



HAL
open science

Conception virtuelle de la mise en forme progressive d'alliages de cuivre pour des applications électroniques

Amine Lagroum

► **To cite this version:**

Amine Lagroum. Conception virtuelle de la mise en forme progressive d'alliages de cuivre pour des applications électroniques. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université de Bretagne Sud, 2022. Français. NNT : 2022LORIS648 . tel-04850252

HAL Id: tel-04850252

<https://theses.hal.science/tel-04850252v1>

Submitted on 20 Dec 2024

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE DE DOCTORAT DE

L'UNIVERSITÉ DE BRETAGNE SUD

ÉCOLE DOCTORALE N° 602

Sciences pour l'Ingénieur

Spécialité : *Mécanique des Solides, des Matériaux, des structures et des surfaces*

Par

Amine LAGROUM

Conception virtuelle de la mise en forme progressive d'alliages de cuivre pour des applications électroniques

Thèse présentée et soutenue à Lorient, le 19 décembre 2022

Unité de recherche : Institut de Recherche Dupuy de Lôme (IRDLD), UMR CNRS 6027

Thèse N° : 648

Rapporteurs avant soutenance :

Monique GASPÉRINI Professeure des Universités, Université Sorbonne Paris Nord

Luc PENAZZI Maître-Assistant, HDR, IMT Mines Albi

Composition du Jury :

Président :	Pierre-Olivier BOUCHARD	Professeur des Mines, Mines Paris - PSL
Rapporteurs :	Monique GASPÉRINI	Professeure des Universités, Université Sorbonne Paris Nord
	Luc PENAZZI	Maître-Assistant, HDR, IMT Mines Albi
Examineurs :	Sébastien THIBAUD	Professeur des Universités, Université Bourgogne-Franche-Comté
	Cyrille BAUDOUIN	Maître de conférences, ENSAM Metz
	Chantal LE GRAËT	Docteure, Axon' Mechatronics
Dir. de thèse :	Sandrine THUILLIER	Professeure des Universités, Université Bretagne Sud
Co-dir. de thèse :	Pierre-Yves MANACH	Professeur des Universités, Université Bretagne Sud

REMERCIEMENTS

Ces travaux de thèse sont le fruit d'une collaboration entre l'Institut de Recherche Dupuy de Lôme (UMR CNRS 6027) et l'entreprise AXON' MECHATRONICS. Je remercie M. Pierre-Yves MANACH, M. Philippe LE MASSON et Mme Roseline LE SQUÈRE de m'avoir accueilli au sein de l'IRDL. Je remercie également M. Jean-Yves DÉSILE, directeur de l'entreprise AXON' MECHATRONICS, pour son accueil. Je remercie Bpifrance financeur du projet collaboratif EXPRESSo.

Je tiens tout particulièrement à remercier les membres du jury qui m'ont fait l'honneur d'évaluer mon travail et l'intérêt qu'ils ont porté à cette étude : Mme Monique GASPÉRINI et M. Luc PENAZZI pour avoir accepté d'être rapporteur de la thèse, M. Sébastien THIBAUD et M. Cyrille BAUDOUIN pour avoir accepté d'examiner cette thèse, ainsi qu'à M. Pierre-Olivier BOUCHARD pour m'avoir fait l'honneur de présider ce jury.

Je souhaite exprimer ma gratitude à mes encadrants, pour la chance qu'ils m'ont donnée d'intégrer leur équipe. Je remercie chaleureusement Sandrine THUILLIER et Pierre-Yves MANACH pour leur confiance, leur disponibilité, les discussions scientifiques et non scientifiques et surtout pour m'avoir accompagné jusqu'à la complétude de ces travaux de thèse.

Je tiens à remercier Chantal LE GRAËT pour avoir suivi cette thèse et pour sa disponibilité. Je la remercie également pour avoir fait le lien entre AXON' MECHATRONICS et l'IRDL, ce qui a permis de créer une belle collaboration. Je remercie également l'entreprise AXON' MECHATRONICS pour son implication dans ma thèse ainsi que pour son soutien technique et matériel. Je souhaite remercier toutes les personnes chez AXON' MECHATRONICS qui ont pu contribuer de près ou de loin à mes travaux de thèse.

Je tiens à remercier le support technique de l'IRDL qui a pu contribuer à la bonne réalisation de ces travaux : Hervé BELLEGOU, Anthony JEGAT, Maeleenn LE MENER, Anthony MAGUERESSE, Edouard GESLAIN et William BERCKMANS. Je remercie également Arnaud PENIN, fondateur de la société MATandSIM, pour son aide sur la partie caractérisation. Je remercie également Ahmed KACEM pour m'avoir partagé ses connaissances sur le logiciel Abaqus et João MARTINS pour ses travaux d'identification de modèle de comportement pour le cuivre.

Pour finir, je remercie toutes les personnes que j'ai pu rencontrer au cours de ces années de thèse que ce soit dans le cadre de la thèse ou en dehors.

TABLE DES FIGURES

1	(a) Module de puissance et son <i>lead frame</i> en cuivre [1]; (b) Exemples de <i>lead frames</i> et d'éléments d'interconnectique (connexions rapides et de sertissage) fabriqués par AXON' MECHATRONICS	31
2	Crémaillère de direction électrique et son boîtier électronique qui intègre les contacts surmoulés	33
3	Schéma du procédé de fabrication des contacts A et B . Les pièces sont obtenues suite au passage de la bande dans l' outil 1 (découpage) puis l' outil 2 (cambrage et découpage/cisaillage). Les 2 contacts diffèrent uniquement par la longueur du bras entre les deux extrémités	34
4	Outil 1 de découpage (a) et outil 2 de cambrage (b)	34
5	Gamme de découpage (a) et cambrage (b) : pour chacune des gammes, les outils (matrices en gris, poinçons en violet, cames en orange, presse-flan en rose) sont illustrés sur le dessus et l'état de progression de la bande et des pièces est illustré sur le dessous	36
1.1	Propriétés mécaniques des cuivres Cu-ETP et Cu-DHP pour différents états métallurgiques (extrait de la norme NF EN 1652 [5])	39
1.2	Représentation d'une ligne de découpage/cambrage et de ses périphériques couramment employés dans la production de produits dédiés à l'électronique [7]	40
1.3	Représentation schématique d'un outil à suivre pour une opération de découpage en position fermée [8]	41
1.4	Bande de progression d'un outil à suivre pour le découpage de grilles de composants [7]	41
1.5	Représentation d'une presse mécanique de type BRUDERER BSTA 50 tonnes. Les parties inférieures et supérieures de l'outil sont respectivement fixées sur la table de la presse et le coulisseau [11]	42
1.6	Illustration des opérations de découpage (a), de poinçonnage (b) et d'ajourage (c) (P : pièce, D : déchet, B : bande) (adaptation de [13] et [14])	43
1.7	Dimensions des outils et paramètres technologiques d'une opération de découpage (adaptation de [11])	43
1.8	Mode de rupture [16] : (a) Matériau ductile; (b) Matériau fragile	44
1.9	Courbe d'effort-pénétration du poinçon lors d'une opération de découpage [17]	45

1.10	Zones caractéristiques du profil d'un bord découpé situé sur la tôle pour un mouvement de poinçon du haut vers le bas	46
1.11	Observation d'un bord découpé d'alliages de cuivre au MEB (a) [24] et au microscope optique (b) [19]	47
1.12	Influence du jeu de découpe sur les hauteurs des zones bombées, cisailées; arrachées (a) ainsi que les dimensions de la bavure (b) pour la nuance Cub1 équivalent au Cu-DHP (extrait de [25])	48
1.13	Aspect d'un poinçon avant et après usure progressive [12]	49
1.14	Profils de découpage numérique obtenus pour un même jeu poinçon/matrice (15 μm) et pour deux valeurs des rayons du poinçon et de la matrice : 10 et 75 μm (<i>rolllover</i> , <i>burnish</i> ou <i>sheared</i> , <i>fracture</i> , <i>burr</i> sont traduits en français par bombée, cisailée, arrachée, bavure) [24]	50
1.15	Influence du coefficient de frottement sur les hauteurs caractéristiques d'un bord découpé : hauteurs normalisées par l'épaisseur initiale (<i>rolllover</i> , <i>burnish</i> ou <i>sheared</i> , <i>fracture</i> , <i>burr</i> sont traduits en français par bombée, cisailée, arrachée, bavure) [24]	51
1.16	Pour un acier inoxydable (X30Cr13 0,2 mm) : (a) Influence de la vitesse de découpage sur la courbe d'effort-pénétration du poinçon [31]; (b) Influence de la vitesse de découpage de la hauteur de la zone cisailée [32]	52
1.17	Influence de la vitesse de découpage sur la proportion de zone cisailée (% de l'épaisseur) pour différents matériaux (acier 0,2 %C 0,81 mm, acier 0,6 %C 1,37 mm, aluminium 99,5 % 1,04 mm et cuivre Cu-ETP 0,41 mm) [26]	53
1.18	Exemple de fissures secondaires pour un acier (3,5 mm) [39]	53
1.19	Comparaison des profils de bords découpés issus des modèles 3D (a) et 2D axisymétrique (b) avec le logiciel éléments finis LS-DYNA [54]	55
1.20	Courbes contrainte-déformation expérimentales superposées aux courbes modélisées suite à des essais de traction sur un cuivre CuNiP (0,254 mm) : (a) essais pour différentes vitesses de déformation à température ambiante ($T = 20^\circ\text{C}$); (b) essais pour différentes températures à vitesse de déformation imposée ($\dot{\epsilon} = 2,1 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$) [58]	56
1.21	Comparaison des courbes d'écrouissage obtenues par le modèle de Husson (identification à partir d'essais de compression sur des éprouvettes en forme de « chapeau » sur une machine de traction et un dispositif à barres d'Hopkinson, nuance CuSn5) avec des données expérimentales de la littérature (cuivre OFHC : <i>Oxygen-Free High Conductivity</i>) : (a) pour différentes vitesses de déformation; (b) pour différentes températures [24]	57
1.22	Profils des bords découpés issus de la simulation numérique : influence de la taille des éléments du maillage [53]	59

1.23	(a) Comparaison des courbes effort-pénétration du poinçon expérimentales et numériques avec et sans remaillage; (b) Deux maillages déformés : sans remaillage (à gauche) et avec remaillage (à droite) (l'endommagement et la rupture ne sont pas pris en compte) [45]	60
1.24	Évolution de la variable d'endommagement D avec l'utilisation d'un critère de rupture de Freudenthal et l'approche de fissuration discrète pour une pénétration de 76 % (a) et les incréments suivants (b-d). [45]	62
1.25	(a) Illustration de la mesure de la pénétration à l'amorçage de la rupture; (b) Comparaison numérique et expérimentale de la valeur de la pénétration à l'amorçage de la rupture par deux critères de rupture et deux approches d'identification, à gauche : identification à partir d'essais de découpage; à droite : identification à partir d'essais de traction [61]	63
1.26	(a) Schématisation du procédé de cambrage et ses paramètres géométriques [70]; (b) Formes des bords cambrés [71]	67
1.27	Courbe d'effort-déplacement caractéristique du cambrage [70]	67
1.28	Influence du rayon du poinçon R_p (a) et du jeu poinçon/matrice (b) sur l'effort de cambrage [73]	68
1.29	(a) Relation entre le rapport minimum du rayon de cambrage sur l'épaisseur et la réduction de section en traction exprimée en % pour différents matériaux [71]; (b) Rapport minimum R_{min}/e_0 donné par le fournisseur de matière KME pour différents états métallurgiques d'un cuivre Cu-ETP dans le cas d'un cambrage à 90° [75]	69
1.30	Retour élastique après le cambrage [73]	70
1.31	Courbe de traction illustrant le rôle du module d'Young E et de la contrainte d'écoulement σ_{ec} sur le retour élastique [9]	70
1.32	(a) Influence du jeu poinçon/matrice et de l'état métallurgique d'un alliage de cuivre (A194 CuFe2P 0,25 mm) sur le retour élastique; (b) Influence de la direction de cambrage pour un alliage de cuivre (KLF125 0,15 mm) sur le retour élastique [76]	71
1.33	Effets des paramètres du cambrage (en abscisse) sur l'effort, le retour élastique et la formabilité en cambrage (en ordonnée) [73]	72
1.34	(a) Outils de cambrage [81]; pièce avant cambrage (b) après cambrage (c) [83] (dimensions en mm)	73
1.35	Exemple de modèle 2D déformations planes avec le logiciel éléments finis DEFORM2D (résolution implicite) dans le cas du tombage de bord (acier 0,838 mm) [84]	73
1.36	(a) Exemple de modélisation 3D du cambrage d'éprouvette troué (acier 4 mm) avec le logiciel éléments finis Abaqus/Standard (résolution implicite); (b) Maillage éléments finis associé [88]	74

2.1	(a) Microstructure d'un cuivre pur Cu-ETP R290 obtenue par analyse EBSD. La cartographie des couleurs est liée à l'orientation du grain; (b) Distribution de la taille de grains obtenue pour un angle de désorientation supérieur à 10°	79
2.2	Géométrie l'éprouvette de traction ASTM-E8/E8M, $S_0 \approx 6 \times e_0$ (dimensions en mm) [94]	80
2.3	(a) Géométrie de l'éprouvette de cisaillement simple avec la partie utile de largeur 3 mm délimitée par un rectangle en pointillé rouge (à gauche) et éprouvette déformée (à droite), $S_0 \approx e_0 \times L_0$, $L_0 = 50$ mm (dimensions en mm); (b) Dispositif de cisaillement simple montée sur une machine de traction et illustration du serrage de l'éprouvette dans le mors fixe (à droite) 81	81
2.4	Géométries du flan et du dispositif de gonflement hydraulique (dimensions en mm)	82
2.5	Isovaleurs de la déformation dans l'épaisseur mesurée par corrélation d'images lors d'un essai de gonflement hydraulique : (a) Condition quasi-statique; (b) Condition intermédiaire	82
2.6	Dispositif expérimental pour les essais d'expansion équi-biaxiale quasi-statique : dispositif de gonflement hydraulique monté sur une machine de traction-compression hydraulique	83
2.7	Flan non déformé (a); flans déformés obtenus après des essais de gonflement hydraulique à une vitesse de déformation quasi-statique (b) et intermédiaires (c)	83
2.8	Dispositif expérimental pour les essais d'expansion équi-biaxiale dynamiques : dispositif de gonflement hydraulique monté sur un système de barres d'Hopkinson	84
2.9	Isovaleurs mesurées par corrélation d'images : (a) Isovaleurs de la déformation ε_{yy} à l'effort maximal pour un essai de traction dans la direction de laminage; (b) Isovaleurs de la déformation ε_{xy} pour un essai de cisaillement simple dans la direction de laminage	86
2.10	Déformation logarithmique ε_{yy} le long d'une ligne pendant un essai de traction (t est le temps) dans la direction de laminage, à température ambiante, à une vitesse de déformation d'environ $0,001 \text{ s}^{-1}$: (a) orientation $0^\circ/\text{DL}$ (P0-00-07); (b) $90^\circ/\text{DL}$ (P0-90-01)	86
2.11	Déformation logarithmique ε_{yy} globale (trait plein) et locale (trait pointillé) en fonction du temps pour les orientations 0° , 45° et $90^\circ/\text{DL}$, à température ambiante (nomenclature : Type d'essai-Orientation-N°éprouvette)	87

2.12	Détermination des coefficients r_α à partir des graphes de la déformation transverse globale ε_{xx}^p en fonction de la déformation dans l'épaisseur globale ε_{zz}^p (trait plein) avec une régression linéaire (trait pointillé) pour les orientations 0° , 45° et 90° /DL, à température ambiante	88
2.13	Déformation logarithmique γ le long d'une ligne au cours d'un essai de cisaillement simple (t est le temps de l'essai) dans la direction de laminage, à température ambiante, à une vitesse de déformation d'environ $0,0007 \text{ s}^{-1}$ (C1-00-04)	89
2.14	Courbes de contrainte $\bar{\sigma}^{av}$ en fonction de la déformation moyenne dans l'épaisseur ε_{zz}^{av} pour les essais quasi-statiques	93
2.15	Comparaison des courbes de comportement en expansion équi-biaxiale pour $\hat{\sigma}_B$ (équations de la norme) et $\bar{\sigma}^{av}$ (équations de Lafilé <i>et al.</i>) en fonction de la déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{zz}$ et ε_{zz}^{av}	93
2.16	Traitement du signal de pression : signal brut (10^6 Hz), signal interpolé sur le temps des images des caméras ($50\,000$ Hz) et signal lissé avec une moyenne mobile triangulaire	94
2.17	Signal de pression lissé en fonction de la déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{33}$ avant et après la dernière étape de lissage par une fonction polynomiale d'ordre 6	95
2.18	Déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{33}$, vitesse de déformation brute et lissée en fonction du temps, la vitesse de déformation moyenne est d'environ 308 s^{-1} pour cet essai	95
2.19	Comparaison du comportement mécanique en traction pour plusieurs cuivres purs écrouis : Cu-ETP R290 et deux cuivres de la littérature [82, 100]	98
2.20	Contrainte de Cauchy (trait plein) et nominale (trait pointillé) en fonction de la déformation logarithmique globale pour les orientations 0° , 45° et 90° /DL, à température ambiante	99
2.21	Courbes contrainte-déformation en traction pour différentes pré-déformation par laminage et sans pré-déformation : (a) Courbes contrainte nominale-déformation nominale; (b) Courbes contrainte de Cauchy-déformation logarithmique [99]	100
2.22	Contrainte de cisaillement σ_{xy} en fonction de la déformation γ pour les orientations 0° , 45° et 90° /DL, à température ambiante, à une vitesse de déformation de $\dot{\gamma} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$	101
2.23	Courbes contrainte de von Mises-déformation équivalente des essais de traction (0° /DL), de cisaillement simple (0° /DL) et de gonflement hydraulique : comparaison du cuivre Cu-ETP R290 avec un cuivre pur de la littérature [82]	102

2.24 Contrainte de Cauchy calculée à partir de la déformation globale $\varepsilon_{yy}(G)$ (trait plein) et locale $\varepsilon_{yy}(L)$ (trait pointillé) ainsi que la déformation mesurée sur une surface de taille intermédiaire, $0,64 \text{ mm} \times 5,8 \text{ mm}$, en fonction de la déformation logarithmique dans la direction de laminage (P1-00-07) . 103

2.25 Courbes de contrainte équi-biaxiale $\bar{\sigma}^{av}$ en fonction de la déformation moyenne dans l'épaisseur ε_{zz}^{av} pour des essais intermédiaires (217 à 364 s^{-1}) : comparaison avec une courbe contrainte-déformation quasi-statique ($\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$) 104

2.26 (a) Courbes de la contrainte (pour une déformation de 20 %) en fonction de la vitesse de déformation pour un cuivre pur dans un état recuit et écroui [109]; (b) Comparaison des données de la littérature [109] 105

2.27 Courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique pour différentes orientations ($0^\circ, 15^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ, 75^\circ, 90^\circ/\text{DL}$) à une vitesse de déformation $\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$. Les courbes avec la contrainte de Cauchy sont tracées en pointillé après la valeur de R_m . . 106

2.28 Coefficients d'anisotropie plastique r_α en fonction de l'orientation pour un cuivre Cu-ETP R290, comparaison avec un cuivre pur 99,9 % écroui [82] et un cuivre Cu-OF écroui [111] de la littérature (le taux d'écrouissage n'est pas spécifié) 107

2.29 Courbes contrainte σ_{xy} en fonction de la déformation γ dans la direction de laminage, à température ambiante, à une vitesse $\dot{\gamma} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$: superposition d'un essai monotone et avec inversion pour $\gamma \approx 0,23$ et $\gamma \approx 0,42$. Pour les courbes avec inversion, la partie de la courbe qui correspond à la deuxième charge est tracées avec la valeur absolue de la contrainte et la déformation γ correspond à la déformation cumulée sur les deux trajets . . 108

2.30 Loi d'écrouissage du cuivre Cu-ETP identifiée à partir d'un essai de traction monotone : (a) identification de la loi d'écrouissage selon deux intervalles de déformation plastique équivalente à partir des courbes de comportement global et local; (b) identification de la loi proposée sur l'intervalle de déformation plastique équivalente de 0 à 0,04 à partir de la courbe de comportement global 109

2.31 Courbes contrainte équivalente-déformation plastique équivalente du cuivre Cu-DHP obtenues à partir d'un essai de traction monotone pour des éprouvettes ASTM (largeur de bande 15 mm) ou rectangulaire (largeur de bande 5 mm) 111

2.32 Loi d'écrouissage du cuivre Cu-DHP 0,8 mm identifiée à partir d'un essai de traction monotone sur une éprouvette de type ASTM (largeur de bande 15 mm) avec $\sigma_y = 140,81 \text{ MPa}$ 111

2.33	Loi d'érouissage du cuivre Cu-DHP 1,2 mm identifiée à partir d'un essai de traction monotone sur une éprouvette de type ASTM (largeur de bande 15 mm) avec $\sigma_y = 117,14$ MPa	112
2.34	Loi d'érouissage du cuivre Cu-DHP 1,2 mm identifiée à partir d'un essai de traction monotone sur une éprouvette de type rectangulaire (largeur de bande 5 mm) avec $\sigma_y = 104,85$ MPa	112
3.1	Illustration d'une opération de découpage de l' outil 1 permettant le découpage d'une forme rectangulaire à coins arrondis	116
3.2	Poinçon et matrice utilisés pour le découpage d'une forme rectangulaire à coins arrondis	118
3.3	(a) Forme découpée sur la tôle ; (b) Schéma du dispositif de découpage	118
3.4	Vue en coupe de la CAO de l' outil 1 de découpage avec l'intégration du capteur piézoélectrique (HBM CFW 50 kN)	119
3.5	Illustration de l'outil de découpage monté sur une presse mécanique BRUDERER de capacité 500 kN ainsi que l'instrumentation utilisée dans un environnement industriel	120
3.6	Cinématique du poinçon : courbes d'effort et de déplacement du capteur LVDT en fonction du temps, les droites verticales correspondent aux bornes de la regression linéaire pour le calcul de la vitesse	120
3.7	Signaux d'effort (a) et de déplacement (b) mesurés au cours du temps	121
3.8	Répétabilité des courbes d'effort en découpage pour la nuance Cu-ETP à des cadences de 100 et 200 coups/min	122
3.9	Évolution de la course du poinçon au cours de la campagne d'essais : comparaison des courbes d'effort obtenues pour les nuances Cu-ETP et CuSn6P à 100 coups/min (PMB : point mort bas)	123
3.10	Évolution des courbes d'effort-déplacement en fonction du nombre de coup pour une matrice initialement sans déchet. Apparition d'un pic d'effort avec l'accumulation de déchets dans la matrice (Cu-ETP, pilotage de la presse en mode manuel à 100 coups/min)	124
3.11	Évolutions de l'effort maximal F_{max} de découpage en fonction du nombre de coups de presse en conditions de production et selon le protocole (nuance Cu-ETP ; cadence à 200 coups/min)	125
3.12	(a) Illustration du bord observé ; (b) Image d'un bord court du rectangle découpé obtenue par microscopie électronique à balayage	126
3.13	Évolutions de l'effort maximal F_{max} de découpage en fonction du nombre de coups de presse pour les nuances de cuivre testées pour des cadences de 100 (a) et 200 coups/min (b)	127

3.14	Comparaison de l'effort maximal F_{max} de découpage pour les nuances de cuivre testées pour des cadences de 100 (a) et 200 coups/min avec la valeur de l'effort calculée par la formule analytique ($k = 0, 8$)	128
3.15	Illustration du problème de découpage 2D en déformations planes et conditions aux limites, \vec{z} est la direction normale au plan (\vec{x}, \vec{y})	130
3.16	Maillage utilisé lors de la simulation du découpage 2D déformations planes	131
3.17	Loi d'écrouissage utilisée pour la simulation numérique du découpage, comparaison avec la loi définie pour la simulation du cambrage	131
3.18	(a) Isoaleur de la déformation ε_{yy} à la rupture lors d'un essai de traction dans la direction 0°/DL ; (b) Isoaleur de la variable d'endommagement D au moment de l'amorçage de la rupture ($d_f = 59\%$) (b)	134
3.19	Évolution de la déformation plastique équivalente en fonction de la triaxialité des contraintes (a) pour plusieurs éléments situés dans la bande de localisation (b) (courbes arrêtées à 58% de l'épaisseur, juste avant la rupture)	135
3.20	Isoaleur de la contrainte équivalente de von Mises et illustration des différentes phases du découpage : phase de cisaillement et d'endommagement (a), phase d'amorçage de fissures (b), phase de propagation des fissures (c) et phase de rupture complète de la tôle (d)	136
3.21	Isoaleur de la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$ pour différentes valeurs de pénétration du poinçon	136
3.22	Comparaison expérience-numérique des courbes d'effort en fonction de la pénétration du poinçon exprimée en pourcentage de l'épaisseur initiale de la tôle, courbes expérimentales présentées sous forme de bornes extrêmes obtenues en condition de production	138
3.23	Profil du bord découpé à la rupture totale de la tôle pour une pénétration de 62% de l'épaisseur initiale	138
4.1	Exemple de module de puissance et son <i>lead frame</i> [118] ainsi que les géométries d'éprouvette dérivées du <i>lead frame</i> (la pièce réelle n'est pas présentée ici pour des raisons de confidentialité)	142
4.2	Illustration des différentes géométries d'éprouvettes rectangulaires en Cu-DHP 1,2mm avant et après mise en forme avec le prototype de cambrage	143
4.3	(a) Vue en coupe de l'outil de cambrage ; (b) Outil de cambrage	144
4.4	Illustration des blocs inférieur et supérieur du prototype de cambrage ainsi que les parties utiles, telles que le dévêtisseur, les poinçons et les matrices, utilisées pour le cambrage des tôles d'épaisseur 0,8 et 1,2 mm	145
4.5	Schéma des outils utiles au cambrage ainsi que leurs dimensions	145

