle ont été observés sur des emboutis de cette entreprise, présentés dans la figure 2.32. Ces emboutis ont été produits à l'entreprise Ferroviaire à partir de tôles minces laminées à froid et à l'entreprise GEMELEC à partir de tôles minces laminées à chaud d'épaisseur 1 mm, dont les matériaux sont des aciers doux à haute formabilité de nuances respectives DC04 et DD14.



(a)

(b)

(c)

Fig.2.32: Problèmes d'instabilité plastique.

a) Striction localisée

b) Rupture

c) Déchirure

En premier lieu, une opération de mise en forme de la brouette sous les conditions de l'opération d'emboutissage habituellement effectuée à l'atelier de l'entreprise, a été réalisée. Cette opération nous a permis de relever plusieurs constatations. Mais d'abord une description des outillages entrant en jeu :

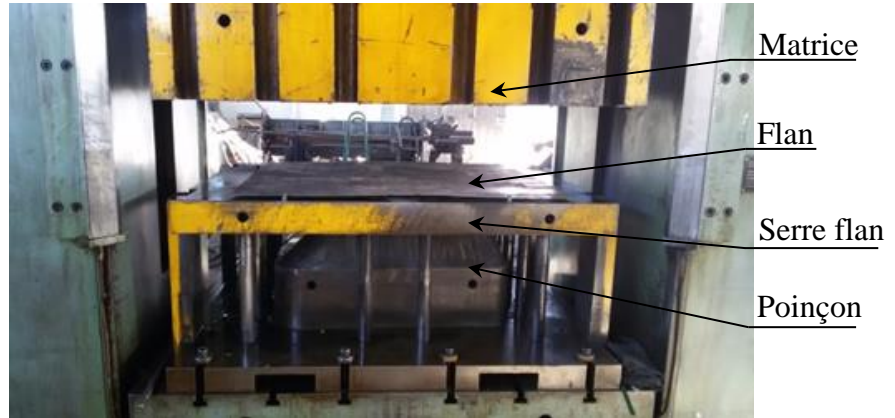
- La Machine (Presse hydraulique):

La machine de fabrication des emboutis (brouettes) est une presse d'emboutissage présentée sur la figure 2.33, dont les caractéristiques sont :

- La marque : Presse PE 168
- Référence : 1376 PE
- Année de fabrication : 1983
- Force Maximale (kN) : 25000/1000
- Course Maximale (mm) : 700/300



(a)



(b)

Fig.2.33: Machine d'emboutissage (Presse hydraulique).

a) Machine.

b) Disposition relative de l'outillage.

2.2. Description de l'opération

La tôle est posée sur le serre flan, Le maintien du flan est obtenu par la différence de deux pressions, pression de la matrice (PM) et celle du serre flan (PSF), où la pression de la matrice est la pression d'action qui est toujours supérieure à celle destinée du serre flan. Cependant, l'embouti est le résultat de l'avance de l'ensemble matrice, serre flan et flan en direction du poinçon. Le poinçon est l'élément fixe de la machine qui reçoit le flan pour lui donner la forme désirée de l'embouti sous l'effet de la pression de mise en forme Matrice-Serre Flan. On distingue donc que l'opération est gérée par deux principaux paramètres de la presse d'emboutissage qui sont respectivement la pression de la matrice et la pression de la serre flan.

Une grille carrée a été tracée sur le flan (Fig.2.34), afin de mesurer les déformations majeures et mineures pour chaque essai de mise en forme en fin de déformation. Cette idée nous permet aussi d'évaluer visuellement le chemin d'orientation des déformations et localiser les zones les plus sollicitées à la déformation plastique.

La taille des carreaux de la grille est adaptée à la taille du flan et à la géométrie de l'embouti ($a_0=b_0= 50 \text{ mm}$). Cette taille aussi est choisie afin d'éviter la superposition et l'encombrement inutiles des points expérimentaux sur la courbe CLF.

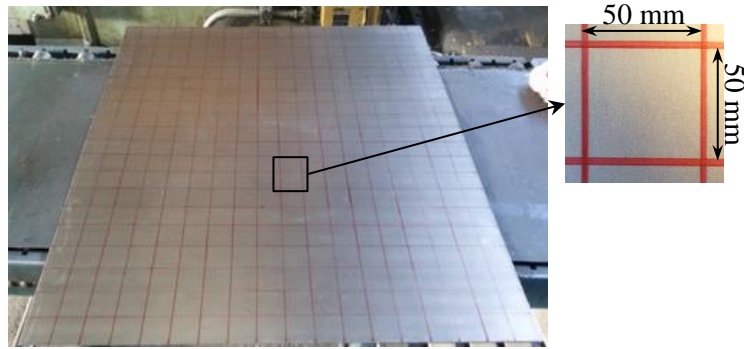


Fig.2.34: Présentation de la grille tracée sur le flan.

La réalisation des essais de mise en forme se déroule en fonction de la variation la pression de la matrice (PM) et la pression du serre flan (PSF). La pression résultante correspond à l'action du poinçon.

3. Résultats et discussion

Au fur et à mesure de la mise en forme du matériau, on observe l'évolution de la déformation du matériau ainsi que les modes de déformations. Dans certains cas, on assiste à l'apparition de la striction ou de la rupture, Le principe de l'essai est de pouvoir tracer la courbe limite de formage CLF, par l'évaluation des déformations majeures et mineures relevées sur la grille déformée et analyser des modes de déformation.

3.1. Observation macroscopique

L'évolution de la géométrie de chaque carré représenté sur la grille, nous permet de déterminer les chemins de déformation et par conséquent les modes de déformation de chaque carré (Fig.2.35). La répartition des déformations du matériau à travers la tôle et les zones les plus sollicitées. Ainsi, en fin de déformation on observe la zone d'initiation de la rupture localisée. Ce défaut s'initie par des fissures au niveau des coins de l'embouti au sein du carré puis qui se propage en diagonale. Ceci est dû à un amincissement de la tôle dans les coins [97], dont la relation des trois déformations principales est mise en évidence par les résultats obtenus.

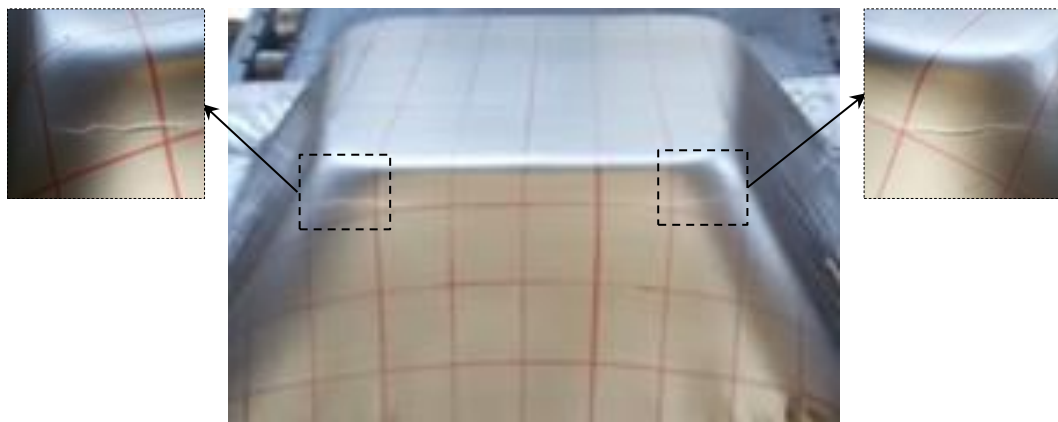


Fig.2.35: Localisation des zones de striction sur l'embouti.

La réussite d'un embouti fait l'objet de travaux antérieurs, ou il apparaît que la pression de serrage du serre flan et celle de la matrice avec la combinaison du coefficient de frottement conditionné par une lubrification sont des paramètres à considérer [98].

Ces données sont fournies par l'entreprise sans étude préalable. Au cours de notre opération, ces données ont été considérées, et dont la pression de serrage exercée par le serre-flan est $PSF = 10 \text{ MPa}$ et dont la pression exercée par la matrice est : $PM = 14 \text{ MPa}$. Pour pouvoir, parer au problème de rupture enregistré sur la tole, une proposition de la combinaison de ces données est proposée. Ainsi, en ayant choisi les pressions suivantes, $PM = 14 \text{ MPa}$, et $PSF = 7 \text{ MPa}$, il apparaît une absence de la striction (Fig.2.36), ce qui nous amène à dire qu'une réduction de la pression contribue à la réussite d'une opération sans échec et quand les pressions ne sont pas calculées d'une manière adéquate, le phénomène d'instabilité pourrait surgir. Cette considération fera l'objet d'une étude dans la partie simulation au chapitre 4.



Fig.2.36: Etat d'une brouette après variation du paramètre ($PSF=7 \text{ MPa}$).

3.2. Analyse des modes de déformation

En emboutissage, pour déterminer l'ensemble des modes de déformations que subit la tôle au cours de la mise en forme, la mesure expérimentale des déformations planes (en longueur et en largeur) suffit, pour permettre de déduire les déformations suivant la 3eme dimension (en épaisseur).

Les carrés de la grille tracée sur la tôle après déformation subissent une transformation géométrique qui nous renseigne sur le mode de déformations qu'a subit chacun de ces derniers. Ainsi, un travail d'interprétation de la variation de la géométrie de ces carrés a été entrepris, ou chaque transformation géométrique a une interprétation précise qui indique le type de sollicitation qu'a subit chaque zone de l'embouti comme représenté sur la figure ci-dessous (Fig.2.37).

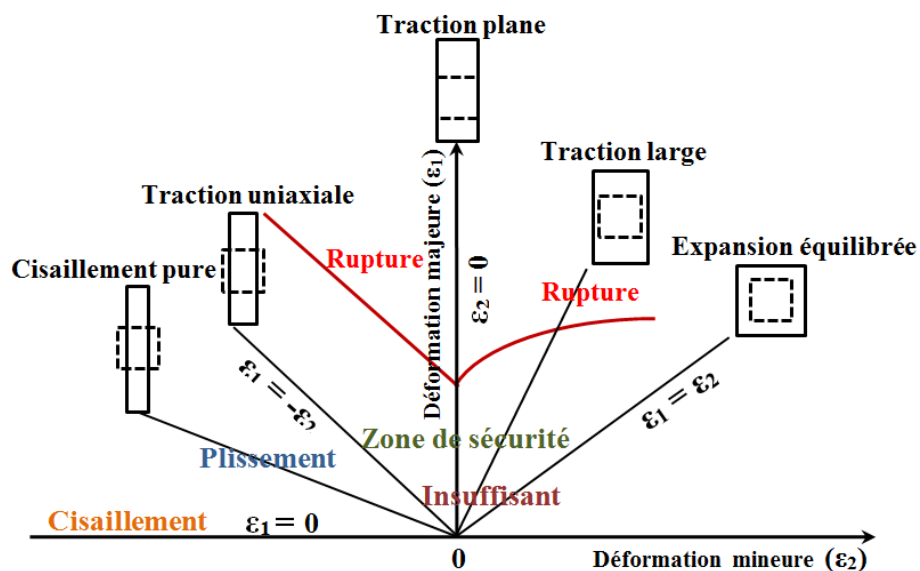


Fig.2.37: Illustration schématique des modes de déformation.

Une numérotation d'une partie des carrés de la grille est proposée, afin de reporter analytiquement cette transformation géométrique en déformations majeures et mineures. Les carrés sont numérotés sur une zone de la tôle où la rupture est localisée. Cette numérotation nous permet d'identifier le mode de déformation auquel subit chaque carré dans cette zone, selon la méthode de Hecker pour une représentation sur un diagramme des différentes déformations de la grille selon les modes de déformation [96] [99] [100] [101]. Ce qui permettra de tracer la courbe limite de formage. Les points correspondants à la déformation majeure et mineure de chaque carré de la grille sont rapportés sur le diagramme ci-dessous (Fig.2.38).

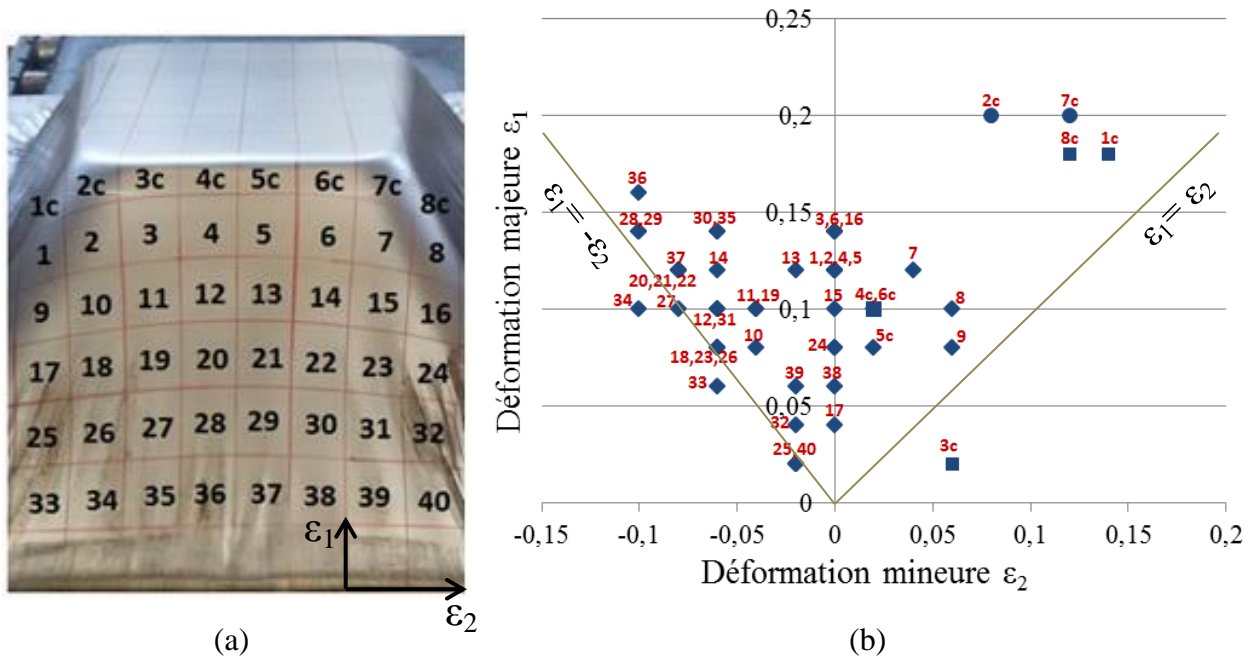


Fig.2.38: Représentation des déformations.

- a) Numérotation des carrés
- b) Diagramme des déformations majeures et mineures (ϵ_1) et (ϵ_2)

La position de ces points nous renseigne sur les différents modes de déformations qu'a subit chaque carré. Les carrés ayant subi une striction et ceux ayant subi une rupture et éventuellement ceux ayant subi un rétreint sont ceux qui détermineront les limites de la déformation. En effet, les quatre modes principaux ont été retrouvés. Ces modes correspondent aux quatre modes de déformations principales rapportées en bibliographie : la déformation biaxiale, la déformation plane, la déformation uniaxiale et le cisaillement.

3.3. La Courbe Limite de Formage (CLF)

La détermination de la courbe limite de formage repose sur la variation des côtés des carrés correspondant aux déformations majeures (ϵ_1) et mineures (ϵ_2). Pour se faire, une mesure des déplacements des sommets des carrés est nécessaire. Un exemple de mesure en longueur et en largeur effectué sur l'un des carrés est donné sur la figure 2.39.

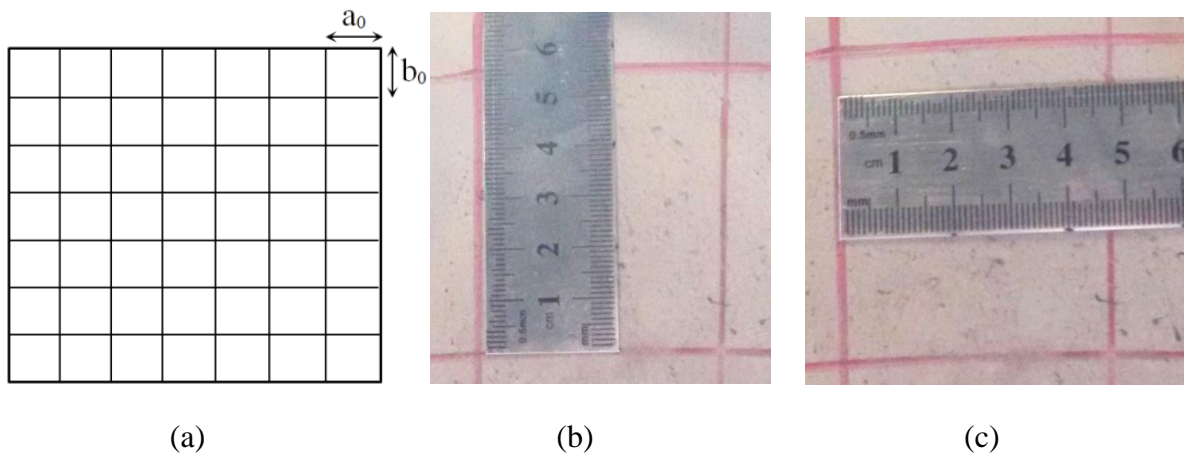


Fig.2.39: Mesure des dimensions a et b d'un carré après déformation.

- a) La grille initiale b) Mesure de la dimension a c) Mesure de la dimension b

Le principe consiste à mesurer les côtés des différents carrés après déformation (Fig.2.40-a), déduire les valeurs des déformations majeures et mineures ϵ_1 et ϵ_2 (Eq.2.3, Eq.2.4) et positionner les points correspondants à ces déformations sur le diagramme (ϵ_1, ϵ_2) (Fig.2.40-b).

$$\epsilon_1 = \frac{a-a_0}{a_0} \tag{2.3}$$

$$\epsilon_2 = \frac{b-b_0}{b_0} \tag{2.4}$$

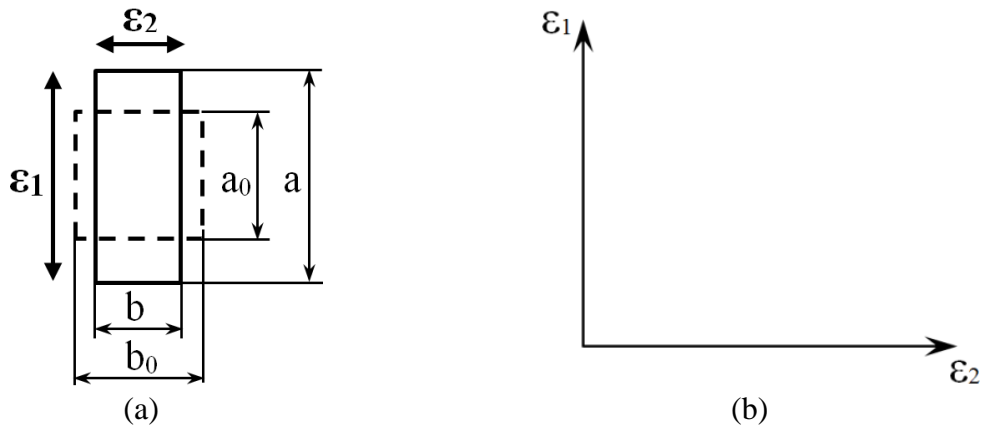


Fig.2.40: Méthode de mesure des déformations majeure et mineure ϵ_1 et ϵ_2 .

- a) Mesure des côtés des carrés b) Représentation des déformations

Néanmoins, la déformation des carrés de la grille (Fig.2.39-a), est en réalité aléatoire. En effet, si pour certains carrés, la géométrie n'a pas changé même si les côtés ont subi une réduction ou une augmentation, pour d'autres la géométrie est passée d'un quadrilatère droit à un quadrilatère déformé (quadrilatère irrégulier). Pour cette raison, une correction en conséquence a été apportée au calcul de ces déformations aléatoires. Ainsi, on mesure les deux cotés a et b à partir des milieux des côtés de chaque carré déformé. Les segments obtenus par liaison entre les milieux de deux côtés opposés du carré, respectivement b' avec b'' et a' avec a'' redonnent un autre calcul des déformations en respectant les directions des déformations majeures et mineures (Fig.2.41).

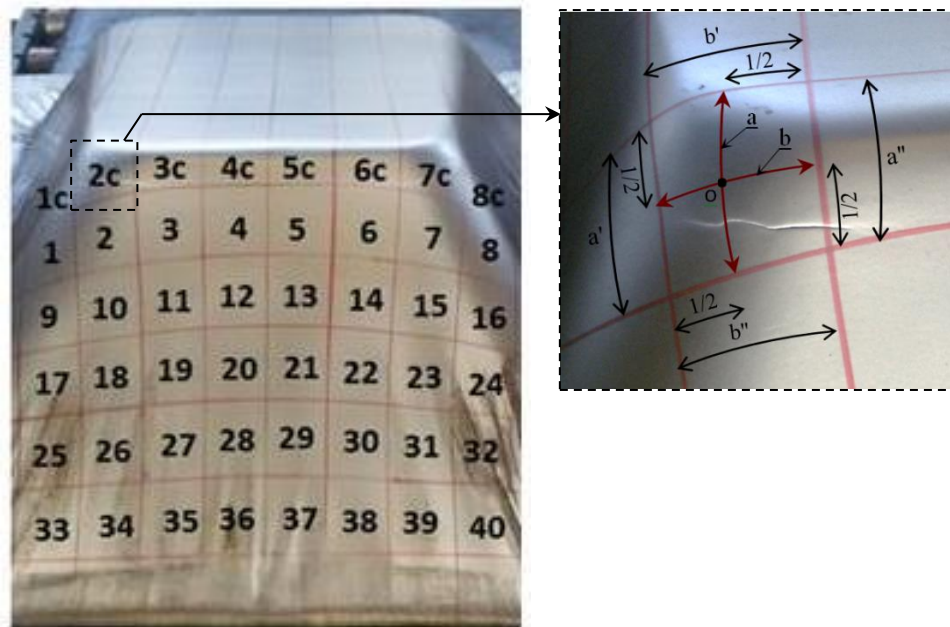


Fig.2.41: Mesure de la déformation plastique d'un carré situé au coin (2c).

Parmi tous les points correspondants aux déformations majeures et mineures, rapportés sur le diagramme, la jonction des points maximums à chaque mode de déformations correspondants aux trois modes de déformations principales, biaxiale, plane et uniaxiale, suffit pour tracer la CLF.

Ainsi, Le point correspondant au carré 36 représente la valeur de déformation maximale mesurée au mode de traction uniaxiale. Les points correspondant aux carrés 3 et 6 représentent les valeurs des déformations maximales mesurées au mode de traction plane. Les points 2c et 7c qui sont situés aux coins de l'embouti où ce produit la rupture, montrent les valeurs de déformation maximales mesurées au mode de traction biaxiale (Tableau 2.7).

Tableau 2.7: Points maximums à chaque mode de déformations pour tracer la CLF.

Carrés N°	a_0 (mm)	a (mm)	ϵ_1	b_0 (mm)	b (mm)	ϵ_2
36	50	58	0,16	50	45	-0,1
3,6 et 16	50	57	0,14	50	50	0
2c	50	60	0,2	50	54	0,08
7c	50	60	0,2	50	56	0,12

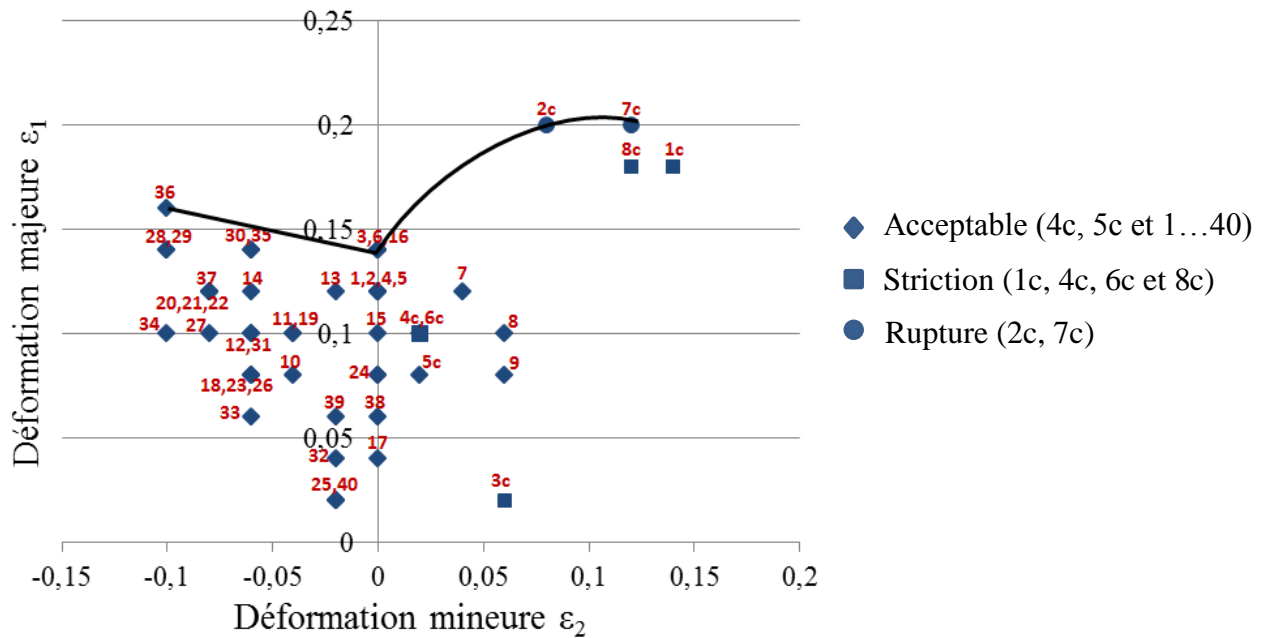


Fig.2.42: Courbe limite de formage expérimentale (CLF).

On constate ainsi que le risque de rupture se produit au niveau des coins du poinçon ou l'étirement de la matière est biaxial, avec un maximum de déformation de 20%, qui nous conduit déjà à conclure que soit le matériau n'est pas assez ductile ou qu'une optimisation des caractéristiques du matériau ou des paramètres du processus est indispensable.

Ainsi, dans un premier temps, on peut affirmer qu'un choix adéquat de la pression de serrage et de la vitesse de pénétration du poinçon s'avère nécessaire pour réduire le risque de la rupture, comme montré expérimentalement. Dans un second temps, la simulation du procédé sur le logiciel Abaqus nous permettra d'aboutir à une optimisation en jouant sur plusieurs paramètres d'emboutissage, tel que l'effort de serrage, l'effort d'emboutissage, le frottement entre le flan et les outils, la géométrie des outils et la vitesse de déformation.

4. Conclusion

La courbe limite de formage est le résultat indispensable en vue d'évaluer la formabilité des tôles métalliques et déterminer les modes des déformations que vont subir les produits emboutis. La grille tracée sur le flan est d'une utilité multiple, elle nous renseigne sur l'orientation des déformations majeures et mineures après déformation (signes négatifs ou positifs), de relever les chemins des déformations et de localiser la concentration des contraintes. L'observation de la courbe CLF nous renseigne sur le mode de déformation critique responsable de la rupture des tôles. Le plus souvent c'est le mode de la traction plane ou la déformation mineure est nulle, et par conséquent pour une raison de principe de conservation de volume, la déformation majeure positive est équilibrée par une déformation négative en épaisseur, ce qui contribue à l'échec de l'opération.

Les résultats montrent que les lignes de la grille déformée qui sont orientées beaucoup plus vers les coins du fond frontal de l'embouti, représentent une zone de concentration de la sollicitation. Ainsi, aux coins du poinçon, une concentration des contraintes indésirable a lieu au fond de l'embouti qui augmente avec l'accroissement de la pression du serre flan et de la profondeur de pénétration du poinçon.

L'application d'une pression du serre-flan non étudiée provoque ainsi un écoulement irrégulier de la matière au sein du flan, avec concentration des contraintes provoquant ainsi, une initiation de la striction qui pourrait se propager vers une rupture en fin de l'opération d'emboutissage. Le chapitre suivant nous permettra de situer la part de chaque paramètre sur la réussite de l'opération et sur quels paramètres faudrait-il jouer pour nous épargner la rupture de la tôle.

CHAPITRE III

MODÉLISATION ANALYTIQUE ET NUMÉRIQUE

- Modélisation de l'anisotropie et du comportement du matériau
- Simulation numérique de la traction
- Simulation numérique de l'emboutissage

1. Introduction

La mise en forme des tôles métalliques est l'un des processus de fabrication utilisés pour la fabrication d'une large gamme de produits dans l'industrie. La réussite des opérations d'emboutissage, diffèrent selon leur complexité géométrique et des paramètres choisis à la réalisation de l'opération de mise en forme. Ce qui implique une étude minutieuse des outils d'emboutissage, des paramètres de l'opération et le choix du matériau à emboutir. Plusieurs recherches dans le domaine, ont permis de comprendre l'influence des différents paramètres de ce processus sur la qualité des produits et le comportement du matériau. La variation de ces paramètres en vue de situer l'influence dans la réussite d'une opération d'emboutissage est difficile et coûteuse expérimentalement. C'est la raison pour laquelle, on recourt à l'alternative numérique ou la simulation nous permet de présenter divers scénarios pour une multitude de résultats. Il suffit d'opérer une variation de données (les inputs) sur un modèle pour avoir une variation des résultats (les outputs) et optimiser les paramètres du processus.

L'intérêt d'une simulation numérique est d'élaborer une modélisation virtuelle du comportement d'un phénomène grâce à l'outil informatique, à partir desquels les modèles déduits sont souvent en parfaite corrélation avec l'expérimental. Ainsi, ce chapitre est proposé en vue d'enrichir notre étude par une modélisation numérique du procédé d'emboutissage et comparer les résultats de la simulation aux résultats expérimentaux, et ce grâce au logiciel industriel du code de calcul par éléments finis Abaqus/CAE.

2. Modélisation de l'anisotropie et du comportement du matériau

2.1. L'anisotropie

En raison de la structure cristalline et du mode de fabrication, les tôles métalliques ont des propriétés différentes selon la direction. La structure peut présenter une anisotropie particulière, ou une orthotropie, qui correspond à l'existence de trois plans de symétrie orthogonaux, définis par la direction du laminage, la direction transverse en largeur et la direction transverse en épaisseur. L'analyse métallographique et la caractérisation réalisées dans la partie expérimentale nous conduit à constater que les matériaux étudiés ayons une structure anisotrope.

2.2. Modélisation du comportement plastique du matériau

La détermination des paramètres intervenants dans les lois de comportement des matériaux est prise en considération, en fonction des données expérimentales utilisées pour identifier les paramètres du modèle.

En effet, une identification paramétrique rigoureuse avec le choix d'un modèle adéquat permet de simuler correctement les procédés de mise en forme. Le critère de Hill48 répond au modèle correspondant aux matériaux étudiés et déjà implémenté dans le logiciel de calcul par éléments finis Abaqus/CAE. Ainsi, le comportement plastique du matériau est régi par le critère de Hill48. La fonction d'élasticité classique Hill48 est la plus importante et la plus fréquemment utilisée pour tenir compte de l'anisotropie plastique des matériaux ductiles. La fonction potentielle de Hill48 est une simple extension de la fonction isotrope de Von Mises, qui peut être exprimée en termes de composantes de contraintes cartésiennes rectangulaires comme suit :

$$2f = F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 = 1 \quad (3.1)$$

Où F, G, H, L, M et N sont les paramètres de Hill, qui peuvent être exprimés en terme de six rapports de limite d'élasticité comme suit :

$$\begin{aligned}
 F &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{22}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{11}^2} \right) \\
 G &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{33}^2} - \frac{1}{R_{22}^2} \right) \\
 H &= \frac{1}{2} \left(\frac{1}{R_{11}^2} + \frac{1}{R_{22}^2} - \frac{1}{R_{33}^2} \right) \\
 L &= \frac{3}{2R_{23}^2}, M = \frac{3}{2R_{13}^2}, N = \frac{3}{2R_{12}^2}
 \end{aligned} \tag{3.2}$$

Dans le cas du processus de formage de tôles minces, l'état de contrainte plane est généralement conservé (pas de contrainte dans l'épaisseur). Par conséquent, quatre coefficients doivent être déterminés: F, G, H et N.

$$\begin{aligned}
 F &= \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)} \\
 G &= \frac{1}{1+r_0} \\
 H &= \frac{r_0}{1+r_0} \\
 N &= \frac{(r_0+r_{90})(2r_{45}+1)}{2r_{90}(1+r_0)}
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

Où r_0 , r_{45} et r_{90} sont les valeurs de r (rapports de déformation) obtenues par l'essai de traction uniaxiale dans les directions de laminage 0° , diagonale 45° et transversale 90° .

Le coefficient d'anisotropie (r) est défini par:

$$r = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_3} \tag{3.4}$$

Où ε_2 , ε_3 sont respectivement les déformations dans les directions de la largeur et de l'épaisseur.

L'équation (3.4) peut être écrite sous la forme:

$$r = \frac{\ln \frac{b}{b_0}}{\ln \frac{t}{t_0}} \tag{3.5}$$

Où b_0 et b sont respectivement la largeur initiale et finale, tandis que t_0 et t sont respectivement l'épaisseur initiale et finale de l'éprouvette.

$$\begin{aligned}
 R_{11} &= R_{13} = R_{23} = 1 \\
 R_{22} &= \sqrt{\frac{r_{90}(r_0+1)}{r_0(r_{90}+1)}} \\
 R_{33} &= \sqrt{\frac{r_{90}(r_0+1)}{(r_{90}+r_0)}} \\
 R_{12} &= \sqrt{\frac{3r_{90}(r_0+1)}{(2r_{45}+1)(r_{90}+r_0)}}
 \end{aligned} \tag{3.6}$$

Où R_{11} , R_{22} , R_{33} et R_{12} sont les paramètres qui spécifient le matériau pour utiliser le critère de Hill48 dans le logiciel MEF Abaqus.

On utilise la loi d'érouissage de Hollomon pour déterminer le coefficient d'érouissage n et le coefficient de résistance du matériau K , Eq. (3.7).

$$\sigma = K(\varepsilon_p)^n \tag{3.7}$$

ε_p et σ sont respectivement la déformation plastique vraie et la contrainte plastique vraie.

La validation des essais est effectuée par l'intégration des paramètres d'anisotropie identifiés dans le code éléments finis Abaqus/CAE. Les paramètres anisotropes de critères de Hill 48 F, G, H, N et les rapports de la limite d'élasticité anisotrope R_{11} , R_{22} , R_{33} , R_{12} , R_{13} et R_{23} sont résumés dans le tableau 3.1. Les essais rhéologiques sont simulés dans les trois orientations par rapport au sens de laminage 0° , 45° et 90° .

Tableau 3.1: Paramètres anisotropes de Hill 48 et rapports de la limite d'élasticité anisotropes.

Matériaux	Coefficients d'anisotropie de Hill 48				Rapports de l'anisotropie			
	F	G	H	N	R11 R13 R23	R22	R33	R12
DD14	0,468	0,475	0,524	1,260	1	1,003	1,029	1,091
DC04	0,327	0,445	0,554	1,126	1	1,065	1,137	1,154

3. Simulation numérique

Le logiciel Abaqus permettant de simuler les essais de traction et d'emboutissage tels que réalisés expérimentalement, on se permet donc de présenter une série de simulation sur la base des données utilisées expérimentalement, et concevoir divers modèles en faisant varier certains paramètres qui nous permettront de recueillir plus de résultats que l'expérimental.

Un modèle de traction et un modèle d'emboutissage ont été donc élaborés et seront optimisés par variation des paramètres influents.

3.1. Simulation de la traction

3.1.1. Conduite de la simulation

L'essai de traction est modélisé en 3 dimensions (Fig. 3.1). L'éprouvette est représentée conformément à l'expérimental. Les propriétés des matériaux sont issues des résultats expérimentaux. L'anisotropie des matériaux est prise en compte par l'introduction des constantes du potentiel de Hill 48. Le sens de laminage et l'orientation des éprouvettes ainsi que les vitesses de traction ont été prises en compte dans les conditions aux limites.

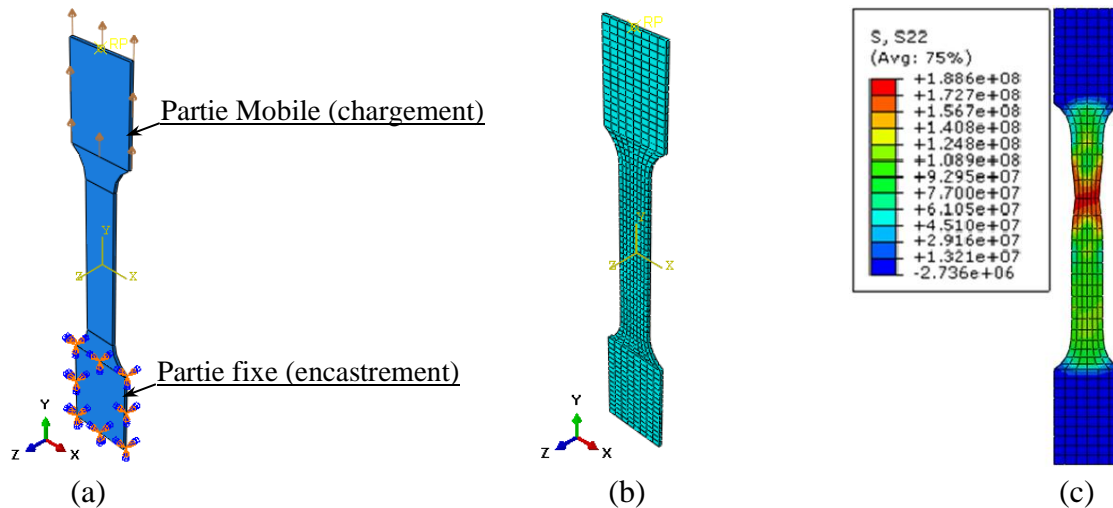


Fig.3.1: Représentation de la simulation de la traction uniaxiale.

a) Conditions aux limites

b) Maillage

c) Résultats

3.1.2. Résultats et discussion

Une illustration comparative des éprouvettes après essais et en simulation suivant les trois directions 0°, 45° et 90° à la vitesse de 100 mm/min sont représentées sur la figure 3.2.

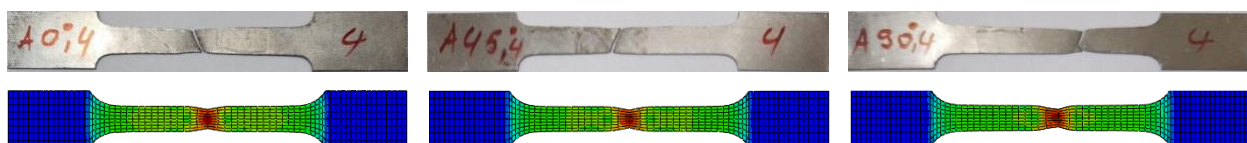


Fig.3.2: Représentation (Expérimentale-Simulation) des éprouvettes de traction après les essais.

Les résultats expérimentaux d'un essai de traction effectué sur l'éprouvette (A90°, 4) avec une vitesse de 100 mm/min et de mêmes conditions en simulation numérique sont représentés comparativement sur les figures 3.3.

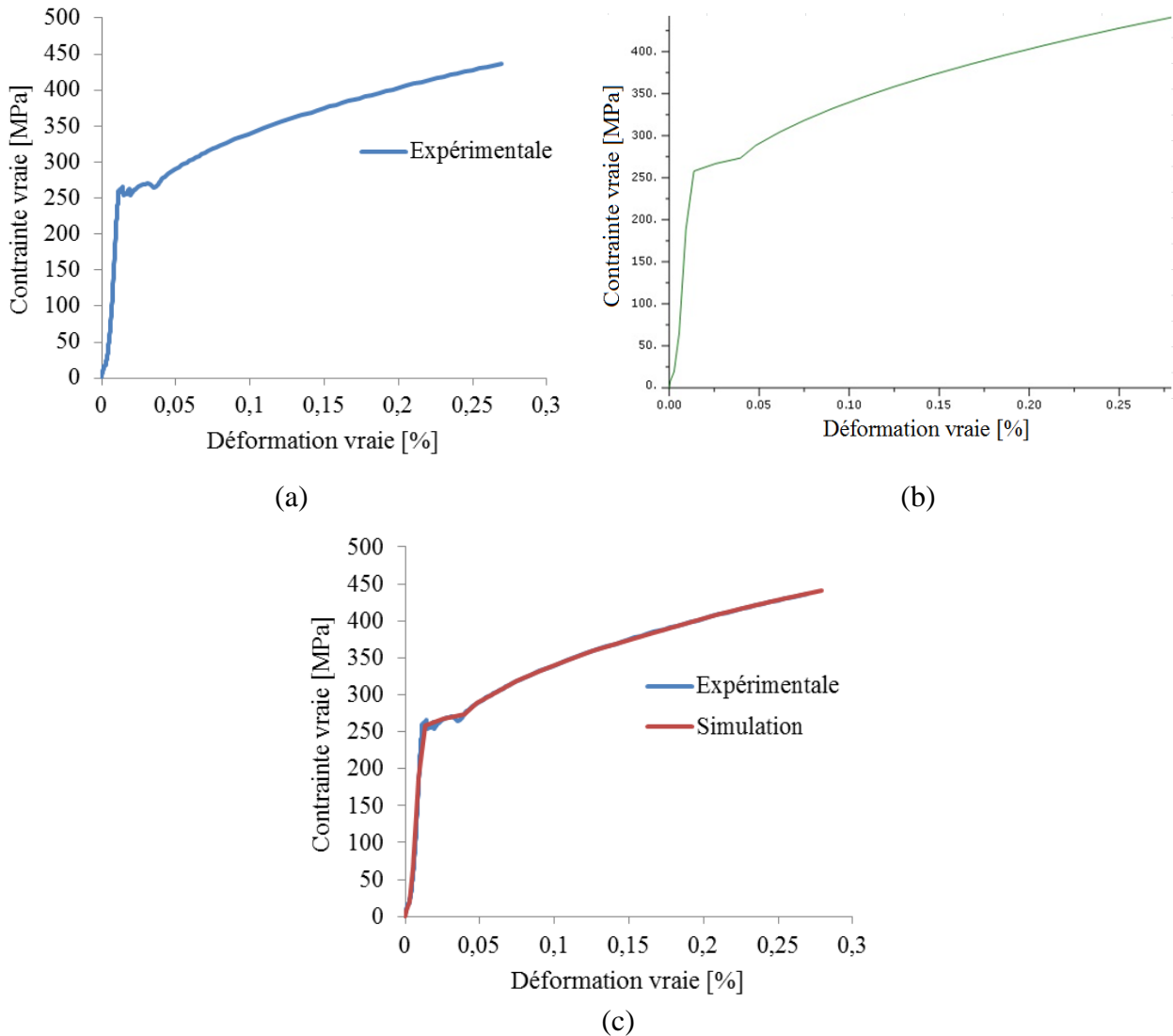


Fig.3.3: Courbes rationnelles de traction.

a) Expérimentale

b) Simulation

c) Expérimentale-simulation.

La représentation comparative des courbes rationnelles, présente une cohérence presque parfaite entre l'expérimental et la simulation numérique (Fig.3.3-c). Ces résultats montrent la conception correcte du modèle de la simulation numérique de l'essai de traction et par conséquent la fiabilité de la simulation.

3.2. Simulation de l'emboutissage

La simulation numérique de l'essai expérimental d'emboutissage consiste à établir un modèle qui reprend la conception les conditions expérimentales du procédé, conformément à la géométrie des outils conçus expérimentalement.

3.2.1. Conduite de la simulation

La particularité du logiciel est que même si la simulation est réalisée en 2D, on déduit des résultats sur les 3 dimensions. Dans notre cas, on réalise une simulation en 3D.

Les étapes de la simulation consistent à passer tous les modules du logiciel et introduire les données nécessaires. Le flan est modélisé en solide déformable "deformable part" avec une épaisseur $e = 1$ mm. Les outils sont modélisés en "discrete rigid parts". On introduit les propriétés mécaniques du matériau, et on réalise l'assignement du flan. Ensuite, on réalise l'assemblage des objets dans un même repère de coordonnées globales. L'assemblage et le maillage sont présentés suivant un plan de coupe longitudinal (Fig.3.4). Puis on définit les étapes dans le module d'analyse. Ensuite, on crée les interactions entre les objets avec un coefficient de frottement 0.1 entre matrice-flan, serre flan-flan et poinçon-flan.

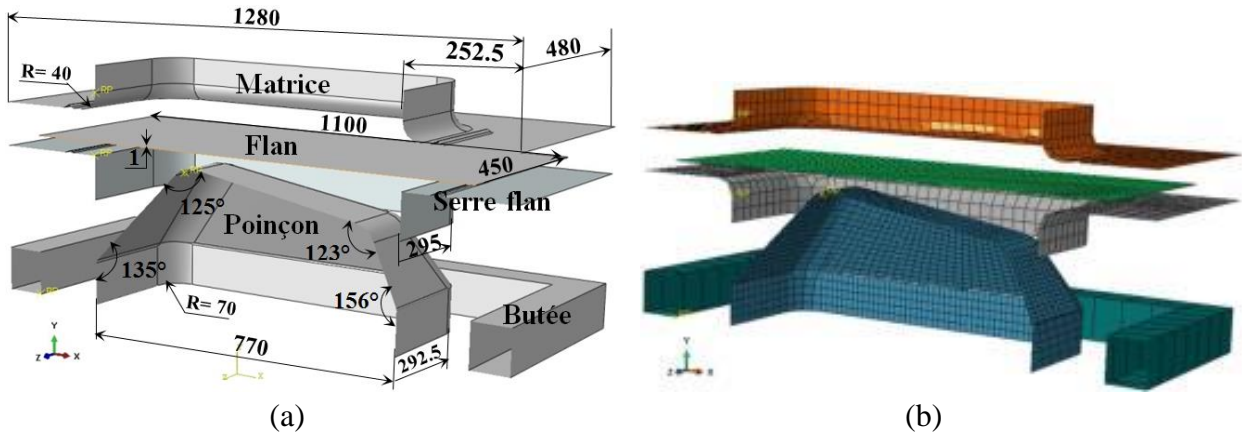


Fig.3.4: Représentation de l'assemblage et du maillage Outils-Flan (Abaqus/CAE).

a) Géométrie du modèle.

b) Maillage du modèle.