4.6	Illustration de l'utilisation du prototype de cambrage monté sur une presse mécanique REMIREMONT de capacité 1000 kN ainsi que l'instrumentation utilisée dans un environnement industriel	146
4.7	Positionnement d'une éprouvette rectangulaire sur l'outil avant mise en forme	147
4.8	Cinématique du poinçon : courbe de déplacement du capteur LVDT en fonction du temps, la course utile du poinçon est délimitée par les deux droites verticales	148
4.9	Répétabilité des courbes d'effort-déplacement pour les géométries cambrées 40×15 (a) et 30×15 (b) en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage (0°/DL)	149
4.10	Illustration du scan 3D d'une pièce réalisée avec un microscope numérique KEYENCE VHX-7000 équipé d'un objectif VH-Z20R pour un grossissement de 100	150
4.11	(a) Scan intérieur de la pièce et positionnement des lignes permettant l'extraction des profils; (b) Illustration de la méthodologie de calcul de l'angle à partir d'un profil de la pièce et de la sensibilité au choix des intervalles de régression de part et d'autre du rayon de cambrage ([300, 2100];[4500, 6600] et [100, 3000];[4500, 7000]), le bord long de l'échantillon est situé sur la partie gauche du profil	151
4.12	Illustration de la prise d'images pour la mesure du champ de déformations sur la surface de l'éprouvette avec le système de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) et surfaces d'extraction (zones encadrées en rouge) des points de déformation pour la géométrie rectangulaire 40×15 et 3 contacts	152
4.13	Courbes d'effort-déplacement mesurées pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage (0°/DL), en pointillés la courbe de l'effort de la géométrie 40×15 divisé par le rapport de largeur égal à 3	154
4.14	Courbes effort-déplacement mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) pour les différentes orientations testées (0-45-90°/DL)	155
4.15	Comparaison des valeurs de F_{max} pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm pour les orientations 0-45-90°/DL)	155
4.16	Courbes d'effort-déplacement mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm et 1,2 mm) dans la direction de laminage (0°/DL)	157
4.17	Comparaison des valeurs de F_{max} pour les différentes géométries cambrées en Cu-DHP pour les épaisseurs 0,8 et 1,2 mm	157

4.18 Courbes effort-déplacement (trait plein) mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) et Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage (0°/DL) superposées à un second essai de reproductibilité en Cu-ETP (trait pointillé) 158

4.19 Comparaison des valeurs d'angle moyen mesurées après formage pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm pour les orientations 0-45-90°/DL 159

4.20 Comparaison des mesures d'angles moyens après formage pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) et Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage 160

4.21 Comparaison des valeurs d'angle moyen mesurées pour les différentes géométries cambrées en Cu-DHP pour les épaisseurs 0,8 et 1,2 mm dans la direction de laminage 161

4.22 Champs des déformations majeure (a) et mineure (b) obtenus avec Aramis 3D sur une éprouvette de géométrie 40×15 en Cu-ETP dans la direction 45°/DL (une interpolation est utilisée pour combler les zones du maillage non calculées) 162

4.23 Diagramme de déformation majeure/mineure à partir des points de mesure réalisés sur la géométrie 40×15 en Cu-ETP pour les orientations 0-45-90°/DL 163

4.24 Dimensions de la géométrie avec 3 contacts, les deux perçages de diamètre 2 mm sont utilisés pour le positionnement de l'éprouvette sur les pilotes du prototype de cambrage (dimensions en mm) 164

4.25 Éprouvette de la géométrie avec 3 contacts avant (a) et après (b) mise en forme 164

4.26 Illustration du vrillage du contact 1 de l'éprouvette 3 contacts avant et après mise en forme, la flèche rouge permet de mettre en évidence le défaut de parallélisme entre les contacts 1 et 2 165

4.27 Courbes d'effort-déplacement mesurées pour la géométrie 3 contacts cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction 90°/DL, superposées à la courbe équivalente à la largeur cambrée de l'éprouvette 3 contacts, obtenue à partir d'un essai sur la géométrie 40×5 cambrée selon l'orientation 90°/DL, le trait vertical illustre la transition de l'évolution de l'effort à partir d'un déplacement de 3,60 mm 166

4.28 Scan 3D intérieur de la pièce (à gauche) et positionnement des lignes permettant l'extraction des profils (à droite), la partie « monobloc » de l'échantillon est située sur le côté gauche de l'image 167

4.29 Comparaison des mesures d'angles moyens après formage pour les différents contacts de la géométrie 3 contacts cambrée en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) pour l'orientation 90°/DL 167

4.30	Champs des déformations majeure et mineure obtenus par Aramis 3D sur une éprouvette de la géométrie 3 contacts en Cu-ETP dans la direction $90^\circ/\text{DL}$	168
4.31	Diagramme de déformation majeure/mineure à partir des points de mesure réalisés sur la géométrie 3 contacts en Cu-ETP pour l'orientations $90^\circ/\text{DL}$	169
4.32	Modèle numérique de cambrage illustré pour une géométrie d'éprouvette de longueur L et de largeur l et géométries des outils	170
4.33	Maillages de l'éprouvette avec le maillage initial ($A = 0,2 \text{ mm}$; $B = 0,08 \text{ mm}$; $C = 4$ éléments) et des outils et définition des dimensions de l'élément dans la largeur A et la longueur B de l'éprouvette, et indirectement la dimension dans l'épaisseur par le nombre d'élément dans l'épaisseur C	171
4.34	Conditions aux limites appliquées à l'étape de cambrage	171
4.35	Courbes effort-déplacement du poinçon numériques pour les différentes géométries (40×15 , 30×15 , 40×5 , 30×5) en Cu-DHP (épaisseur $0,8 \text{ mm}$) pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$. Les courbes pour une même largeur sont superposées .	173
4.36	Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour les différentes géométries (40×15 , 30×15 , 40×5 , 30×5) d'éprouvette en Cu-ETP pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$	174
4.37	Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour la géométrie 30×5 en Cu-ETP pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$ et pour des coefficients de frottement de $0,2$ et $0,25$	175
4.38	Comparaison des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques pour les différentes géométries testées en Cu-ETP pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$	176
4.39	Comparaison des valeurs expérimentale et numérique de l'angle pour les différentes géométries testées en Cu-ETP (épaisseur $0,8 \text{ mm}$) pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$	177
4.40	Comparaison des déformées numériques en fin d'étape de cambrage pour les géométries 30×15 (a) et 40×15 (b) en Cu-ETP	177
4.41	Diagramme de déformation majeure/mineure obtenu à partir du modèle numérique de la géométrie 40×15 après retour élastique et à partir des points de mesure réalisés par Aramis sur des éprouvettes en Cu-ETP ($0^\circ/\text{DL}$)	178
4.42	Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour les géométries de largeurs 15 mm (40×15 , 30×15) en Cu-DHP (épaisseur $0,8 \text{ mm}$) pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$	180
4.43	Comparaison des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques pour les différentes géométries testées en Cu-DHP (épaisseur $0,8 \text{ mm}$) pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$	181
4.44	Comparaison des valeurs expérimentales et numériques de l'angle pour les différentes géométries testées en Cu-DHP (épaisseur $0,8 \text{ mm}$)	181

4.45	Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour la géométrie 40×15 en Cu-DHP (épaisseur 1,2 mm), courbes numériques obtenues avec les lois de comportement identifiées pour les géométries de largeur 15 et 5 mm	183
4.46	Comparaison des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques pour les différentes géométries testées en Cu-DHP (épaisseur 1,2 mm) pour l'orientation 0°/DL	183
4.47	Comparaison des valeurs expérimentales et numériques de l'angle pour les différentes géométries testées en Cu-DHP (épaisseur 1,2 mm)	184
4.48	Distribution de la contrainte σ_{11} en fonction de la distance normalisée par l'épaisseur pour la géométrie 40×15 d'épaisseurs 0,8 et 1,2 mm	185
4.49	Courbe d'effort-déplacement du poinçon obtenue par le modèle numérique de la géométrie 3 contacts en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm)	186
4.50	Comparaison des valeurs expérimentales et numériques de l'angle pour la géométrie 3 contacts en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm)	187
4.51	Champs des déformations majeure (LE, Max Principal) et mineure (LE, Mid Principal) obtenus par le modèle numérique de la géométrie 3 contacts en Cu-ETP dans la direction 90°/DL	188
4.52	Diagramme de déformation majeure/mineure obtenu à partir du modèle numérique de la géométrie 3 contacts après retour élastique et à partir des points de mesure réalisés par Aramis	189
5.1	Schéma du procédé de fabrication du contact B	193
5.2	Illustration des différentes étapes de cambrage, découpage/cisailage permettant la fabrication du contact B à partir de la bande découpée, les étapes de découpage/cisailage sont modélisées par des conditions aux limites	194
5.3	CAO du système de came et poinçon rotatif et ses paramètres géométriques (rayon du poinçon (r_c) en contact avec la came, angle d'inclinaison de la came, distance de la came avec le poinçon rotatif), une vue de coupe du contact entre la plaque de choc et le poinçon permet la définition d'un repère local	196
5.4	Éléments du modèle de la cinématique du poinçon rotatif piloté dans son repère local (a) et maillage associé (b)	197
5.5	Évolution de l'angle de rotation du poinçon pour plusieurs positions de la came (X égal à 0, 0,05, 0,175, 0,35, 0,525 et 0,69 mm)	198
5.6	Illustration de l' étape de calibrage 2-1 et les éléments (matrice, serre-flan et porte-matrices) ainsi que le poinçon piloté à partir de son repère local, la direction \vec{y} correspond à la normale au plan du flan	198

5.7 Conditions aux limites de l'**étape 2-1** en déplacement (U_y) et en rotation (UR_x) pour 3 positions de la came (X égal à 0, 0,05, et 0,175 mm), pour un temps de calcul de 1 s 199

5.8 Évolution de l'effort en valeur absolue en fonction du déplacement du poinçon au cours de l'étape de calibrage pour les différentes configurations avec et sans came testées : (a) Effort selon \vec{y} ; (b) Effort selon \vec{z} 200

5.9 Évolution de l'**angle a** de calibrage avec l'avancée de la came (X égal à 0, 0,05, et 0,175 mm), ainsi que l'angle sans came et avant calibrage 200

5.10 Déformées des différentes configurations avec (X égal à 0, 0,05, et 0,175 mm) et sans came obtenu en fin d'étape de calibrage pour un déplacement de 4,5 mm 201

5.11 Illustration des étapes de cambrage du modèle numérique avec la pièce découpée déformable en bleu turquoise et les surfaces rigides des outils (poinçons en violet, matrices en gris, serre-flans en vert kaki, porte-matrices en vert, presse-flan en rose) et définition du repère global de l'étude, la direction \vec{y} correspond à la normale flan 202

5.12 (a) Géométries des outils; (b) Maillage de la pièce et ses 3 zones cambrées, le maillage est composé de 63 912 éléments pour un total de 75 411 nœuds . 204

5.13 Évolution de l'effort en valeur absolue en fonction du déplacement du poinçon au cours des étapes de cambrage (a), ainsi que l'effort exprimé par unité de largeur (b) 205

5.14 Déformées des différentes zones cambrées ainsi que l'isovaleur de la déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}^p$ pour l'état final. Les valeurs $\bar{\epsilon}^p$ maximales sont évaluées en un nœud situé sur le rayon extérieur, au milieu de la largeur cambrée 206

5.15 Valeurs numériques des angles mesurés sur la géométrie finale de la pièce obtenues à l'issue de toutes les étapes de cambrage et de retour élastique, la valeur de l'angle de l'**étape 1** correspond à celui avant calibrage et comparaison avec les données expérimentales disponibles 207

5.16 Comparaison de la courbe d'effort par unité de largeur de l'**étape 1** avec celle du modèle de cambrage unitaire (géométrie rectangulaire $40 \times 15 \times 0.8$; épaisseur $e = 0,792$ mm; frottement $\mu = 0,2$; jeu $J_{pt} = 0 \mu\text{m}$) 208

5.17 Comparaison des déformées et des isovaleurs de la pression de contact ($P_{contact}$) de l'**étape 1** et du cambrage unitaire ($40 \times 15 \times 0.8$) prises pour un même déplacement de 4,5 mm, la figure fait apparaître les valeurs de $P_{contact}$ maximale pour les différentes bandes de localisation 209

A.1 Schéma du procédé de fabrication des connecteurs de type enfichage 225

A.2	Observations à la trinoculaire et au MEB des pièces produites avec le matériau S (a) et T (b)	226
A.3	Géométrie de l'éprouvette de traction Subsize (dimensions en mm)	227
A.4	Mesures Aramis : extensomètre virtuel et zones d'analyse	228
A.5	Champs de déformation ε_{yy} dans la direction de traction issue de la mesure Aramis représentatifs des géométries d'éprouvette Subsize et ASTM pour le matériau S dans la direction 0° / DL à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: (a) Subsize (Sub S V1 0DL 02); (b) ASTM (ASTM S V1 0DL 02)	229
A.6	Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique avec les géométries ASTM et Subsize dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (V1) : (a) Matériau S ; (b) Matériau T (nomenclature : Géométrie éprouvette/Matière/Vitesse/Orientation/N°éprouvette)	230
A.7	Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique pour les matériaux S et T avec la géométrie ASTM à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ (V1)	231
A.8	Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique avec la géométrie Subsize à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : (a) 0° / DL; (b) 90° / DL	233
A.9	Observations au microscope optique de la microstructure du matériau S498 pour différents grossissements (observation dans le plan de la tôle : direction 0° / DL orientée dans la largeur de l'image; attaque : 10 s)	237
A.10	Observations au microscope optique de la microstructure du matériau T407 pour différents grossissements (observation dans le plan de la tôle : direction 0° / DL orientée dans la largeur de l'image; attaque : 14 s)	238
B.1	Courbes charge-décharge de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation logarithmique avec les géométries ASTM dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (V1) : (a) Matériau S ; (b) Matériau T	242
B.2	Essais de répétabilité pour le matériau S avec la géométrie ASTM dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique	243
B.3	Essais de répétabilité pour le matériau T avec la géométrie ASTM dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique	243
B.4	Essais de répétabilité pour le matériau S avec la géométrie Subsize dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique	244

B.5 Essais de répétabilité pour le matériau **T** avec la géométrie Subsize dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 244

B.6 Essais de répétabilité pour le matériau **S** avec la géométrie Subsize dans la direction 90°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique . . 245

B.7 Essais de répétabilité pour le matériau **T** avec la géométrie Subsize dans la direction 90°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 245

D.1 (a) Détermination de E et $R_{p0,2}$ à partir de la courbe contrainte de Cauchy-déformation logarithmique ; (b) Détermination de R_m à partir de la courbe contrainte nominale-déformation logarithmique 251

D.2 Courbes charge-décharge de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation logarithmique dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ 251

E.1 Essais de répétabilité dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 253

E.2 Essais de répétabilité dans la direction 15°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 254

E.3 Essais de répétabilité dans la direction 30°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 254

E.4 Essais de répétabilité dans la direction 45°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 255

E.5 Essais de répétabilité dans la direction 60°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 255

E.6 Essais de répétabilité dans la direction 75°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 256

E.7 Essais de répétabilité dans la direction 90°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique 256

E.8 Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique dans la direction de laminage à une vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$. 257

E.9	Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique pour l'orientation 45°/ DL à une vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$. . .	257
E.10	Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique pour l'orientation 90°/ DL à une vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$. . .	258
E.11	Courbes contrainte σ_{xy} en fonction de la déformation γ dans la direction de laminage à une vitesse $\dot{\gamma} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$: inversion pour $\gamma \approx 0,2$	258
E.12	Courbes contrainte σ_{xy} en fonction de la déformation γ dans la direction de laminage à une vitesse $\dot{\gamma} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$: inversion pour $\gamma \approx 0,4$	259
F.1	Courbes d'effort-déplacement du poinçon avec et sans effort serre-flan à partir de modèles de la géométrie 40×15 en Cu-ETP 0,8 mm ($\mu = 0,2$ entre le poinçon et la tôle, $J_{pt} = 80 \mu\text{m}$). Les deux courbes sont superposées	262
F.2	Extraction numérique au nœud (N119) situé sur la surface extérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie, où $\bar{\epsilon}^p$ est maximale, et définition de la longueur cambrée L_c comme étant la distance entre deux nœuds situés sur la surface plane (N3) de l'éprouvette et sur l'extrémité cambrée (N16)	263
F.3	Maillage de l'éprouvette selon une zone avec un maillage raffiné et une zone avec un maillage plus grossier (taille d'élément de 0,4 mm) : (a) Maillage initial ($A = 0,2 \text{ mm}$; $B = 0,08 \text{ mm}$; $C = 4$ éléments) ; (b) Maillage final ($A = 0,3 \text{ mm}$; $B = 0,08 \text{ mm}$; $C = 8$ éléments)	264
F.4	Courbes d'effort-déplacement du poinçon numériques pour A égale à 0,1, 0,2 et 0,3 mm ($B = 0,08 \text{ mm}$, $C = 4$ éléments). Les trois courbes sont superposées	266
F.5	Courbes d'effort-déplacement du poinçon numériques pour B égale à 0,06, 0,08 et 0,1 mm ($A = 0,2 \text{ mm}$, $C = 4$ éléments)	266
F.6	Courbes d'effort-déplacement du poinçon numériques pour C égal à 3, 4, 5, 6, 8 et 10 éléments ($A = 0,2 \text{ mm}$, $B = 0,08 \text{ mm}$)	267
F.7	Influence du coefficient de frottement μ sur la valeur de F_{max}	268
F.8	Influence du coefficient de frottement μ sur la courbe d'effort	269
F.9	Influence du coefficient de frottement μ sur : (a) évolution de la déformation plastique équivalente maximale ; (b) évolution du déplacement U_z	270
F.10	Influence du coefficient de frottement μ pour un coefficient de frottement uniforme et non uniforme sur les surfaces du poinçon	271
F.11	Influence du jeu J_{pt} sur F_{max}	272
F.12	Influence du jeu J_{pt} sur la courbe d'effort	273
F.13	Influence du jeu J_{pt} sur la déformation plastique équivalente pour des nœuds situés sur les surfaces intérieure et extérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie où $\bar{\epsilon}^p$ est maximale	274

F.14 (a) Évolution de la déformation plastique équivalente avec le déplacement du poinçon ; (b) évolution du déplacement U_z avec le déplacement du poinçon	275
F.15 Influence du jeu J_{pt} sur l'évolution de la déformation plastique équivalente le long de la ligne de symétrie située sur la surface extérieure du cambrage	275
F.16 Évolution de la déformée au cours du cambrage et après retour élastique en fonction du jeu J_{pt} (d en mm)	276
F.17 Influence du jeu J_{pt} sur le retour élastique	277
G.1 Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour les géométries de largeurs 5 mm (40×5 , 30×5) en Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) pour l'orientation 0° /DL	279
G.2 Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour les différentes géométries (40×15 , 30×15 , 40×5 , 30×5) d'éprouvette en Cu-DHP (épaisseur 1,2 mm) pour l'orientation 0° /DL	280

LISTE DES TABLEAUX

1.1	Lois de comportement : σ_{eq} , $\bar{\varepsilon}^p$, $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$, T sont respectivement la contrainte équivalente, la déformation plastique équivalente, la vitesse de déformation plastique équivalente et la température	57
1.2	Valeurs des paramètres du modèle MTS modifié identifiées pour différentes nuances de cuivre (épaisseurs non spécifiées). Validation des modèles de $0,0001$ à 4000 s^{-1} et de 76 K à $T_m/2$. [18]	58
1.3	Valeurs des paramètres du modèle de Johnson-Cook pour un cuivre OFHC. Validation du modèle de 1 à 464 s^{-1} et de 298 à 730 K [41, 59]	58
1.4	Valeurs des paramètres du modèle de Touache pour un cuivre Cu-ETP et CuNiP (0,254 mm). Validation des modèles de $0,675 \times 10^{-3}$ à $67,56 \times 10^{-3}\text{ s}^{-1}$ et de 20 à $400\text{ }^\circ\text{C}$ pour la nuance Cu-ETP et de $2,1 \times 10^{-3}$ à $91 \times 10^{-3}\text{ s}^{-1}$ et de 20 à $150\text{ }^\circ\text{C}$ pour la nuance CuNiP [34, 58]	58
1.5	Paramètre d'endommagement D , σ_m est la contrainte moyenne [17, 60]	61
1.6	Synthèse des méthodes de modélisation de la rupture utilisées dans la littérature pour le cuivre et ses alliages (DP : déformations planes, Axi : axisymétrique)	64
1.7	Éléments des maillages trouvés dans la littérature du tombage de bord	75
2.1	Composition chimique du cuivre Cu-ETP R290 (% en masse)	78
2.2	Valeurs du paramètre de Schmitt θ pour plusieurs séquences de trajet de déformation, calcul de θ à partir de ε^1 , le tenseur des pré-déformations plastiques (chargement 1) et ε^2 le tenseur des déformations plastiques (chargement 2)	97
2.3	Propriétés mécaniques du cuivre Cu-ETP R290 ($0^\circ/\text{DL}$), comparaison avec des cuivres purs 99,9% écrouis de la littérature [82, 100] (le taux d'écrouissage n'est pas spécifié)	98
2.4	Coefficients d'anisotropie plastique r_α mesurés pour le cuivre Cu-ETP R290, comparaison avec un cuivre pur 99,9% écroui [82] et un cuivre Cu-OF écroui [111] de la littérature (le taux d'écrouissage n'est pas spécifié)	107
2.5	Paramètres matériaux de la loi de comportement du cuivre Cu-ETP 0,8 mm	110
3.1	Nuances de cuivre caractérisées en découpage et la valeur de la résistance à la traction R_m (données fournisseurs excepté Cu-ETP, la valeur communiquée par le fournisseur étant de 314 MPa)	117

3.2	Valeurs moyennes de F_{max} ainsi que les valeurs minimales et maximales observées en conditions de production et selon le protocole expérimental (nuance Cu-ETP ; cadence à 200 coups/min)	125
3.3	Mesures des hauteurs caractéristiques d'un bord court du rectangle découpé exprimées en μm et en pourcentage de l'épaisseur initiale de la tôle	126
3.4	Valeurs moyennes de l'effort maximal de découpage obtenues à 100 coups/min ($F_{max}^{100 \text{ cps/min}}$) et 200 coups/min ($F_{max}^{200 \text{ cps/min}}$) ainsi que l'effort moyen des deux cadences F_{max}^{moy} , la valeur de l'effort calculée par la formule empirique ($k = 1$) et identification du paramètre matériau $k^{100-200 \text{ cps/min}}$ pour les différentes nuances testées	129
3.5	Dimensions des outils et de la tôle	130
3.6	Propriétés physiques et mécaniques du cuivre Cu-ETP (la masse volumique ρ est une donnée fournisseur), cf. Chapitre 2	132
3.7	Comparaison expérience-numérique des hauteurs caractéristiques exprimées en pourcentage de l'épaisseur initiale de la tôle	138
4.1	Géométries des éprouvettes de forme rectangulaire, la longueur du rectangle est en général parallèle à la direction de laminage ($0^\circ/\text{DL}$) ou, dans le cas de la nuance Cu-ETP, orientée à $45^\circ/\text{DL}$ ou $90^\circ/\text{DL}$	143
4.2	Géométries des outils et le jeu entre la tôle et le poinçon donné pour des épaisseurs nominales de tôles de 0,8 et 1,2 mm	146
4.3	Désignation des configurations et le déplacement d du poinçon correspondant	148
4.4	Déplacements d appliqués au poinçon pour les différentes configurations	179
5.1	Géométries des outils, le jeu entre la tôle et le poinçon donnés par la CAO et le déplacement d du poinçon en valeur absolue	203
5.2	Conditions aux limites des étapes de cambrage	204
5.3	Valeurs des angles ciblés par le cahier des charges pour les angles a, b et c , ainsi que les données expérimentales (angle moyen, écart-type, valeurs d'angle minimal et maximal), le caractère « - » correspond à une donnée non connue	207
A.1	Propriétés mécaniques des matériaux S et T avec la géométrie ASTM dans la direction $0^\circ/\text{DL}$ à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ (V1)	232
A.2	Propriétés mécaniques : données du fournisseur KME	232
A.3	Coefficients d'anisotropie r_0 pour les matériaux S et T avec la géométrie ASTM à la vitesse $\dot{\epsilon}_1 \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (V1)	232
A.4	Coefficients d'anisotropie r_0 et r_{90} pour les matériaux S et T avec la géométrie Subsize à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1)	233
	(a) r_0	233

(b) r_{90}	233
A.5 Déformation longitudinale ε_{yy} et transverse ε_{xx} calculées à partir des formules théoriques en pliage	235
A.6 Déformation à la rupture ε_{yy}^f dans la direction de traction mesurée avec Aramis, pour les matériaux S et T dans la direction 90°/ DL avec la géométrie Subsize à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) [* localisation initiée par une entaille sur un côté de l'éprouvette]	235
B.1 Système et paramètres d'analyse Aramis 3D pour le bronze	241
B.2 Valeurs des modules d'Young mesurées lors des essais de charge-décharge avec la géométrie ASTM, dans la direction de laminage avec la géométrie à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (V1) pour les matériaux S et T	242
(a) Matériau S	242
(b) Matériau T	242
B.3 Déformation à la rupture ε_{yy}^f dans la direction de traction mesurée avec Aramis, pour les matériaux S et T dans la direction de laminage avec la géométrie Subsize à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) [* localisation initiée par une entaille sur un côté de l'éprouvette]	246
C.1 Système et paramètres d'analyse de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) pour les essais de traction uniaxiale, tableau proposé par [123]	247
C.2 Système et paramètres d'analyse de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) pour les essais de cisaillement simple	248
C.3 Système et paramètres d'analyse de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) pour les essais de gonflement hydraulique quasi-statique	248
C.4 Système et paramètres d'analyse de stéréo-corrélation d'images avec le logiciel Aramis pour les essais de gonflement hydraulique dynamique	249
D.1 Propriétés mécaniques pour différentes orientations (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°/DL) à une vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (valeurs barrées non prises en compte dans le calcul de la moyenne et l'écart type)	252
D.2 Valeurs des modules d'Young mesurées lors des essais de charge-décharge dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$	252
F.1 Valeurs de $\bar{\varepsilon}^p$, U_z pris au nœud (N119) situé sur la surface extérieure au niveau de la ligne de symétrie et valeur de la longueur cambrée L_c . Valeurs obtenues en fin de cambrage et après retour élastique avec et sans effort de serre-flan	263
F.2 Plan d'expériences numériques sur l'influence des dimensions (A , B et C) de l'élément de type hexaèdre, le caractère « - » prend la valeur de référence	264

F.3 Nombre de nœud et d'élément de la demi-éprouvette maillée de la géométrie 40×15 et temps de calcul des simulations issues du plan d'expériences numériques de la sensibilité au maillage (calculs réalisés sur 1 cœur avec une machine équipée de deux processeurs Intel(R) Xeon(R) Gold 6128) . . . 265

F.4 Résultats numériques de F_{max} et de la valeur du déplacement du poinçon à F_{max} ($d(F_{max})$), ainsi que de la déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}^p$, pris en un nœud situé sur la surface extérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie où $\bar{\epsilon}^p$ est maximale 267

SOMMAIRE

Introduction générale	31
1 État de l'art	37
1.1 Introduction	37
1.2 Matériaux et procédés pour l'industrie électronique	37
1.2.1 Le cuivre en bande	37
1.2.2 Outils à suivre	39
1.2.3 Bilan	41
1.3 Le découpage	42
1.3.1 Principe du découpage	42
1.3.2 Comportement du matériau lors du découpage	44
1.3.3 Influence des paramètres technologiques sur le procédé de découpage	47
1.3.4 Modélisation du découpage	54
1.3.5 Bilan	65
1.4 Le cambrage	66
1.4.1 Description du cambrage	66
1.4.2 Retour élastique lors du cambrage	69
1.4.3 Modélisation du cambrage	72
1.4.4 Bilan	76
1.5 Conclusion	76
2 Caractérisation du comportement mécanique et lois de comportement	77
2.1 Matériau et moyens d'essais	78
2.1.1 Cuivre Cu-ETP	78
2.1.2 Essais de traction uniaxiale	78
2.1.3 Essais de cisaillement simple	80
2.1.4 Essais de gonflement hydraulique	81
2.2 Détermination des courbes contrainte-déformation	85
2.2.1 Essais de traction uniaxiale	85
2.2.2 Essais de cisaillement simple	88
2.2.3 Procédure d'analyse des essais de gonflement hydraulique	89
2.3 Résultats	96

2.3.1	Courbes contrainte-déformation et changement de trajets de déformation	96
2.3.2	Sensibilité à la vitesse	103
2.3.3	Anisotropie du cuivre	106
2.3.4	L'effet Bauschinger dans le cuivre	108
2.4	Lois de comportement pour la simulation numérique du cambrage	109
2.4.1	Loi de comportement proposée pour la nuance Cu-ETP	109
2.4.2	Lois de comportement proposées pour les nuances Cu-DHP	110
2.5	Conclusion	113
3	Caractérisation et modélisation du découpage	115
3.1	Introduction	115
3.2	Procédure expérimentale : présentation du dispositif et méthodologie . . .	117
3.2.1	Outil de découpage	117
3.2.2	Instrumentation de l'outil	117
3.2.3	Conditions d'essais	119
3.2.4	Répétabilité des courbes d'effort	121
3.2.5	Répétabilité en production	123
3.2.6	Méthodologie de mesures des bords découpés et résultats	125
3.3	Caractérisation de l'effort maximal de découpage	126
3.4	Modélisation du découpage	129
3.4.1	Description du modèle	129
3.4.2	Modélisation de l'endommagement et la rupture	132
3.4.3	Prédiction du découpage	135
3.4.4	Prédiction de l'effort de découpage et du bord découpé	137
3.5	Conclusion	139
4	Caractérisation et modélisation du cambrage	141
4.1	Introduction	141
4.2	Procédure expérimentale : présentation du dispositif et méthodologie . . .	142
4.2.1	Prototype de cambrage	144
4.2.2	Instrumentation du prototype de cambrage	146
4.2.3	Conditions d'essais	146
4.2.4	Répétabilité des courbes d'effort	149
4.2.5	Méthodologie de mesures de l'angle de cambrage pour le retour élastique	150
4.2.6	Méthodologie de mesure du champ de déformations	151
4.3	Caractérisation de l'effort de cambrage et du retour élastique	152
4.3.1	Caractérisation de l'effort de cambrage	152
4.3.2	Caractérisation de l'angle de cambrage pour le retour élastique . . .	159

4.3.3	Mesures du champ de déformations	161
4.4	Cas de la géométrie avec 3 contacts	163
4.4.1	Caractérisation de l'effort de cambrage	165
4.4.2	Caractérisation de l'angle de cambrage pour le retour élastique . . .	166
4.4.3	Mesures du champ de déformation	168
4.5	Modélisation du cambrage	169
4.5.1	Description du modèle numérique	169
4.5.2	Modèles numériques du cambrage pour la nuance Cu-ETP	172
4.5.3	Modèles numériques du cambrage pour les nuances Cu-DHP	179
4.5.4	Modèle numérique du cambrage de la géométrie 3 contacts en nuance Cu-ETP	185
4.6	Conclusion	190
5	Modélisation d'un procédé à suivre de cambrage	193
5.1	Introduction	193
5.2	Sensibilité du réglage de la came appliquée au cambrage du contact B . . .	195
5.2.1	Description du modèle de la cinématique de la came	195
5.2.2	Modélisation de l'étape de calibrage 2-1 à partir des conditions aux limites issues du modèle de la came	197
5.3	Modélisation de la gamme de cambrage du contact B	201
5.3.1	Efforts de cambrage	204
5.3.2	Déformée et déformation plastique équivalente	206
5.3.3	Retour élastique	206
5.3.4	Comparaison de l'effort de cambrage avec le modèle unitaire	208
5.4	Conclusion	210
	Conclusions générales et perspectives	211
	Bibliographie	215
A	Étude sur la variabilité du bronze appliquée à la fabrication de connec- teurs	225
A.1	Introduction	225
A.2	Caractérisation mécanique du comportement du bronze	226
A.3	Étude de la microstructure	235
A.4	Conclusion	239
B	Données complémentaires à la caractérisation mécanique du bronze	241
C	Caractérisation mécanique : paramètres de corrélation d'images	247

D	Caractérisation mécanique : données complémentaires en traction	250
D.1	Détermination du module d'Young (E), de $R_{p0,2}$ et R_m	250
D.2	Détermination du module d'Young (E) par essais charge-décharge	250
E	Caractérisation mécanique : essais de répétabilité en traction et cisaillement	253
E.1	Essais de traction	253
E.2	Essais de cisaillement monotone	257
E.3	Essais de cisaillement avec inversions	258
F	Sensibilité des modèles du cambrage	261
F.1	Influence de l'effort serre-flan (dévêtisseur)	261
F.2	Sensibilité au maillage	263
F.3	Sensibilité au frottement du contact poinçon/tôle	268
F.4	Sensibilité au jeu poinçon/tôle	272
G	Résultats numériques du cambrage pour les nuances Cu-DHP	279

INTRODUCTION GÉNÉRALE

Contexte du projet EXPRESSo

La thèse se déroule dans la cadre du projet collaboratif EXPRESSo (EXcellence en PowerR moduleE à Sablé sur Sarthe) financé par Bpifrance, avec 7 partenaires. Le cadre général du projet EXPRESSo est le développement d'une technologie innovante et robuste pour fabriquer les modules de puissance. Le module (figure 1a) est constitué d'un *lead frame* qui est un support métallique, réalisé en cuivre pur (99,9 %) ou en alliages de cuivre (ajout de zinc, d'étain ou de fer dans le cuivre) afin d'assurer une bonne tenue mécanique et une conduction thermique et électrique, qui est ensuite encapsulé dans une résine. Cette pièce métallique est obtenue suite à une mise en forme progressive incluant des étapes de découpage et de cambrage, réalisée avec des outils à suivre. Sur les tâches du projet relatives à la thèse, l'IRDL travaille en étroite collaboration avec AXON' MECHATRONICS, qui est une entreprise spécialisée dans la conception d'outillages de découpe et de mise en forme progressive et produit des pièces d'interconnectique (connecteurs, contacts) destinées à l'industrie électronique (figure 1b).

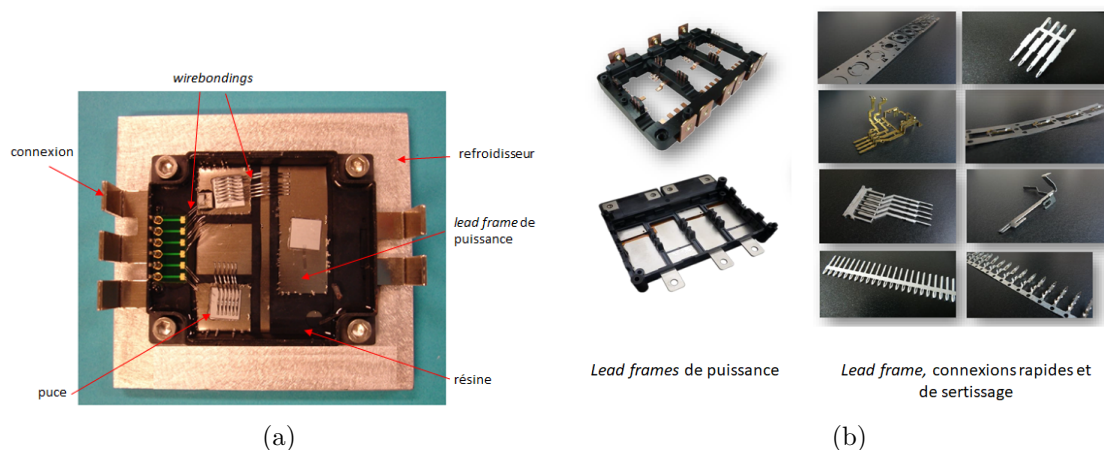


FIGURE 1 – (a) Module de puissance et son *lead frame* en cuivre [1] ; (b) Exemples de *lead frames* et d'éléments d'interconnectique (connexions rapides et de sertissage) fabriqués par AXON' MECHATRONICS

Dans le cadre du projet EXPRESSo, un des objectifs était de mettre en place une démarche d'éco-production et de repérer les éventuelles pièces non acceptables, afin de comprendre, en utilisant la simulation numérique, l'origine du problème. Comme le *lead frame* n'était pas disponible au début du projet, un procédé permettant la fabrication

de contacts électriques à l'aide d'outils à suivre a été retenu, en concertation avec le partenaire industriel AXON' MECHATRONICS, pour les besoins de la thèse.

Contexte de la thèse

La mise en forme progressive de tôles en alliages de cuivre, d'épaisseur variant entre quelques dixièmes de millimètres jusqu'au millimètre, est un procédé répandu dans l'industrie électronique. Le cahier des charges impose des cadences de production élevées et des tolérances dimensionnelles de plus en plus strictes sur les pièces produites, ce qui demande une maîtrise fine du procédé de découpage et de cambrage. La conception des outils à suivre s'appuie essentiellement sur des règles métier empiriques et le savoir-faire des opérateurs. La volonté des industriels d'intégrer la simulation lors de la conception des outils reste récente ; l'objectif est d'anticiper les problèmes de production comme la rupture ou le non-respect des tolérances dimensionnelles en fonction du matériau utilisé.

Un des objectifs de ces travaux est d'améliorer la conception afin de minimiser les efforts mécaniques en découpage et cambrage pour le dimensionnement des presses et d'améliorer les tolérances des pièces. Un second enjeu est de mettre en place une démarche d'éco-production pour minimiser les rebus de production en anticipant la variabilité matériau à l'aide d'outils numériques. En effet, d'un lot matière à un autre, des mises au point des outils peuvent être réalisées. Il est aussi possible de rencontrer des problèmes de non-conformité des pièces produites (tolérance géométrique non respectée, rebus) en fonction du lot. Un des objectifs est d'identifier des critères (propriétés matériaux, épaisseur, etc.) permettant de juger de la conformité de la matière avant sa mise en production.

Le procédé permettant la fabrication de contacts électriques à l'aide d'outils à suivre utilisé au cours de la thèse est introduit par la suite.

Le surmoulage des contacts dans un matériau thermoplastique permet la fabrication de connecteurs dont la fonction est d'assurer le passage du courant électrique. Ces connexions sont destinées à être intégrées au boîtier électronique d'un système de direction assistée électrique pour une application automobile (figure 2).

Le procédé de fabrication des **contacts A** et **B** est schématisé sur la figure 3. La gamme de mise en forme permet de fabriquer deux pièces de géométrie similaire à chaque mouvement ou coup de presse. Ces pièces sont fabriquées à partir d'une bobine de cuivre en matériau Cu-ETP R290 d'épaisseur 0,8 mm et de largeur 85,5 mm, c'est la bande du schéma de la figure 3. La bande se déplace avec un pas de 40 mm entre chaque coup de presse, ce qui correspond également à la progression de la bande dans les différents postes de l'outil. Au cours du procédé de fabrication, les bandes sont conditionnées sous forme de bobine, ce qui permet le passage de la bande d'un outil à l'autre. La bande passe dans

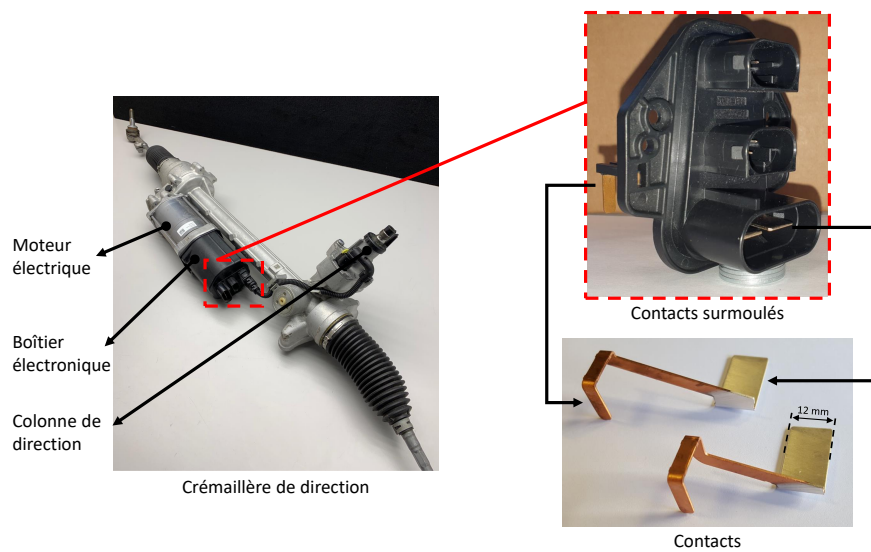


FIGURE 2 – Crémaillère de direction électrique et son boîtier électronique qui intègre les contacts surmoulés

un premier outil à suivre de découpage (**outil 1**), dans lequel la bande va subir plusieurs opérations de découpage. En sortie de l'**outil 1**, la bande découpée obtenue est constituée des deux pièces découpées maintenues par le squelette de la bande. Cette dernière est ensuite dégraissée puis étamée sur son extrémité supérieure. La bande découpée va ensuite passer dans un second outil à suivre (**outil 2**) qui consiste en plusieurs opérations de cambrage et de découpage/cisailage. L'opération de cisailage correspond ici à l'utilisation de 2 lames à bords droits. Au fur et à mesure de la progression de la bande dans l'outil, les pièces vont être détachées du squelette (découpage) pour permettre le cambrage. La dernière opération consiste à l'extraction des pièces déformées du squelette, appelée mise en vrac (cisailage). Ces pièces sont fabriquées en grande série à des cadences de respectivement 200 coups/min et 100 coups/min pour l'**outil 1** de découpage (course de 32 mm) et l'**outil 2** de cambrage (course de 60 mm). Chaque bobine permet de fabriquer 6050 paires de contacts (12 100 pièces au total) soit 6050 coups de presse par bobine consommée.

Les **outils 1** et **2** sont présentés respectivement sur les figures 4a et 4b. Ces outils à suivre sont composés d'une partie supérieure (bloc supérieur, porte-poinçons, poinçons et dévêtisseur) et une partie inférieure (bloc inférieur, porte-matrices, matrices et cames de calibrage).

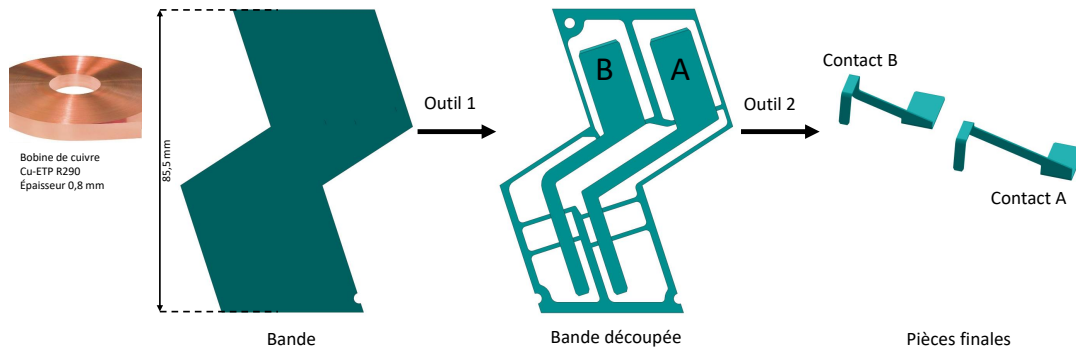
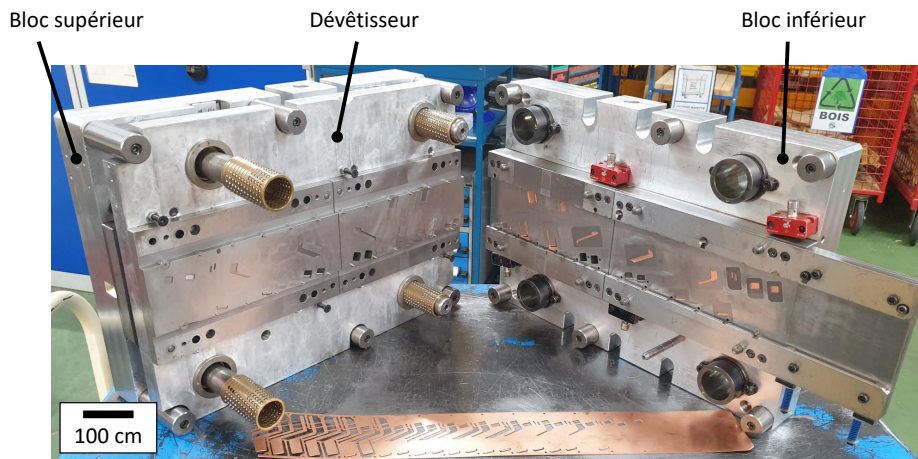
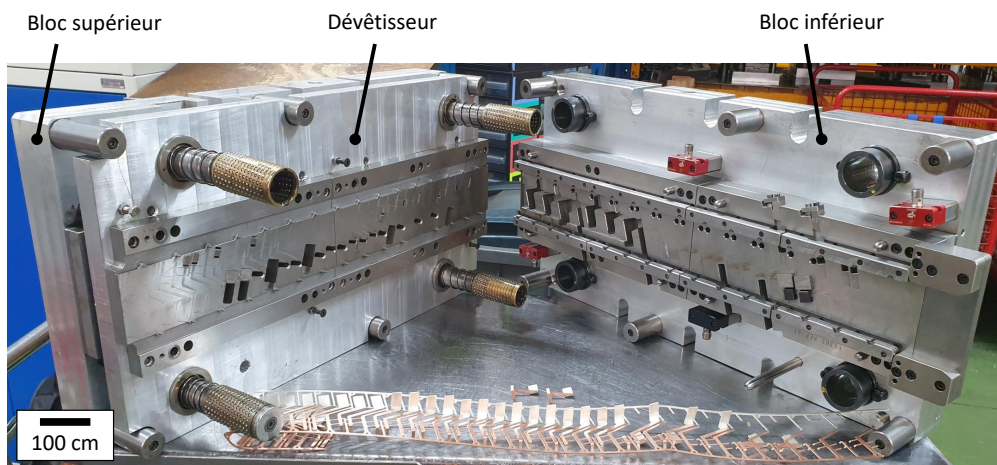


FIGURE 3 – Schéma du procédé de fabrication des **contacts A** et **B**. Les pièces sont obtenues suite au passage de la bande dans l'**outil 1** (découpage) puis l'**outil 2** (cambrage et découpage/cisailage). Les 2 contacts diffèrent uniquement par la longueur du bras entre les deux extrémités



(a) **outil 1**



(b) **outil 2**

FIGURE 4 – **Outil 1** de découpage (a) et **outil 2** de cambrage (b)

La gamme de découpage de l'**outil 1** est présentée sur la figure 5a. La bande de progression du découpage ainsi que les poinçons et matrices associés permettent de mettre en évidence le nombre de poste constituant l'outil ainsi que le nombre d'outils nécessaires à la réalisation de la bande découpée. L'outil est constitué de 9 postes pour un total de 21 opérations de découpage soient 21 paires de poinçon/matrice. De même, la figure 5b présente la gamme de cambrage et découpage/cisaillage de l'**outil 2**. Elle met en évidence 11 postes pour la fabrication des deux pièces dont 8 opérations de cambrage et 7 opérations de découpage/cisaillage. Il y a autant de paire d'outils (poinçon/matrice) que d'opérations réalisées.

Maintenant que les objectifs de la thèse ainsi que le procédé utilisé au cours de la thèse ont été présentés, la suite présente le déroulé du manuscrit.

Présentation du manuscrit

Le **premier chapitre** présente les éléments de la littérature permettant de situer le contexte de la thèse avec notamment les tôles de cuivre pour l'industrie électronique, les outils à suivre, le découpage et le cambrage.

Le **second chapitre** est consacré à la caractérisation mécanique d'un cuivre pur Cu-ETP pour la caractérisation de l'écrouissage utilisée dans les modèles numériques.

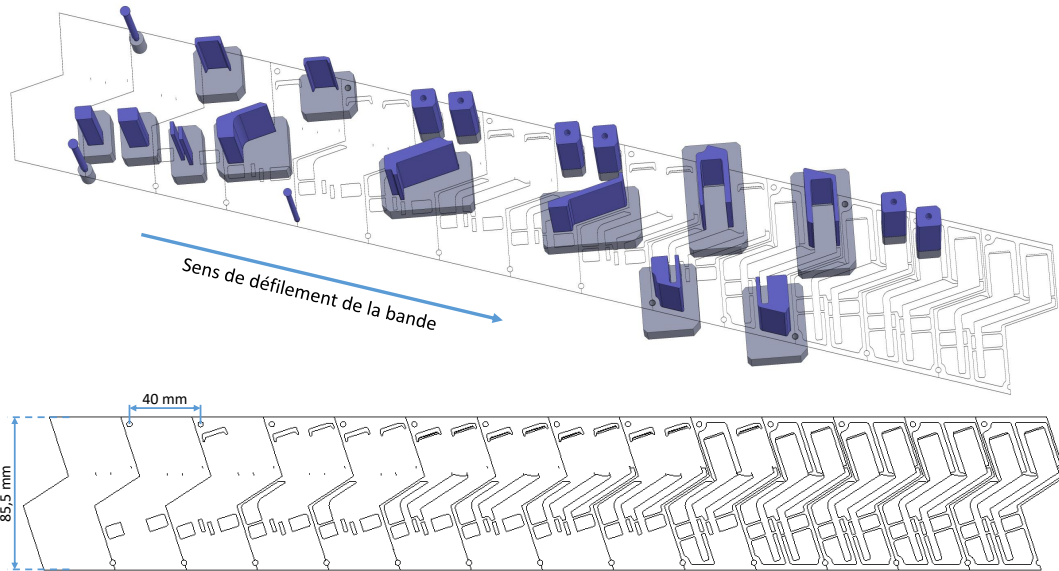
Le **troisième chapitre** s'intéresse à la caractérisation expérimentale d'une étape de découpage d'un procédé permettant la fabrication de contact, pour différentes nuances de cuivre. Le modèle numérique associé est également présenté pour une de ces nuances.

Le **quatrième chapitre** introduit un prototype de cambrage utilisé pour l'étude du cambrage sur différentes nuances de cuivre. La construction d'une base de données expérimentale permet la confrontation avec la simulation numérique.

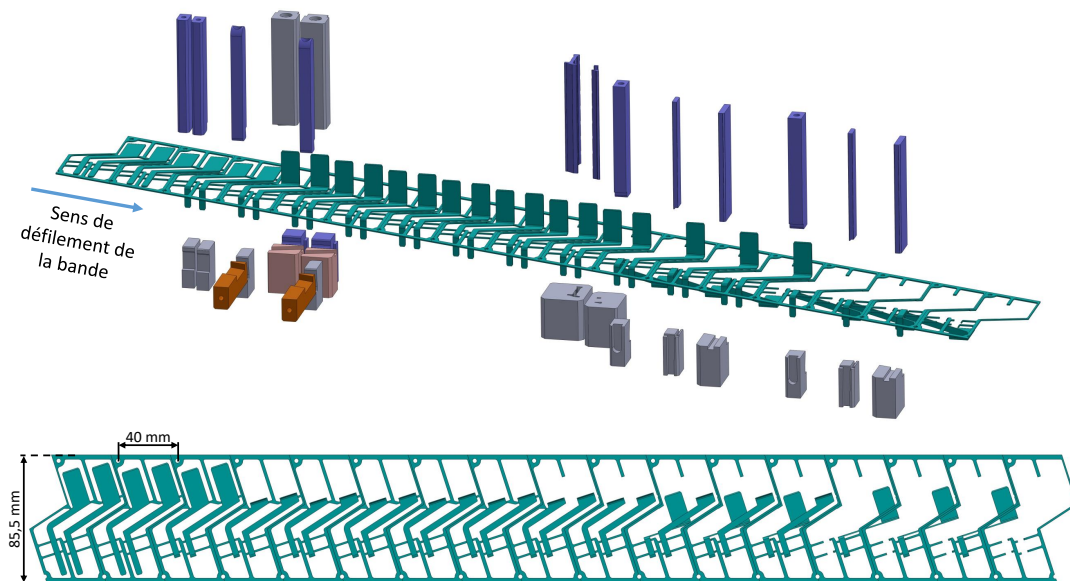
Le **cinquième chapitre** présente la simulation numérique d'un procédé de cambrage progressif permettant la fabrication de contacts.

La **première annexe** présente une étude expérimentale sur la variabilité des propriétés mécaniques et métallurgiques lors d'un procédé de fabrication de connecteurs en bronze. La **seconde annexe** présente les données complémentaires de la caractérisation mécanique du bronze.

Les **annexes** suivantes présentent les données complémentaires de la caractérisation mécanique du **second chapitre** ainsi que l'étude de sensibilité du modèle numérique du cambrage du **quatrième chapitre**.



(a) Gamme de découpage



(b) Gamme de cambrage

FIGURE 5 – Gamme de découpage (a) et cambrage (b) : pour chacune des gammes, les outils (matrices en gris, poinçons en violet, cames en orange, presse-flan en rose) sont illustrés sur le dessus et l'état de progression de la bande et des pièces est illustré sur le dessous

ÉTAT DE L'ART

1.1 Introduction

La fabrication de pièces à partir de tôles minces en cuivre ou en alliages de cuivre pour l'industrie électronique repose sur l'utilisation d'outils à suivre. Ces outils font intervenir des opérations de découpage et de mise en forme, essentiellement le cambrage, le terme cambrage signifiant pliage.

C'est ainsi que ce chapitre introduit, dans un premier temps, les tôles de cuivre et les alliages de cuivre fréquemment utilisés pour la fabrication de pièces destinées à l'électronique, ainsi que les outils à suivre permettant la mise en forme progressive de ces pièces.

Dans un second temps, le procédé de découpage mécanique est défini et les paramètres technologiques influents sur les efforts mis en jeu lors du découpage et sur la qualité des pièces découpées sont présentés.

Dans un dernier temps, ce chapitre s'intéresse au procédé de cambrage, ainsi que les paramètres du procédé qui vont influencer l'effort de cambrage et le retour élastique.

Que ce soit pour le découpage ou le cambrage, l'état de l'art s'intéresse aux données du point de vue expérimental et de la modélisation numérique. De même, l'état de l'art essaie de mettre en avant la littérature disponible sur le cuivre et ses alliages. cependant d'autres matériaux peuvent être cités du fait de données limitées sur le cuivre notamment en cambrage.