Dans les conditions aux limites, l'effort du serre flan est de $FSF = 20$ kN, l'enfoncement du poinçon est de 25 mm. Enfin, on choisit le maillage correspondant des objets et on lance le calcul. Souvent le calcul diverge. Des corrections sont donc à apporter. Si le calcul converge, le modèle est parfait.

La succession des étapes du procédé tel que introduites dans le module step sont illustrées en figure 3.5. Conformément au cas pratique, après positionnement du flan sur la matrice, l'ensemble Matrice-Flan-Serre flan vient s'enfoncer dans le poinçon, alors fixe, avec une pression de déformation suffisante afin de donner au flan la forme de l'embouti (d).

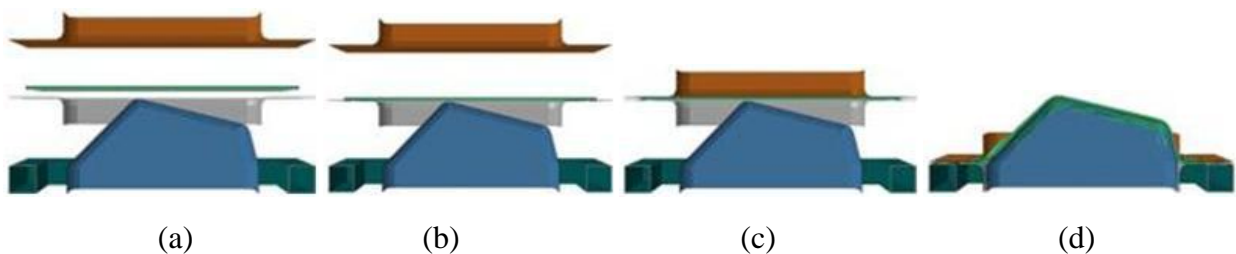


Fig.3.5: Présentation des phases du modèle de simulation numérique.

a) Position initiale b) Positionnement du flanc c) Serrage du flan d) Enfoncement.

3.2.2. Résultats et discussion

L'interface graphique du logiciel Abaqus/CAE offre une visualisation des résultats. La figure 3.6 représente l'état de l'embouti en fin de déformation au cours de la mise en forme. L'évolution des contraintes et des déformations peut alors être observée à chaque incrément, grâce à la représentation virtuelle de l'opération depuis le positionnement des outils et du flan à la pénétration du poinçon sur le flan. L'animation de l'opération peut être réglée à notre convenance.

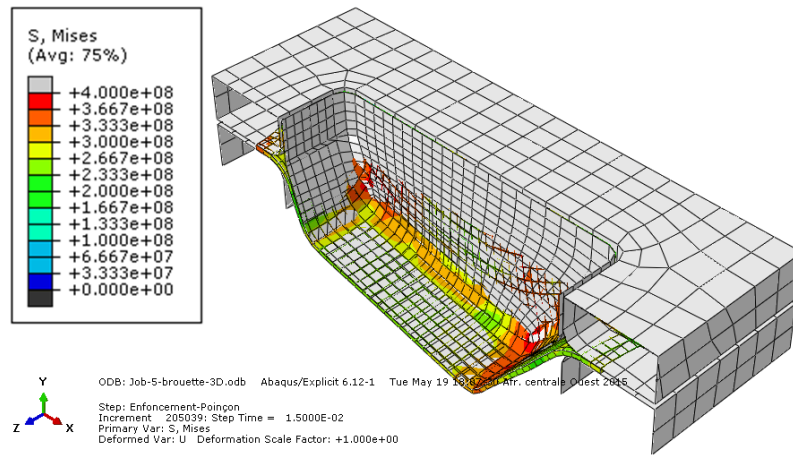


Fig.3.6: Le modèle de simulation du procédé en fin de l'opération.

Divers résultats peuvent être recueillis selon les outputs demandés. Les champs de contraintes et de déformations de la structure sont généralement les résultats essentiels recherchés. Parmi les résultats recueillis, la répartition des contraintes de Von Mises représentée dans la figure 3.7, où l'on constate une concentration de contraintes au niveau des coins de l'embouti au fond de la pièce. Les différentes couleurs représentées sur les différents éléments finis du maillage sont interprétés en valeurs sur le tableau rapporté à gauche. Ainsi, dans le cas de contraintes, le rouge correspond au maximum des valeurs, au moment où le bleu correspond au minimum des valeurs.

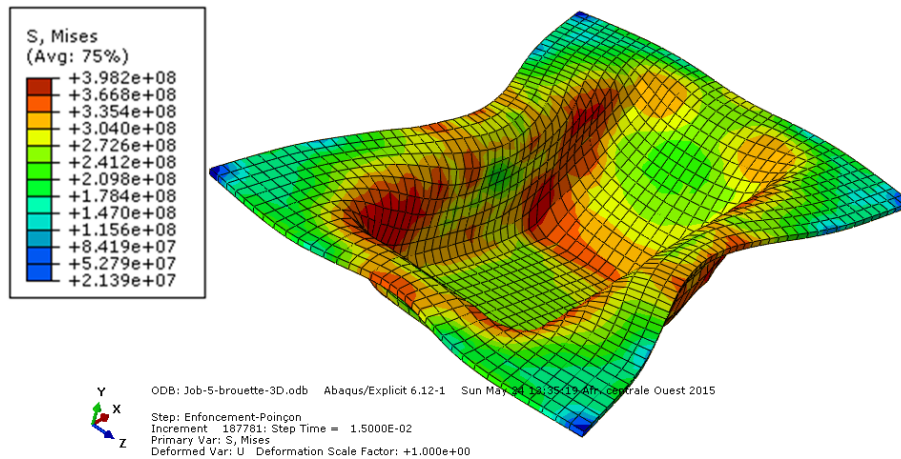


Fig.3.7: Répartition des contraintes en fin de l'opération.

La figure.3.8, renseigne sur la répartition des déformations plastiques, où l'on constate que les zones à concentration de contraintes sont les plus sollicitées à la déformation, d'où la localisation du maximum de la déformation au niveau des coins de l'embouti au fond de la pièce, correspondant également à la couleur rouge. Cependant, la jupe et la collerette représentent les valeurs de déformations les plus faibles comme représenté sur la figure.

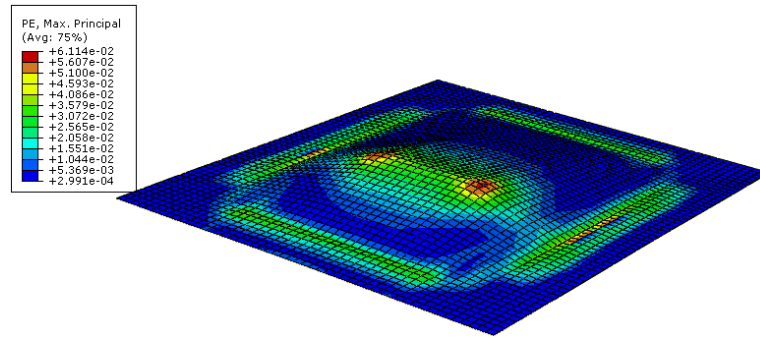


Fig.3.11: Début d'enfoncement du poinçon avec l'apparition des coins.

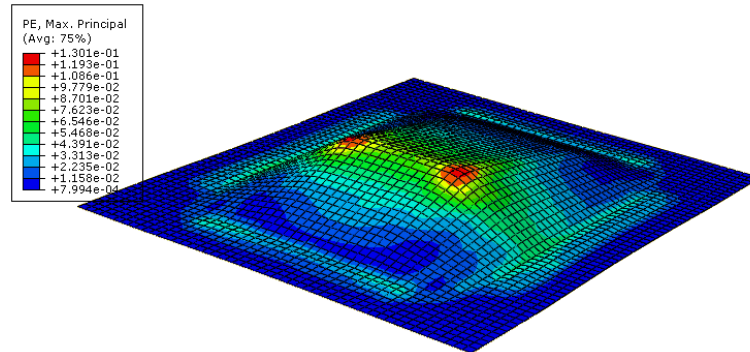


Fig.3.12: Enfoncement du poinçon avec l'apparition du fond.

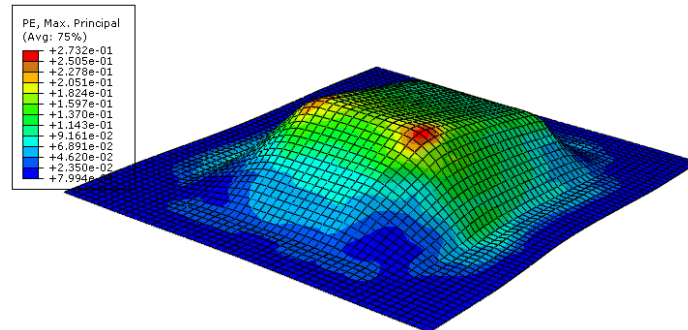


Fig.3.13: Enfoncement du poinçon avec l'apparition de la jupe.

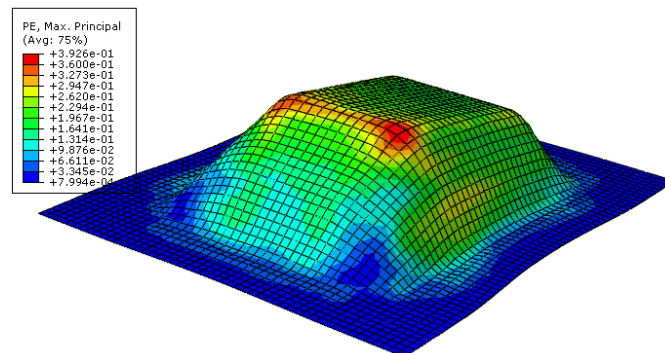


Fig.3.14: Forme finale de l'embouti.

Des simulations du procédé d'obtention de la brouette sont menées sur le logiciel, en vue de visualiser le processus de déformation et le comportement mécanique du matériau de la tôle à l'emboutissage. Les zones à grands amincissements précédant une instabilité plastique, sont mises en évidence par la détermination de la configuration des contraintes et des déformations en fin d'opération. Ce qui permet de prévoir les zones à striction à l'origine des ruptures de certains emboutis de l'entreprise, tel que la brouette subissant une amorce de rupture de la tôle en fin d'opération (Fig.3.15). La figure montre l'analogie entre l'état final de l'embouti à l'essai et à la simulation.

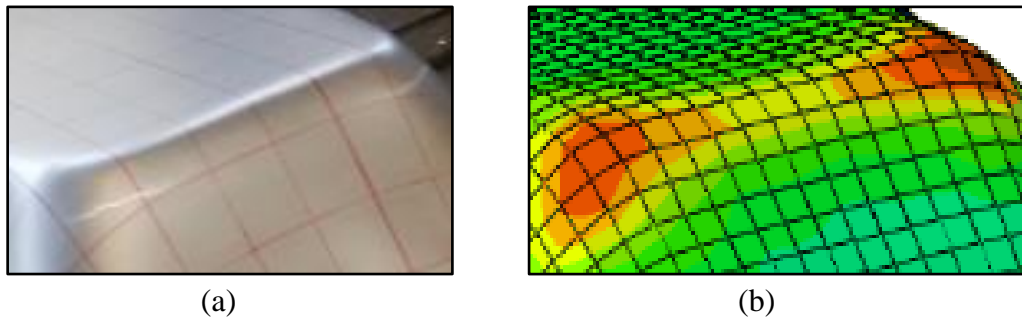


Fig.3.15: Localisation de l'amorce de la rupture entre expérimental et simulation.

a) L'embouti en expérimental. b) L'embouti en simulation.

L'interprétation des résultats en courbes est aussi possible en choisissant une ligne de nœuds du maillage sur l'embouti passant par les zones critiques correspondant aux coins du fond de l'embouti (Fig.3.16). Les courbes 3.17 et 3.18 montrent la répartition des contraintes et des déformations, en fonction de la position des éléments déformés et renseignent sur les zones qui présentent un fort amincissement où un risque de rupture de la tôle en fin d'opération. Ces zones sont caractérisées par la chute brusque de la déformation au niveau des coins frontaux de l'embouti.



Fig.3.16: Série des nœuds située sur la ligne du contact coins du poinçon-fond de l'embouti.

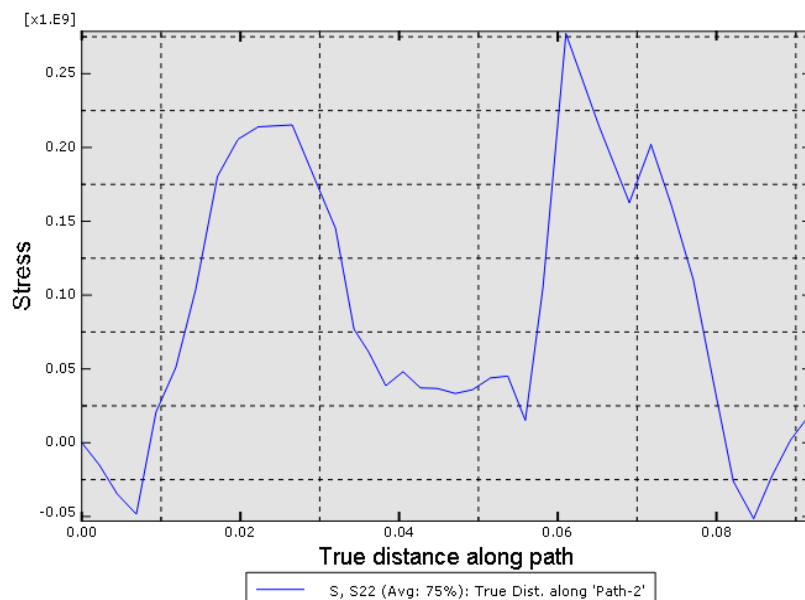


Fig.3.17: Variation des contraintes au contact coins du poinçon-fond de l'embouti.

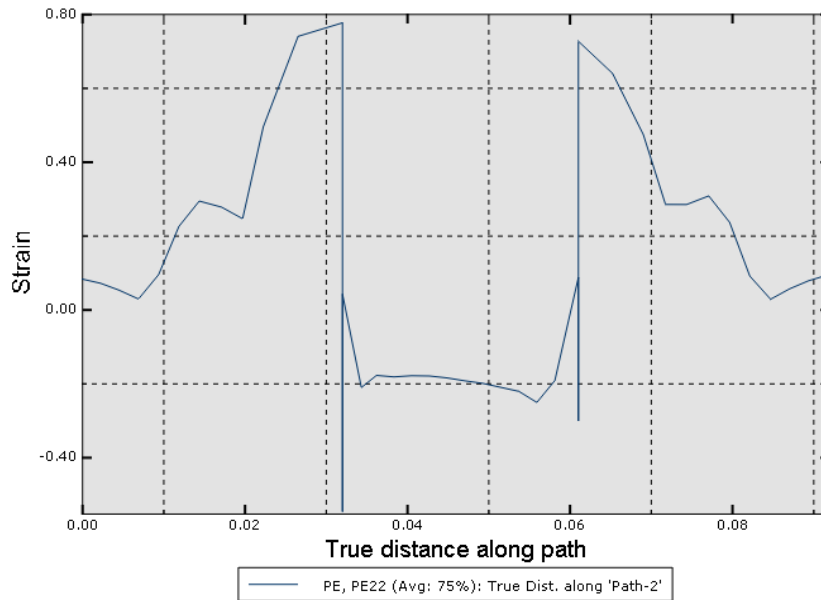


Fig.3.18: Variation des déformations au contact coins du poinçon-fond de l'embouti.

Grace au logiciel de simulation Abaqus, le processus de fabrication des brouettes produites à l'entreprise, est virtuellement représenté. Les résultats obtenus, nous permettent de visualiser les zones à fort amincissement local précédant une rupture, et la représentation des contraintes et des déformations sur le produit embouti.

4. Conclusion

La modélisation du comportement du matériau en cours de l'emboutissage, tenant compte de l'anisotropie a été mise en évidence par l'introduction des constantes du potentiel de Hill 48 qui sont issues des résultats expérimentaux. La simulation du procédé d'emboutissage sur le logiciel Abaqus, nous a permis d'enrichir l'étude et valider les résultats obtenus. En un premier lieu, la simulation des essais de traction entreprise sur des éprouvettes conformément à la géométrie de l'expérimental, a montré la forte similitude des résultats de la simulation par rapport à ceux de l'expérimental. A partir du modèle de simulation obtenu, l'on a pu présenter des scénarios en faisant varier les niveaux de certains paramètres en vue d'obtenir une optimisation des caractéristiques pouvant améliorer l'emboutissabilité du matériau. En un deuxième lieu, la simulation du procédé d'emboutissage sur le logiciel, a permis d'obtenir un modèle numérique, lequel aussi en faisant varier les niveaux de certains paramètres d'entrée, notamment la vitesse du poinçon, le rayon de la matrice, la force de serrage du flan et le frottement, on déduit une optimisation de la mise en forme des emboutis étudiés à travers différents scénarios proposés.

La comparaison des résultats montre une concordance des courbes contrainte vraie-déformation vraie entre l'expérimental et la simulation numérique. Ce qui démontre l'efficacité de la simulation numérique. Les résultats obtenus en simulation, présentent l'avantage d'avoir à tenu compte de l'anisotropie plastique par l'intégration du critère de Hill48 dans le comportement du matériau en emboutissage.

L'exemple de la simulation du procédé d'obtention d'un embouti de l'entreprise en l'occurrence une brouette, nous a permis de visualiser le comportement mécanique du matériau au cours de l'emboutissage et déduire la configuration du champ de déformations et de contraintes à travers l'embouti. En outre, les zones à fort amincissement local précédant une rupture ont été mises en évidence par la déduction de l'épaisseur en chaque élément de la tôle, connaissant des déformations des deux autres dimensions.

Reste que les résultats de la simulation sont plus significatifs que ceux de l'expérimental. Cependant, la validation de l'expérimental par simulation numérique ou l'inverse reste indispensable afin d'évaluer les résultats.

Le prochain chapitre a été consacré à l'optimisation du procédé d'emboutissage avec l'élaboration d'un plan d'essai factoriel complet à partir duquel on doit examiner le maximum de paramètres susceptibles d'engendrer cette instabilité plastique, dans le cas expérimental ou dans le cas de la simulation numérique.

CHAPITRE IV

OPTIMISATION

- Optimisation expérimentale du procédé d'emboutissage
- Optimisation du procédé d'emboutissage par simulation
- Optimisation de la simulation de l'opération d'emboutissage
- Optimisation de l'outillage

1. Introduction

Plusieurs paramètres influent sur la qualité du produit embouti, dans le procédé d'emboutissage, ce qui nécessite un ajustement soigné de ces paramètres. Un produit sans apparition de la striction, de la rupture ou de la déchirure en fin de déformation est possible si les paramètres d'emboutissage sont bien choisis.

La première partie de ce chapitre est consacrée à l'optimisation du procédé d'emboutissage par certains paramètres du procédé à partir de l'élaboration d'un plan expérimental factoriel complet, connu par la méthode multifactorielle.

La deuxième partie est consacrée à l'optimisation numérique des paramètres du processus d'emboutissage par la méthode unifactorielle, qui consiste à varier un facteur et fixer les autres afin d'évaluer leur impact sur une réponse.

Et enfin, une optimisation de la conception de la matrice et du serre flan à partir de l'amélioration du jonc de retenu évalué par la courbe Limite de formage (CLF) a été proposée.

2. Optimisation expérimentale du procédé d'emboutissage

Le plan d'expérience est articulé sur trois principaux facteurs du procédé d'emboutissage, les matériaux choisis sont les deux niveaux du premier facteur introduit au plan d'expérience suivi par la pression de la matrice puis par la pression du serre flan. La variation de chacun des facteurs choisis est limitée en deux niveaux, ce qui nous donne un plan factoriel de huit essais.

La méthode d'optimisation par un plan expérimental complet consiste à faire varier les niveaux de tous les facteurs à la fois dans chaque expérience. Ces plans possèdent un nombre limité de niveaux, toutes les combinaisons des niveaux sont effectuées au cours de l'expérimentation. Un plan expérimental complet nous permet d'optimiser chacun des facteurs introduits dans le plan.

2.1. Planification d'un plan factoriel complet pour 3 facteurs à 2 niveaux

Pour deux facteurs avec deux niveaux, le domaine d'étude sera un carré. Le nombre d'essais N se calcule d'après la formule suivante : $N = 2^k$ où k est le nombre de facteurs et 2 indiquent deux niveaux. Le domaine de variation du facteur est constitué de toutes les valeurs comprises entre le niveau bas et le niveau haut. D'habitude, on note le niveau bas par -1 et le niveau haut par $+1$.

- Facteur 1 [x_1]: Matériau du Flan (Matériaux) : [DD14 ÷ DC04].
- Facteur 2 [x_2]: Pression de la Matrice (PM) : [14 MPa ÷ 19 MPa].
- Facteur 3 [x_3]: Pression de Serre flan (PSF) : [7 MPa ÷ 10 Mpa].

La réponse est la déformation majeure et mineure ($\epsilon_{1 \max}$, $\epsilon_{2 \max}$). Une grille carrée a été tracée sur le flan avec des carrés de 25x25 mm afin de calculer les déformations majeurs et mineurs après l'opération de mise en forme (Fig.4.1).

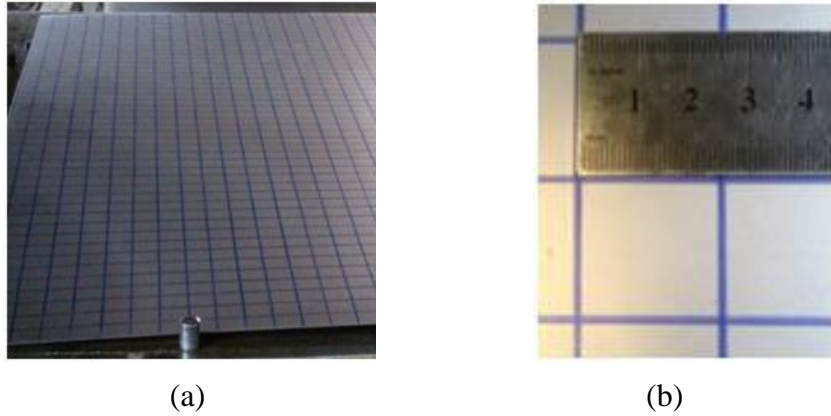


Fig.4.1: Grille carrée tracée sur un flan DC04.
 a) Grille carrée b) Mesure de vérification

2.2. Domaine d'étude

On peut dessiner le domaine d'étude dans l'espace expérimental, puis ajouter les points d'expériences en tenant compte de leurs coordonnées (Fig.4.2). Chaque sommet correspond à un essai dont le 1^{er} terme correspond à un niveau du 1er facteur.

- Facteur 1 [x1]: [DD14 ÷ DC04].
- Facteur 2 [x2]: [14 MPa ÷ 19 MPa].
- Facteur 3 [x3]: [7 MPa ÷ 10 Mpa].

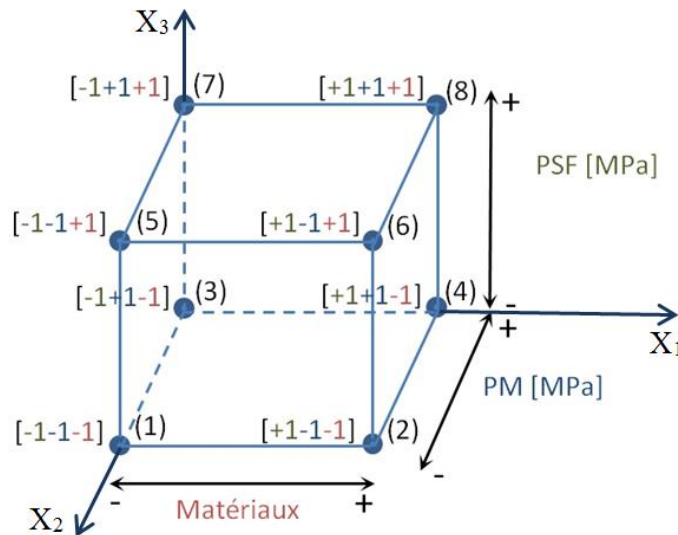


Fig.4.2: Domaine d'étude.

2.3. Détermination du plan d'expérience factoriel complet (PEFC)

La première colonne de la matrice d'expériences est utilisée de la même manière pour indiquer les numéros des essais (Tableau 4.1). La deuxième colonne est celle du premier facteur, on y indique successivement les niveaux qu'il faut donner à ce facteur mais cette fois sous forme codée c'est-à-dire avec -1 et des +1. La troisième colonne est celle des niveaux codés du deuxième facteur. On trouve deux lignes en bas du tableau pour indiquer la signification des niveaux -1 et +1 de chaque facteur.

Tableau 4.1: Plan expérimental factoriel complet pour 3 facteurs à 2 niveaux 2^3 .

N° Essai	Facteurs			Réponse
	x_1	x_2	x_3	
1	-1	-1	-1	Y_1
2	+1	-1	-1	Y_2
3	-1	+1	-1	Y_3
4	+1	+1	-1	Y_4
5	-1	-1	+1	Y_5
6	+1	-1	+1	Y_6
7	-1	+1	+1	Y_7
8	+1	+1	+1	Y_8

Niveau -1	DD14	14 MPa	7 MPa
Niveau +1	DC04	19 MPa	10 MPa

Dans le cas des plans factoriels complets, toutes les combinaisons possibles entre tous les niveaux de chaque facteur définissent une expérience, donc pour chacune des expériences on obtient une valeur de réponse, cinquième colonne.

2.4. Modélisation mathématique

La méthode du plan factoriel complet indique toutes les expériences à réaliser sous forme d'une matrice d'expériences (ou matrice des essais). Il s'agit ainsi d'une formulation mathématique du plan d'expériences qui lui est attaché les aspects pratiques de l'expérimentation.

Le modèle mathématique postulé est un modèle du premier degré, il s'agit d'un modèle polynomial [102]:

$$y = a_0 + a_1 \cdot x_1 + a_2 \cdot x_2 + \dots + a_n \cdot x_n + \sum_{i,j=1}^n i \neq j a_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \sum_{i,j,k=1}^n i \neq j \neq k a_{ijk} \cdot x_i \cdot x_j \cdot x_k + \dots \quad (4.1)$$

Où $a_0, a_1 \dots$ sont les coefficients du polynôme.

Les termes produits de type par exemple $a_{ij} \cdot x_i \cdot x_j$ correspondent aux interactions.

Pour un plan factoriel à trois facteurs x_1, x_2 et x_3 , on obtient [102]:

$$y = a_0 + a_1 \cdot x_1 + a_2 \cdot x_2 + a_3 \cdot x_3 + a_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + a_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + a_{23} \cdot x_2 \cdot x_3 + a_{123} \cdot x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (4.2)$$

2.4.1. Calcul des coefficients du modèle

Les huit points d'expériences apportent huit équations avec huit inconnues.

$$\begin{cases} y_1 = a_0 + a_1 x_{1-1} + a_2 x_{2-1} + a_{12} x_{1-1} x_{2-1} + a_{13} \cdot x_{1-1} \cdot x_{3-1} + a_{23} \cdot x_{2-1} \cdot x_{3-1} + a_{123} \cdot x_{1-1} \cdot x_{2-1} \cdot x_{3-1} \\ y_2 = a_0 + a_1 x_{1+1} + a_2 x_{2-1} + a_{12} x_{1+1} x_{2-1} + a_{13} \cdot x_{1+1} \cdot x_{3-1} + a_{23} \cdot x_{2-1} \cdot x_{3-1} + a_{123} \cdot x_{1+1} \cdot x_{2-1} \cdot x_{3-1} \\ y_3 = a_0 + a_1 x_{1-1} + a_2 x_{2+1} + a_{12} x_{1-1} x_{2+1} + a_{13} \cdot x_{1-1} \cdot x_{3-1} + a_{23} \cdot x_{2+1} \cdot x_{3-1} + a_{123} \cdot x_{1-1} \cdot x_{2+1} \cdot x_{3-1} \\ y_4 = a_0 + a_1 x_{1+1} + a_2 x_{2+1} + a_{12} x_{1+1} x_{2+1} + a_{13} \cdot x_{1+1} \cdot x_{3-1} + a_{23} \cdot x_{2+1} \cdot x_{3-1} + a_{123} \cdot x_{1+1} \cdot x_{2+1} \cdot x_{3-1} \\ y_5 = a_0 + a_1 x_{1-1} + a_2 x_{2-1} + a_{12} x_{1-1} x_{2-1} + a_{13} \cdot x_{1-1} \cdot x_{3+1} + a_{23} \cdot x_{2-1} \cdot x_{3+1} + a_{123} \cdot x_{1-1} \cdot x_{2-1} \cdot x_{3+1} \\ y_6 = a_0 + a_1 x_{1+1} + a_2 x_{2-1} + a_{12} x_{1+1} x_{2-1} + a_{13} \cdot x_{1+1} \cdot x_{3+1} + a_{23} \cdot x_{2-1} \cdot x_{3+1} + a_{123} \cdot x_{1+1} \cdot x_{2-1} \cdot x_{3+1} \\ y_7 = a_0 + a_1 x_{1-1} + a_2 x_{2+1} + a_{12} x_{1-1} x_{2+1} + a_{13} \cdot x_{1-1} \cdot x_{3+1} + a_{23} \cdot x_{2+1} \cdot x_{3+1} + a_{123} \cdot x_{1-1} \cdot x_{2+1} \cdot x_{3+1} \\ y_8 = a_0 + a_1 x_{1+1} + a_2 x_{2+1} + a_{12} x_{1+1} x_{2+1} + a_{13} \cdot x_{1+1} \cdot x_{3+1} + a_{23} \cdot x_{2+1} \cdot x_{3+1} + a_{123} \cdot x_{1+1} \cdot x_{2+1} \cdot x_{3+1} \end{cases} \quad (4.3)$$

La résolution de ce système donne les valeurs des coefficients :

$$\left\{ \begin{array}{l} \hat{a}_0 = \frac{1}{8}[+y_1 + y_2 + y_3 + y_4 + y_5 + y_6 + y_7 + y_8] \\ \hat{a}_1 = \frac{1}{8}[-y_1 + y_2 - y_3 + y_4 - y_5 + y_6 - y_7 + y_8] \\ \hat{a}_2 = \frac{1}{8}[-y_1 - y_2 + y_3 + y_4 - y_5 - y_6 + y_7 + y_8] \\ \hat{a}_3 = \frac{1}{8}[-y_1 - y_2 - y_3 - y_4 + y_5 + y_6 + y_7 + y_8] \\ \hat{a}_{12} = \frac{1}{8}[+y_1 - y_2 - y_3 + y_4 + y_5 - y_6 - y_7 + y_8] \\ \hat{a}_{13} = \frac{1}{8}[+y_1 - y_2 + y_3 - y_4 - y_5 + y_6 - y_7 + y_8] \\ \hat{a}_{23} = \frac{1}{8}[+y_1 + y_2 - y_3 - y_4 - y_5 - y_6 + y_7 + y_8] \\ \hat{a}_{123} = \frac{1}{8}[-y_1 + y_2 + y_3 - y_4 + y_5 - y_6 - y_7 + y_8] \end{array} \right. \quad (4.4)$$

Connaissant les coefficients, on peut écrire le modèle de régression qui servira à faire des prévisions :

$$\hat{y} = \hat{a}_0 + \hat{a}_1 \cdot x_1 + \hat{a}_2 \cdot x_2 + \hat{a}_3 \cdot x_3 + \hat{a}_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + \hat{a}_{13} \cdot x_1 \cdot x_3 + \hat{a}_{23} \cdot x_2 \cdot x_3 + \hat{a}_{123} \cdot x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (4.5)$$

Dans ce modèle, les lettres ont la signification suivante :

\hat{y} est l'une des réponses, les x_i sont les niveaux des facteurs, les a_i sont les effets des facteurs, les a_{ij} sont les interactions entre deux facteurs ou interactions d'ordre 2 et a_{123} est l'interaction entre les trois facteurs ou interaction d'ordre 3.

2.4.2. Calcul des moyens des réponses

- la moyenne des réponses au niveau bas du Matériau:

$$\hat{y}|_{DD14} = \frac{1}{4} \cdot [y_1 + y_3 + y_5 + y_7] \quad (4.6)$$

- la moyenne des réponses au niveau haut du Matériau:

$$\hat{y}|_{DC04} = \frac{1}{4} \cdot [y_2 + y_4 + y_6 + y_8] \quad (4.7)$$

De la même façon, on déduit les moyennes des réponses aux niveaux bas et haut de la pression de la matrice :

$$\hat{y}|_{14 MPa} = \frac{1}{4} \cdot [y_1 + y_2 + y_5 + y_6] \quad (4.8)$$

$$\hat{y}|_{19 MPa} = \frac{1}{4} \cdot [y_3 + y_4 + y_7 + y_8] \quad (4.9)$$

Et en fin les moyennes des réponses aux niveaux bas et haut du serre flan:

$$\hat{y}|_{7 MPa} = \frac{1}{4} \cdot [y_1 + y_2 + y_3 + y_4] \quad (4.10)$$

$$\hat{y}|_{10 MPa} = \frac{1}{4} \cdot [y_5 + y_6 + y_7 + y_8] \quad (4.11)$$

On définit alors l'effet moyen d'un facteur par la moitié de la différence entre la moyenne des réponses lorsque le facteur prend sa valeur haute et la moyenne des réponses lorsque le facteur prend sa valeur basse.

2.5. Résultats et discussion

Les essais de mise en forme sont menés conformément au plan d'expériences et les résultats sont consignés dans la matrice d'expériences (Tableau 4.2).

Tableau 4.2: Les réponses obtenues par un plan factoriel complet $\epsilon_{\text{majeur Max}}$ et $\epsilon_{\text{mineur Max}}$.

N° Essai	Facteurs			Interactions				Réponse	
	x_1	x_2	x_3	x_{12}	x_{13}	x_{23}	x_{123}	$\epsilon_{\text{majeur}}[\text{Max}]$	$\epsilon_{\text{mineur}}[\text{Max}]$
1	-1	-1	-1	+1	+1	+1	-1	0,24	0,16
2	+1	-1	-1	-1	-1	+1	+1	0,2	0,12
3	-1	+1	-1	-1	+1	-1	+1	0,24	0,16
4	+1	+1	-1	+1	-1	-1	-1	0,32	0,12
5	-1	-1	+1	+1	-1	-1	+1	0,26	0,2
6	+1	-1	+1	-1	+1	-1	-1	0,2	0,12
7	-1	+1	+1	-1	-1	+1	-1	0,36	0,12
8	+1	+1	+1	+1	+1	+1	+1	0,36	0,14

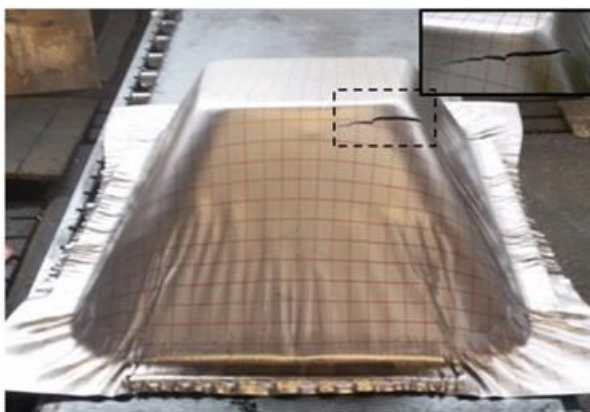
Niveau -1	DD14	14 MPa	7 MPa
Niveau +1	DC04	19 MPa	10 MPa

Le tableau 4.2 présente 2 colonnes de réponse, l'une pour la déformation majeure maximale et la deuxième pour la déformation mineur maximale. Cependant, Les résultats des déformations majeurs et mineurs pour chaque essai permettent la détermination des courbes limites de formage.

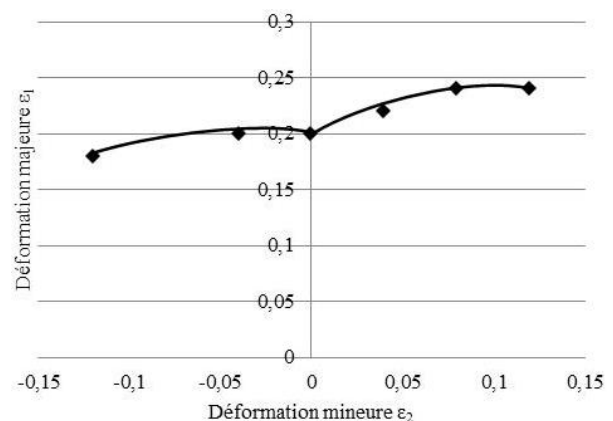
2.5.1. Détermination de la courbe limite de formage expérimentale

La courbe limite de formage CLF définit la capacité de déformation par emboutissage d'une tôle qui a une nuance spécifique dans différents modes de sollicitation. Cette capacité est limitée pour chaque mode de déformation par l'apparition d'un amincissement local (striction) ou d'une rupture. Dans ce qui suit se déroule la discussion des résultats des essais expérimentaux effectués selon le plan factoriel complet (Tableau 4.2). La figure 4.3 présente de a à h l'état des emboutis et la courbe limite de formage du chacun des essais effectués.

a) Essai 01 : [-1,-1,-1]

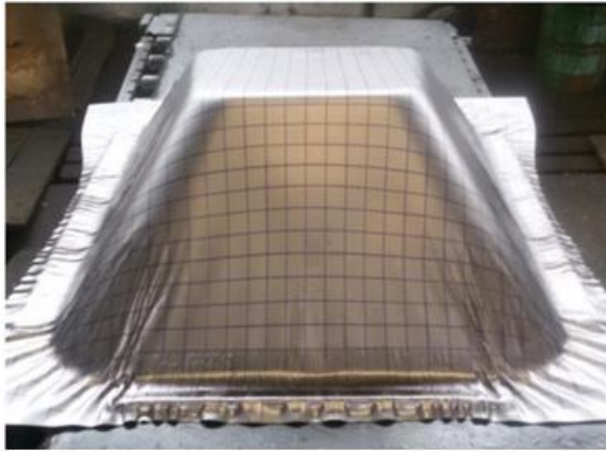


(a)

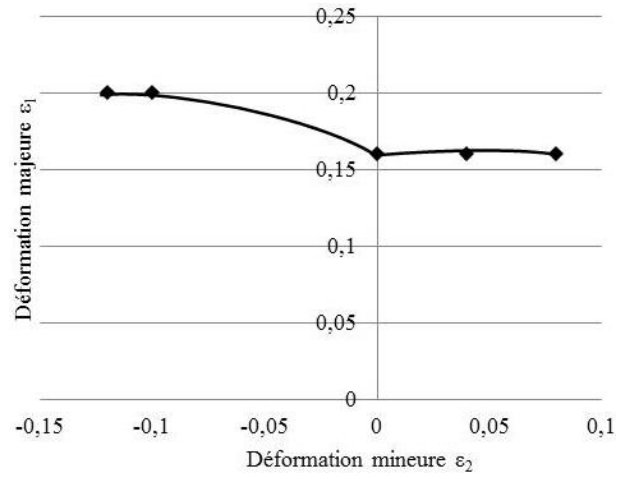


(b)

b) Essai 02 : [+1,-1,-1]

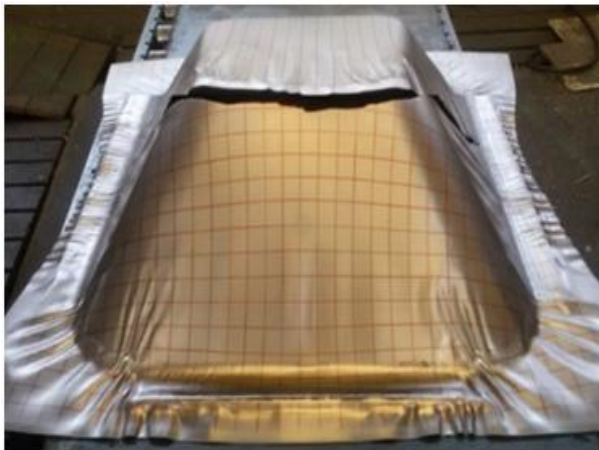


(a)

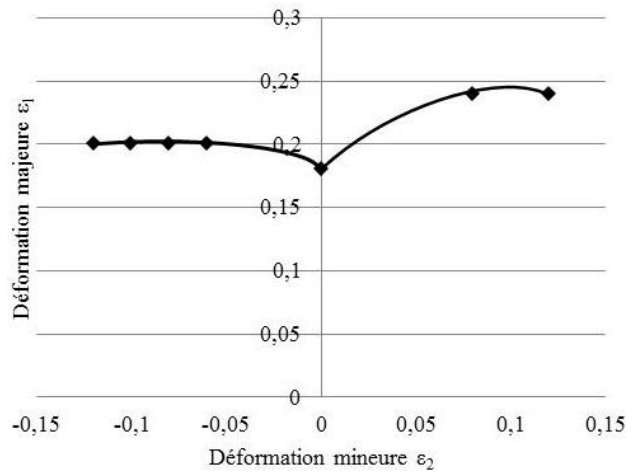


(b)

c) Essai 03 : [-1,+1,-1]

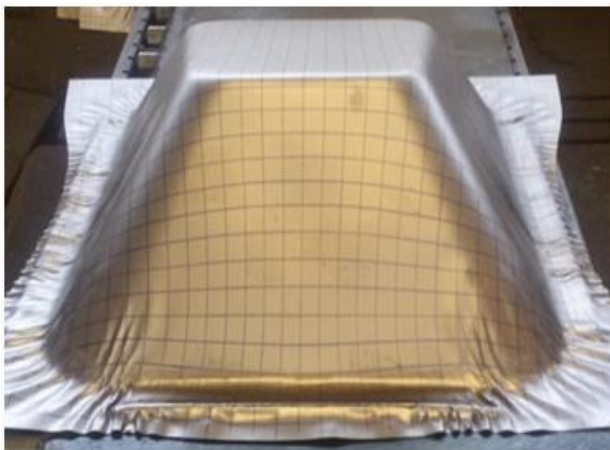


(a)

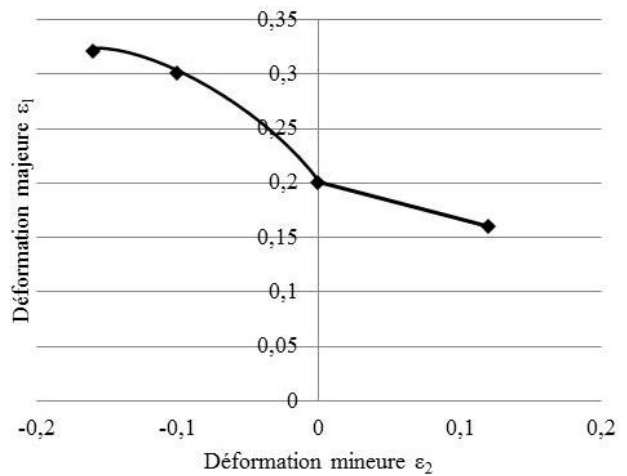


(b)

d) Essai 04 : [+1,+1,-1]

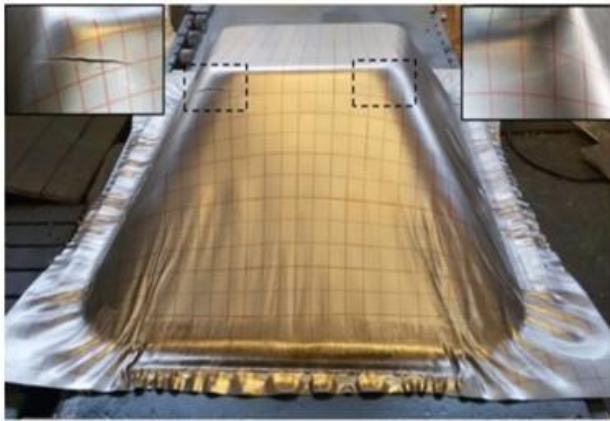


(a)

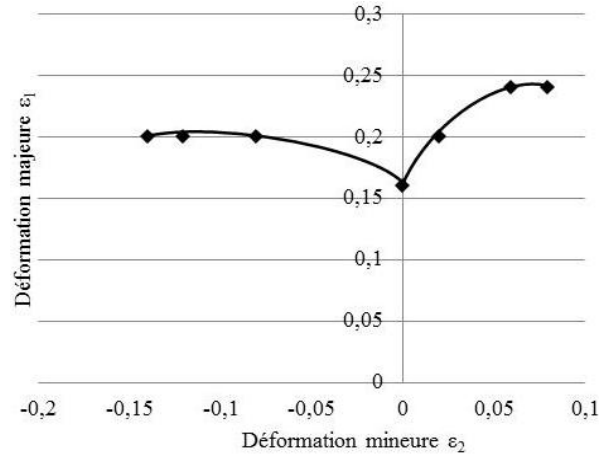


(b)

e) Essai 05 : [-1,-1,+1]

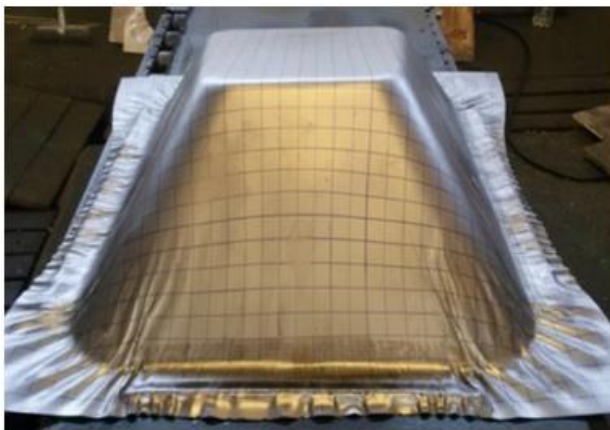


(a)