1.2 Matériaux et procédés pour l'industrie électronique

1.2.1 Le cuivre en bande

Le cuivre est un matériau qui présente des conductivités thermique et électrique très élevées, une excellente résistance à la corrosion et à la fatigue, une bonne résistance mécanique ainsi qu'une bonne formabilité. Le cuivre pur est largement utilisé pour les câbles électriques, les contacts électriques et diverses autres pièces qui nécessitent de faire passer le courant électrique. Dans certains cas, cependant, les propriétés individuelles,

notamment les propriétés mécaniques du cuivre pur peuvent ne pas être adéquates pour une application particulière. Cela a conduit à la mise au point d'une série de matériaux à base de cuivre contenant de faibles concentrations d'éléments d'alliage. Le cuivre et ses alliages sont largement utilisés pour les radiateurs automobiles, échangeurs de chaleur et d'autres applications nécessitant une conduction rapide de la chaleur à travers ou le long d'une section métallique.

Différents alliages de cuivre¹ sont utilisés en fonction de l'usage des produits fabriqués [2, 3] :

— Cuivre pur (Cu)

Le cuivre à l'état pur et non allié existe sous différents types qui se différencient par la quantité d'impuretés qu'ils contiennent.

La nuance Cu-ETP (*Electrolytic Tough Pitch*), dont le nom est normalisé, est un cuivre contenant de l'oxygène. La teneur minimale en cuivre est de 99,9 %. Il a une conductivité électrique et thermique très élevée. Il a d'excellentes propriétés de formage. En raison de sa teneur en oxygène, les propriétés de soudage et de brasage sont limitées.

La nuance Cu-DHP est un cuivre désoxydé par l'ajout de phosphore. Il contient au moins 99,9 % de cuivre et entre 0,013 et 0,050 % de phosphore résiduel. Il a d'excellentes propriétés de soudage et de brasage et est résistant à la fragilisation à l'hydrogène. Cette nuance présente une bonne aptitude au formage à froid et à chaud mais sa conductivité électrique est moins bonne que la nuance Cu-ETP.

— Cuivre-Étain (CuSn : bronze)

Les bronzes sont des alliages de cuivre ayant une teneur en étain (Sn) inférieure à 10 %. L'étain augmente la résistance à la corrosion et à la traction. L'ajout de phosphore entre 0,01 et 0,40 % augmente également les caractéristiques mécaniques. Les bronzes au phosphore (CuSn6P) offrent une bonne combinaison de résistance, de formabilité à froid et de dureté. Ils sont résistants à l'usure, ont une bonne résistance à la corrosion et de bonnes propriétés de brasage. Ils sont principalement utilisés pour les produits électriques tels que les connecteurs.

— Cuivre-Zinc (CuZn : laiton)

Les laitons sont des alliages de cuivre qui contiennent entre 5 et 40 % de zinc (Zn), ils présentent une bonne résistance mécanique et une bonne ductilité et sont facilement formés à froid, leurs propriétés s'améliorent avec l'augmentation de la teneur en zinc jusqu'à 36 % (CuZn33). Au delà d'une teneur en zinc de 36 %, l'augmentation de la résistance mécanique est contrebalancée par une perte de ductilité.

— Cuivre-Fer (CuFe)

Le cuivre CuFe2P est un alliage normalisé pour des grilles de composants (*lead*

1. les compositions chimiques sont données en pourcentage massique

frames) (norme NF EN 1758 [4]). Il possède une teneur en fer (Fe) comprise entre 2,1 et 2,6 %. C'est un alliage qui combine une conductivité élevée avec de bonnes propriétés mécaniques ainsi que de bonnes propriétés de relaxation en température (aptitude à conserver les propriétés mécaniques lors d'un maintien en température pendant une certaine durée).

Les cuivres ou les alliages de cuivre sous forme de tôles ou de bandes sont des produits issus du laminage à froid ou à chaud. La désignation des cuivres, leurs compositions chimiques, leurs propriétés mécaniques sont normalisées selon les normes européennes : NF EN 1652 [5], NF EN 1654 [6] et NF EN 1758 [4]. Les propriétés mécaniques dépendent fortement de l'état métallurgique du matériau, qui peut varier d'un état recuit à un état fortement écroui. Cet état métallurgique qui dépend du taux d'écrouissage, ainsi que des traitements thermiques que subit le matériau au cours du laminage à froid ou à chaud vont lui conférer une dureté ou une résistance à la traction minimale. La désignation de l'état métallurgique est définie par la valeur minimale de la dureté **H** ou bien de la résistance à la traction **R** comme illustré sur la figure 1.1.

Désignations		Épaisseur nominale		Résistance à la traction		Limite conventionnelle d'élasticité à 0,2 %	Allongement		Dureté		Dimension du grain	
Matériau	État métallurgique	mm		R_m		$R_{p0,2}$	A_{50mm} pour épaisseurs jusqu'à et y compris 2,5 mm	A pour épaisseurs au-dessus de 2,5 mm	HV		mm	
		de	jusqu'à et y compris	min.	max.	N/mm ²	min.	min.	min.	max.	min.	max.
Cu-ETP	CW004A	R200		200	250	(max. 100)	—	42	—	—	—	—
		H040		—	—	—	—	—	40	65	—	—
		R220		220	260	(max. 140)	33	42	—	—	—	—
		H040		—	—	—	—	—	40	65	—	—
Cu-DHP	CW024A	R240		240	300	(min. 180)	8	15	—	—	—	—
		H065		—	—	—	—	—	65	95	—	—
		R290		290	360	(min. 250)	4	6	—	—	—	—
		H090		—	—	—	—	—	90	110	—	—
		R360		360	—	(min. 320)	2	—	—	—	—	—
		H110		—	—	—	—	—	110	—	—	—

FIGURE 1.1 – Propriétés mécaniques des cuivres Cu-ETP et Cu-DHP pour différents états métallurgiques (extrait de la norme NF EN 1652 [5])

1.2.2 Outils à suivre

Les outils à suivre ou outils progressifs sont des procédés de mise en forme utilisés pour la fabrication de pièce en grande série. Ces types d'outils peuvent être retrouvés sur les lignes de production des entreprises travaillant pour l'industrie électroniques [7-10].

Une ligne de mise en forme (découpage/cambrage) fait intervenir plusieurs équipements (figure 1.2). L'outil à suivre est monté sur une presse mécanique équipée d'un sys-

tème d'alimentation de matière. Suite au déroulage de la bobine, la tôle passe à travers un redresseur permettant d'engager une bande plate dans l'outil. Le système d'amenage est couplé au mouvement du coulisseau de la presse, il permet l'avance de la bande dans l'outil à la cadence de la presse. l'avance de la bande est définie par une valeur fixe appelée « pas ». Enfin, un système de récupération de bande est retrouvé en fin de ligne.

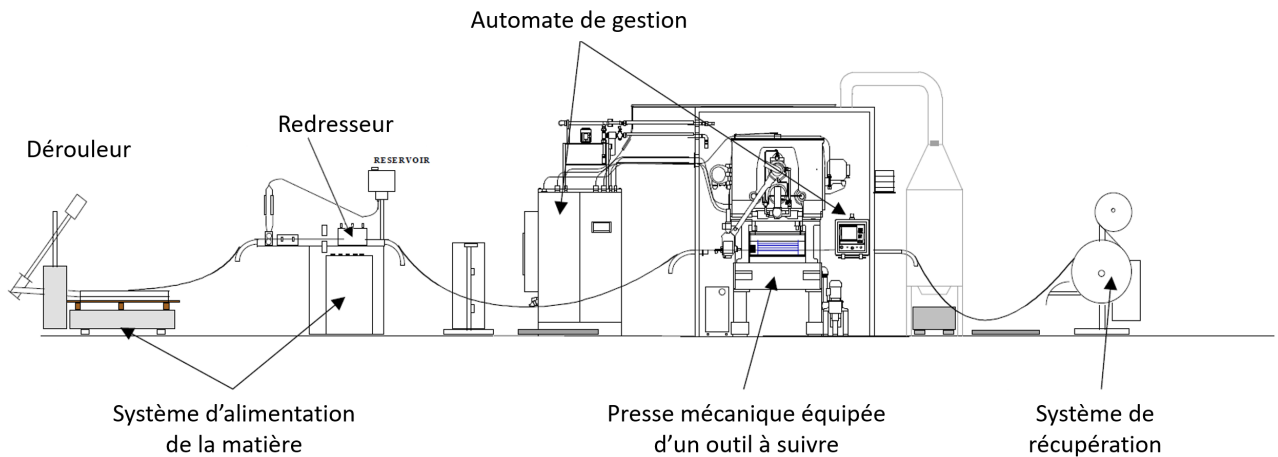


FIGURE 1.2 – Représentation d'une ligne de découpe/cambrage et de ses périphériques couramment employés dans la production de produits dédiés à l'électronique [7]

Un outil à suivre est constitués de 3 blocs distincts unis par un guidage vertical par colonne (figure 1.3) :

- Un bloc supérieur mobile comprenant un porte-poinçons et des poinçons de découpage ou cambrage,
- Un bloc dévêtisseur qui est généralement solidaire du bloc supérieur par l'intermédiaire de vis. Le dévêtisseur joue plusieurs rôles, le rôle de serre-flan dont l'effort est généré par la compression des ressorts lors de la fermeture de l'outil. Il permet également de guider les outils, ce qui évite le flambement et l'usure prématurée des outils. Lors de l'ouverture de l'outil, le dévêtisseur permet le retrait des poinçons de la tôle, évitant ainsi le flambement et l'usure prématurée des poinçons de découpe,
- Un bloc inférieur fixe comprenant un porte-matrices et des matrices de découpage ou cambrage.

La pièce est réalisée au cours de plusieurs opérations successives de découpage ou de cambrage, constituant ainsi la gamme de mise en forme. L'outil à suivre permettant de réaliser la gamme de mise en forme se décompose en plusieurs postes, chaque poste peut correspondre à une ou plusieurs opérations de mise en forme. La particularité de ce type de procédé est que la pièce reste attachée à la bande de métal qui va transporter la pièce d'un poste à un autre jusqu'à ce que la mise en forme soit complète. La pièce est détachée de la bande ou du « squelette » à la dernière opération. La figure 1.4 présente un exemple de progression de bande lors du découpage de grilles de composants.

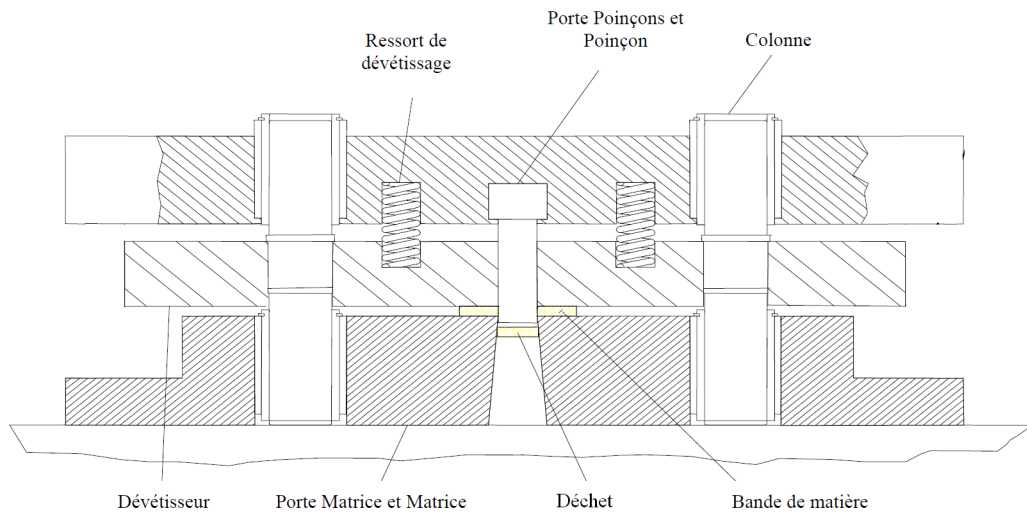


FIGURE 1.3 – Représentation schématique d'un outil à suivre pour une opération de découpage en position fermée [8]

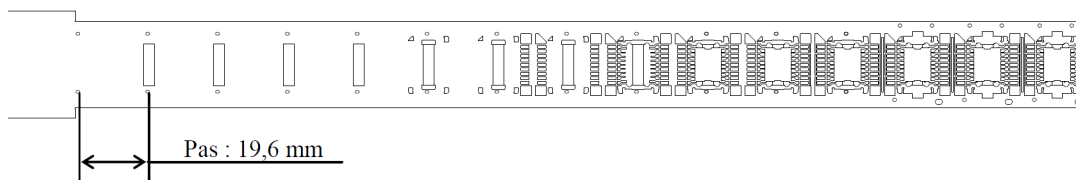


FIGURE 1.4 – Bande de progression d'un outil à suivre pour le découpage de grilles de composants [7]

La presse constitue un élément important de la mise en forme progressive. Elle fournit l'énergie mécanique nécessaire à la mise en forme de la tôle. La presse mécanique (figure 1.5) est constituée d'une table sur laquelle est fixée la partie inférieure de l'outil ainsi que d'un coulisseau sur lequel est fixée la partie supérieure de l'outil. La table reste fixe et le coulisseau est animé d'un mouvement vertical alternatif (système bielle-manivelle). À chaque coup de presse, le coulisseau permet de donner un mouvement vertical à la partie supérieure de l'outil qui va entraîner l'ouverture et la fermeture de l'outils. La presse est réglée selon une cadence (nombre de coup par minute) et une course de coulisseau. La course du coulisseau permet de définir les positions du point mort haut et du point mort bas correspondant respectivement à un outil ouvert et un outil fermé.

1.2.3 Bilan

Les tôles en cuivre ou en alliages de cuivre sont des produits normalisés couramment utilisés dans l'industrie électronique. Le choix de la nuance est fait en fonction des spécifications des pièces fabriquées ainsi que des propriétés caractéristiques de ces nuances. La fabrication des pièces repose sur l'utilisation d'outils à suivre qui font intervenir des

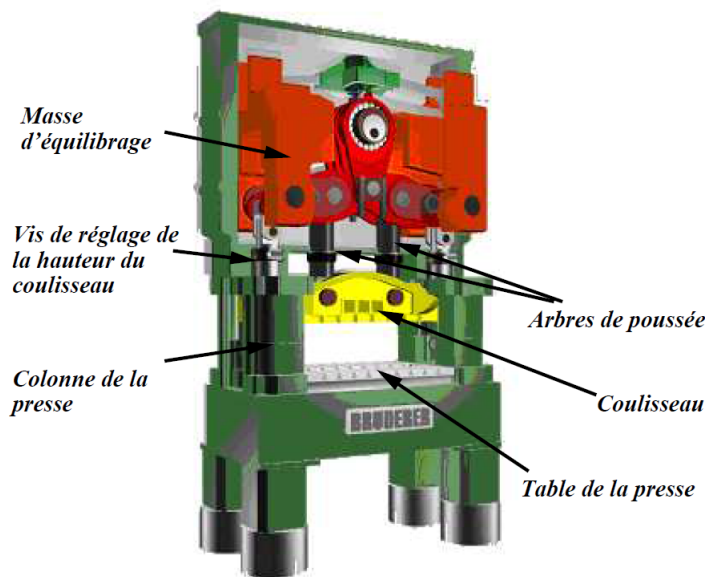


FIGURE 1.5 – Représentation d'une presse mécanique de type BRUDERER BSTA 50 tonnes. Les parties inférieures et supérieures de l'outil sont respectivement fixées sur la table de la presse et le coulisseau [11]

opérations de mise en forme tels que le découpage et le cambrage. C'est ainsi que les prochaines sections vont s'intéresser à ces deux procédés aussi bien sur le plan expérimental que de la modélisation numérique.

1.3 Le découpage

Le découpage est un procédé utilisé pour produire des pièces métalliques de forme quelconque à partir de tôles. Le terme découpage (en anglais : *blanking*) peut à la fois désigner l'ensemble des différentes opérations de découpage réalisées sur presse mécanique (détourage, poinçonnage, ajourage) et aussi un type d'opération selon les terminologies françaises proposées par Maillard [12], Chabenat et Martin [13]. Lors d'une opération de découpage, l'élément détaché de la tôle (la débouchure) constitue la pièce et le déchet correspond à la tôle (figure 1.6). Pour le poinçonnage, c'est l'inverse, la pièce est la tôle trouée et le déchet correspond à la débouchure. L'opération d'ajourage, est très similaire à celle de poinçonnage, elle consiste à la réalisation de trous successifs dans une bande autour de la pièce avec un outil à suivre. D'autres opérations de découpage dont le cisailage ont été détaillées par Maillard, Chabenat et Martin.

1.3.1 Principe du découpage

Lors de l'opération de découpage, la tôle est découpée à la forme désirée avec des outils de découpe dont les parties coupantes correspondent aux arêtes du poinçon et de la matrice (figure 1.7). La tôle est maintenue entre la matrice et le serre-flan, ce qui permet

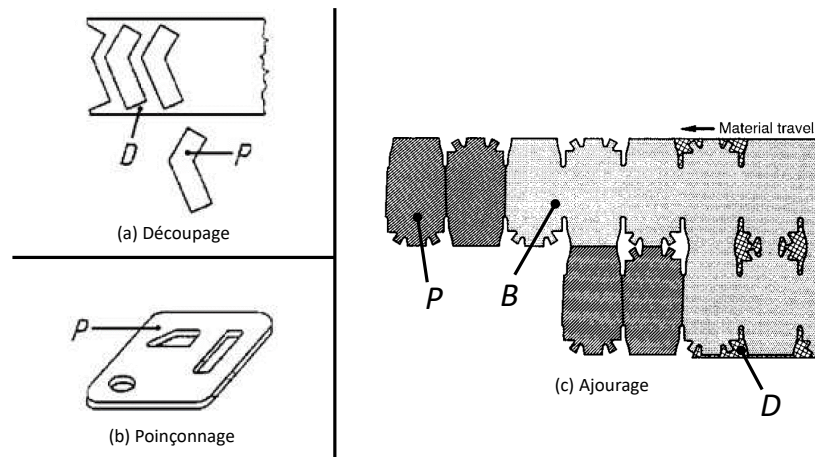


FIGURE 1.6 – Illustration des opérations de découpage (a), de poinçonnage (b) et d'ajourage (c) (P : pièce, D : déchet, B : bande) (adaptation de [13] et [14])

d'empêcher la flexion de la tôle induite par le découpage et d'assurer une meilleure planéité de la pièce. Le découpage est un procédé essentiellement mécanique, le mouvement du poinçon lors du procédé génère des contraintes de cisaillement au niveau du pourtour des bords coupants des outils, ce qui conduit à l'apparition d'une zone déformée qui est à l'origine de la rupture de la tôle. L'expulsion du déchet se fait à travers la matrice. Le serre-flan aussi appelé dévêtisseur permet le retrait du poinçon hors de la tôle lors de la remontée du poinçon, ce qui évite un fléchissement de la tôle [13].

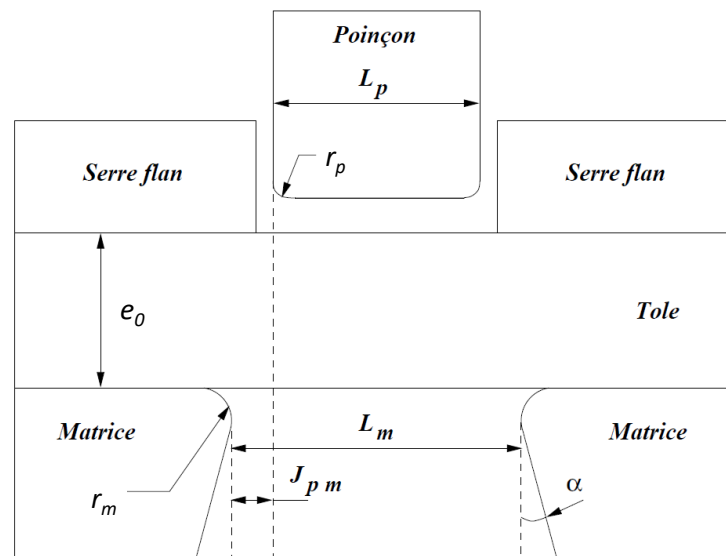


FIGURE 1.7 – Dimensions des outils et paramètres technologiques d'une opération de découpage (adaptation de [11])

Le procédé de découpage est défini selon des dimensions d'outils ainsi que des paramètres technologiques (figure 1.7) :

- Largeurs des outils coupants : L_p et L_m correspondent respectivement à la largeur

du poinçon et de la matrice dans le cas du découpage d'une forme rectangulaire. Pour une forme circulaire, les dimensions des outils sont définies par des diamètres de poinçon et matrice.

- Rayons des outils coupants : r_p et r_m correspondent respectivement aux rayons des arêtes coupantes du poinçon et de la matrice. L'évolution de ces rayons avec le nombre de coup de presse est un marqueur de l'usure des outils, qui peut avoir une influence sur la qualité de la forme découpée [15].
- Jeu poinçon/matrice : J_{pm} est le jeu entre les arêtes coupantes du poinçon et la matrice, il est généralement exprimé en pourcentage de l'épaisseur de la tôle, il varie entre 5 et 10 % de l'épaisseur de la tôle découpée [12].
- Angle de dépouille de la matrice : α est généralement compris entre 1 et 3°, il permet de faciliter l'expulsion du déchet [13].

1.3.2 Comportement du matériau lors du découpage

Wong et Das [16] distinguent deux modes de rupture lors du découpage de la tôle :

- Dans le cas d'un matériau ductile, le matériau se déforme plastiquement dans le plan correspondant au mouvement de l'outil. Le profil de rupture présente une zone cisailée prononcée pour un jeu poinçon/matrice optimal (figure 1.8a). La pénétration à la rupture a lieu lorsque le poinçon a traversé l'épaisseur de la tôle.
- Dans le cas d'un matériau fragile, deux fronts de fissures se propagent à partir des arêtes coupantes jusqu'à la séparation finale des deux parties de la tôle. Le profil de rupture a une forme caractéristique en S (figure 1.8b), et la phase de rupture avec l'amorçage des fissures a lieu dès le début de l'écoulement plastique.

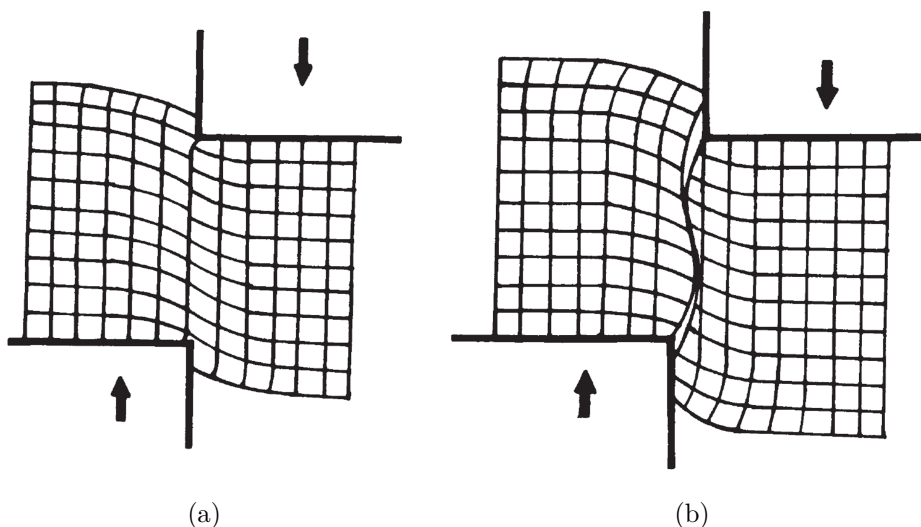


FIGURE 1.8 – Mode de rupture [16] : (a) Matériau ductile; (b) Matériau fragile

La caractérisation du comportement du matériau lors du découpage, se fait généralement par l'étude des courbes d'effort en fonction de la pénétration du poinçon dans la tôle, ainsi que par l'observation de la qualité des bords découpés.

Courbes d'effort-pénétration du poinçon

La courbe d'effort en fonction de la pénétration du poinçon (figure 1.9) permet de décrire les mécanismes mis en jeu lors du découpage selon plusieurs phases [17, 18] :

- Phase 1 : Mise en place du poinçon sur le plan de la tôle, rattrapage de la flexion de la bande et montée en charge linéaire traduisant le comportement élastique du matériau.
- Phase 2 : Indentation et plastification de la tôle.
- Phase 3 : Régime élastoplastique avec cisaillement, plastification et endommagement progressif de la zone déformée.
- Phase 4 : Phase de rupture, amorçage et propagation brutale de fissures entre les arêtes coupantes du poinçon et de la matrice. Le début de cette phase correspond à la pénétration à la rupture.
- Phase 5 : Phase d'expulsion du déchet (ou de la pièce), l'effort correspond au frottement entre le poinçon et la tôle trouée ajouté à l'effort de frottement du déchet dans la matrice. Cette phase est suivie par le dévêtissage du poinçon qui n'apparaît pas sur la courbe de figure 1.9, et qui consiste au retrait du poinçon de la tôle.

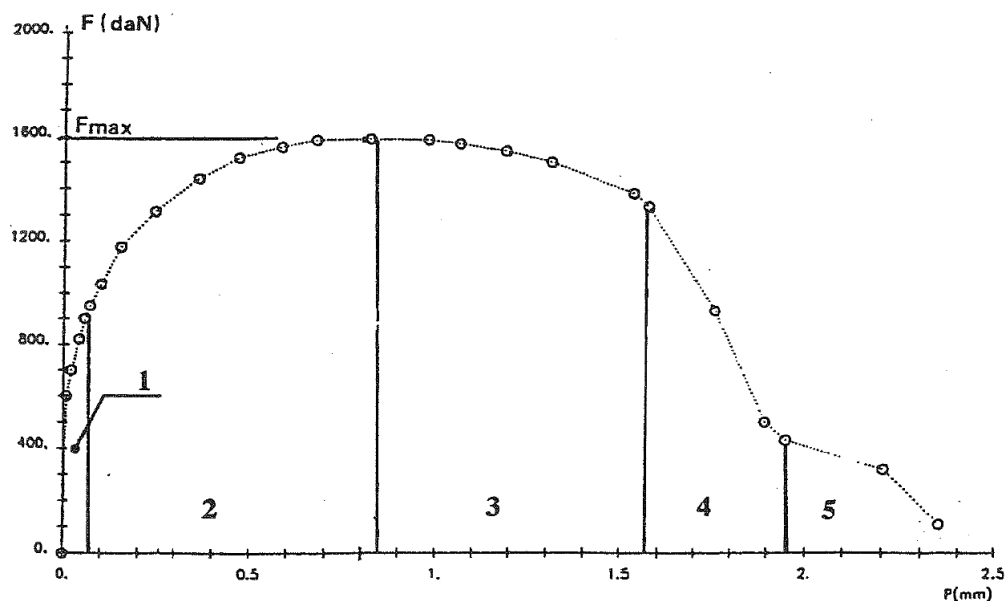


FIGURE 1.9 – Courbe d'effort-pénétration du poinçon lors d'une opération de découpage [17]

Caractéristiques géométriques des bords découpés

D'après Maillard [12], la qualité d'une pièce découpée peut s'exprimer selon la géométrie du bord découpé, les dimensions de la pièce découpée et l'écroûissage du bord. L'observation du profil dans l'épaisseur d'un bord découpé fait apparaître différentes zones telles que les zones bombée, cisailée, arrachée et une bavure. Les hauteurs des zones sont dépendantes des paramètres du procédé tels que le jeu poinçon/matrice, l'usure des outils ainsi que des propriétés mécaniques du matériau. Les hauteurs sont généralement exprimées en pourcentage de l'épaisseur de la tôle. La quantification de ces zones permet d'évaluer la qualité de la pièce découpée : une zone cisailée prédominante ainsi que l'absence de bavure permet une bonne qualité de bord découpé et ainsi se rapprocher au mieux de la forme de la pièce désirée [19].

Les zones caractéristiques du bord découpé, comme illustré sur la figure 1.10, sont définies comme suit [12, 18] :

- Hauteur de la zone tombée : c'est une zone qui se forme lors de l'indentation du poinçon dans la tôle.
- Hauteur de la zone cisailée : cette zone a un aspect lisse, elle se forme lors du cisaillement de la tôle.
- Hauteur de la zone arrachée : cette zone a un aspect granuleux, elle est formée par l'amorçage de fissures jusqu'à la rupture de la tôle. Cette zone commence à se former lorsque la pénétration à rupture est atteinte.
- Hauteur de la bavure : la bavure correspond à un surplus de matière qui se forme par allongement plastique lors de la dernière phase de séparation de la pièce découpée.
- Angle de rupture : cet angle permet d'exprimer la conicité de la zone arrachée.

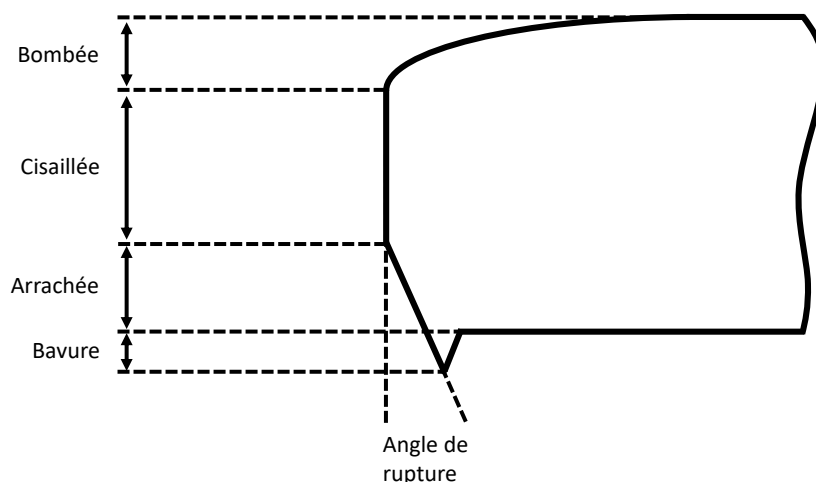


FIGURE 1.10 – Zones caractéristiques du profil d'un bord découpé situé sur la tôle pour un mouvement de poinçon du haut vers le bas

La quantification des hauteurs caractéristiques d'un bord découpé se fait plus généra-

lement à partir d'images réalisées par microscope optique [8, 11, 20-23] ou par microscopie électronique à balayage (détecteur d'électrons secondaires) [8, 18, 21]. D'autres techniques ont été proposées, par exemple, Meunier [7] utilise un projecteur de profil (cuivre Cu-FPG H12 0,254 mm) et Paetzold *et al.* [23] se servent d'un profilomètre afin de mesurer le profil du bord découpé dans l'épaisseur de la tôle (acier DP800 1,5 mm).

Généralement, l'observation du profil de découpe est réalisée selon une section perpendiculaire à la surface du bord découpé. Cette observation nécessite une préparation de l'échantillon comme proposée par Paetzold *et al.* qui consiste en des étapes de découpe par électroérosion, d'enrobage suivi d'un polissage. Cette méthode permet d'avoir une information locale le long du bord découpé et permet aussi de mieux observer la bavure. Gréban [8] a mis en évidence la variabilité de la hauteur des zones caractéristiques le long du bord découpé pour des alliages de cuivre de faibles épaisseurs (0,254 mm). Il explique ce phénomène par un effet de taille où la dispersion des imperfections cristallines devient non négligeable devant la faible épaisseur de la tôle, ce qui entraîne des irrégularités dans le développement de la zone cisailée. Pour tenir compte de cette variabilité, l'observation de la surface du bord découpé permet de mesurer des hauteurs caractéristiques moyennes le long du bord découpé. Ces deux types d'observation sont illustrées pour des cuivres sur la figure 1.11.

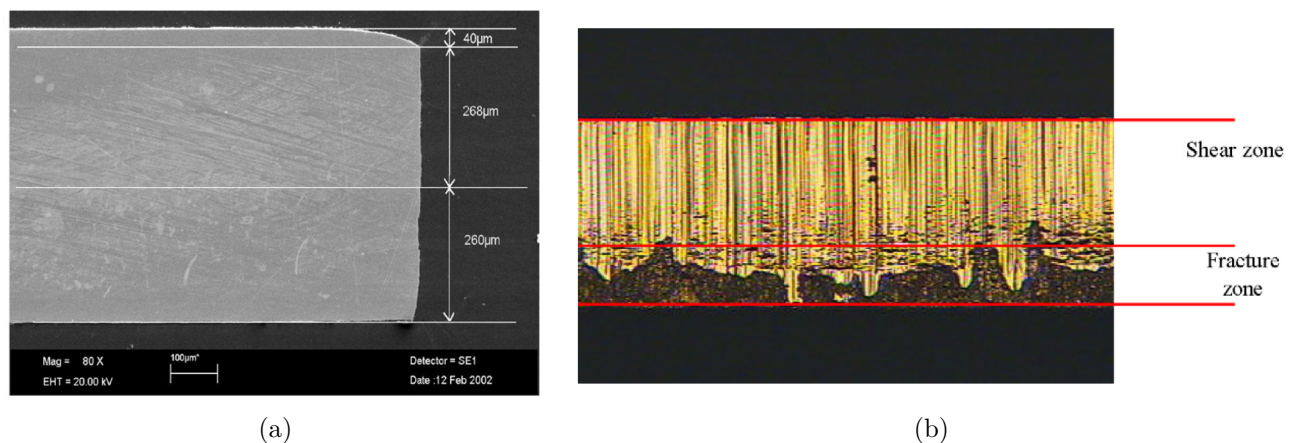


FIGURE 1.11 – Observation d'un bord découpé d'alliages de cuivre au MEB (a) [24] et au microscope optique (b) [19]

1.3.3 Influence des paramètres technologiques sur le procédé de découpage

Lors du découpage, différents paramètres peuvent avoir une influence sur les efforts de découpage et la qualité des pièces découpées :

- le jeu entre les arêtes coupantes du poinçon et de la matrice,

- l'usure des outils (rayons poinçon et matrice),
- la vitesse de découpage,
- la lubrification,
- la nature du matériau (écrouissage) et l'épaisseur de la tôle.

Influence du jeu poinçon/matrice

Le jeu poinçon/matrice (J_{pm}) est défini comme l'espace entre les arêtes coupantes du poinçon et de la matrice [12, 17], c'est un jeu radial dans le cas du poinçonnage où les outils coupants ont une forme circulaire. Ici, il est défini pour un découpage d'une forme rectangulaire (figure 1.7). Il est généralement exprimé en pourcentage de l'épaisseur initiale de la tôle :

$$J_{pm} = \frac{L_m - L_p}{2e_0} \times 100 \quad (1.1)$$

avec L_m , L_p respectivement les largeurs de la matrice et du poinçon, et e_0 l'épaisseur initiale de la tôle.

L'étude du CETIM [25] sur l'influence du jeu sur le profil du bord découpé pour différents alliages de cuivre montre globalement une diminution de la zone cisailée et une augmentation des zones bombée et arrachée lorsque le jeu augmente (figure 1.12a). Le jeu a aussi une influence sur la bavure qui va être plus importante avec l'augmentation du jeu (figure 1.12b). Des résultats expérimentaux similaires sur du cuivre sont observés par Meunier [7] et Grünbaum [26].

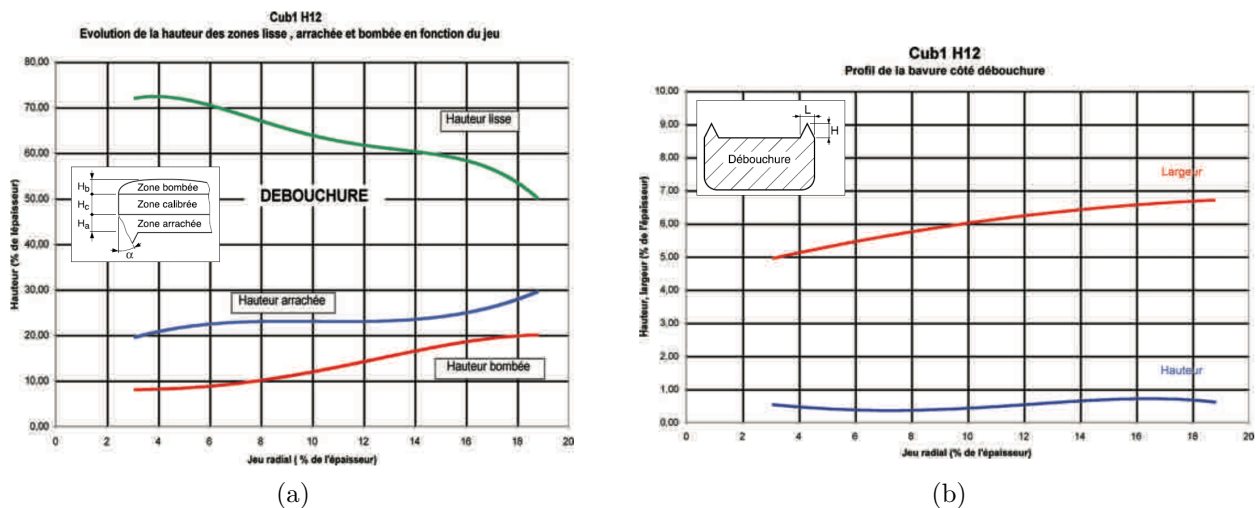


FIGURE 1.12 – Influence du jeu de découpe sur les hauteurs des zones bombées, cisailées ; arrachées (a) ainsi que les dimensions de la bavure (b) pour la nuance Cub1 équivalent au Cu-DHP (extrait de [25])

Tekiner [20] ainsi que Wang et Wierzbicki [27] ont respectivement réalisés des essais sur de l'aluminium et de l'acier pour étudier l'influence du jeu sur l'effort de découpage.

Ils montrent que lorsque le jeu augmente, l'effort maximal de découpage diminue et la pénétration à la rupture augmente. Ces observations ont été retrouvées numériquement pour des bronzes par Husson [18] et Subramonian [28]. L'augmentation de l'effort pour des jeux faibles, induit des pressions de contact plus importantes entre la tôle et les outils et peut favoriser une usure prématurée des outils.

Influence de l'usure des outils

L'évolution de la géométrie du poinçon et de la matrice est un marqueur de l'usure des outils. Généralement, les rayons du poinçon et de la matrice tendent à croître avec l'usure des arêtes coupantes et indirectement le nombre de coup de presse (ou de pièce découpée). La figure 1.13 montre l'aspect d'un poinçon neuf (rectifié) et d'un poinçon usé (après 100 000 coups de presse).

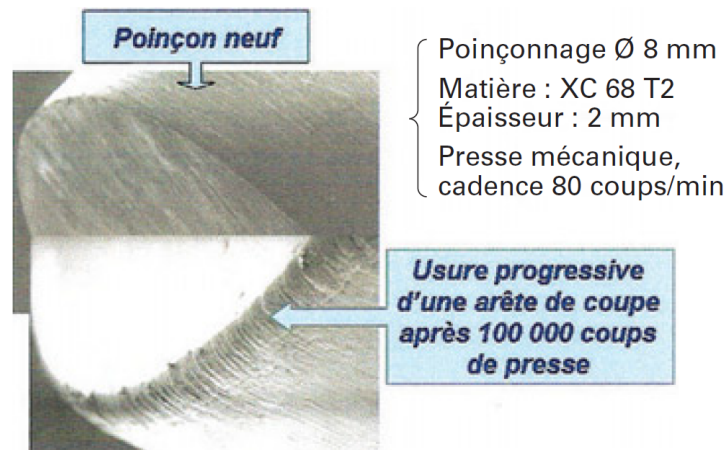


FIGURE 1.13 – Aspect d'un poinçon avant et après usure progressive [12]

D'après Maillard [12, 15], l'usure des outils a une influence sur les efforts de découpage, la qualité des bords découpés ainsi que sur la géométrie des pièces. Il a caractérisé l'usure d'un poinçon en mesurant le rayon de l'arête à l'aide d'un contourographe. Il montre que l'effort de découpage diminue progressivement avec l'usure du poinçon et propose une relation quasi linéaire entre la variation des rayons des outils et le nombre de coup de presse, pour un acier DC04 d'épaisseur 2,5 mm. De même, l'usure affecte la qualité des bords découpés. L'augmentation de l'usure a pour effet une diminution de la zone arrachée et une augmentation des zones bombées, cisillées et de la bavure.

Husson *et al.* [24] ont réalisé une étude numérique de l'influence des rayons du poinçon et de la matrice pour un bronze (CuSn5 0,58 mm) avec une validation à partir d'essais. Le modèle donne des résultats cohérents avec les observations précédentes de Maillard. L'effort de découpage maximal a tendance à augmenter légèrement avec l'usure et la pénétration à la rupture augmente. De même, ils observent pour un même jeu poinçon/matrice une diminution de la hauteur de la zone arrachée et augmentation des hauteurs des zones

bombée, cisailée et l'apparition d'une bavure avec l'accroissement des rayons du poinçon et de la matrice (figure 1.14).

La durée de vie des outils est une préoccupation majeure des découpeurs, le choix du matériau pour outils ainsi que l'utilisation de lubrification lors de la découpe vont avoir un impact important sur cette durée de vie.

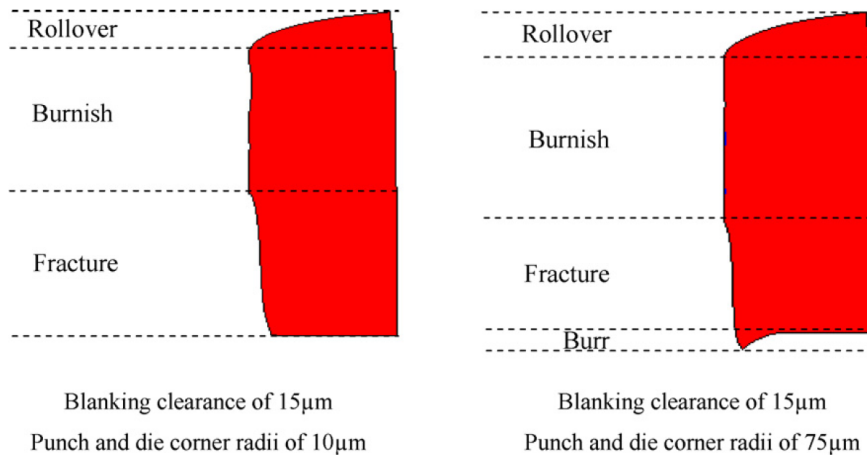


FIGURE 1.14 – Profils de découpage numérique obtenus pour un même jeu poinçon/matrice (15 µm) et pour deux valeurs des rayons du poinçon et de la matrice : 10 et 75 µm (*rollover*, *burnish* ou *sheared*, *fracture*, *burr* sont traduits en français par bombée, cisailée, arrachée, bavure) [24]

Influence de la lubrification

Gréban [8] et Makich [29] montrent que la lubrification conditionne la cinématique d'usure des outils. Le manque de lubrification peut entraîner un collage qui consiste en un transfert de matière de la tôle vers les outils coupants, ou un grippage des outils. Une lubrification suffisante permet l'évacuation des copeaux de métal qui peuvent se former lors de la découpe.

Numériquement, Husson [18] étudie l'influence du coefficient de frottement entre la tôle et les outils et indirectement la lubrification. Il montre que la lubrification a un effet sur les efforts de découpage et sur la qualité des bords découpés. L'effort de découpage maximal a tendance à augmenter avec l'accroissement du coefficient de frottement et la pénétration à la rupture diminue. Il constate également que les hauteurs de la zone bombée et de la bavure ne dépendent pas du frottement. Cependant, la hauteur de la zone cisailée augmente et celle de la zone arrachée diminue avec l'augmentation du frottement (figure 1.15).

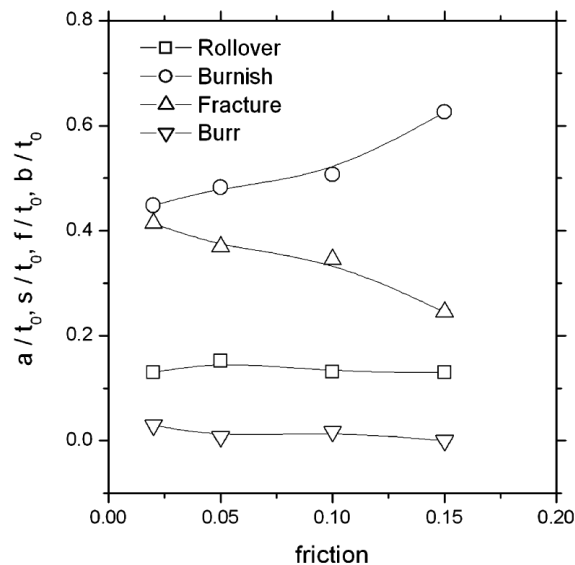


FIGURE 1.15 – Influence du coefficient de frottement sur les hauteurs caractéristiques d'un bord découpé : hauteurs normalisées par l'épaisseur initiale (*rollover*, *burnish* ou *sheared*, *fracture*, *burr* sont traduits en français par bombée, cisailée, arrachée, bavure) [24]

Influence de la vitesse de découpage

Subramoni [28, 30] étudie l'influence de la vitesse du poinçon, dans la gamme de 20 à 1600 mm/s, lors du découpage d'un bronze (CuSn5 0,2 mm). L'auteur observe une augmentation de l'ordre de 38 % de l'effort maximal sur la plage de vitesses de découpe testées. Dans le cas de ce bronze, pour les vitesses testées, le profil du bord découpé est peu sensible à la vitesse malgré une légère augmentation de la partie cisailée avec la vitesse.

Dans le cas d'un acier inoxydable (X30Cr13 0,2 mm), Stegeman *et al.* [31] et Goijaerts [32] observent une augmentation de l'effort maximal de découpage (figure 1.16a) ainsi qu'une diminution de la hauteur de la zone cisailée (figure 1.16b) avec l'augmentation de la vitesse de découpe, pour une augmentation de 20 à 1600 mm/min. Ces observations sont retrouvées par Marouani *et al.* [33] dans le cas d'un acier magnétique (FeSi 0,65 mm) où les auteurs notent également une augmentation de la force de découpage et de la pénétration à la rupture avec l'accroissement de la vitesse du poinçon de 23 à 123 mm/min. Cette augmentation de l'effort est cohérente avec une sensibilité à la vitesse de déformation positive.

Dans son étude sur l'influence de la cadence de la presse lors du découpage d'un cuivre (Cu-FPG 0,254 mm), Meunier [7] travaille avec des cadences allant de 100 à 500 coups/min, soit environ 0,04 à 0,2 m/s. Pour ces cadences, il observe peu d'influence de la vitesse sur l'aspect du bord découpé mais une légère augmentation de la hauteur cisailée avec la vitesse. Contrairement à Stegeman *et al.*, Meunier observe une diminution de l'effort de découpage avec l'augmentation de la vitesse. L'auteur explique cette diminution

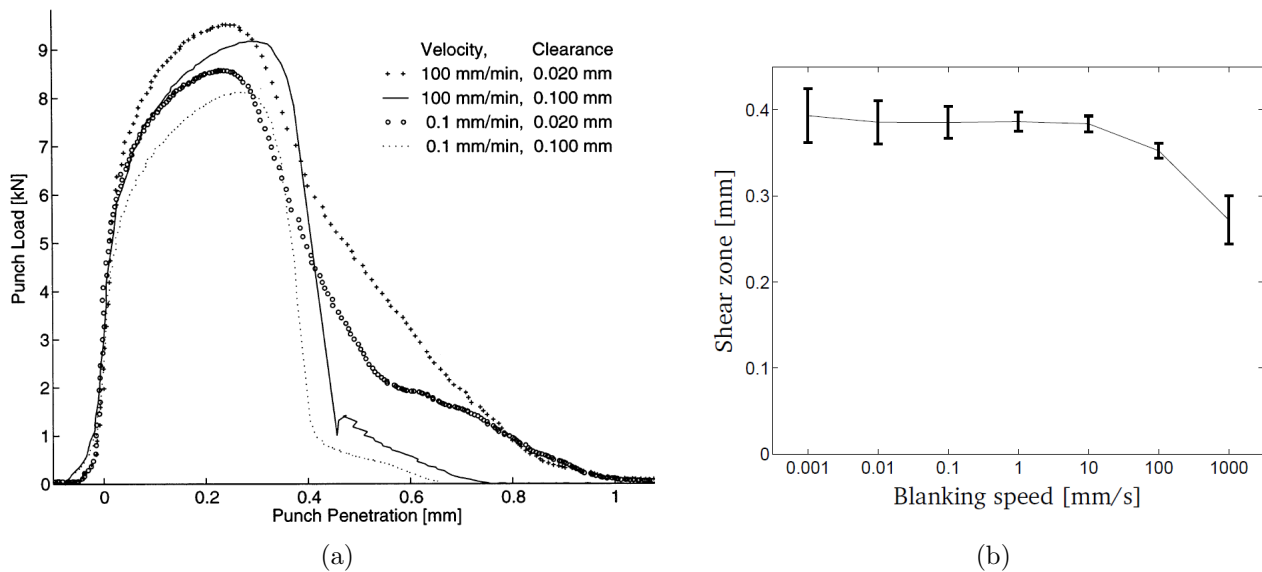


FIGURE 1.16 – Pour un acier inoxydable (X30Cr13 0,2 mm) : (a) Influence de la vitesse de découpage sur la courbe d'effort-pénétration du poinçon [31]; (b) Influence de la vitesse de découpage de la hauteur de la zone cisailée [32]

par un adoucissement thermique du matériau par échauffement local dans les zones à fortes concentrations de contraintes.

En effet, lors du découpage à grande vitesse, la déformation se localise le long d'une bande de cisaillement située entre le poinçon et la matrice. L'effet de la vitesse de déformation a pour conséquence d'augmenter localement la température qui résulte de l'échauffement adiabatique produit par la déformation plastique [11, 18, 34]. Il existe peu d'études portant sur la mesure de l'échauffement lors du découpage. Demmel *et al.* [35] mesurent une augmentation de température allant jusqu'à 300 °C lors de la découpe d'une tôle en acier (S355MC 6 mm) à une vitesse de découpe de 70 mm/s.

Finalement, Banlendra et Travis [36] montrent que l'influence de la vitesse de découpe sur la qualité du bord découpé est dépendant de la nature du matériau. Des observations similaires sont faites par Grünbaum [26] qui étudie l'influence de la vitesse sur le profil de découpe pour différents matériaux (acier 0,2 %C 0,81 mm, acier 0,6 %C 1,37 mm, aluminium 99,5 % 1,04 mm et cuivre Cu-ETP 0,41 mm). La figure 1.17 montre que l'influence de la vitesse de découpage est dépendante du matériau. Plus précisément pour le cas du cuivre, la hauteur cisailée augmente avec l'accroissement de la vitesse de découpage.

Influence de la nature du matériau et de son épaisseur

Gréban *et al.* [19] ont étudié l'influence de la microstructure de différents alliages de cuivre sur la qualité du bord découpé d'une connexion de type enfichage. Ils montrent que le profil du bord découpé dépend des propriétés mécaniques ainsi que de la microstructure. Ils étudient un alliage de cuivre, CuFe_{0,1}P_{0,03} (0,254 mm), dans des états métallurgiques

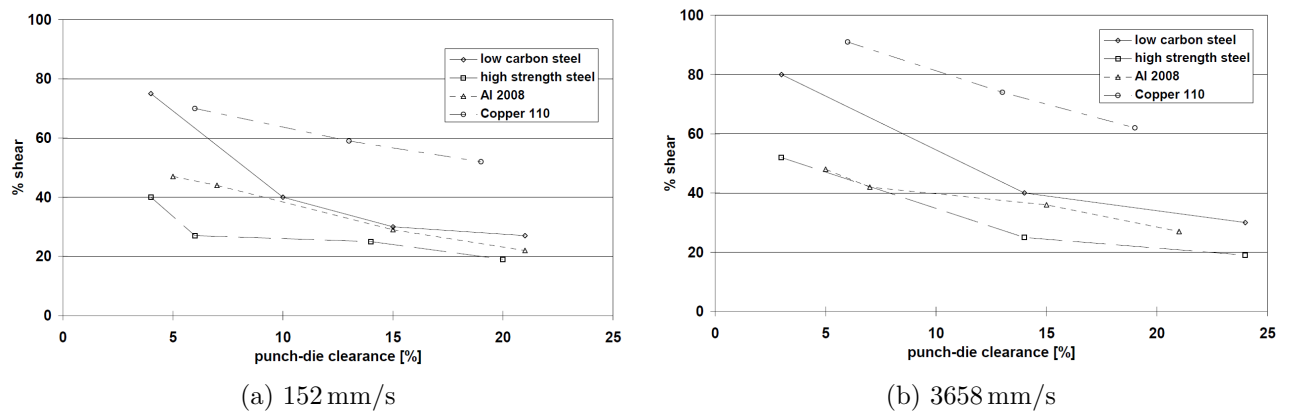


FIGURE 1.17 – Influence de la vitesse de découpage sur la proportion de zone cisailée (% de l'épaisseur) pour différents matériaux (acier 0,2% C 0,81 mm, acier 0,6% C 1,37 mm, aluminium 99,5% 1,04 mm et cuivre Cu-ETP 0,41 mm) [26]

différents, recuit, écroui H12 et écroui H14. Le passage d'un état recuit vers des états écrouis H12 et H14 correspond à une augmentation de la dureté et une diminution de la ductilité. Gréban *et al.* montrent que lorsque la ductilité augmente, la taille de la zone cisailée augmente et celle de la zone arrachée diminue.

Ces observations sont similaires à celles de Taupin *et al.* [37] pour des aciers de duretés différentes tels que des aciers à bas carbone et à haute résistance, d'épaisseur 0,78 mm). De même, cela est cohérent avec les deux principaux modes de rupture ductile et fragile proposés par Wong et Das [16] lors du découpage.