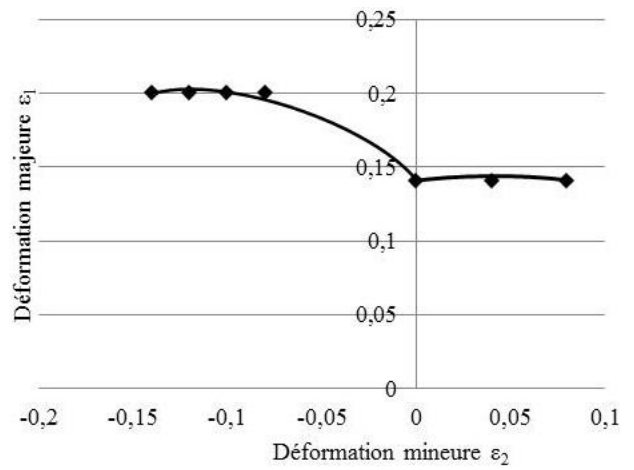


(b)

f) Essai 06 : [+1,-1,+1]

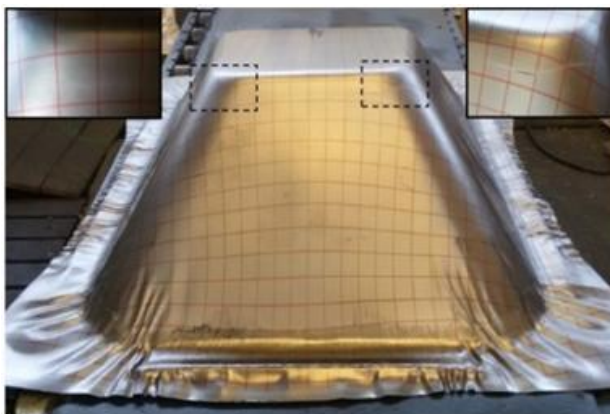


(a)

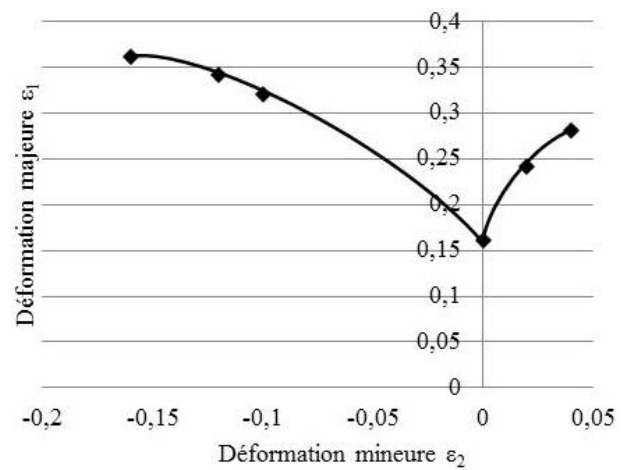


(b)

g) Essai 07 : [-1,+1,+1]

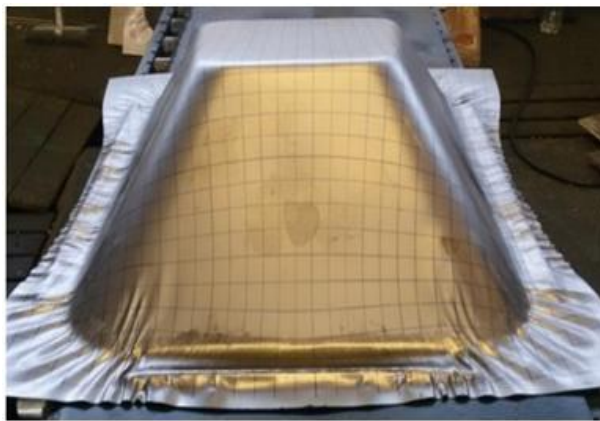


(a)

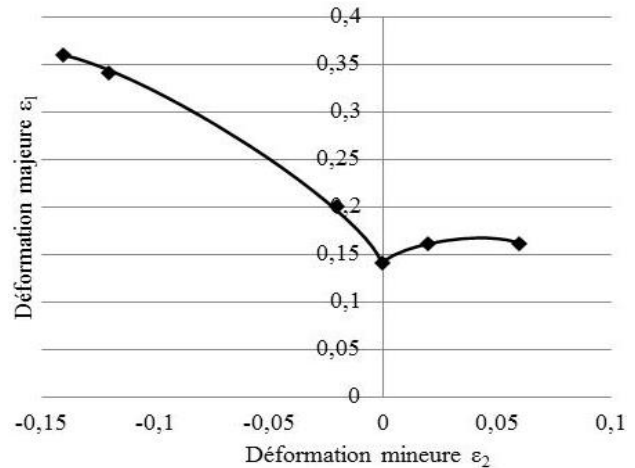


(b)

h) Essai 08 : [+1,+1,+1]



(a)



(b)

Fig.4.3: Présentation des emboutis et représentation des courbes CLF.

a) Embouti.

b) Courbe CLF.

Les essais 2, 4, 6 et 8, effectués sur des tôles de la nuance DC04 montre une bonne stabilité plastique, où les embouts ont atteint une déformation plastique de 36% sans subir une striction ou une rupture (Fig.4.3- b, d, f et h). Cependant, tous les essais d'emboutissage qui sont effectués avec la tôle laminée à chaud de la nuance DD14 nous donnent des emboutis avec une striction, une rupture ou une déchirure (Fig.4.3- a, c, e et g), donc l'instabilité plastique de la tôle laminée à chaud de la nuance DD14 a été enregistrée en fonction de tous les niveaux des paramètres du processus choisies à cette opération d'emboutissage.

On peut distinguer que le résultat optimal est celui obtenu par les conditions du huitième essai avec la tôle laminée à froid de la nuance DC04, ou il montre une stabilité plastique parfaite en fonction des niveaux maximaux de la pression de la matrice et celle du serre flan. Le huitième essai est optimal parce qu'il nous donne un embouti sans striction, sans rupture avec des niveaux optimums de la déformation plastique.

2.5.2. Détermination des modèles de régression

Ce modèle est implicitement associé au plan factoriel complet, pour lesquelles toutes interactions entre tous les facteurs sont calculées. On comprend qu'avec ce modèle, on puisse calculer toutes les réponses dans le domaine d'étude. Il suffit d'attribuer des valeurs aux niveaux x_1 , x_2 et x_3 pour obtenir immédiatement les déformations majeurs et mineurs Eq 4.12 et Eq 4.13.

- Les coefficients du modèle de régression pour la déformation majeure sont (Tableau 4.3):

Tableau 4.3: Les coefficients du modèle de régression "Déformation majeure".

Les valeurs des coefficients du modèle de régression; $\epsilon_{\text{Majeur Max}}$							
\hat{a}_0	\hat{a}_1	\hat{a}_2	\hat{a}_3	\hat{a}_{12}	\hat{a}_{13}	\hat{a}_{23}	\hat{a}_{123}
0,2725	-0,0025	0,0475	0,0225	0,0225	-0,0125	0,0175	-0,0075

- Le modèle de régression qui servira à faire des prévisions pour la déformation majeure maximale Eq.3.12 est :

$$\hat{y}_{maj} = 0,2725 - 0,0025 \cdot x_1 + 0,0475 \cdot x_2 + 0,0225 \cdot x_3 + 0,0225 \cdot x_1 \cdot x_2 - 0,0125 \cdot x_1 \cdot x_3 + 0,0175 \cdot x_2 \cdot x_3 - 0,0075 \cdot x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (4.12)$$

- Les coefficients du modèle de régression pour la déformation mineure sont (Tableau 4.4):

Tableau 4.4: Les coefficients du modèle de régression "Déformation mineure".

Les valeurs des coefficients du modèle de régression; $\epsilon_{\text{Mineur}}[\text{Max}]$							
\hat{a}_0	\hat{a}_1	\hat{a}_2	\hat{a}_3	\hat{a}_{12}	\hat{a}_{13}	\hat{a}_{23}	\hat{a}_{123}
0,1425	-0,0175	-0,0075	0,0025	0,0125	0,0025	-0,0075	0,0125

- Le modèle de régression qui servira à faire des prévisions pour la déformation mineure maximale Eq.4.13 est :

$$\hat{y}_{\min} = 0,1425 - 0,0175 \cdot x_1 - 0,0075 \cdot x_2 + 0,0025 \cdot x_3 + 0,0125 \cdot x_1 \cdot x_2 + 0,0025 \cdot x_1 \cdot x_3 - 0,0075 \cdot x_2 \cdot x_3 + 0,0125 \cdot x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \quad (4.13)$$

- Les moyennes des réponses des niveaux bas et hauts pour chacun des paramètres d'entrée sont représentées dans le tableau ci-dessous :

Tableau 4.5: Les moyennes des réponses aux niveaux bas et haut de chaque paramètre.

	Les Moyennes des réponses des niveaux des facteurs					
	Matériaux		PM		PSF	
	$\hat{y} _{DD14}$	$\hat{y} _{DC04}$	$\hat{y} _{14\text{ MPa}}$	$\hat{y} _{19\text{ MPa}}$	$\hat{y} _{7\text{ MPa}}$	$\hat{y} _{10\text{ MPa}}$
$\epsilon_{\text{Majeur}}[\text{max}]$	0,275	0,27	0,225	0,32	0,25	0,295
$\epsilon_{\text{Mineur}}[\text{max}]$	0,16	0,125	0,15	0,135	0,14	0,145

2.5.3. Détermination des effets des facteurs

Les coefficients des termes du premier degré du modèle mathématique indiquent les effets principaux des facteurs, c'est-à-dire les coefficients de x_1 , x_2 et x_3 . On représente les diagrammes des effets qui sont utiles pour bien se rendre compte de l'influence des facteurs.

Les effets des différents paramètres d'entrée sur la déformation majeure (Fig.4.4) :

- L'effet du matériau est : -0,0025
- L'effet de la pression de la matrice est : 0,0475
- L'effet de la pression du serre flan : 0,0225

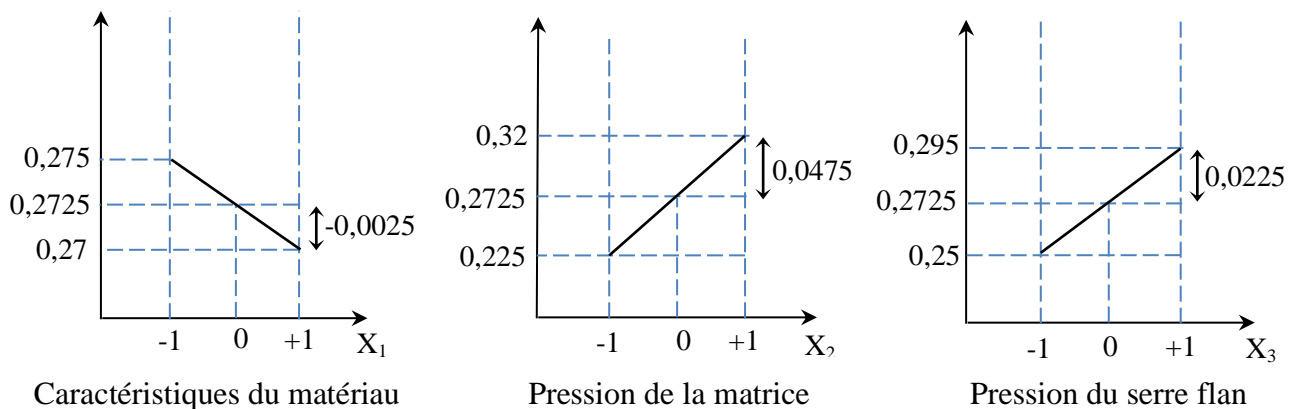


Fig.4.4: Graphes des effets des paramètres d'entrée sur la déformation majeure.

On distingue que pour réussir une opération d'emboutissage optimale, il faut effectuer l'opération avec le niveau bas du premier facteur (Le matériau DC04), le niveau haut du deuxième facteur (PM: 19 MPa) et le niveau haut du troisième facteur (PSF: 10 MPa).

Les effets des différents paramètres d'entrée sur la déformation mineure (Fig.4.5):

- L'effet du matériau est : -0.0175
- L'effet de la pression de la matrice est : -0.0075
- L'effet de la pression du serre flan : 0.0025

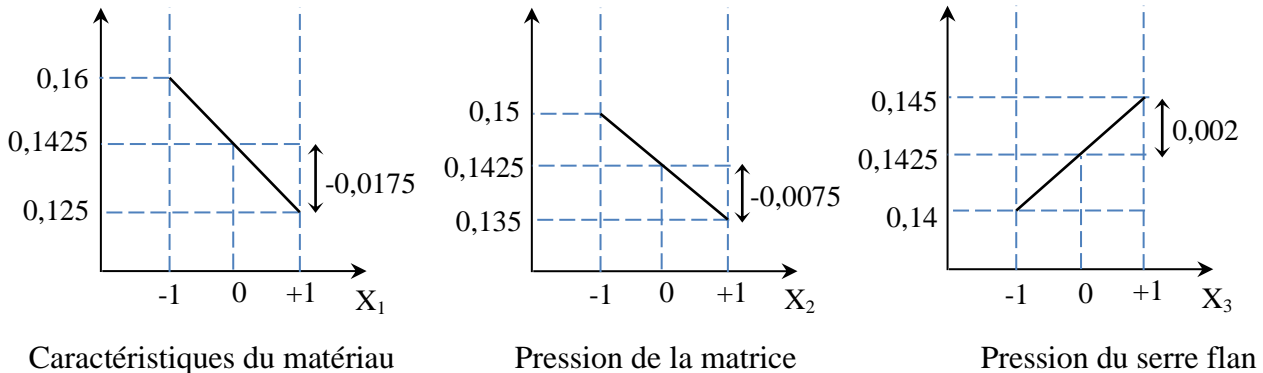


Fig.4.5: Graphs des effets des paramètres d'entrée sur la déformation mineure.

On constate que l'optimal pour les déformations mineurs est d'effectuer l'opération de mise en forme avec le niveau bas du premier facteur (Le matériau DC04), le niveau bas du deuxième facteur (PM: 14 MPa) et le niveau haut du troisième facteur (PSF: 10 MPa).

3. Optimisation du procédé d'emboutissage par simulation

Les paramètres considérés sont respectivement la force du serre flan, la vitesse d'emboutissage, le rayon de la matrice et le frottement. Les résultats des essais unifactoriels sont représentés par des courbes contrainte-déformation où à partir desquelles on peut évaluer l'influence de chacun des paramètres sur la déformation plastique du matériau suivant les trois directions cartésiennes.

3.1. Méthode d'optimisation

Les essais sont planifiés par la méthode uni-factorielle et réalisés avec le modèle obtenu sur Abaqus explicit. Une variation des paramètres d'emboutissage sont choisis parmi les facteurs d'entrée (X_i) afin d'obtenir en sortie la déformation plastique PE maximale suivant les trois directions (Y_i).

Cette méthode sert à classier hiérarchiquement les paramètres du processus par degré d'influence, elle est indispensable lorsqu'il s'agit de caractériser l'action d'un seul facteur X sur un paramètre Y. Pour cela, on donne une série des valeurs discrètes au facteur examiné X [X_i ∈ {X_{min}, X_{max}}] tout en maintenant tous les autres facteurs constants.

Pour chaque X= X_i, on réalise un essai et on mesure la valeur correspondante de Y_i, (i= 1÷N). Pour étudier et optimiser un processus technologique, on utilise souvent cette méthode qui permet d'obtenir la relation Y= f(X).

Notre étude consiste à observer l'évolution de la déformation plastique sous l'influence des paramètres suivants :

- Force de serre flan (FSF): La force du maintien appliquée par le serre-flan.
- Rayon de la matrice (R_m): Sur lequel glisse le flan pendant la mise en forme.
- La vitesse d'emboutissage (V): La vitesse d'enfoncement du poinçon.
- Coefficient du frottement (f): Exprime le frottement entre les outils et le flan.

On représente les déformations plastiques dans les trois directions sur des graphes qui regroupent les courbes des résultats obtenus. Les courbes nous permettent de visualiser l'évolution des déformations en fonction de cinq niveaux choisis du chacun des paramètres d'emboutissage (Tableau 4.6).

Tableau 4.6: Niveaux des paramètres choisis pour la réalisation des essais.

Paramètres d'entrée	Niveaux de variation				
	1	2	3	4	5
FSF [N]	18000	<u>20000</u>	22000	24000	26000
Rm [mm]	2	<u>3</u>	4	5	6
V [mm/s]	41,66	50	62,5	<u>83,33</u>	125
F	0.05	<u>0,1</u>	0.15	0.2	0,25

Les valeurs soulignées sont les niveaux maintenus constants pour chaque série des essais, lors de la variation d'un facteur concerné.

3.2. Résultats et discussion

Les résultats obtenus de la déformation selon le choix de la croissance des paramètres du processus d'emboutissage respectivement FSF, Rm, f et V sont représentés ci-dessous :

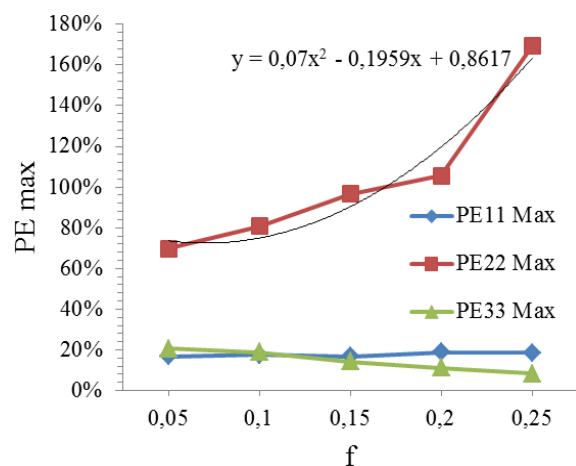
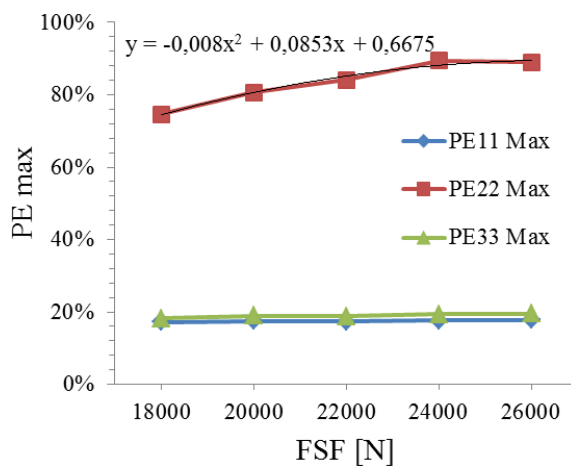


Fig.4.6: Déformation en fonction de FSF. Fig.4.7: Déformation en fonction de f.

Les déformations plastiques suivant la première et la troisième direction PE11 et PE33, ne dépassent pas 20% et restent sous la limite d'allongement maximal donnée dans les caractéristiques du matériau. On constate que la déformation la plus dominante est celle qui suit la deuxième direction PE22 et qui atteint des valeurs indiquant la déchirure de la tôle, causée par l'enfoncement du poinçon suivant cette direction, ce qui provoque plus de sollicitations dans l'épaisseur de la tôle.

L'augmentation de la force de serre flan d'un écart de 2000N cinq fois marque une augmentation de PE22 de 14% (Fig.4.6) et la croissance du coefficient du frottement de 0.05 d'écart cinq fois augmente la déformation 99% à partir de la première valeur choisie (Fig.4.7), ce qui indique l'effet significatif du frottement dans le processus d'emboutissage.

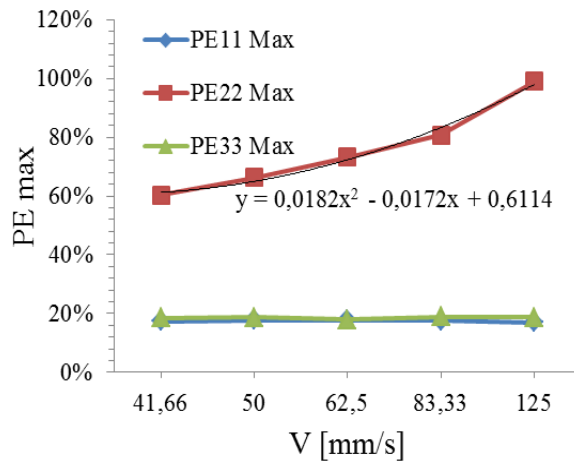


Fig.4.8: Déformation en fonction de V.

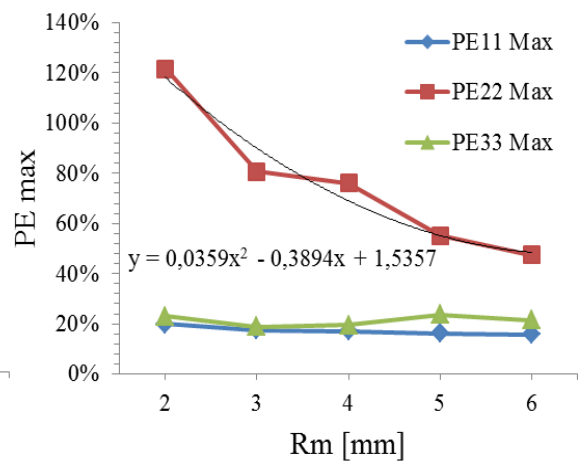


Fig.4.9: Déformation en fonction de Rm.

La figure 4.8, exprime l'influence de la vitesse d'emboutissage sur l'augmentation de la déformation où la croissance de la vitesse de l'opération augmente la déformation à 39%.

La déformation PE22 diminue de 75% avec une croissance du rayon de la matrice de 2 à 6 mm, ce qui exprime qu'on pourra réduire les sollicitations exercées sur la tôle si on augmente le rayon de la matrice (Fig.4.9).

A partir des courbes obtenues de la déformation en fonction des paramètres d'emboutissage (FSF, f, V et Rm) on peut déterminer les modèles mathématiques des composantes de la déformation maximale. Les modèles mathématiques et les coefficients de détermination de PE22max sont présentés dans le tableau 4.7.

Tableau 4.7: Modèles mathématiques et coefficient de détermination.

Paramètres étudiés		Modèles mathématiques	Coefficient de détermination
Variable	Constant		
FSF [N]	f= 0,1 V= 83,33 mm/s Rm= 3 mm	$PE22 = -0,008.FSF^2 + 0,0853.FSF + 0,6675$	$R^2 = 0,9783$
f	FSF= 20000 N V= 83,33 mm/s Rm= 3 mm	$PE22 = 0,07.f^2 - 0,1959.f + 0,8617$	$R^2 = 0,9460$
V [mm/s]	FSF= 20000 N f= 0,1 Rm= 3 mm	$PE22 = 0,0182.V^2 - 0,0172.V + 0,6114$	$R^2 = 0,9871$
Rm [mm]	FSF= 20000 N V= 83,33 mm/s f= 0,1	$PE22 = 0,0359.Rm^2 - 0,3894.Rm + 1,5357$	$R^2 = 0,9557$

Ce que l'on recherche, qu'un modèle qui donne simplement une relation entre la sorties (y) et les entrés (x). La régression est choisi polynomiale lorsqu'on souhaite d'obtenir des prédictions le plus précises possibles. Le R^2 est appelé coefficient de détermination, c'est un indicateur utilisé en statistiques pour juger la qualité d'une régression.