Lange [38] constate que la nature du matériau ainsi que son épaisseur a une forte influence sur la qualité du bord découpé. Hambli [39] observe également que de grandes épaisseurs de tôle peuvent être à l'origine de fissures secondaires lors du découpage et ainsi dégrader la qualité du bord découpé (figure 1.18).

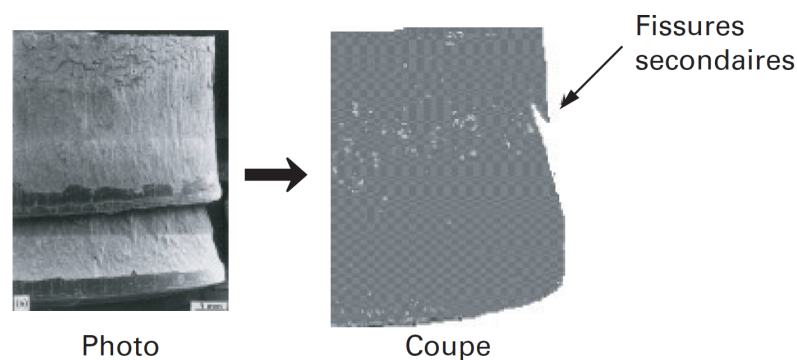


FIGURE 1.18 – Exemple de fissures secondaires pour un acier (3,5 mm) [39]

1.3.4 Modélisation du découpage

Les modèles numériques de découpage sont fréquemment simplifiés en problème 2D axisymétrique ou 2D déformations planes. Subramonian *et al.* [30] et Hu *et al.* [40] proposent des modèles 2D axisymétriques pour le découpage de bronzes (CuSn4 0,2 mm et CuSn6 0,12 mm) avec le logiciel éléments finis DEFORM2D. Des modèles 2D déformations planes du découpage d'alliages de cuivre ont été proposés avec le logiciel de calcul par éléments finis BlankForm [11, 34] ainsi qu'avec Abaqus/Explicit [24, 41].

Dans la littérature du découpage, plusieurs modèles numériques ont été proposés avec différents logiciels éléments finis : MARC [32, 42, 43]), DEFORM2D [37, 44], BlankForm [11, 34, 45], ANSYS [46], FORGE2 [47], FORGE3 [48, 49], Abaqus/Explicit [24, 41, 50-53] et LS-DYNA [34, 54]. La plupart des logiciels utilisés propose une résolution par une approche implicite sauf les logiciels Abaqus/Explicit et LS-DYNA, dont le cadre de la modélisation est explicite.

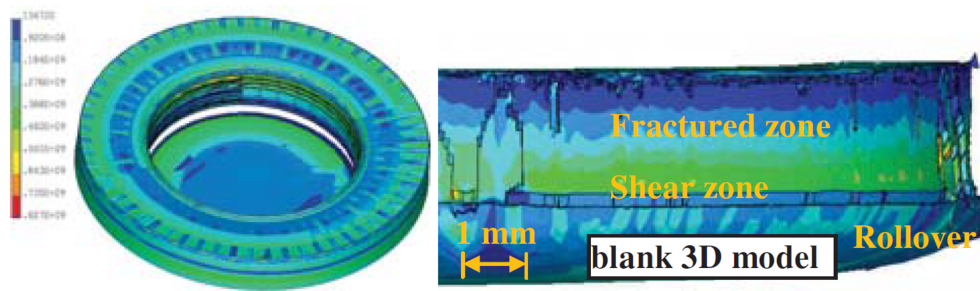
On constate que dans la littérature, il existe très peu de modélisation du découpage en 3D du fait de la simplicité des formes à découper. Ghosh *et al.* et Ramde [53] proposent des modèles 3D du procédé de cisailage pour respectivement des tôles en aluminium (0,22 mm) et en acier (0,78 mm) avec le logiciel Abaqus/Explicit. Bohdal *et al.* [54] proposent un modèle éléments finis 3D de la simulation du poinçonnage d'un acier (4 mm) avec le logiciel LS-DYNA. Les auteurs réalisent une comparaison qualitative des profils de bords découpés issus des modèles 3D et 2D axisymétrique. Ils constatent que les deux modèles donnent des résultats similaires pour la prédiction du profil de bords découpés (figure 1.19). Des modèles 3D de découpage circulaire et de forme plus complexe ont également été proposés par Bouchard *et al.* [48, 49] avec le logiciel FORGE3.

Comportement du matériau

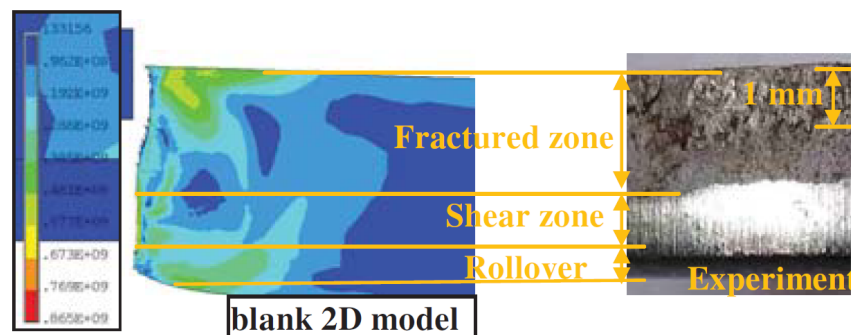
Le découpage des tôles requiert des cadences de presse très élevées. La cadence exprimée en nombre de coup par minute est directement liée à la vitesse d'impact du poinçon sur la tôle qui est exprimée en millimètre par seconde [12].

Poizat *et al.* [55] proposent l'utilisation d'une formule analytique afin d'avoir une approximation grossière de la vitesse de déformation mise en jeu lors du découpage : $\dot{\epsilon} = \frac{V_p}{e}$ où V_p représente la vitesse du poinçon au contact de la tôle et e l'épaisseur de la tôle. \dot{V}_p est considérée constante lors du découpage.

D'après Poizat *et al.*, les vitesses de déformation dans la bande de cisaillement se situent entre 1 et 100 s^{-1} lors du découpage traditionnel. La tendance actuelle des industries étant l'augmentation des cadences de presse et la diminution des épaisseurs, la vitesse de déformation peut aller au-delà de 1000 s^{-1} . Les auteurs ont montré numériquement que la vitesse de déformation peut atteindre 2000 s^{-1} lors du découpage d'une tôle de cuivre



(a)



(b)

FIGURE 1.19 – Comparaison des profils de bords découpés issus des modèles 3D (a) et 2D axisymétrique (b) avec le logiciel éléments finis LS-DYNA [54]

(OFHC, 0,58 mm) pour une vitesse de poinçon de 500 mm/s. La température atteindrait plus de 627 °C [18].

Pour une vitesse de poinçon plus faible (0,1 mm/s), Touache [34] observe numériquement une augmentation de température allant jusqu'à 450 °C et une vitesse de déformation maximale de l'ordre de 2s^{-1} lors de la simulation du découpage d'une nuance de cuivre (CuNiP 0,254 mm). La simulation est arrêtée avant la phase d'amorçage de la fissure pour une pénétration de 47%.

La plupart des modèles de découpage utilisent un écrouissage isotrope couplé à un critère de plasticité isotrope (von Mises) pour modéliser le comportement élasto-plastique du matériau.

La simulation numérique du découpage nécessite une bonne modélisation du comportement du matériau. Dans les premiers travaux sur la simulation du découpage, Hambli et Potiron [56] utilisent un comportement élasto-plastique avec écrouissage non-linéaire pour modéliser le comportement d'un acier (XC60 3 mm). C'est une loi de type Swift qui a aussi été utilisée par Lemiale *et al.* pour modéliser le comportement d'un alliage cuivreux (épaisseur 0,2 mm) [11] et d'un acier (XES 2,5 mm) [45].

Canales *et al.* [57] proposent une loi modifiée du type Swift-Peryna qui permet de

prendre en compte le comportement élasto-visco-plastique d’un acier inoxydable (X30Cr13 1 mm).

Touache [34] propose une loi de comportement thermo-élasto-viscoplastique qui permet de prendre en compte les effets de l’érouissage, de la température ainsi que celle de la vitesse de déformation. Les paramètres de cette loi ont été identifiés pour deux nuances de cuivre (CuNiP et Cu-ETP 0,254 mm) à partir des courbes contrainte-déformation obtenues lors d’essais de traction pour plusieurs vitesses de déformation et températures. Les courbes de la figure 1.20 montrent une bonne correspondance entre les courbes expérimentales et modélisées relatives à la nuance CuNiP.

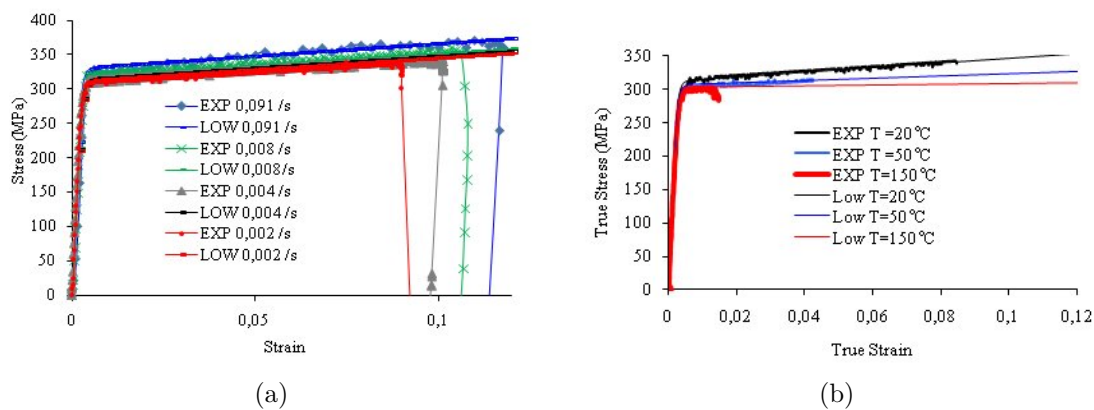


FIGURE 1.20 – Courbes contrainte-déformation expérimentales superposées aux courbes modélisées suite à des essais de traction sur un cuivre CuNiP (0,254 mm) : (a) essais pour différentes vitesses de déformation à température ambiante ($T = 20\text{ °C}$) ; (b) essais pour différentes températures à vitesse de déformation imposée ($\dot{\epsilon} = 2,1 \times 10^{-3}\text{ s}^{-1}$) [58]

Poizat *et al.* [41] ont travaillé sur la simulation du découpage du cuivre à l’aide d’un modèle de Johnson-Cook [59], modèle couramment utilisé pour les simulations de procédés à grande vitesse tels que le forgeage ou l’usinage. Cette loi thermo-élasto-viscoplastique permet de modéliser le comportement dynamique du matériau selon trois contributions : un érouissage dépendant uniquement de la déformation plastique équivalente, une sensibilité à la vitesse de déformation ainsi qu’une dépendance à la température.

Par la suite, Poizat *et al.* ont utilisé une loi de comportement de type MTS (*Mechanical Threshold Stress*), fondée sur la théorie du mouvement des dislocations, qui permet une description physique du comportement du matériau. Elle prend en compte l’effet de la vitesse de déformation ainsi que l’adoucissement résultant de l’échauffement adiabatique lors de sollicitations à grande vitesse de déformation.

Dans la continuité des travaux de Poizat *et al.*, Husson *et al.* [24] proposent un modèle MTS modifié avec 2 paramètres à identifier et 7 paramètres ajustables [18]. La figure 1.21 montre la bonne correspondance entre des courbes d’érouissage obtenues avec le modèle et des résultats expérimentaux de la littérature sur le cuivre.

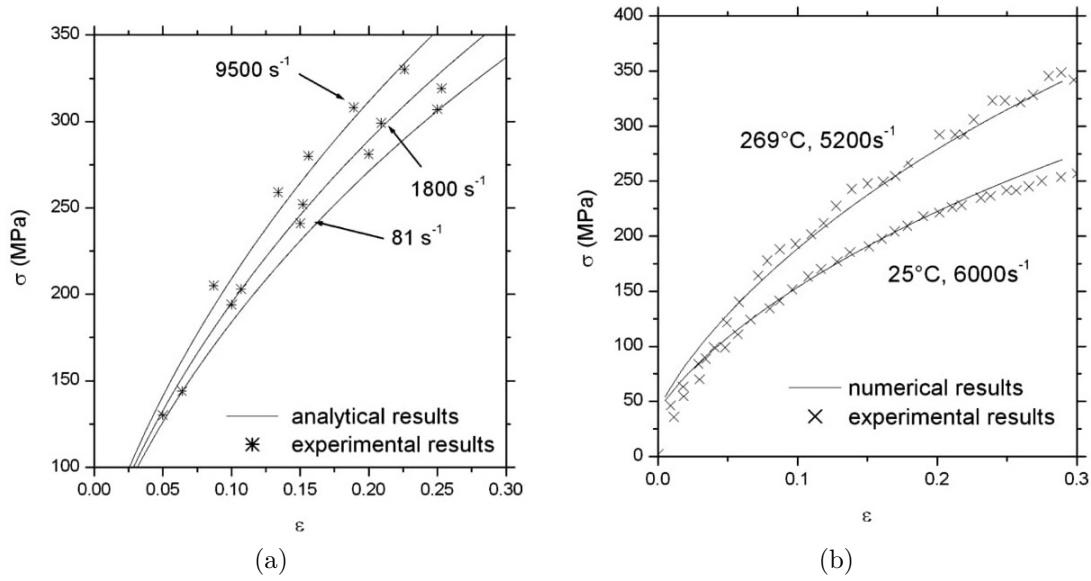


FIGURE 1.21 – Comparaison des courbes d'érouissage obtenues par le modèle de Husson (identification à partir d'essais de compression sur des éprouvettes en forme de « chapeau » sur une machine de traction et un dispositif à barres d'Hopkinson, nuance CuSn5) avec des données expérimentales de la littérature (cuivre OFHC : *Oxygen-Free High Conductivity*) : (a) pour différentes vitesses de déformation ; (b) pour différentes températures [24]

Le tableau 1.1 présente les lois de comportement citées précédemment. Les tableaux 1.2, 1.3 et 1.4 donnent respectivement les paramètres des modèles MTS modifié, Johnson-Cook et Touache identifiés pour des nuances de cuivre.

TABLEAU 1.1 – Lois de comportement : σ_{eq} , $\bar{\varepsilon}^p$, $\dot{\bar{\varepsilon}}^p$, T sont respectivement la contrainte équivalente, la déformation plastique équivalente, la vitesse de déformation plastique équivalente et la température

Noms	Lois de comportement
Swift [11, 45, 56]	$\sigma_{eq} = \sigma_y + K(\bar{\varepsilon}^p)^n$
Swift-Peryna [57]	$\sigma_{eq} = \sigma_y + \eta(\dot{\bar{\varepsilon}})^M(\bar{\varepsilon}^p)^N$
Touache [34]	$\sigma_{eq} = (\sigma_y + Q(1 - e^{-b\bar{\varepsilon}^p}) + \frac{K_0}{T}\bar{\varepsilon}^p)(1 + a_v \ln(1 + \frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\varepsilon}_0}))e^{\frac{\alpha}{T}}$
Johnson-Cook [59]	$\sigma_{eq} = [A + B(\bar{\varepsilon}^p)^n][1 + C \ln(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\varepsilon}_0})][1 - (\frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}})^m]$
	$\sigma_{eq} = \sigma_{ath} + \sigma_m(1 - \ln(\frac{\bar{\varepsilon}^p}{\varepsilon_m}))\bar{\varepsilon}^p R(\dot{\bar{\varepsilon}}^p, T)[1 - (\frac{k_B T}{G_0} \ln(\frac{\dot{\varepsilon}_0}{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}))^{1/A}]^{1/B}$
	avec
	$R(\dot{\bar{\varepsilon}}^p, T) = \frac{a_0 + a_1 \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}^p) + a_2 \sqrt{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}}{a_0} (1 - (\frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}})^m)$
MTS modifié [24]	et $G_0 = \mu b^3 g_0$

TABLEAU 1.2 – Valeurs des paramètres du modèle MTS modifié identifiées pour différentes nuances de cuivre (épaisseurs non spécifiées). Validation des modèles de $0,0001$ à 4000 s^{-1} et de 76 K à $T_m/2$. [18]

Paramètres	Cu-OFE	CuSn5	CuFe2P	CuZn30
σ_{ath} (MPa)	161	353	254	276
σ_m (MPa)	283	279	647	1296
ε_m	0,725	1,422	0,531	0,296
k_m/b^3 (MPa/K)	0,823	0,823	0,823	0,823
μ (GPa)	43,34	44,82	43,43	40,53
g_0	1,6	1,6	1,6	1,6
A	0,3	0,3	0,6	0,4
B	1,6	1,2	1,8	1,8
$\dot{\varepsilon}_0$ (s^{-1})	10^6	10^6	10^6	10^6
a_0 (MPa)	2175,5	2102	2021	3500
a_1 (MPa)	8,62	7,61	0,32	13,43
a_2 (MPa)	0,030	0,044	0,04	0,018
T_{ref} (K)	298	298	298	298
T_m (K)	1356	1203-1333	1353	1183
m	0,9	0,9	0,9	0,9

TABLEAU 1.3 – Valeurs des paramètres du modèle de Johnson-Cook pour un cuivre OFHC. Validation du modèle de 1 à 464 s^{-1} et de 298 à 730 K [41, 59]

A (MPa)	B (MPa)	C	n	m	T_m (K)	T_{ref} (K)	$\dot{\varepsilon}_0$ (s^{-1})
440	150	0,025	0,31	1,09	1356	300	1

TABLEAU 1.4 – Valeurs des paramètres du modèle de Touache pour un cuivre Cu-ETP et CuNiP (0,254 mm). Validation des modèles de $0,675 \times 10^{-3}$ à $67,56 \times 10^{-3}\text{ s}^{-1}$ et de 20 à 400 °C pour la nuance Cu-ETP et de $2,1 \times 10^{-3}$ à $91 \times 10^{-3}\text{ s}^{-1}$ et de 20 à 150 °C pour la nuance CuNiP [34, 58]

	σ_y (MPa)	Q (MPa)	b	K_0 (MPa $^{\circ}\text{C}$)	a_v	ε_0 (s^{-1})	α ($^{\circ}\text{C}$)
Cu-ETP	21,71	276,2	402,5	279,7	$1,436 \cdot 10^4$	9758	-732,5
CuNiP	199	97	1300	8200	0,02	$2,1 \cdot 10^4$	0,9

Modélisation du contact et du frottement

Le comportement mécanique des interfaces entre la tôle déformable et les outils rigides est modélisé le plus souvent par des méthodes de pénalisation couplées à la loi de Coulomb faisant intervenir un coefficient de frottement μ [24, 34, 45, 56, 57]. Maiti *et al.* [46] ont

étudié l'effet du frottement sur l'effort maximal de découpage d'un acier doux (0,1 à 1 mm) à l'aide d'un modèle éléments finis. Ils constatent une augmentation de l'effort avec l'augmentation du coefficient de frottement (μ allant de 0 à 0,3) à l'interface entre la tôle et les outils. Ces résultats sont cohérents avec ceux obtenus par Husson *et al.* [24] sur un bronze, présentés dans la section précédemment consacrée à l'influence de la lubrification sur le procédé de découpage.

Maillage et remaillage

Lors de la simulation numérique du découpage, un maillage raffiné est généralement utilisé dans la zone déformée, zone correspondant à celle du jeu poinçon/matrice [57]. L'interface entre la tôle et les arêtes coupantes de la matrice et du poinçon va être le lieu de localisation de la déformation, qui conduisent à des problèmes de distorsion d'éléments ainsi qu'à des problèmes de contacts entre les nœuds de la tôle et la surface des outils rigides. C'est dans ce contexte que la plupart des travaux en simulation numérique du découpage proposent l'utilisation d'un maillage adaptatif ALE (Arbitraire Lagrangienne Eulérienne) pour contrôler la distorsion des éléments [24, 45, 49, 51]. Dans le cas d'un acier (0,78 mm), Ramde [53] montre en simulation numérique que la taille des éléments du maillage a une influence sur le profil du bord découpé (figure 1.22) ainsi que sur l'effort de découpage. Lemiales *et al.* [45] montrent également, pour un acier (XES 2,5 mm), que la prise en compte du remaillage va avoir une forte influence sur la prédiction des efforts de découpage. La comparaison des courbes effort-déplacement avec et sans remaillage montre l'importance de son utilisation (figure 1.23a). L'absence de remaillage crée aussi des problèmes de contact entre la tôle et les outils (figure 1.23b).

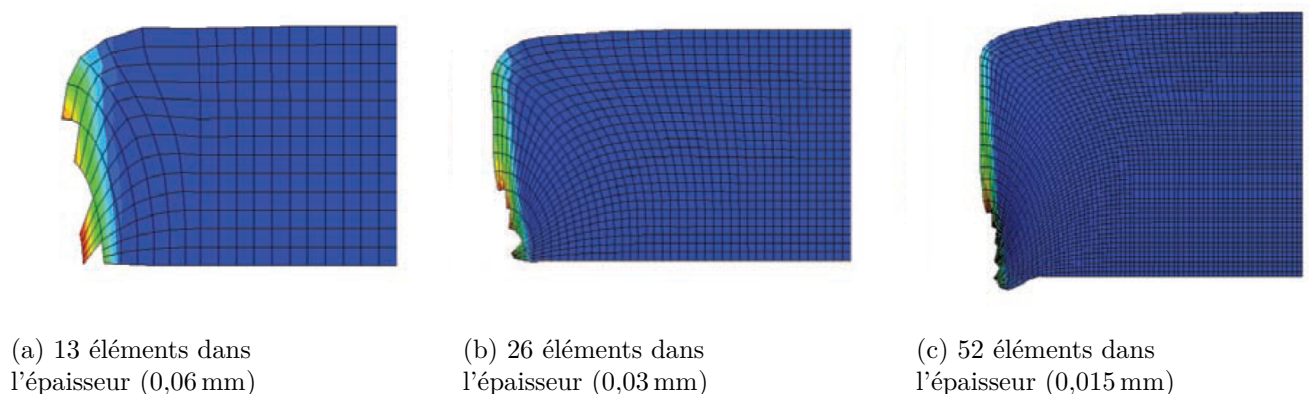


FIGURE 1.22 – Profils des bords découpés issus de la simulation numérique : influence de la taille des éléments du maillage [53]

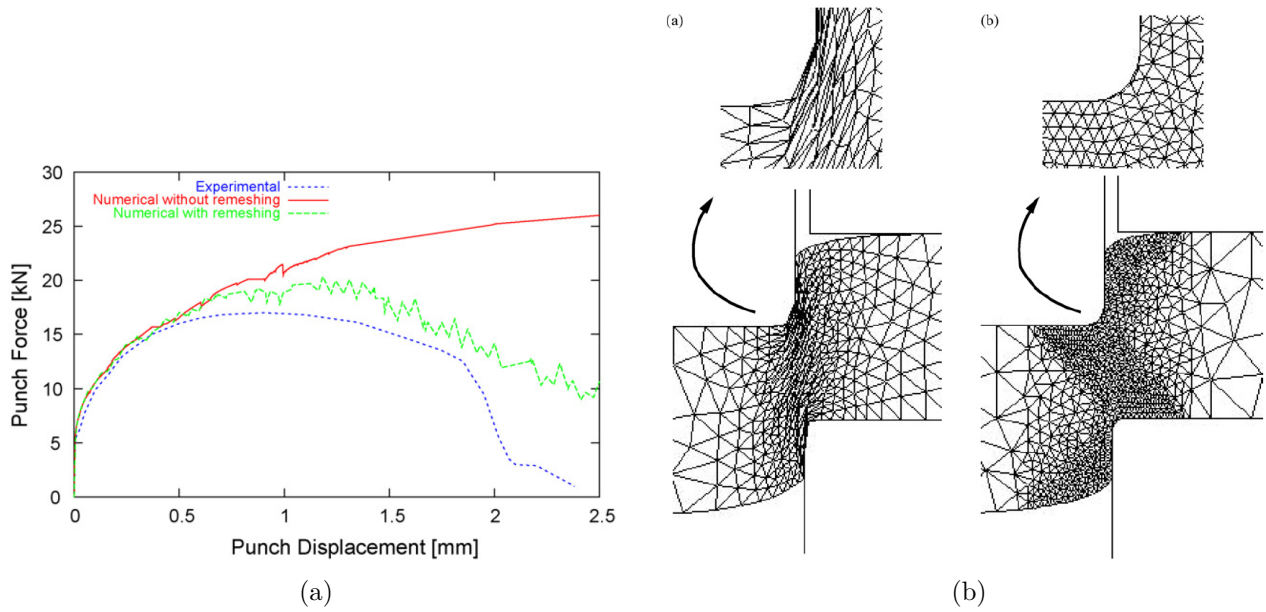


FIGURE 1.23 – (a) Comparaison des courbes effort-pénétration du poinçon expérimentales et numériques avec et sans remaillage ; (b) Deux maillages déformés : sans remaillage (à gauche) et avec remaillage (à droite) (l'endommagement et la rupture ne sont pas pris en compte) [45]

Les critères de rupture - Modèles d'endommagement non couplés

Dans la littérature de la simulation du découpage, les critères de rupture sont souvent utilisés pour prédire l'amorçage et la propagation d'une fissure macroscopique. Ces critères introduisent une variable D représentative de l'état d'endommagement. La rupture a lieu lorsque la variable d'endommagement atteint une valeur critique D_C .

L'approche des modèles d'endommagement non couplés ne permet pas de prendre en compte la dégradation progressive des propriétés mécaniques du matériau endommagé. Cette dégradation est aussi appelée adoucissement.

La variable d'endommagement est souvent définie comme le cumul d'une fonction $f(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\varepsilon})$ qui s'exprime à l'aide des composantes des tenseurs des déformations et des contraintes. La forme générale des critères de rupture est la suivante :

$$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} f(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\varepsilon}) d\bar{\varepsilon}^p \leq D_C \quad (1.2)$$

où $\bar{\varepsilon}_f^p$ est la déformation plastique équivalente à la rupture.

Les principales formulations du paramètre d'endommagement utilisés dans les simulations du découpage sont présentés dans le tableau 1.5. Une liste plus exhaustive de ces critères ainsi que les modèles d'endommagement dits couplés peut être retrouvée dans [17] et [60].

TABLEAU 1.5 – Paramètre d’endommagement D , σ_m est la contrainte moyenne [17, 60]

Noms	Paramètre d’endommagement D
Déformation plastique équivalente [50]	$D = \bar{\varepsilon}_f^p$
Rice and Tracey [60]	$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) d\bar{\varepsilon}^p$
Rice and Tracey adapté [61]	$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} \exp\left(2,9 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) d\bar{\varepsilon}^p$
Freudenthal [50]	$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} \sigma_{eq} d\bar{\varepsilon}^p$
Cockroft and Latham [50]	$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} \langle \sigma_1 \rangle d\bar{\varepsilon}^p$
Oyane [50]	$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} \left\langle 1 + A \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right\rangle d\bar{\varepsilon}^p$
Johnson-Cook [55]	$D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} d\bar{\varepsilon}^p / \bar{\varepsilon}_f^p \text{ avec } \bar{\varepsilon}_f^p =$ $\left(d_1 + d_2 \exp\left(d_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right) \right) \left(1 + d_4 \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}^p}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \right) \left(1 + d_5 \frac{T - T_{ref}}{T_m - T_{ref}} \right)$ $D = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} \left\langle 1 + 3,9 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right\rangle (\bar{\varepsilon}^p)^{0,63} d\bar{\varepsilon}^p \text{ avec}$ $\langle x \rangle = \begin{cases} 0 & \text{si } x \leq 0 \\ x & \text{si } x > 0 \end{cases}$
Goijaerts <i>et al.</i> [61]	

Lemiale *et al.* [45] utilisent un critère de rupture de Freudenthal pour simuler l’amorçage de la fissure lors du découpage d’une tôle en acier (XES 2,5 mm). Le critère a été couplé à une approche de fissuration discrète pour la prédiction numérique de la propagation de la fissure avec le logiciel de calcul par éléments finis BlankForm qui utilise une méthode de résolution quasi-statique implicite. Les auteurs ont identifié la valeur critique D_C du critère de Freudenthal de manière à ce que la pénétration à l’amorçage de la fissure numérique corresponde à celle observée expérimentalement. La figure 1.24 montre des isovaleurs de la variable d’endommagement D à partir de l’instant de l’amorçage de la fissure. Les valeurs maximales de l’endommagement se localisent au niveau des arêtes de la matrice et du poinçon. Une première fissure s’initie à l’arête de la matrice puis une seconde apparaît à l’arête du poinçon, avant de se propager l’une vers l’autre jusqu’à rupture complète de la tôle.

Hambli et Reszka [50] ont réalisé une comparaison sur une dizaine de critères de rupture lors de la simulation du poinçonnage d’une tôle en acier (1060 3,5 mm). Les auteurs proposent une méthodologie d’identification des paramètres des critères de rupture fondée sur une méthode par analyse inverse couplée à la simulation numérique. L’objectif est de minimiser l’écart entre le déplacement à l’amorçage de la rupture numérique et expéri-

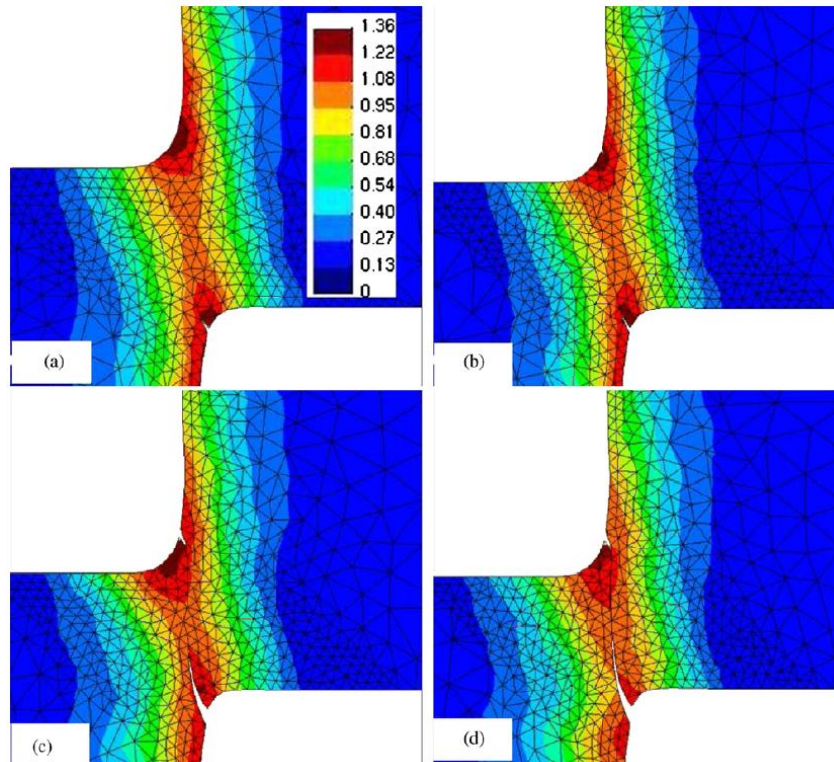


FIGURE 1.24 – Évolution de la variable d'endommagement D avec l'utilisation d'un critère de rupture de Freudenthal et l'approche de fissuration discrète pour une pénétration de 76 % (a) et les incréments suivants (b-d). [45]

mental et indirectement l'écart entre les courbes effort-pénétration jusqu'à l'amorçage de la rupture. Les meilleurs résultats sont obtenus avec le critère de Rice and Tracey qui prend en compte l'influence de la pression hydrostatique, un paramètre de premier ordre sur l'endommagement ductile.

La fiabilité d'un critère de rupture dépend fortement des essais utilisés pour l'identification des paramètres. Il est nécessaire que ces essais soient le plus représentatifs possible de l'état de contrainte lors du découpage. Cependant, il n'est pas toujours possible de pouvoir caractériser le comportement du matériau lors du procédé. C'est pourquoi Goujaerts *et al.* [61, 62] proposent un critère de rupture dérivé du critère de Oyane qui peut être identifié par deux approches : soit à partir d'un essai de découpage, soit d'un essai de traction. L'identification et la validation du critère ont été réalisées à partir de simulation de découpage 2D axisymétrique sur le logiciel MARC implicite, ainsi que des simulations d'essais de traction en 3D afin de simuler la striction.

La méthodologie utilisée pour identifier le paramètre du critère à partir d'un essai de découpage consiste à déterminer expérimentalement la valeur de la pénétration à l'amorçage de la rupture pour un jeu poinçon/matrice donné. Pour cela, les hauteurs de la zone cisailée et de la bavure sont mesurées directement sur les échantillons découpés. En revanche, les auteurs ont fait le choix de déterminer la hauteur de la zone bombée par le biais de la simulation car pour les essais, la zone bombée est affectée par le retour élastique.

Finalement, la pénétration à l'amorçage de la fissure correspond à la somme des trois grandeurs déterminées précédemment comme illustré sur la figure 1.25a. Ensuite, le découpage est simulé jusqu'à ce que la pénétration à l'amorçage de la rupture expérimentale soit atteinte en simulation. La variable d'endommagement critique correspond à la valeur maximale de la variable d'endommagement sur tout le maillage. Pour finir, la localisation de la valeur maximale du paramètre d'endommagement est validée par comparaison avec l'expérience.

Après avoir identifié les paramètres du critère pour un jeu de découpage donné, la validation s'est faite en faisant varier le jeu poinçon/matrice. Les pénétrations à l'amorçage de la rupture ont été comparées pour plusieurs jeux. Le critère proposé a été comparé à celui de Rice et Tracey adapté pour un alliage d'aluminium (Al51ST épaisseur non spécifiée). La figure 1.25b montre que les deux critères donnent des résultats plus précis quand l'identification est faite sur un essai de découpage. Seul le critère de Goijaerts *et al.* donne un bon résultat dans les simulations de découpage lorsqu'il est identifié à partir d'un essai de traction.

Le critère de Goijaerts *et al.* a été repris par plusieurs auteurs dans la littérature du découpage. Lemiale [11] utilise le critère de Goijaerts *et al.* afin de simuler la propagation d'une fissure lors d'un essai de traction sur une éprouvette asymétrique. Ceci lui a permis de valider l'implantation des outils numériques de propagation de fissure (élimination des éléments, approche de fissuration discrète). Plus récemment, Canales *et al.* [57, 63] ont utilisé le critère de Goijaerts *et al.* couplé à la méthode d'élimination des éléments pour simuler l'amorçage et la propagation de la rupture lors du découpage d'une tôle en acier inoxydable (X30Cr13 1 mm).

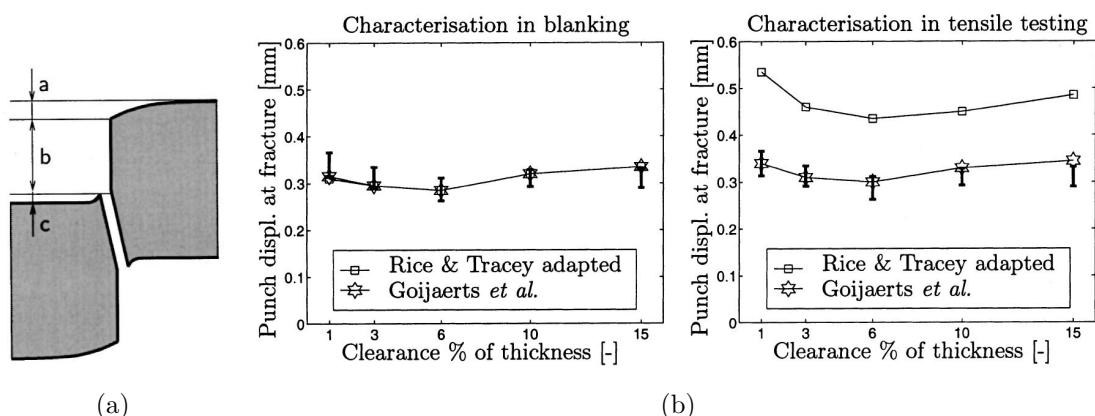


FIGURE 1.25 – (a) Illustration de la mesure de la pénétration à l'amorçage de la rupture ; (b) Comparaison numérique et expérimentale de la valeur de la pénétration à l'amorçage de la rupture par deux critères de rupture et deux approches d'identification, à gauche : identification à partir d'essais de découpage ; à droite : identification à partir d'essais de traction [61]

Méthodologie d’identification d’un critère de rupture

Dans la littérature, plusieurs méthodes ont été proposées pour identifier les paramètres d’un critère de rupture. Hambli et Reska [50] proposent une méthode par analyse inverse couplée à la simulation numérique dont l’objectif est de minimiser l’écart entre le déplacement à l’amorçage de la rupture numérique et expérimentale. Goijaerts *et al.* [61, 62] se fondent sur des mesures expérimentales de profils de bords découpés pour définir le déplacement qui correspond à l’amorçage de la fissure. La distribution de la variable d’endommagement pour le déplacement à l’amorçage de la fissure permet d’identifier le critère de rupture à l’aide de la simulation numérique (détaillée dans la section 1.3.4 précédente). La comparaison entre des mesures expérimentales de profils de bords découpés avec les profils numériques permet à Lemiale [11, 64] d’identifier les paramètres du critère de rupture qui réduisent au mieux les écarts entre les mesures expérimentales et numériques.

Les critères de rupture utilisés dans la littérature pour le cuivre

Les tableaux 1.6 présentent une synthèse des méthodes de modélisation de la rupture utilisées dans la littérature pour le cuivre.

TABLEAU 1.6 – Synthèse des méthodes de modélisation de la rupture utilisées dans la littérature pour le cuivre et ses alliages (DP : déformations planes, Axi : axisymétrique)

Auteurs	Code EF	Dimension	Remaillage	Matériau Comportement	Rupture
Lemiale (2004) [11]	BlankForm Implicite	2D DP	OUI	CuNiP 0,2 mm Elasto-plastique	fissuration discrète + Freudenthal
Poizat <i>et al.</i> (2005) [41]	Abaqus Explicit	2D DP	OUI	CuOFHC 0,58 mm Thermo-elasto- visco-plastique	annulation contrainte dans l’élément + Johnson-Cook
Touache (2006) [34]	LS-DYNA Explicit	3D	NON	Alliage cuivreux 0,24 mm Elasto-plastique	NON
Subramonian <i>et al.</i> (2013) [30]	DEFORM2D Implicite	2D Axi	OUI	CuSn4NiP 0,2 mm Plastique	élimination des éléments + Rice and Tracey adapté
Hu <i>et al.</i> (2015) [40]	DEFORM2D Implicite	2D Axi	OUI	CuSn6 0,12 mm Thermo- plastique	élimination des éléments + Cockroft and Latham

Techniques numériques pour l’amorçage et la propagation de fissures

Dans le cadre de la simulation par éléments finis du procédé de découpage, plusieurs approches découplées ont été proposées pour prédire l’amorçage et la propagation des

fissures.

Taupin *et al.* [37] ont simulé la propagation des fissures en utilisant la méthode d'élimination des éléments, qui consiste à supprimer les éléments rompus. En d'autres termes, lorsque le critère de rupture est vérifié dans un élément, cet élément est supprimé du maillage. Il est à noter que la méthode d'élimination des éléments peut conduire à une modification topologique du maillage ainsi qu'à une perte de matière dans le maillage. Une des méthodes pour minimiser l'effet de la perte de masse est d'appliquer un maillage raffiné dans la région critique du modèle où la rupture est susceptible de se produire (figure 1.22).

Komori [65] ainsi que Sidhu *et al.* [66] suggèrent la méthode de séparation des nœuds pour s'affranchir de la perte de masse entraînée par la méthode d'élimination des éléments. Lorsqu'un nœud adjacent à l'extrémité de la fissure satisfait à un critère de rupture spécifique, le nœud devient la nouvelle extrémité de la fissure et l'ancienne extrémité est divisée en deux. La fissure s'étend le long des arêtes des éléments par séparation nodale.

Néanmoins, ces deux méthodes précédemment citées dépendent fortement du maillage. Pour répondre à ce problème, Brokken *et al.* [43, 67] ont mis au point une méthode dite de fissuration discrète dans laquelle la fissure ne se propage pas le long de l'arête d'un élément, comme dans la méthode de séparation des nœuds, mais peut se propager à l'intérieur de l'élément, et la direction de propagation de la fissure est déterminée par la valeur maximale d'un critère de rupture prédéfini.

1.3.5 Bilan

Cette section présente une analyse de la bibliographie sur le découpage de tôles métalliques. Différents procédés de découpage existent dans la littérature, celui présent dans les outils à suivre est l'ajourage où plusieurs découpages sont réalisés sur une bande. De manière à simplifier les notations, le terme « découpage » est utilisé à la place du terme « ajourage ». Le découpage de tôles est souvent caractérisé expérimentalement à partir de courbes d'effort-pénétration du poinçon dans la tôle et par l'observation de l'aspect du bord découpé. Lors du découpage, différents paramètres peuvent avoir une influence sur les efforts de découpage et la qualité des pièces découpées, tels que le jeu entre les arêtes coupantes du poinçon et de la matrice, l'usure des outils, la nature du matériau, etc. Les modèles numériques de découpage sont fréquemment simplifiés en problème 2D axisymétrique ou 2D déformations planes. L'utilisation d'un maillage adaptatif ALE est essentielle pour contrôler la distorsion des éléments et prendre en compte la forte déformation du matériau induite par le découpage. Ces modèles utilisent généralement des critères de rupture pour prédire l'amorçage et la propagation des fissures.

Enfin, plusieurs nuances de cuivre sont utilisées pour l'industrie électronique, dont le cuivre pur Cu-ETP R290 d'épaisseur nominale 0,8 mm qui est le matériau standard du

procédé de découpage de contacts électriques de cette étude. L'originalité de l'étude par rapport à la littérature, est l'instrumentation d'un outil industriel pour la caractérisation du comportement au découpage du cuivre. Dans un outil à suivre, les pièces subissent généralement des premières opérations de découpage qui peuvent être complétées par des opérations de cambrage, qui sont présentées dans la section suivante.

1.4 Le cambrage

1.4.1 Description du cambrage

Le pliage est un procédé couramment utilisé dans l'industrie de la mise en forme des tôles métalliques. Le cambrage, le pliage en L, ou le tombage de bord consiste en l'obtention d'une pièce par déformation plastique qui peut revenir à sa forme initiale par simple dépliage ou développement de la pièce cambrée. Au cours de ce procédé [68, 69], l'une des extrémités de la tôle est maintenue entre une matrice et un serre-flan, l'extrémité libre de la tôle est ensuite repoussée par l'action d'un poinçon vers le rayon de la matrice de manière à former le rayon de cambrage intérieur de la pièce. Ainsi, l'opération de cambrage est caractérisée par plusieurs paramètres géométriques, les rayons de matrice et poinçon, le jeu poinçon/matrice, qui sont des données d'entrée du procédé. La hauteur cambrée et l'angle de cambrage mesuré après le retrait des outils sont les données en fin de procédé (figure 1.26a).

Il existe plusieurs types de bord en tombage, des bords droit, en rétreint et en allongement (figure 1.26b). Selon la forme du bord, des états de traction ou compression vont être générés lors du cambrage. Dans le cas d'un bord droit, le cambrage génère un état de déformations planes, le bord en rétreint (bord convexe) est soumis à des états de compression circonférentielle pouvant entraîner des replis par flambage, le bord en allongement (bord concave) est soumis à des états de compression circonférentielle pouvant entraîner des fissures.

Cette étude s'intéresse au cambrage réalisé par des outils à suivre à partir de bandes de cuivre pour des applications en liens avec l'industrie des composants électroniques. Dans ce cadre, les contacts électriques sont essentiellement cambrés à 90° suivant un bord droit.

Le Maoût [70] et Alghtani [69] proposent une description de la courbe d'effort caractéristique du cambrage (figure 1.27). Cette dernière se décompose en plusieurs phases. La première phase correspond au pliage de la tôle autour du rayon de la matrice auquel vont venir s'ajouter des efforts de frottement. Dans la seconde phase, l'effort chute fortement du fait que le rayon de cambrage est pratiquement formé, et que dans cette phase le bord cambré se rapproche contre la matrice. La dernière phase présente un effort constant qui est lié au frottement entre la tôle et le poinçon.

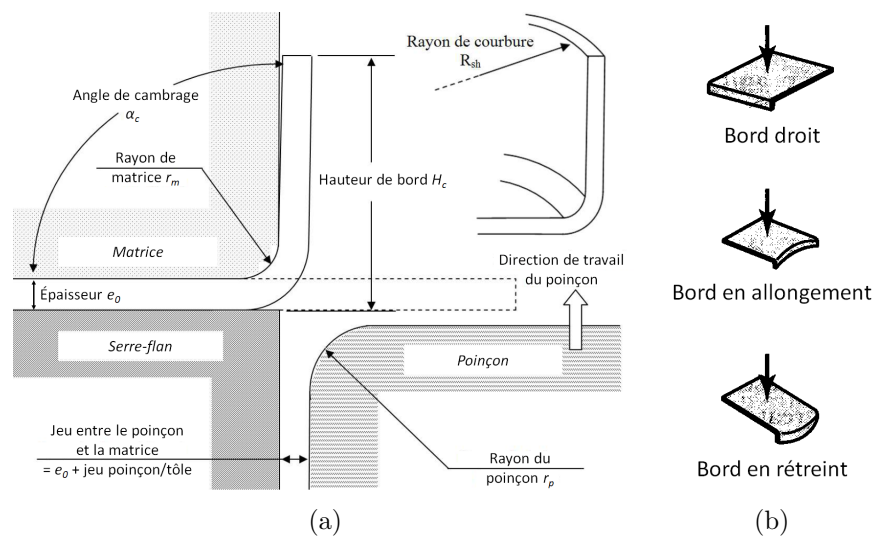


FIGURE 1.26 – (a) Schématisation du procédé de cambrage et ses paramètres géométriques [70]; (b) Formes des bords cambrés [71]

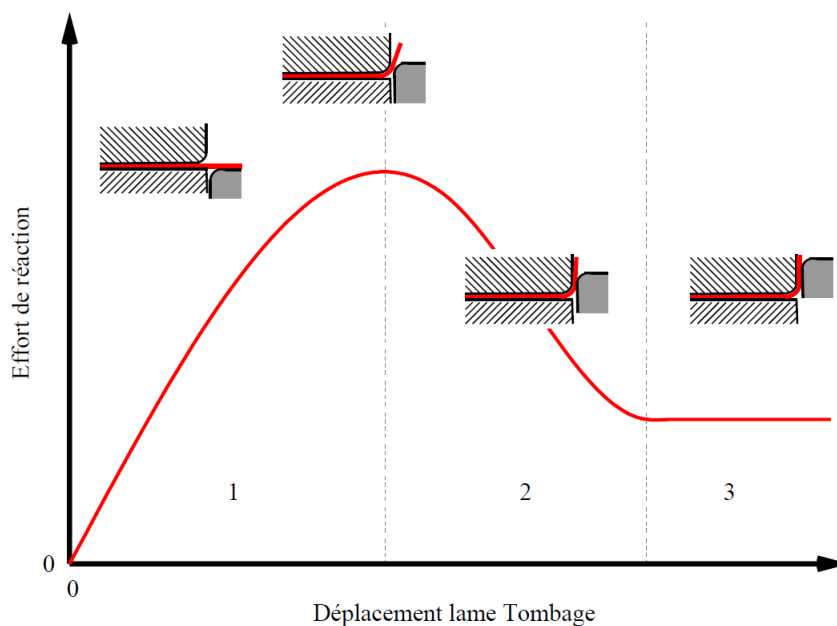
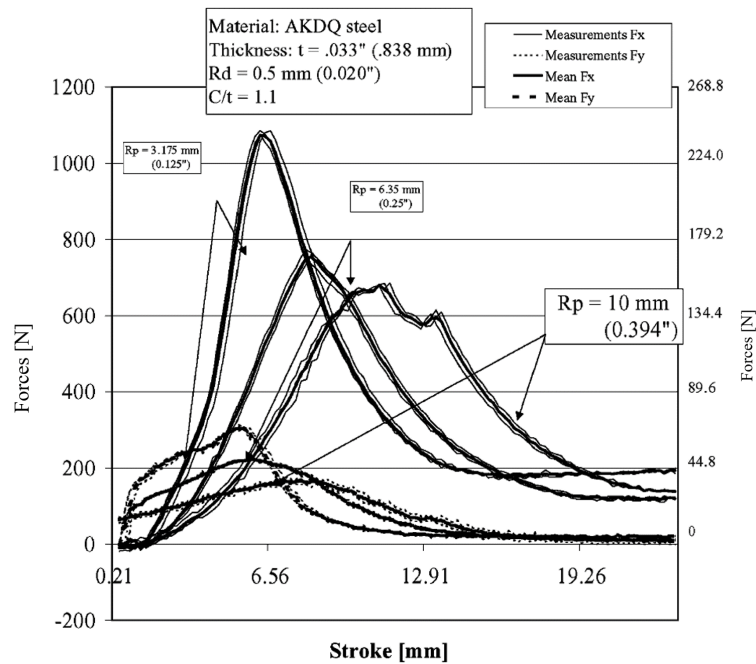


FIGURE 1.27 – Courbe d'effort-déplacement caractéristique du cambrage [70]

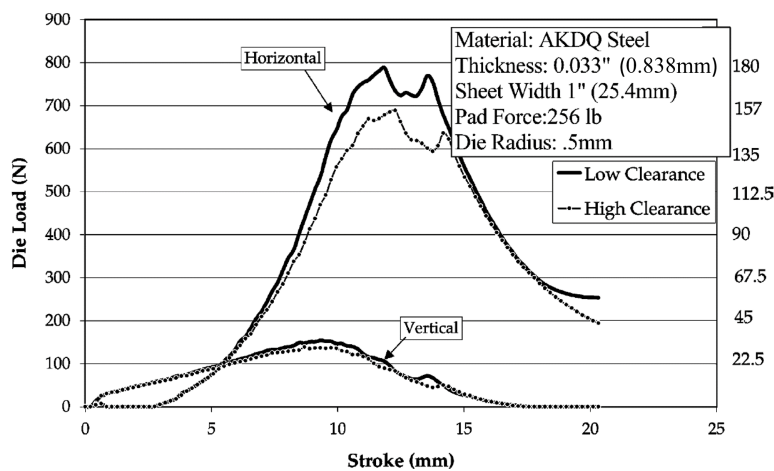
Muderrisoglu *et al.* [72] montrent que dans le cas du tombage d'un bord en rétreint (alliage d'aluminium 1050 1 mm), l'augmentation de la hauteur cambrée H_c (cf. figure 1.26a pour la définition) entraîne une augmentation de l'effort de cambrage. Une hauteur cambrée plus grande va nécessiter plus d'effort car la surface de contact entre le poinçon et la tôle est plus grande.

Livatyali *et al.* [73] observent lors du cambrage de bord droit (acier 0,838 mm) qu'une diminution du rayon du poinçon R_p a pour effet une augmentation de l'effort de cambrage (figure 1.28a). De même, les formes des courbes d'effort montrent que le rayon de cambrage

est formé plus rapidement. Les auteurs observent également une diminution de l'effort avec l'augmentation du jeu poinçon/matrice (figure 1.28b).



(a)



(b)

FIGURE 1.28 – Influence du rayon du poinçon R_p (a) et du jeu poinçon/matrice (b) sur l'effort de cambrage [73]

Lors du cambrage, le métal subit une flexion, la fibre extérieure se retrouve dans un état de traction et la fibre intérieure en compression. En flexion pure, la fibre neutre se trouve à mi-épaisseur. Lorsque la tôle est étirée lors de la flexion et en présence de frottement, cette hypothèse n'est plus vraie, la fibre neutre se déplace du milieu de l'épaisseur en raison de la plasticité et de la réduction d'épaisseur de la tôle [74]. Le frottement entre la tôle et les outils joue également un rôle puisqu'il empêche le matériau de se déformer en

créant un gradient de déformation dans l'épaisseur non symétrique par rapport à la mi-épaisseur. La distribution des déformations et des contraintes dans l'épaisseur, autrement dit la proportion de matériau en traction ou compression, dépend donc de la localisation de la fibre neutre [9].

La surface extérieure dans la zone cambrée étant dans un état de traction, elle peut être le lieu de l'apparition de défauts tels que des fissures. La formabilité en cambrage est ainsi introduite par la notion de rapport minimum R_{min}/e_0 où R_{min} est le plus petit rayon pour lequel la tôle est cambrée sans apparition de fissure et e_0 l'épaisseur initiale. Kalpakjian et al. [71] présentent sur la figure 1.29a l'évolution du rapport minimum R_{min}/e en fonction de la réduction de section pour différents matériaux. Il est à noter que le rapport R_{min}/e tend vers 0 pour une réduction de section de 50 %, ce qui signifie que la tôle est capable d'être repliée sur elle-même sans fissurer. De même, la figure 1.29b présente le rapport minimum R_{min}/e_0 donné par le fournisseur de matière KME pour différents états métallurgiques d'un cuivre Cu-ETP dans le cas d'un cambrage à 90°. Cette figure montre que plus le matériau est écroui et plus le rapport R_{min}/e_0 augmente et moins l'aptitude du matériau au cambrage sera bonne.