En peut classer les paramètres d'emboutissage étudiés selon leur degré d'influence sur la déformation pastique (Fig.4.10) :

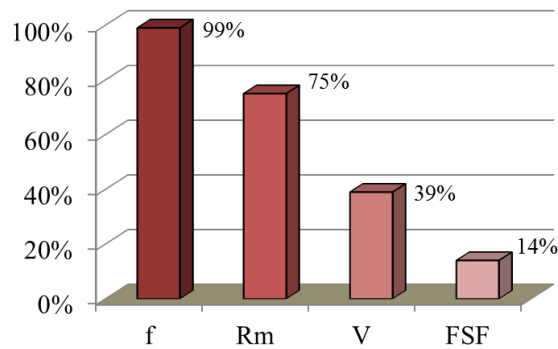


Fig.4.10: Histogramme du classement des paramètres étudiés.

L'histogramme ci-contre représente le pourcentage de l'évolution de la déformation plastique en fonction de la variation du chacun de paramètres étudiés. Cependant, le rayon de la matrice a une influence inversée sur l'évolution de la déformation plastique par rapport aux autres paramètres, où sa croissance conduit à la diminution de la déformation.

4. Optimisation de la simulation de l'opération d'emboutissage

La simulation numérique consiste à établir un modèle de simulation qui reprend la conception du procédé expérimental et les conditions de travail. Le modèle de simulation numérique d'emboutissage a été réalisé initialement avec la même géométrie des outils expérimentaux et du même principe de fonctionnement effectué à l'atelier (Fig.3.4, Fig.3.5 "Chapitre III").

4.1. Optimisation en fonction des paramètres de simulation

L'optimisation de cette opération d'emboutissage a été effectuée à partir de la variation des paramètres de la simulation numérique, en combinant l'amplitude de la charge appliquée en fonction du temps de l'opération (Amplitude-Step).

La figure 4.11 représente une comparaison Expérimentale-Simulation numérique sous les conditions: $PM= 14 \text{ MPa}$ et $PSF= 10 \text{ MPa}$, avec un coefficient de frottement $f=0.05$ en simulation face à la lubrification dans expérimental. L'examen de la déformation majeur en simulation numérique, montre que la zone la plus sollicitée est celle située aux coins frontaux du fond de l'embouti.

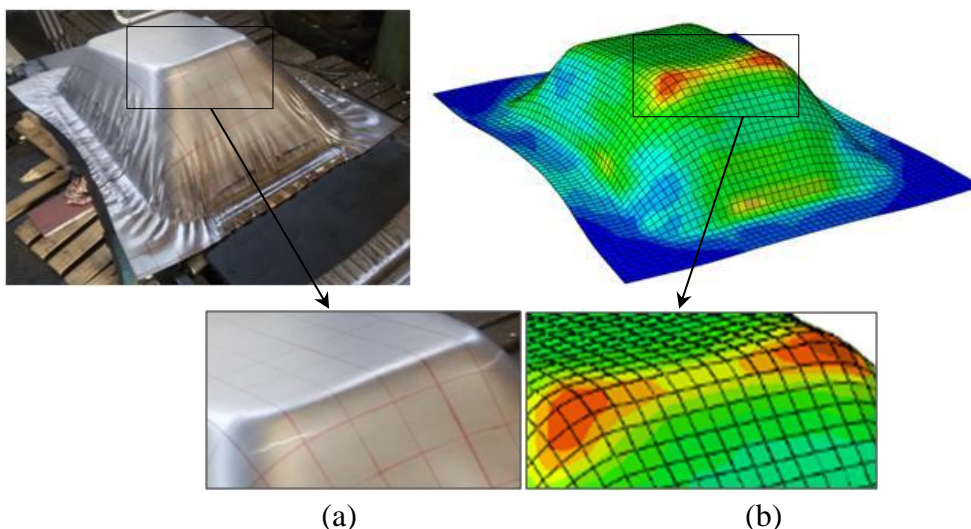


Fig.4.11: Représentation comparative entre l'expérimental et la simulation numérique.

a) Expérimental

b) Simulation numérique

Un chemin des points à mesurer a été choisi sur l'embouti obtenu par simulation numérique dans la même zone où elles ont été prises les mesures expérimentales (Fig.4.12), afin de déterminer une comparaison expérimentale-simulation numérique, en utilisant la courbe limite de formage.

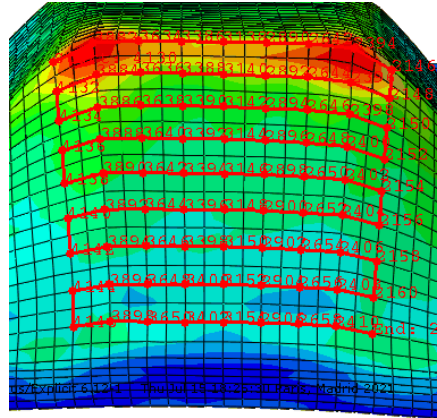


Fig.4.12: Chemin des nœuds concernés par l'analyse.

La différence constatée entre les déformations majeures et mineures en expérimentation et en simulation numérique est exprimée par la courbe comparative CLF (Fig.4.13). Les courbes CLF montrent la même orientation avec une amélioration de 2% de l'expérimentale par simulation numérique pour les déformations majeures et de 5% pour les déformations mineures. Cette amélioration est atteinte après plusieurs scénarios de simulation de l'opération d'emboutissage qui sont obtenus en fonction de l'adaptation du temps de l'opération à la charge de mise en forme, En combinant soigneusement le module « Step » avec « Amplitude » dans le code de calcul par éléments finis Abaqus/CAE Explicite.

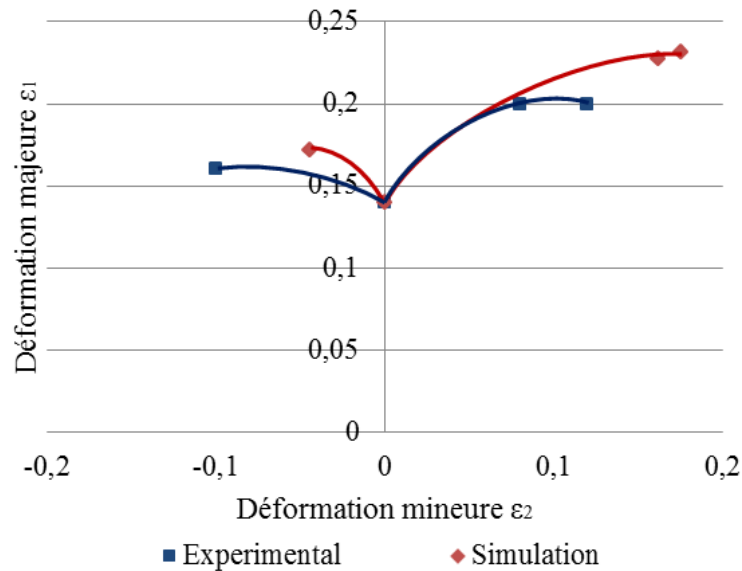


Fig.4.13: Courbe limite de formage comparative Expérimental-Simulation numérique.

On distingue que le temps et l'amplitude sont les facteurs essentiels de cette amélioration. Les résultats du modèle de simulation numérique montrent que l'homogénéité entre le temps de l'opération avec l'amplitude de la charge de mise en forme permet à la tôle d'être mieux adaptée aux modes de déformations imposés par la géométrie de l'embouti, qui est le mode d'expansion large dans notre cas. En particulier, un temps plus long pour une opération de mise en forme peut donner une distribution uniforme des déformations appliquées ce qui participe à l'amélioration de la stabilité plastique du matériau de la tôle.

4.2. Optimisation de l'outillage

L'optimisation de la conception de la matrice et du serre flan sera concentrée sur l'amélioration de la position et de la géométrie du jonc de retenu dans le but d'atteindre un meilleur écoulement du matériau du flan pendant la mise en forme, afin d'augmenter l'aptitude de la tôle laminée à chaud DD14 à cette opération d'emboutissage. On rappelle que le matériau DC04 montre une grande stabilité plastique avec tous les niveaux des paramètres choisis dans tous les essais expérimentaux effectués et reste le choix optimal pour une production de qualité

La conception de l'outillage est liée aux plusieurs paramètres géométriques, notamment le contour de la matrice et du serre-flan, le rayon de la matrice et le rayon du poinçon...etc. Dans ce travail l'amélioration de la conception s'effectue au niveau de la matrice et du serre flan et limitée par la position et la hauteur du jonc de retenu, afin de conserver nécessairement la géométrie du produit embouti. On articule sur les résultats expérimentaux obtenus par le plan expérimental complet du chapitre précédent afin de d'optimiser par simulation numérique la distribution des déformations majeures et mineures au sein de la tôle lors de la mise en forme. Les essais concernés par l'optimisation numérique sont les essais qui montrent une instabilité plastique de la tôle laminée à chaud de la nuance DD14, qui apparaît sur le produit embouti à la fin de l'opération d'emboutissage sous forme des strictions et des ruptures. L'objet de cette optimisation est d'améliorer le niveau des déformations majeures et mineures et par conséquent les modes de déformation auxquelles subit la tôle. Le tableau 4.8, présente les essais expérimentaux concernés par l'optimisation par simulation numérique.

Tableau 4.8: Les essais qui montrent des instabilités plastiques (Voir, Fig.4.3).

N° Essai	Facteurs			Interactions				Réponse	
	x ₁	x ₂	x ₃	x ₁₂	x ₁₃	x ₂₃	x ₁₂₃	ε _{majeur[Max]}	ε _{mineur[Max]}
1	-1	-1	-1	+1	+1	+1	-1	0,24	0,16
7	-1	+1	+1	-1	-1	+1	-1	0,36	0,12

Niveau -1	DD14	14 MPa	7 MPa
Niveau +1	DC04	19 MPa	10 MPa

Les essais 1 et 7 du plan factoriel complet ont été effectués en fonction des niveaux extrêmes de la pression de la matrice et du serre-flan, pour cela en va exploiter ces deux essais à l'optimisation du procédé et de comportement mécanique de la tôle DD14. L'optimisation d'emboutissage et du comportement mécanique du matériau par simulation numérique s'effectue à partir de l'amélioration de la conception de la matrice et du serre-flan en fonction de la position et de la hauteur du jonc de retenue, afin de chercher les modes de déformations admissibles à la mise en forme d'un embouti avec le minimal niveau de déformation plastique.

La figure 4.14 présente les résultats des essais expérimentaux d'emboutissage qui montrent des instabilités plastiques. On peut remarquer clairement l'instabilité plastique du matériau DD14 de la tôle laminée à chaud aux paramètres opérationnels appliqués dans les essais 1 et 7 selon le plan expérimental factoriel étudié précédemment (Tableau 4.2).

L'instabilité plastique est apparue sous forme d'une rupture au niveau du coin droit de l'embouti (Fig.4.14-a), et des strictions dans les deux coins de l'embouti (Fig.4.14-b).

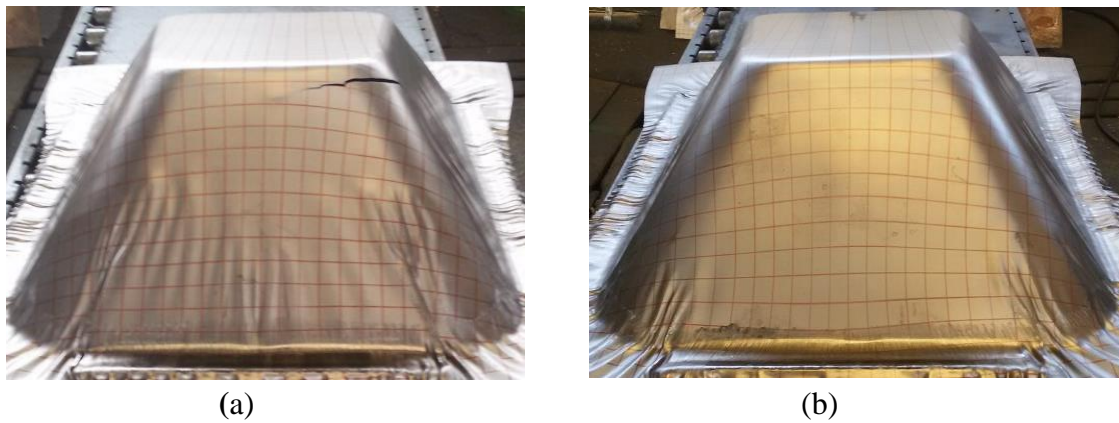


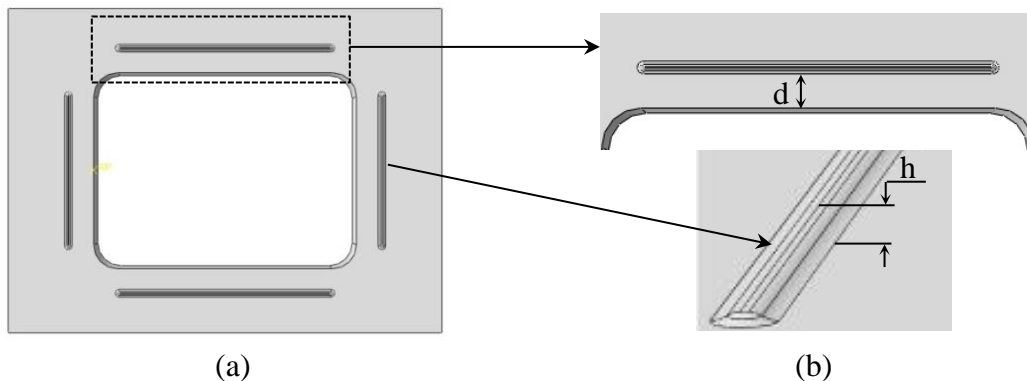
Fig.4.14: Les emboutis qui sont obtenus par les conditions des essais 1 et 7.

a) Essai 1

b) Essai 7

4.2.1. Conduite de l'optimisation

L'amélioration de la conception du serre-flan en simulation numérique a été effectuée au niveau de la position et de la hauteur du jonc de retenue. La figure 4.15 présente les paramètres liés à l'amélioration de la conception, où d et h sont respectivement la position et la hauteur du jonc de retenu.



(a)

(b)

Fig.4.15: Paramètres géométriques à optimiser.

a) Serre-flan

b) La position et la hauteur du jonc (d et h).

L'optimisation de la conception est concernée par un plan d'expérience de deux paramètres à deux niveaux, où à partir de laquelle on peut adapter le comportement mécanique de la tôle laminée à chaud de la nuance DD14 à cette opération d'emboutissage.

La conduite des essais numériques a été réalisée suivant le plan présenté dans le tableau 4.9:

Tableau 4.9: Plan des essais.

Matériau	d (mm)	h (mm)
DD14	50	0
	65	3

4.2.2. Résultats et discussion

Les essais 1 et 7 du plan expérimental factoriel complet ont été effectués par simulation numérique en fonction du plan de conception illustrée dans le tableau 4.9. Après l'exploitation de toutes les combinaisons planifiées on a obtenu les courbes CLF comparatives suivantes:

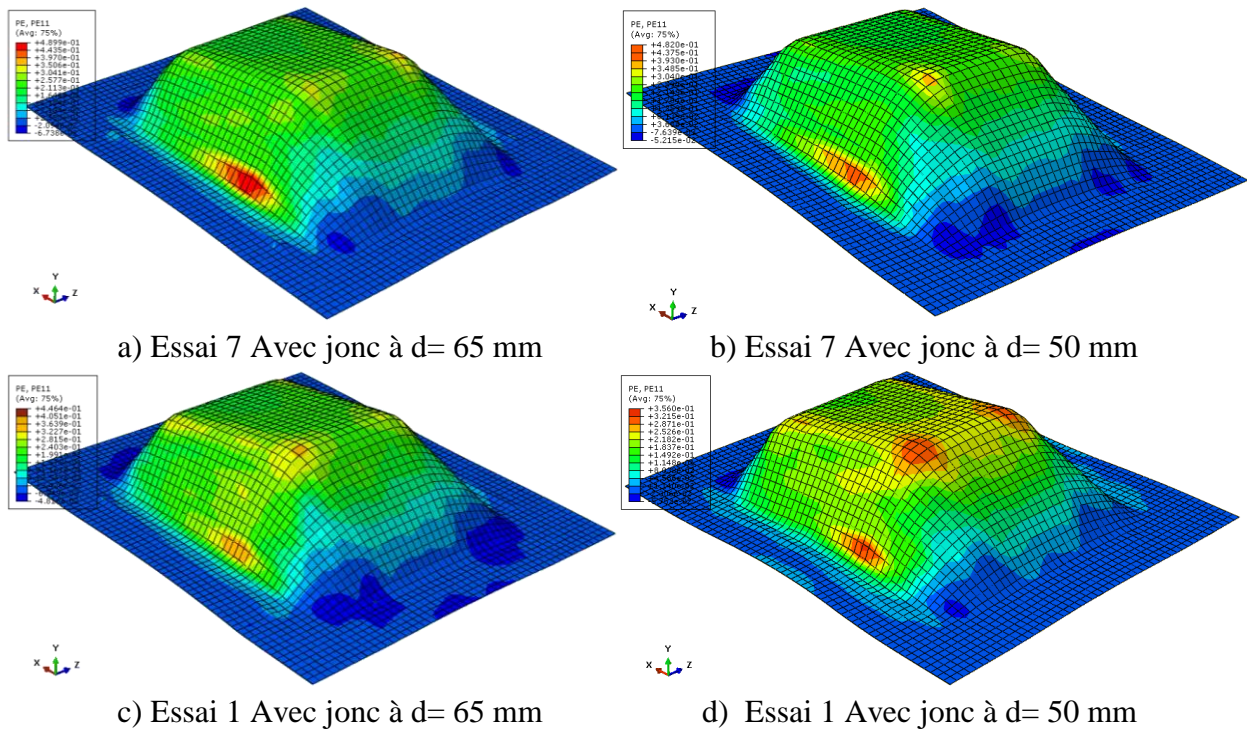


Fig.4.17: Présentation comparative d'une instabilité plastique causé par le jonc de retenu.

Après une autre visite à l'atelier, on a obtenu réellement des emboutis qui montrent des ruptures latérales, donc le problème a été rencontré expérimentalement. La figure 4.18 représente une comparaison entre l'expérimentale et la simulation numérique qui confirme et concrétise la concordance entre ces deux derniers.

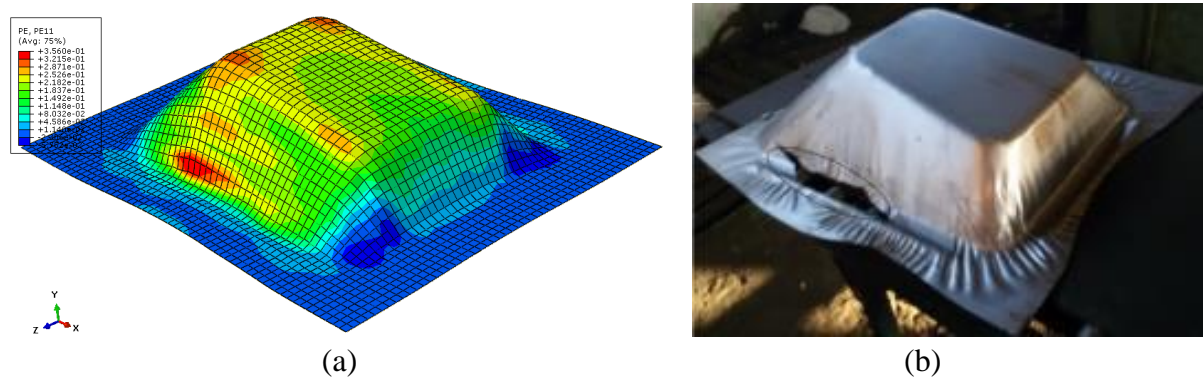


Fig.4.18: Comparaison; Expérimental-Simulation numérique.

Cette rupture est due au grippage, C'est un phénomène qui provoque une abrasion de la surface des pièces, suivie par la formation de rayures et qui peut conduire à la rupture comme le montre la figure 4.18-b avec celle de la figure 4.19.



Fig.4.19: Rupture due au grippage.

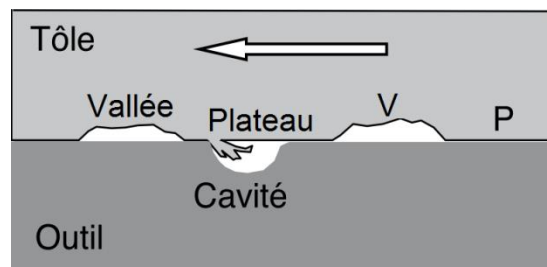


Fig.4.20: "Rabotage" par un défaut d'outil.

On peut le comprendre en examinant le schéma de la figure 4.20 ; on y voit une cavité de l'outil (rayure, porosité, logement d'une lamelle de graphite) dans laquelle "rentre" le métal plus mou de la tôle d'acier car le plateau est "poussé" dans la cavité par la pression exercée par le serre-flan [8].

La comparaison entre l'expérimental et la simulation numérique des courbes CLF montre que la courbe limite de formage numérique présente des basses valeurs de déformation plastique, et correspond à l'essai réalisé avec jonc à la distance de $d=65$ mm. La figure 4.21 présente cette comparaison en fonction des conditions opérationnelles des deux essais du plan factoriel 1 et 7.

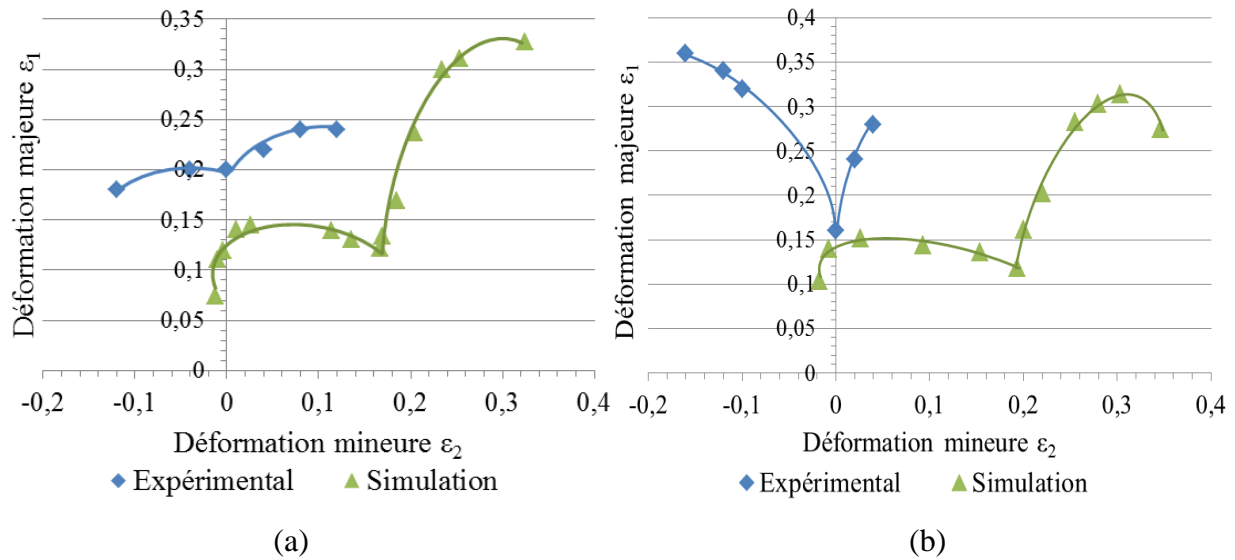


Fig.4.21: Comparaison des courbes CLF Expérimental-Simulation.

a) Essai 1

b) Essai 7

Les résultats expérimentaux montrent un intervalle de variation très limité de la déformation mineure par rapport à celui obtenu par simulation numérique. Cependant, la courbe en simulation numérique présente un niveau de déformation plastique uniaxial de un cinquième de celui obtenu par l'expérimental, mais aussi faire apparaître un niveau considérable de déformation en mode d'expansion (equi-biaxiale). Donc la simulation numérique nous conduit à constater suite à ces résultats, que le mode d'expansion est le mode qui est normalement subi par la tôle lors de la mise en forme dans cette zone de l'embouti.

La simulation numérique donne des résultats exacts et précis sans prendre en considération les contraintes expérimentales liées directement à la situation et à l'état des équipements et de l'outillage. Cependant, il existe plusieurs conséquences à l'échelle expérimentale qui peuvent influent sur les résultats expérimentaux, comme la mise au point de la machine d'emboutissage et l'état de surface du poinçon ainsi que de la tôle. Après un examen de l'état de l'outillage, nous avons obtenu que l'état de surface du poinçon est très rugueuse suit à l'apparition des stries et des sillons très profonds, et l'espace de dégagement de la tôle entre le poinçon et la matrice est non uniforme (Fig.4.22).

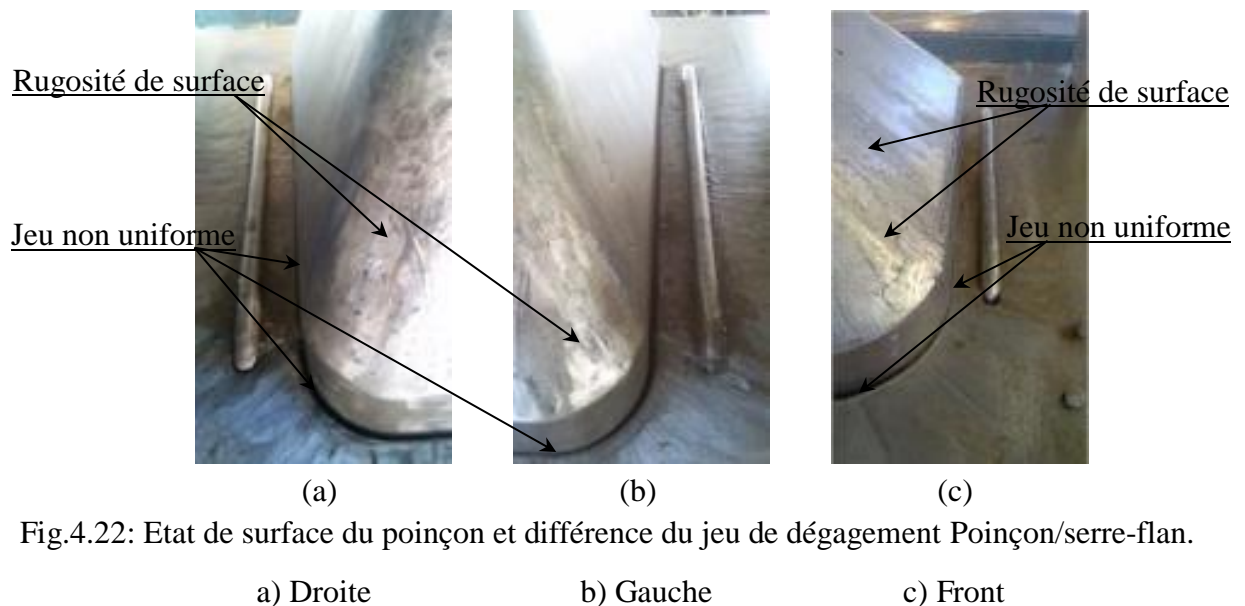


Fig.4.22: Etat de surface du poinçon et différence du jeu de dégagement Poinçon/serre-flan.

5. Conclusion :

Les résultats des essais expérimentaux sont lisibles à partir des photographies qui présentent l'état de l'embouti en fin de déformation et par la courbe limite de formage qui montre les trajets des déformations et les modes qu'a subi la tôle au cours de l'opération de mise en forme.

La tôle laminée à chaud DD14 montre une grande instabilité plastique au cours de l'opération d'emboutissage en fonction de la pression de la matrice et du serre flan. Cette instabilité est traduite par l'apparition de striction, qui pourrait conduire à la rupture sur l'embouti. Cependant, la courbe limite de formage de chacun des essais effectués sur la tôle laminée à froid de nuance DC04 montre une grande stabilité plastique et nous donne un produit de meilleure qualité, où l'embouti atteint un maximal de déformation sans faire apparaître d'instabilité. Le résultat optimal est lisible dans le huitième essai avec le matériau laminé à froid, qui montre une grande stabilité plastique en fonction des niveaux supérieurs de la pression de la matrice et celle du serre flan.

L'optimisation expérimentale du procédé d'emboutissage par un plan d'expérience factoriel complet nous a permis d'étudier simultanément à deux niveaux, trois paramètres indépendants. La détermination des modèles de régression, des effets des facteurs et des interactions montrent que le matériau laminé à froid présente le niveau optimal pour la réalisation de l'opération d'emboutissage, car il présente un avantage par rapport au matériau laminé à chaud par comparaison des déformations mineures et majeures et montre une stabilité plastique en fonction de tous les niveaux des paramètres d'emboutissage choisis. La pression du serre flan et la pression de la matrice ont été aussi optimisées par comparaison des déformations majeures et mineures en vue d'écarter toute instabilité plastique au sein de l'embouti pour les deux matériaux.

Grâce à différents scénarios du modèle de simulation, en combinant le temps de l'opération de mise en forme en fonction de l'amplitude de chargement des niveaux des paramètres d'emboutissage, on a déduit un modèle de simulation numérique optimal pour cette opération d'emboutissage. Les résultats des essais planifiés par la méthode unifactorielle dans le modèle de simulation obtenu, nous ont permis d'évaluer l'effet de chacun des paramètres du processus d'emboutissage étudiés sur l'évolution de la déformation plastique au sein de l'embouti. Dans ce

sens, principalement le frottement, la vitesse du poinçon, et l'effort de serre flan provoque une augmentation de la déformation plastique. Cependant, l'augmentation du rayon de la matrice conduit à la diminution de cette dernière. Ce résultat nous conduit à déduire qu'un grand rayon de la matrice facilite l'écoulement du flan lors de la mise en forme, ce qui diminue l'effet de l'instabilité plastique au sein du matériau et améliore la qualité du produit.

La présence des joncs de retenue combinée avec l'effort exercé par le serre flan a été aussi prise en considération, nous conduit à conclure que la conception du serre-flan sans jonc de retenue représente les bas niveaux des déformations plastiques et nous donnent des emboutis sans striction ou rupture. Cependant, la présence des joncs de retenue dans ces deux positions font apparaître un risque de striction, soit aux coins, soit aux côtés latéraux de l'embouti. On conclut aussi que la conception optimale de l'outillage est celle où le jonc de retenue devraient être conçus loin du rayon de la matrice, pour que le comportement mécanique du matériau de la tôle soit stable plastiquement.

**CONCLUSION
ET
PERSPECTIVES**

Conclusion

À l'origine de ce travail, des cas de striction et de rupture de la tôle, enregistrés lors des opérations de mise en forme, dans les ateliers d'emboutissage de 2 entreprises, qui ont donné lieu à ce travail à prendre le pas à étudier le cas. Cette étude consiste à caractériser les matériaux utilisés et analyser leurs formabilités afin de déterminer l'aptitude de ces matériaux à donner la forme désirée du produit, sans défaut et sans instabilité plastique. Pour cela, une démarche a été proposée en vue de déduire le matériau qui correspond le mieux aux conditions de formabilité des emboutis étudiés.

Le travail a commencé par l'étude des conditions expérimentales de l'opération d'emboutissage et les modes de déformation que subit la tôle. Dans un premier temps, des essais de traction ont été effectués sur deux types de matériaux, afin de déterminer les caractéristiques mécaniques ainsi que le comportement élastoplastique de ces 2 matériaux qui sont prélevés de 2 tôles, dont une est obtenue par laminage à chaud de nuance DD14 et l'autre est obtenue par laminage à froid de nuance DC04. Les caractéristiques des matériaux ont été obtenues suivant trois directions par rapport au sens du laminage et en fonction de trois vitesses, afin d'analyser la sensibilité des caractéristiques mécaniques à la direction du laminage et à la vitesse de déformation. Le coefficient d'anisotropie plastique des deux matériaux aussi a été déterminé en fonction de cette caractérisation. Les caractéristiques mécaniques des 2 matériaux, le DD14 et le DC04 représentées dans les courbes contrainte vraie-déformation vraie, ont permis de déduire lequel des 2 matériaux s'adapte le mieux aux opérations d'emboutissage de la tôle pour les emboutis produits. Dans un second temps, des essais d'emboutissage ont été effectués à l'atelier de mise en forme de l'entreprise GEMELEC, afin d'évaluer la formabilité des 2 matériaux à partir de la détermination de courbe limite de formage. Le principe utilisé est la méthode de la grille, appliquée à des brouettes. La détermination des déformations majeures et mineures, ont conduit à tracer la courbe limite de formage, permettant l'évaluation de l'aptitude du chacun des 2 matériaux à la mise en forme pour cette opération d'emboutissage.

L'étude comprenait aussi une simulation numérique sur le code de calcul éléments finis Abaqus, qui a permis l'enrichissement de l'étude, où les essais de traction et d'emboutissage réalisés expérimentalement ont été reproduits et effectués par simulation numérique. La modélisation du comportement plastique anisotrope du matériau a été déterminée par application du critère de Hill48. La confrontation des courbes contrainte-déformation simulés avec celles obtenues en expérimental a pu être vérifiée, les résultats comparés ont montré une concordance acceptable. La simulation en 3D de l'essai d'emboutissage a permis de visualiser le processus de déformation au cours de la mise en forme du matériau et déterminer les zones à risque de striction et de rupture. La configuration des déformations et des contraintes au cours de l'emboutissage de la tôle en chaque élément du maillage, et la localisation des zones à fort amincissement, en sont les principaux résultats. La courbe limite de formage a été améliorée et la formabilité du matériau est optimisée par simulation numérique. Sur la base des résultats obtenus, des propositions en vue de réduire le phénomène d'instabilité plastique et optimiser le processus de mise en forme ont été avancées.

Les résultats montrent que les caractéristiques mécaniques et le comportement plastique de la tôle laminée à froid de la nuance DC04 sont meilleurs que celles de la tôle laminée à chaud de la nuance DD14 du point de vue déformation, où il est montré une haute stabilité plastique en fonction des paramètres variés dans les essais expérimentaux d'emboutissage. La comparaison entre les deux tôles obtenues par laminage différent nous donne une information suffisante sur

l'influence intensive du mode de laminage sur le comportement mécanique d'un matériau destiné à l'emboutissage, notamment l'influence du phénomène des bandes de Piobert-Lüders sur la tôle laminée à chaud dans la transition élastoplastique.

L'étude de l'effet mutuel "paramètres de processus-caractéristiques du matériau" par simulation numérique du procédé d'emboutissage, a mis en évidence le degré d'influence de chacun des paramètres étudiés, notamment la vitesse du poinçon, le rayon de la matrice, la vitesse du poinçon et le frottement sur le comportement du matériau à la déformation plastique. L'application des expériences selon la méthode unifactorielle, montre que l'augmentation du rayon de la matrice conduit à la diminution de la déformation plastique au sein de l'embouti au cours de la mise en forme. Cependant, l'augmentation des autres paramètres provoque une augmentation de la déformation plastique dont subit l'embouti, particulièrement le frottement.

L'optimisation du processus d'emboutissage à partir d'un plan factoriel complet a été effectuée expérimentalement. Le plan expérimental est construit en fonction de deux niveaux pour chacun des 3 paramètres à optimiser, notamment le matériau de la tôle, la pression de la matrice et la pression du serre flan au moment que la réponse est les déformations majeure et mineure. La détermination des modèles de régression, des effets des facteurs et des interactions montrent que le matériau DC04 est le choix optimal pour la réalisation de cette opération d'emboutissage, car il présente son avantage par rapport au matériau DD14, où il montre une grande stabilité plastique en fonction de tous les niveaux des paramètres choisis. La pression de serre flan et la pression de la matrice sont aussi optimisées en fonction des déformations majeur et mineur afin de minimiser l'instabilité plastique au sein de l'embouti pour les deux matériaux et réussir cette opération d'emboutissage avec une meilleure qualité du produit.

Une optimisation par simulation de la conception de l'outillage, tel que le serre-flan et la matrice en fonction de la position et de la hauteur du jonc de retenue a été proposée, afin d'adapter le comportement mécanique de la tôle laminée à chaud à la forme de l'embouti. La tôle laminée à chaud semble présenter des limites de déformations plastiques meilleures et nous donne des emboutis sans striction ou rupture avec la conception sans jonc de retenue. Néanmoins, une opération d'emboutissage sans jonc de retenue présente aussi souvent un risque de plissement. Pour cela, ce résultat reste insuffisant. En outre, la simulation des essais d'emboutissage effectués avec joncs de retenue faite apparaître des strictions et de ruptures aux coins et aux côtés latéraux des emboutis. Ainsi, la conception optimale du procédé est celle où le jonc de retenue est à la position à l'extrême. Avec cette conception le comportement mécanique de la tôle laminée à chaud DD14 sera plus stable plastiquement.

Perspectives :

L'objectif de ce travail est de répondre à une question clef : Sur quels paramètres faut jouer pour un meilleur embouti? D'énormes travaux ont contribué à répondre à la question, mais aucune étude ne peut traiter et jouer sur tous les paramètres. La collecte, la consultation et l'exploitation des sources bibliographiques montrent que chacun apporte son grain de sel, pour répondre à la question. Ce modeste travail en est un, en souhaitant aux autres en trouver une idée à exploiter.

Les modèles de simulation proposés dans cette étude, tenant compte d'un type d'embouti spécifique, peuvent être élargi à d'autres types d'emboutis. Il suffit seulement de varier à chaque fois un paramètre, soit géométrique, métallurgique, rhéologique, ou tribologique, pour en déduire d'autres modèles correspondants.

Références bibliographiques

- [1] OUJEBBOUR, Fatima Zahra. Méthodes et applications industrielles en optimisation multi-critère de paramètres de processus et de forme en emboutissage. 2014. Thèse de doctorat. Université Nice Sophia Antipolis.
- [2] IORDACHE, Monica. Contribution à la simulation du processus de déformation plastique à froid des tôles. 2007. Thèse de doctorat. Université Paul Verlaine-Metz.
- [3] MALROUX, Maryline. Mécanismes d'action tribologique des films secs en emboutissage. 2001. Thèse de doctorat. Ecully, Ecole centrale de Lyon.
- [4] BOEHM, Matthieu. Approche physico-chimique de l'action des additifs de lubrification lors du laminage à froid. 1998. Thèse de doctorat. Ecolecentrale de Lyon.
- [5] E.Schedin - Galling mechanisms in sheet forming operations - Wear, 179,123-1 28, 1994
- [6] BOUSSAID, O et al. Experimental Characterization of Mild Steel in Deep Drawing. International Review of Mechanical Engineering (I.R.E.M.E.), 2008, Vol. 2, no 4.
- [7] COL, Alain. Emboutissage des tôles: Importance des modes de déformation. Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques, 2002, no M3180, p. M3180. 1-M3180. 20.
- [8] TEACA, Mihaela. Caractérisation expérimentale et modélisation de la déformation plastique des tôles métalliques. 2009. Thèse de doctorat. Université Paul Verlaine-Metz.
- [9] COL, Alain et COLOMBIÉ, Michel. L'emboutissage des aciers. Dunod, 2010.
- [10] LEDOUX, Yann. Optimisation des procédés d'emboutissage par caractérisation géométrique et essais numériques. 2005. Thèse de doctorat. Université de SAVOIE.
- [11] HILL, R. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences, 1948, vol. 193, no 1033, p. 281-297.
- [12] MAKKOUK, Rabih. Modélisation de la plasticité orthotrope en contraintes planes: application à la détermination des limites de formage des tôles. 1994. Thèse de doctorat. Université Paul Verlaine-Metz.
- [13] FERRON, G., MAKKOUK, R et MORREALE, J. A parametric description of orthotropic plasticity in metal sheets. International Journal of Plasticity, 1994, vol. 10, no 5, p. 431-449.
- [14] BARLAT, F., LEGE, D J et BREM, J C. A six-component yield function for anisotropic materials. International journal of plasticity, 1991, vol. 7, no 7, p. 693-712.
- [15] BARLAT, F et al. Yield function development for aluminum alloy sheets. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1997, vol. 45, no 11-12, p. 1727-1763.
- [16] BANABIC, D et al. An improved analytical description of orthotropy in metallic sheets. International Journal of Plasticity, 2005, vol. 21, no 3, p. 493-512.
- [17] ISHIKI, M., KUWABARA, T et HAYASHIDA, Y. Measurement and analysis of differential work hardening behavior of pure titanium sheet using spline function. International Journal of Material Forming, 2011, vol. 4, p. 193-204.
- [18] NANDEDKAR, V M et NARASIMHAN, K. Measurement of strain history during the stretching of forming-grade steel sheets. Journal of MaterialsProcessingTechnology, 1999, vol. 89, p. 24-29.
- [19] ABICHOU, Hammadi. Simulation de l'emboutissage à froid par une méthode asymptotique numérique. 2001. Thèse de doctorat. Université Paul Verlaine-Metz.
- [20] LEPADATU, Daniel. Optimisation des procédés de mise en forme par approche couplée plans d'expériences, éléments finis et surface de réponse. 2006. Thèse de doctorat. Université d'Angers.

- [21] DUCROCQ, J C et SAUMON, D. Optimisation technico-économique des processus énergétiques. Concepts et méthodes générales. Techniques de l'ingénieur. Génie énergétique, 1988, vol. 2, no B1280, p. B1280. 1-B1280. 9.
- [22] KARAM, Sandrine. Application de la méthodologie des plans d'expériences et de l'analyse de données à l'optimisation des processus de dépôt. 2004. These de Doctorat, Université de LIMOGES.
- [23] MAKAROVA, Olga. Définition de protocoles rationnels d'identification de loi de comportement élastoplastique Applicationa la simulation éléments finis d'opérations industrielles d'embou. 2006. These de Doctorat. Université de Savoie.
- [24] CARBONNIÈRE, Jérôme. Contribution à l'analyse du retour élastique en emboutissage. 2009. Thèse de doctorat. Lyon, INSA.
- [25] RABAHALLAH, Meziane. Modélisation de l'anisotropie plastique et application à la mise en forme des tôles métalliques. 2007. Thèse de doctorat. Université Paul Verlaine-Metz.
- [26] HADDAG, Badis. Contribution à la modélisation de la mise en forme des tôles métalliques: application au retour élastique et à la localisation. 2007. Thèse de doctorat. Arts et Métiers ParisTech.
- [27] AZAOUZI, Mohamed. Modélisation et Optimisation numérique de l'emboutissage de pièces de précision en tôlerie fine. 2007. Thèse de doctorat. Institut National Polytechnique de Lorraine-INPL.
- [28] RADJAI, Rachid. Conception et optimisation de surfaces additionnelles dans le procédé d'emboutissage par l'approche inverse. 2006. Thèse de doctorat. Université de Technologie de Belfort-Monbliard (rapporteur) YQ GUO: Professeur, Université de Reims.
- [29] MANACH, Pierre-Yves. Lois de comportement et mise en forme des matériaux métalliques. 2004. Thèse de doctorat. Université de Bretagne Sud.
- [30] LEJEUNE, Arnaud. Modélisation et simulation de striction et de plissement en emboutissage de tôles minces et hydroformage de tubes minces. 2002. Thèse de doctorat. Université de Franche-Comté.
- [31] SÖNMEZ, Çağlar. Investigation of the deep drawability of steel and aluminum sheets by finite element simulation. 2005. Thèse de maîtrise. Middle East Technical University.
- [32] GOEL, Amit. Blank optimization in sheet metal forming using finite element simulation. 2006. Thèse de doctorat. Texas A&M University.
- [33] HEMATIAN, Jamal. Finite element modeling of wrinkling during deep drawing of pressure vessel end closures (PVECs). 2000. PhD thesis. Queen's University.
- [34] GARCIA-ARANDA, Lucia. Étude thermomécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'Usibor 1500. 2004. Thèse de doctorat. École Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- [35] MOHAMMAD SADEGHI, Bagher. Analyse et Identification du comportement mécanique d'aciers à effet TRIP à partir de mesures de champs cinématiques. 2010. Thèse de doctorat. ENSAM Paris.
- [36] DECULTOT, Nicolas. Formage incrémental de tôle d'aluminium: étude du procédé à l'aide de la mesure de champs et identification de modèles de comportement. 2009. Thèse de doctorat. Université Paul Sabatier-Toulouse III-Paul Sabatier.
- [37] CHARTREL, Benjamin. Analyse et optimisation des procédés de formage de pièces en alliage de Titane. 2016. Thèse de doctorat. Paris Sciences et Lettres (ComUE).
- [38] REVIL-BAUDARD, Benoît. Simulation du comportement mécanique des alliages de titane pour les procédés de mise en forme à froid. 2010. Thèse de doctorat. MINES Paris Tech.

- [39] CHRISTOPHE, Henrard. Numerical Simulations of the Single Point Incremental Forming Process. 2008. PhD thesis. University of Liège-Belgium.
- [40] BALAN, Tudor. Mise en forme des tôles métalliques: interactions entre modélisation du comportement et simulation du procédé, 2009. Thèse de doctorat. Université Paul Verlaine-Metz.
- [41] DRĂGHICI, Constantin. Contributions to the optimization of design features of the products made by cold plastic deformation. 2017. Doctoral Thesis, Universitatea POLITEHNICA din București Școala Doctorală de Ingineriași Managementul Sistemelor Tehnologice.
- [42] FROMENTIN, Sylvie. Etablissement d'un critère de striction intrinsèque des tôles et validation numérique par simulations d'emboutissage. 1998. Thèse de doctorat. Metz.
- [43] XUE, X et al. Modelling and sensitivity analysis of twist springback in deep drawing of dual-phase steel. *Materials & Design*, 2016, vol. 90, p. 204-217.
- [44] PACHECO, M et al. Numerical simulation and experimental validation of a multi-step deep drawing process. *International Journal of Material Forming*, 2017, vol. 10, no 1, p. 15-27.
- [45] KARDAN, M., PARVIZI, A et ASKARI, A. Experimental and finite element results for optimization of punch force and thickness distribution in deep drawing process. *Arabian Journal for Science and Engineering*, 2018, vol. 43, no 3, p. 1165-1175.
- [46] IRTHIEA, I K et GREEN, G. Evaluation of micro deep drawing technique using soft die-simulation and experiments. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, vol. 89, no 5-8, p. 2363-2374.
- [47] RAO B V S, G et al. Numerical Analysis On The Effect Of Various Parameters On Fracture Limit For Deep Drawn Cups. *Materials Today: Proceedings*, 2018, vol. 5, no 1, p. 1387-1400.
- [48] MARIA, D et al. Material Characterization and Validation Studies for Modeling Ductile Damage during Deep Drawing. *Procedia Engineering*, 2017, vol. 183, p. 77-82.
- [49] MA, B et al. Prediction of forming limit in DP590 steel sheet forming: an extended fracture criterion. *Materials & Design*, 2016, vol. 96, p. 401-408.
- [50] PRASAD, K S et al. Microstructures, forming limit and failure analyses of inconel 718 sheets for fabrication of aerospace components. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2017, vol. 26, no 4, p. 1513-1530.
- [51] KEELER, S P. Forming limit criteria—sheets. In : *Advances in deformation processing*. Springer, Boston, MA, 1978. p. 127-157.
- [52] BOUDEAU, N et GELIN, J C. Necking in sheet metal forming. Influence of macroscopic and microscopic properties of materials. *International journal of mechanical sciences*, 2000, vol. 42, no 11, p. 2209-2232.
- [53] DOEGE, E et EL-DSOKI, T. Deep-drawing cracks-stretching cracks: Two different types of cracks in deep-drawing processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 1992, vol. 32, no 1-2, p. 161-168.
- [54] JAIN, M., ALLIN, J et LLOYD, D J. Fracture limit prediction using ductile fracture criteria for forming of an automotive aluminum sheet. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1999, vol. 41, no 10, p. 1273-1288.
- [55] TORKAR, M., TEHOVNIK, F et PODGORNIK, B. Failure analysis at deep drawing of low carbon steels. *Engineering Failure Analysis*, 2014, vol. 40, p. 1-7.
- [56] MA, B et al. Prediction of forming limit in DP590 steel sheet forming: an extended fracture criterion. *Materials & Design*, 2016, vol. 96, p. 401-408.

- [57] BUTUC, M C et al. A new model for FLD prediction based on advanced constitutive equations. *International journal of material forming*, 2010, vol. 3, no 3, p. 191-204.
- [58] MATIN, P H., SMITH, L M et PETRUSEVSKI, S. A method for stress space forming limit diagram construction for aluminum alloys. *Journal of Materials Processing Technology*, 2006, vol. 174, no 1-3, p. 258-265.
- [59] STOUGHTON, T B et YOON, J W. Path independent forming limits in strain and stress spaces. *International Journal of Solids and Structures*, 2012, vol. 49, no 25, p. 3616-3625.
- [60] LI, H et al. A formability evaluation method for sheet metal forming with non-linear strain path change. *International Journal of Material Forming*, 2018, vol. 11, no 2, p. 199-211.
- [61] KUMAR, D R. Formability analysis of extra-deep drawing steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, vol. 130, p. 31-41.
- [62] AGHAIE-KHAFRI, M et MAHMUDI, R. Predicting of plastic instability and forming limit diagrams. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2004, vol. 46, no 9, p. 1289-1306.
- [63] PAUL, S K. Theoretical analysis of strain-and stress-based forming limit diagrams. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 2013, vol. 48, no 3, p. 177-188.
- [64] PADMANABHAN, R et al. Influence of process parameters on the deep drawing of stainless steel. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2007, vol. 43, no 14, p. 1062-1067.
- [65] AYARI, F et BAYRAKTAR, E. Parametric Finite Element Analysis for a square cup deep drawing process. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*, 2011, vol. 48, no 1, p. 64-86.
- [66] LUO, Z. et al. FEM Simulation of Metal Drawing Parts Forming Based on the Abaqus Software. In : *Advanced Materials Research*. Trans Tech Publications Ltd, 2013. p. 123-127.
- [67] ETHIRAJ, N et KUMAR, V S S. Finite element method based simulation on warm deep drawing of AISI 304 steel circular cups. *Procedia engineering*, 2012, vol. 38, p. 1836-1851.
- [68] GAO, E Z et al. Influences of material parameters on deep drawing of thin-walled hemispheric surface part. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2009, vol. 19, no 2, p. 433-437.
- [69] LI, Y Q et al. CAE-based six sigma robust optimization for deep-drawing process of sheet metal. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2006, vol. 30, no 7, p. 631-637.
- [70] BALOGUN, S A., ADEOSUN, S O et ESEZOBOR, D. E. Stress variation in deep drawn 1017 aluminum alloy. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 2007, vol. 16, no 6, p. 766-774.
- [71] SCHRÖDER, J., GRUTTMANN, F et LÖBLEIN, J. A simple orthotropic finite elastoplasticity model based on generalized stress–strain measures. *Computational Mechanics*, 2002, vol. 30, no 1, p. 48-64.
- [72] LI, Y et al. Prediction of shear-induced fracture in sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 2010, vol. 210, no 14, p. 1858-1869.
- [73] BAEK, S M et al. Deep drawing behavior of twinning-induced plasticity-cored three-layer steel sheet. *International Journal of Material Forming*, 2018, vol. 11, no 1, p. 11-18.
- [74] LI, W D et al. Effect of pre-forming and pressure path on deformation behavior in multi-pass hydrodynamic deep drawing process. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2017, vol. 121, p. 171-180.
- [75] ZHANG, Q., LIU, Y et ZHANG, Z. A new optimization method for sheet metal forming processes based on an iterative learning control model. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2016, vol. 85, no 5, p. 1063-1075.

- [76] HOFMANN, A. Deep drawing of process optimized blanks. *Journal of Materials Processing Technology*, 2001, vol. 119, no 1-3, p. 127-132.
- [77] MOSTAFAPOUR, A., AKBARI, A et NAKHAEI, M R. Application of response surface methodology for optimization of pulsating blank holder parameters in deep drawing process of Al 1050 rectangular parts. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2017, vol. 91, no 1-4, p. 731-737.
- [78] BOOGAARD, VD et al. Experimental validation of numerical sensitivities in a deep drawing simulation. *International journal of material forming*, 2008, vol. 1, no 1, p. 41-44.
- [79] LE PORT, A., TOUSSAINT, F et ARRIEUX, R. Finite element study and sensitive analysis of the deep-drawing formability of commercially pure titanium. *International Journal of material forming*, 2009, vol. 2, no 2, p. 121-129.
- [80] SARKAR, B., JHA, B K et DEVA, A. Optimization of annealing parameters for improvement in formability of extra deep drawing quality steel. *Journal of materials engineering and performance*, 2004, vol. 13, no 3, p. 361-365.
- [81] LEE, J J et PARK, G J. Optimization of the structural and process parameters in the sheet metal forming process. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2014, vol. 28, no 2, p. 605-619.
- [82] LUNDSTEDT, T et al. Experimental design and optimization. *Chemometrics and intelligent laboratory systems*, 1998, vol. 42, no 1-2, p. 3-40.
- [83] LEE, J J et PARK, G J. Optimization of the structural and process parameters in the sheet metal forming process. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 2014, vol. 28, no 2, p. 605-619.
- [84] SANDEEP, M. Optimization of deep drawing process parameters for cylindrical cup. *Materials Today: Proceedings*, 2019, vol. 19, p. 772-777.
- [85] KISHOR, N et KUMAR, D R. Optimization of initial blank shape to minimize earing in deep drawing using finite element method. *Journal of Materials Processing Technology*, 2002, vol. 130, p. 20-30.
- [86] SATTARI, H., SEDAGHATI, R et GANESAN, R. Analysis and design optimization of deep drawing process: Part II: Optimization. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007, vol. 184, no 1-3, p. 84-92.
- [87] GANTAR, G., KUZMAN, K et FILIPIČ, B. Increasing the stability of the deep drawing process by simulation-based optimization. *Journal of Materials Processing Technology*, 2005, vol. 164, p. 1343-1350.
- [88] FENG, Y et al. Optimization of variable blank holder force in deep drawing based on support vector regression model and trust region. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, vol. 105, no 10, p. 4265-4278.
- [89] KUO, C C., LIN, B T et WANG, W T. Optimization of microridge punch design for deep drawing process by using the fuzzy Taguchi method. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2019, vol. 103, no 1, p. 177-186.
- [90] WATITI, V B et LABEAS, G N. Finite element optimization of deep drawing process forming parameters for magnesium alloys. *International Journal of Material Forming*, 2010, vol. 3, no 1, p. 97-100.
- [91] PADMANABHAN, R et al. Stochastic analysis of a deep drawing process using finite element simulations. *International Journal of Material Forming*, 2009, vol. 2, no 1, p. 347-350.
- [92] KITAYAMA, S et al. Numerical investigation and optimization of pulsating and variable blank holder force for identification of formability window for deep drawing of cylindrical cup.

The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, vol. 82, no 1-4, p. 583-593.

[93] KITAYAMA, S et al. Numerical optimization of blank shape considering flatness and variable blank holder force for cylindrical cup deep drawing. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2016, vol. 85, no 9, p. 2389-2400.

[94] KITAYAMA, S et al. Optimization of blank shape and segmented variable blank holder force trajectories in deep drawing using sequential approximate optimization. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 2017, vol. 91, no 5, p. 1809-1821.

[95] BOUSSAID, Ouzine. Mise au point d'un critère de striction pour l'emboutissage des tôles et validation par simulations numériques. 2010. Thèse de doctorat en cotutelle, Université de Annaba et Université Lorraine de Metz.

[96] BANABIC, Dorel. Sheet metal forming processes: constitutive modelling and numerical simulation. Springer Science & Business Media, 2010.

[97] TSCHÄTSCH, H. Metal forming practise. Translated by Koth A. 2006.

[98] GHENNAI, W et al. Pressure and Friction Effects on the Mechanical Behaviour of a Ductile Material during Deep Drawing. In : International Journal of Engineering Research in Africa. Trans Tech Publications Ltd, 2019. p. 8-19.

[99] GOODWIN, G M. Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop. Sae Transactions, 1968, p. 380-387.

[100] RAMOS, G C et al. Study of a drawing-quality sheet steel. II: Forming-limit curves by experiments and micromechanical simulations. International journal of solids and structures, 2010, vol. 47, no 17, p. 2294-2299.

[101] KE, J et al. Formability of sheet metal flowing through drawbead—an experimental investigation. Journal of Materials Processing Technology, 2018, vol. 254, p. 283-293.

[102] VAILLÉ, J et GOUPY, J. Construire et interpréter un Plan d'expériences factoriel complet. Revue MODULAD, 2006, vol. 1, no 35.

ANNEXE

DEROULEMENT DE L'ESSAI DE TRACTION

1. Préparation des Eprouvettes

1.1. Découpage des éprouvettes

Afin d'obtenir une forme rectangulaire qui nous permet d'usiner les éprouvettes à sa géométrie finale, un découpage des échantillons a été effectué à partir de deux tôles pour les deux nuances avec des dimensions supérieures à celle de l'éprouvette.

Le traçage des éprouvettes suivant les trois directions 0° , 45° et 90° par rapport au sens de laminage est présenté ci-dessous :

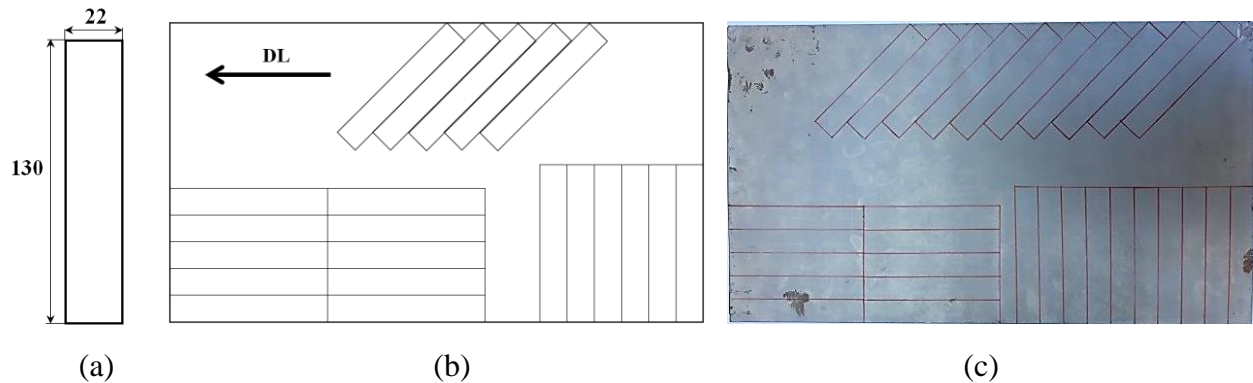


Fig.1: Traçage des éprouvettes à découper sur la tôle.

a) Dimensions à découper b) Dessin de prélèvement des éprouvettes c) Traçage sur la tôle

Le découpage des éprouvettes est effectué par une cisaille Guillotine HACO TS306; Guillotine hydraulique pour couper la tôle par HACO Belgium type TS306, 3100 mm x 6,3 mm (ST45), (Fig.2-a).

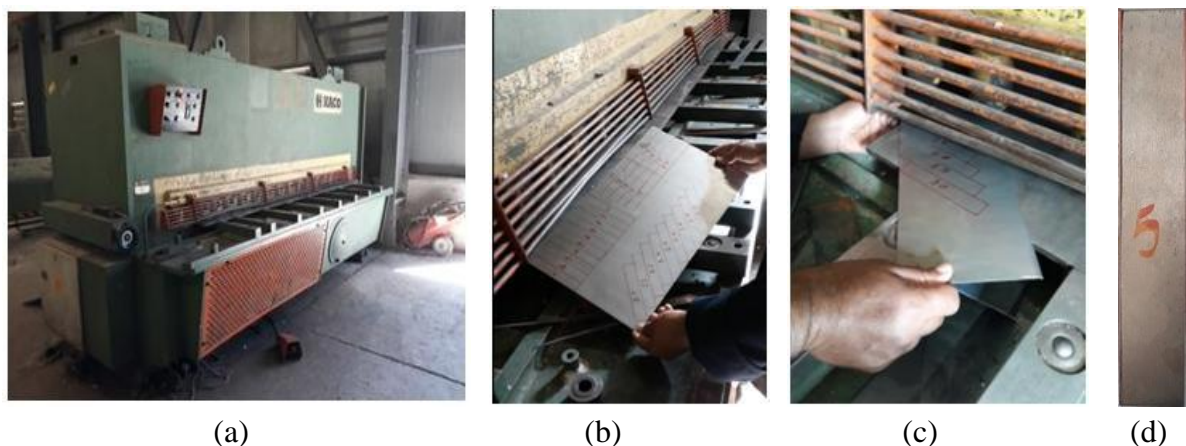


Fig.2: Déroulement de découpage des éprouvettes.

a) Cisaille Guillotine b) Positionnement c) Découpage d) Eprouvette découpée.

1.2. Usinage des éprouvettes

L'usinage des éprouvettes est effectué sur une fraiseuse verticale type (UW10) en deux étapes, la première est surfacage des bords de la largeur et la deuxième est concernée par l'usinage de la partie utile. Un dispositif de maintien a été construit pour usiner dix éprouvettes à la fois.



Fig.3: Fraiseuse verticale pour l'usinage des éprouvettes.

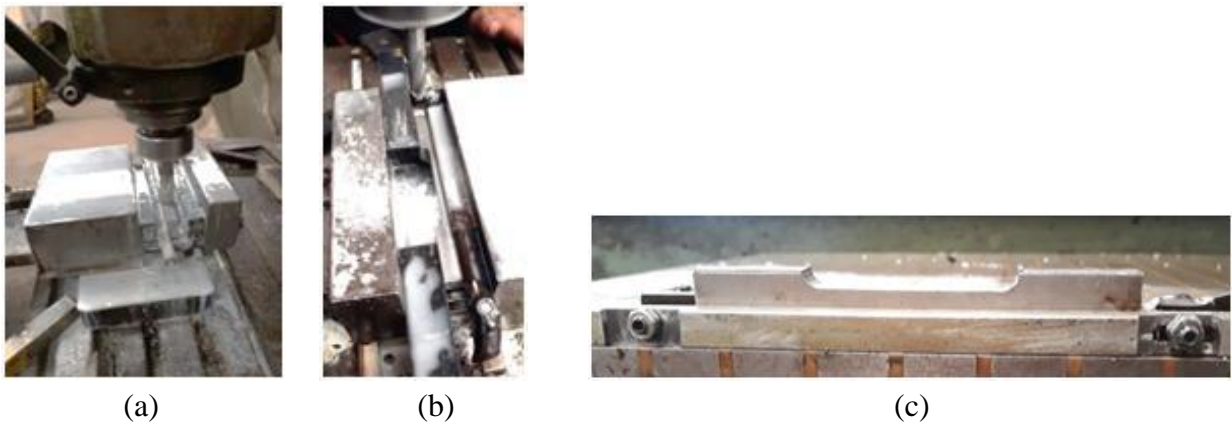


Fig.4: Déroulement de l'usinage des éprouvettes.
 a) Surfaçage des bords b) Usinage de la partie utile c) Dispositif de maintien.

1.3. Contrôle de la géométrie des éprouvettes

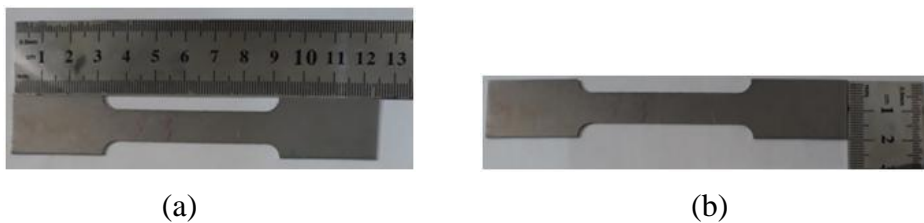


Fig.5: Vérification de la longueur et de la largeur de l'éprouvette.
 a) $L=125$ mm b) $B= 20$ mm.

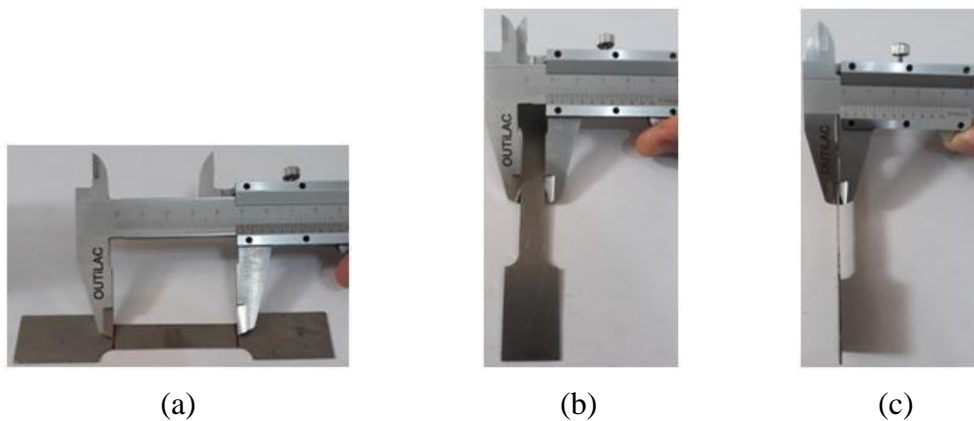


Fig.6: Vérification des dimensions de la partie utile de l'éprouvette.
 a) La longueur $L_u= 50$ mm b) La largeur $b= 10$ mm c) Epaisseur $t= 1$ mm.

Les éprouvettes ont été marquées en trois points à mesurer, probables à la rupture pendant l'essai de traction (Fig.7).

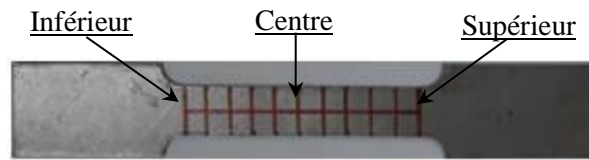


Fig.7: Les trois zones de mesure

1.4. Classement des éprouvettes

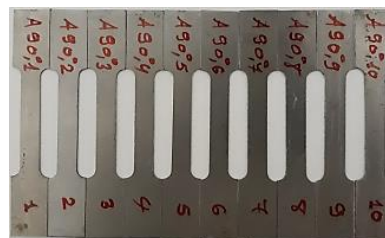
Les éprouvettes désignées par la lettre A indiqués la nuance DD14 de la tôle laminée à chaud et la lettre B pour la nuance DC04 de la tôle laminée à froid, (Fig.8).

a) Epreuves de la tôle laminée à chaud "DD14".



(0°)

(45°)



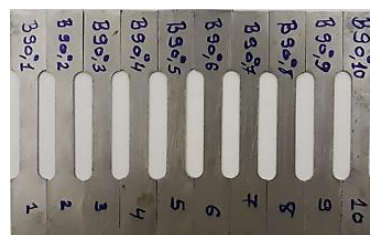
(90°)

b) Epreuves de la tôle laminée à froid "DC04".



(0°)

(45°)



(90°)

Fig.8: Codification et classement des éprouvettes.

1.5. Planification des essais

Les tableaux ci-dessous présentent la planification des essais de traction uniaxiale pour les deux matériaux.

Tableau 1: Plan des essais "DD14".

N° Epr	Tôle	Dir (°)	bn (mm)	an (mm)	v (mm/min)	Largeur et épaisseur avant essai (mm)					
						bs	bc	bi	as	ac	ai
1	A	90	10	1	150	10,20	10,25	10,25	0,95	0,95	0,95
2					50	10,25	10,25	10,25	0,95	0,95	0,95
3					100	10,25	10,25	10,25	0,95	0,95	0,95
1		45			150	10,15	10,20	10,15	0,95	0,95	0,95
2					50	10,10	10,15	10,10	0,95	0,95	0,95
3					100	10,15	10,15	10,10	0,95	0,95	0,95
1		0			150	10,70	10,70	10,60	1,00	0,95	0,95
2					50	10,60	10,65	10,70	1,00	1,00	1,00
3					100	10,25	10,35	10,35	1,00	1,00	1,00

Tableau 2: Plan des essais "DC04".

N° Epr	Tôle	Dir (°)	bn (mm)	an (mm)	v (mm/min)	Largeur et épaisseur avant essai (mm)					
						bs	bc	bi	as	ac	ai
1	B	90	10	1	150	10,85	10,65	10,65	0,95	0,95	0,95
2					50	10,85	10,70	10,60	1,00	0,95	1,00
3					100	10,85	10,70	10,60	0,95	1,00	0,95
1		45			150	09,85	09,85	09,90	1,00	1,00	1,00
2					50	10,00	09,95	10,00	1,00	1,00	0,95
3					100	09,90	09,90	09,90	0,95	0,95	1,00
1		0			150	10,10	10,20	10,45	0,95	1,00	1,00
2					50	10,20	10,25	10,50	1,00	1,00	1,00
3					100	10,70	10,45	10,35	1,00	0,95	1,00

Tableau 3: Abréviations

bn	Largeur nominale
bs	Largeur supérieur
bc	Largeur centrale
bi	Largeur inférieur
an	Epaisseur nominal
as	Epaisseur supérieur
ac	Epaisseur central
ai	Epaisseur Inférieur