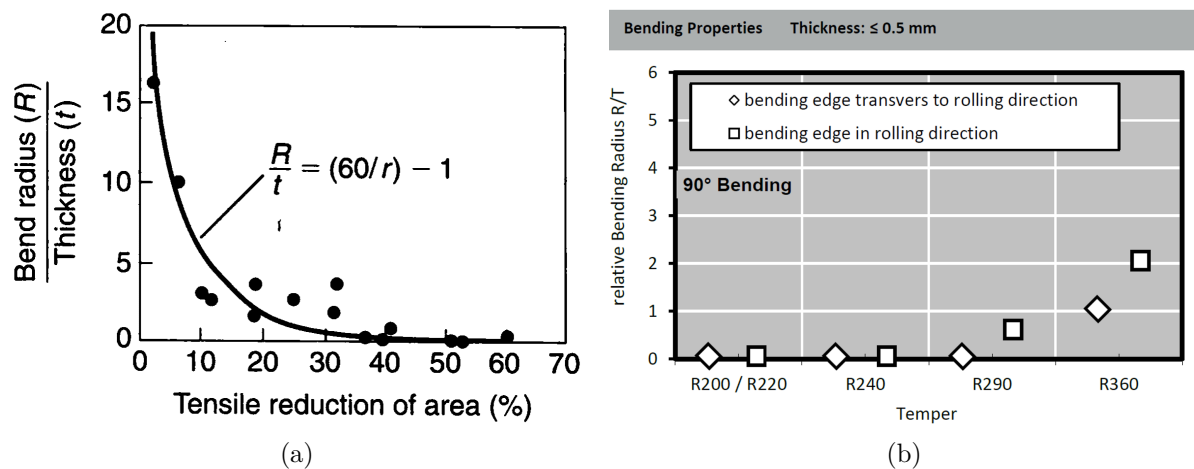


FIGURE 1.29 – (a) Relation entre le rapport minimum du rayon de cambrage sur l'épaisseur et la réduction de section en traction exprimée en % pour différents matériaux [71]; (b) Rapport minimum R_{min}/e_0 donné par le fournisseur de matière KME pour différents états métallurgiques d'un cuivre Cu-ETP dans le cas d'un cambrage à 90° [75]

1.4.2 Retour élastique lors du cambrage

Lors du procédé de cambrage, le retour élastique affecte la forme finale de la pièce lorsque le poinçon est retiré (figure 1.30).

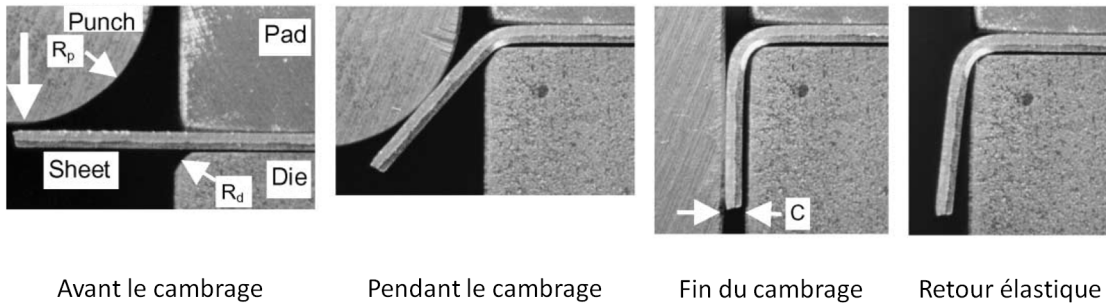


FIGURE 1.30 – Retour élastique après le cambrage [73]

Comme les matériaux métalliques présentent une déformation réversible générée par leur élasticité, la forme en fin de procédé, avant le retrait des outils est suivie d'un retour élastique lors du relâchement des contraintes [71]. Le phénomène de retour élastique est illustré à partir de la courbe de traction de la figure 1.31. L'éprouvette est chargée jusqu'au point **A** où la contrainte d'écoulement est notée σ_{ec} . Si l'éprouvette est déchargée, la déformation élastique va progressivement être restituée de manière à ce que le point de la courbe suit le chemin **A-A''**. Il en résulte une déformation permanente dite plastique mesurée au point **A''**. Enfin, le retour élastique est donné par la mesure du segment **A''-A'**. Finalement, du point de vue du matériau, la courbe de traction permet de mettre en évidence :

- la proportionnalité du retour élastique à la contrainte d'écoulement σ_{ec} atteinte et indirectement de la limite d'élasticité R_e du matériau, plus la contrainte atteinte est élevée et plus le retour élastique est important.
- l'effet du module d'Young E , un module élevé entraîne une réduction du retour élastique.

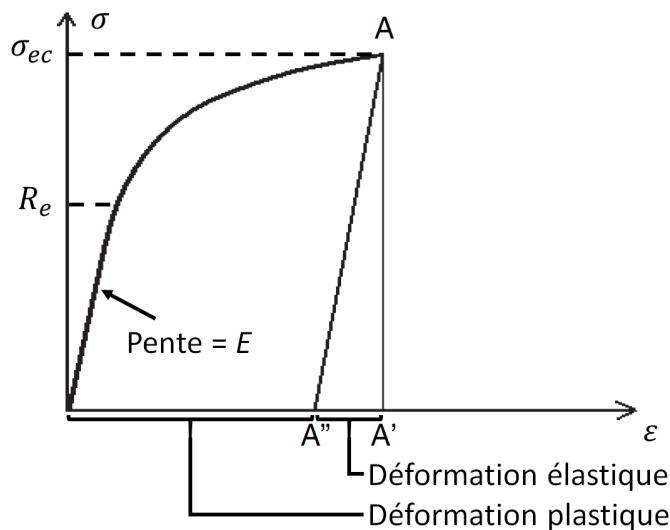


FIGURE 1.31 – Courbe de traction illustrant le rôle du module d'Young E et de la contrainte d'écoulement σ_{ec} sur le retour élastique [9]

Livatyali *et al.* [73] observent que le retour élastique peut être influencé par les rayons du poinçon et de la matrice, le jeu poinçon/matrice, l'effort de serre-flan ainsi que par la nature du matériau (propriétés mécaniques, épaisseur). Une augmentation des rayons des outils ou du jeu va se traduire par une augmentation du retour élastique.

Chan *et al.* [76] ont étudié plusieurs alliages de cuivre dans le cadre du cambrage de contacts électriques. Comme Livatyali *et al.*, les auteurs montrent que l'augmentation du jeu induit une augmentation du retour élastique (figure 1.32a). De même, la comparaison d'un cuivre dans un état métallurgique « mi-dur » avec un état « dur » montre que le retour élastique augmente lorsque la dureté du matériau augmente. La figure 1.32b met en évidence l'influence de la direction de cambrage sur le retour élastique puisque le retour élastique augmente lors du passage de la direction de laminage à la direction transverse, à cause des propriétés mécaniques plus élevées dans la direction transverse [77].

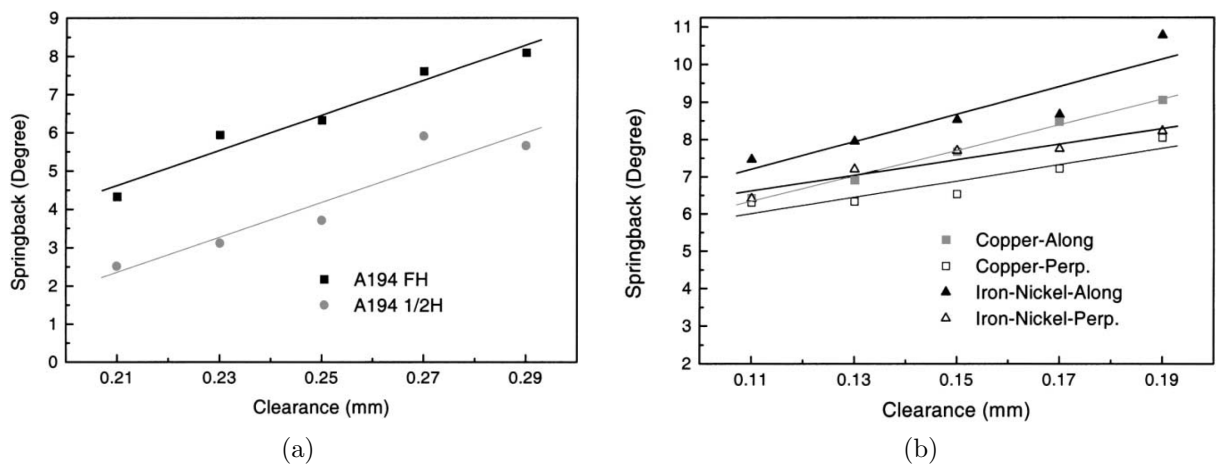


FIGURE 1.32 – (a) Influence du jeu poinçon/matrice et de l'état métallurgique d'un alliage de cuivre (A194 CuFe2P 0,25 mm) sur le retour élastique; (b) Influence de la direction de cambrage pour un alliage de cuivre (KLF125 0,15 mm) sur le retour élastique [76]

Finalement, dans la figure 1.33, Livatyali *et al.* proposent une synthèse de l'influence des différents paramètres du procédé de cambrage sur l'effort de cambrage, le retour élastique et la formabilité en cambrage (rapport minimum R_{min}/e_0).

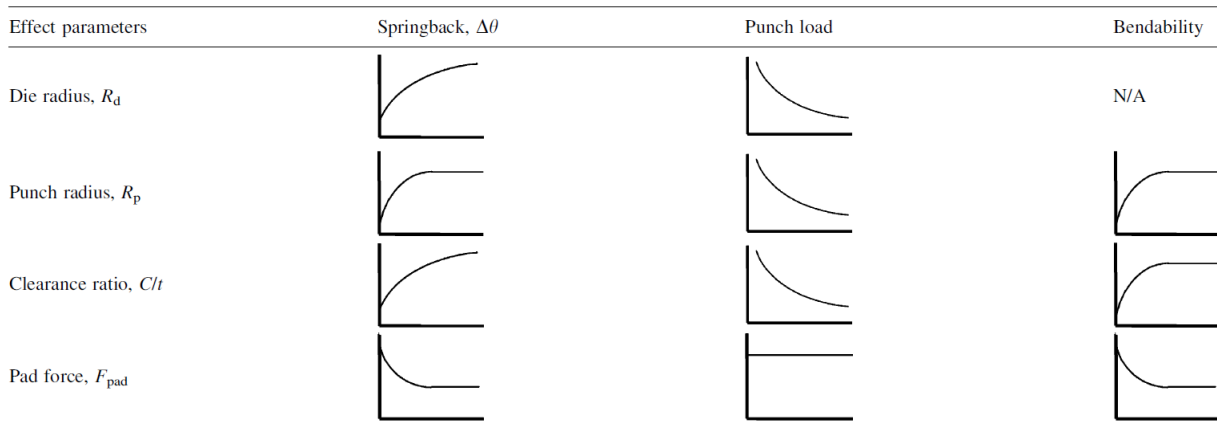


FIGURE 1.33 – Effets des paramètres du cambrage (en abscisse) sur l’effort, le retour élastique et la formabilité en cambrage (en ordonnée) [73]

1.4.3 Modélisation du cambrage

Généralités

La modélisation du tombage de bord de manière générale est peu abordée dans la littérature. Le tombage de bord est retrouvé dans le procédé de sertissage qui permet l’assemblage de tôles pour la carrosserie automobile (portières, capots, coffres, etc.). Les travaux connus [70, 78] portent sur des aciers (0,67-1,18 mm) ou des alliages d’aluminium (1-1,2 mm), cependant l’opération du tombage de bord est peu détaillée dans la modélisation du sertissage. Toujours pour une application automobile, des pièces de sécurité telles que les attaches de ceinture de sécurité [79, 80] sont obtenues après des opérations de découpage, rayonnage et de tombage de bord de tôles en acier (4 mm). Seules les opérations de rayonnage et de cambrage sont modélisées à partir de la CAO de la pièce découpée. Ce type de pièce présente un trou oblong au voisinage du rayon de cambrage, ainsi que des sections non constantes dans les directions longitudinales et transverses contrairement aux géométries classiques de forme rectangulaire.

Adzima *et al.* [81, 82] s’intéressent à la modélisation 3D d’une étape de cambrage d’un procédé de micro-formage progressif pour la fabrication d’un connecteur cylindrique miniature (1 mm de diamètre) en alliage de cuivre (CuBe2 1/4H 0,1 mm) (cf. figure 1.34). Les auteurs observent que le comportement mécanique des tôles ultrafines peuvent présenter un comportement plus ou moins homogène en fonction du nombre de grains dans l’épaisseur. Dans le but d’évaluer l’effet de la prise en compte d’hétérogénéités locales dans la modélisation du comportement sur la géométrie finale après une opération de cambrage, les auteurs proposent deux approches : une première qui consiste en une modélisation phénoménologique élasto-visco-plastique avec la prise en compte d’un écrouissage mixte associé à un critère de plasticité anisotrope et une seconde basée sur un modèle de plasticité cristalline. Les auteurs ont montré que les deux approches donnent des résultats équivalents en terme de prédiction du retour élastique après cambrage pour un nombre

de grains dans l'épaisseur supérieur à 10.

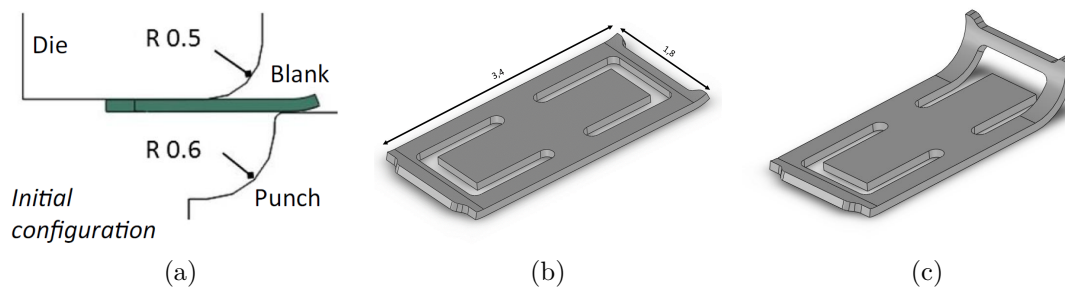


FIGURE 1.34 – (a) Outils de cambrage [81] ; pièce avant cambrage (b) après cambrage (c) [83] (dimensions en mm)

Schéma de résolution

Les différents auteurs proposent des modèles numériques de l'opération de cambrage en 2D déformations planes [69, 70, 84-86] ou en 3D [79, 80, 87]. Livatyali et al [84] proposent un modèle 2D déformations planes avec le logiciel éléments finis DEFORM2D (résolution implicite) dans le cas du tombage de bord (acier 0,838 mm) (figure 1.35). Les auteurs s'appuient sur les paramètres expérimentaux pour construire un modèle et ainsi le valider à partir de données expérimentales. Un modèle 3D du cambrage d'éprouvette trouée (acier 4 mm) est proposé par Bahloul [79, 88] avec le logiciel éléments finis Abaqus/Standard (résolution implicite) (figure 1.36). Le modèle est utilisé en vue d'optimiser les paramètres du procédé de cambrage de manière à minimiser l'endommagement des pièces cambrées.

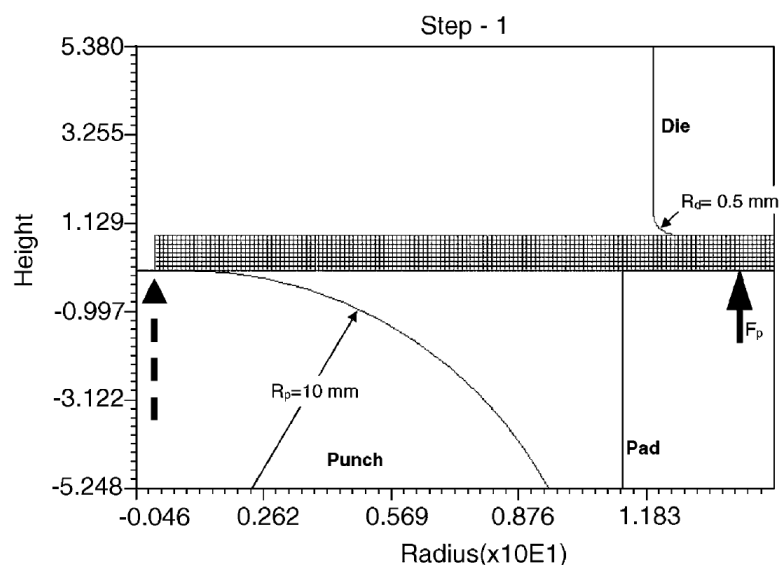


FIGURE 1.35 – Exemple de modèle 2D déformations planes avec le logiciel éléments finis DEFORM2D (résolution implicite) dans le cas du tombage de bord (acier 0,838 mm) [84]

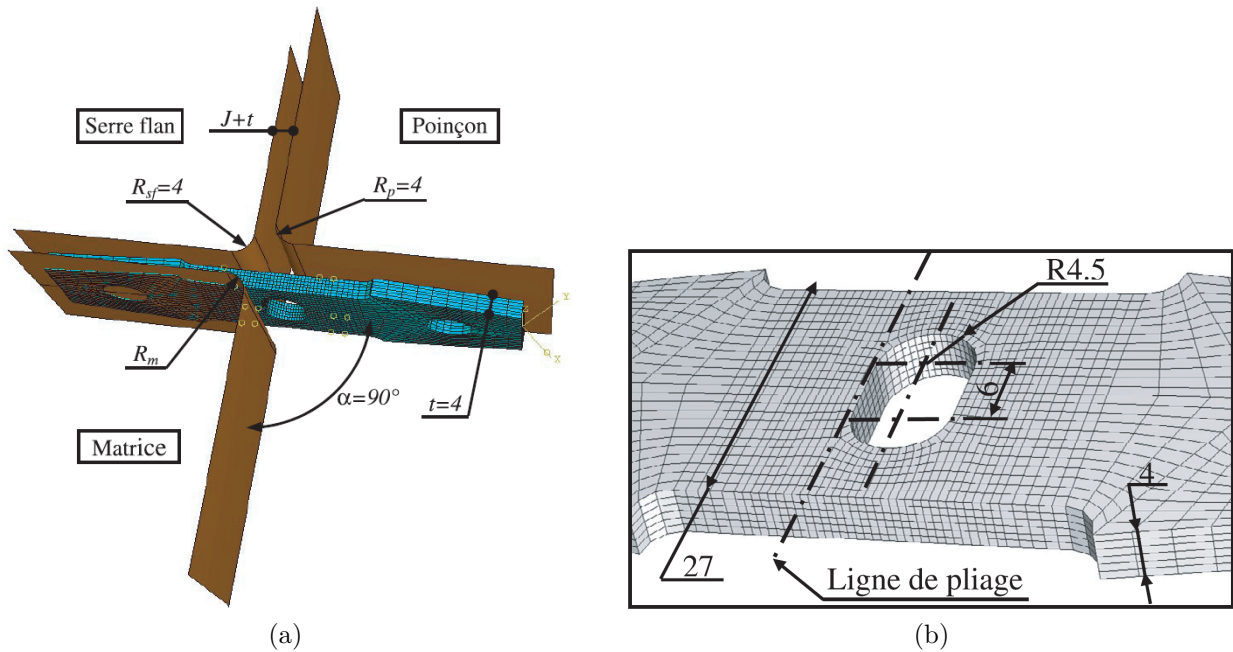


FIGURE 1.36 – (a) Exemple de modélisation 3D du cambrage d'éprouvette troué (acier 4 mm) avec le logiciel éléments finis Abaqus/Standard (résolution implicite); (b) Maillage éléments finis associé [88]

Maillage

Les maillages utilisés pour la modélisation du cambrage sont le plus souvent raffinés dans la zone du rayon de cambrage et plus grossier dans les zones peu déformées. La taille des éléments ainsi que le nombre de couches d'éléments dans l'épaisseur jouent un rôle dans la bonne modélisation du cambrage. C'est pourquoi, Chen *et al.* [89] ainsi que Alghtani [69], font une étude de sensibilité pour définir la taille d'élément permettant un compromis entre précision et temps de calcul. L'étude de sensibilité peut être faite par l'analyse de la convergence des résultats en termes de courbe d'effort-déplacement et de retour élastique. Le nombre de couches d'éléments dans l'épaisseur de la tôle est variable selon les auteurs. Bahloul [79], Bok *et al.* [90] utilisent respectivement un rapport $R/3,8$ et $R/6,4$ pour définir la taille et le nombre d'éléments permettant de décrire les rayons R des outils. Le tableau 1.7 reprend des éléments des maillages de la littérature tels que le nombre de couches d'éléments ainsi que la taille des éléments utilisés.

TABLEAU 1.7 – Éléments des maillages trouvés dans la littérature du tombage de bord

Auteurs	Dimension	R_m (mm)	e (mm)	Nombre de couches d'éléments dans l'épaisseur	Taille d'élément
Livatyali <i>et al.</i> (2002) [84]	2D DP	0,5	0,838	8	$0,1 \times 0,1 \text{ mm}^2$
Bahloul (2005) [79]	3D	4	4	6	$0,66 \times 0,66 \times 0,66 \text{ mm}^3$
Chen <i>et al.</i> (2006) [89]	2D DP	0,1-3	0,5	6	$0,08 \times 0,08 \text{ mm}^2$
Bahloul <i>et al.</i> (2008) [85]	2D DP	1	1,2-4	16	$0,075-0,25 \times 0,075-0,25 \text{ mm}^2$
Farsi <i>et al.</i> (2011) [87]	3D	1-3	0,95	4	$0,24 \times 2 \times 8 \text{ mm}^3$

Frottement

La loi de Coulomb est le plus souvent utilisée pour modéliser le comportement mécanique des interfaces entre la tôle déformable et les outils rigides pour le cambrage. Le plus souvent, les coefficients de frottement sont choisis de manière à se rapprocher au mieux des conditions expérimentales (avec ou sans lubrification) à partir des données de la littérature [79, 85, 87].

Alghtani [69] a réalisé des essais tribologiques représentatifs des essais de cambrage afin de mesurer les coefficients de frottement à utiliser en entrée des modèles numériques. De même, lors des essais de sertissage instrumentés en effort, Lange [78] et Le Maoût [70] ont pu déterminer des coefficients de frottement à partir de la mesure de l'effort vertical et horizontal pendant l'opération de sertissage. Une comparaison des courbes d'effort numériques et expérimentales permet à Le Maoût de valider le coefficient de frottement mesuré. La comparaison est faite sur la fin de la courbe qui correspond au frottement entre la tôle et le poinçon avec un effort constant.

Jeu

De manière générale, le jeu entre le poinçon et la matrice est fixé à partir du jeu expérimental théorique. Cependant, Livatyali *et al.* [73] ont montré que le modèle numérique a tendance à surestimer l'effort. Les auteurs l'expliquent par une augmentation du jeu pendant le cambrage due à la faible rigidité de l'outil. Ces derniers proposent un ajustement du jeu à appliquer au modèle numérique. D'autres auteurs proposent l'utilisation d'outils déformables dans le modèle numérique afin de prendre en compte les déformations présentes dans l'outil [91].

1.4.4 Bilan

Le cambrage de tôles en cuivre pour des applications électriques est peu présent dans la littérature. Le cambrage est le plus souvent associé au tombage de bord de tôles (aciers et alliages d'aluminium) pour l'industrie automobile. Le cambrage est caractérisé par des efforts et le retour élastique, qui confère la forme finale de la pièce cambrée. Différents paramètres géométriques ou technologiques peuvent avoir une influence sur le résultat du cambrage tels que les rayons de matrice et poinçon, le jeu poinçon/matrice ou la nature du matériau mis en forme. La modélisation de l'opération de cambrage est généralement réalisée en 2D déformations planes ou en 3D afin de décrire la striction du matériau ainsi que l'apparition de défaut tels que les fissures.

L'analyse de la littérature sur le cambrage montre le manque de données sur le cuivre. Dans le cadre de cette étude, un prototype de cambrage est proposé afin de caractériser le comportement au cambrage de plusieurs nuances de cuivre. Des modèles numériques de ces essais sont également développés.

1.5 Conclusion

Dans ce chapitre, différentes thématiques ont été abordées, les tôles de cuivre pour l'industrie électronique, les outils à suivre, le découpage et le cambrage.

Des études sur le découpage du cuivre ont été partagées dans la littérature, cependant, il n'existe pratiquement pas d'instrumentation de procédé industriel du découpage, la majorité des études étant réalisée avec des outils simplifiés de laboratoire. Dans ces travaux, il est proposé d'instrumenter un outil qui permet de fabriquer des pièces commercialisées.

Par ailleurs, il a été vu que la plupart des études sur le tombage de bord ont été faites pour des applications automobiles avec des matériaux pour l'automobile. Dans le cadre de ces travaux de thèse, un prototype de cambrage instrumenté a été spécifiquement développé afin d'obtenir une base de données expérimentales sur le cuivre. Ce dispositif conçu par AXON' MECHATRONICS, emprunte la technologie des outils à suivre mais il permet de produire une seule pièce à la fois. Ces essais vont aussi permettre de développer des modèles numériques associés.

CARACTÉRISATION DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE ET LOIS DE COMPORTEMENT

Les modèles numériques du découpage et du cambrage nécessitent la caractérisation de l'écrouissage pour modéliser le comportement mécanique du cuivre.

Ce chapitre va s'intéresser à la caractérisation mécanique d'un cuivre pur Cu-ETP pour des vitesses de déformation quasi-statiques et intermédiaires. Le cuivre Cu-ETP constitue le matériau principal de la thèse, qui sera utilisé à la fois pour les procédés de découpage et de cambrage. Dans le cadre de ces procédés, utilisés soit en conditions de production ou sur presse d'atelier chez AXON' MECHATRONICS, les vitesses maximales de déformation en découpage et en cambrage peuvent atteindre respectivement environ 180 s^{-1} (200 coups/min) et 13 s^{-1} (≈ 60 coups/min), d'où l'intérêt d'étudier la sensibilité à la vitesse de déformation. Pour mémoire, l'estimation de la vitesse de déformation en découpage est faite à partir de la formule $\dot{\varepsilon} = \frac{V_p}{e}$ où V_p est la vitesse du poinçon mesurée lors d'essais (Chapitre 3). La vitesse de déformation en cambrage est estimée avec la formule $\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt}$, à partir de la vitesse mesurée et des données de la simulation (Chapitre 4).

Afin d'étudier l'écrouissage, l'anisotropie, l'effet Bauschinger et la sensibilité à la vitesse de déformation, différents moyens d'essais mécaniques sont utilisés, tels que les essais de traction, de cisaillement simple et de gonflement hydraulique.

L'objectif de cette caractérisation est de calibrer un modèle d'écrouissage mixte associé à un critère de plasticité anisotrope pour la simulation numérique du cambrage comme proposé dans la littérature [82, 92, 93]. En effet, la combinaison d'une loi d'écrouissage isotrope avec un écrouissage cinématique permet la prise en compte de l'effet Bauschinger qui peut jouer un rôle important dans la prédiction du retour élastique. Cependant, pour différentes raisons, la caractérisation du cuivre n'a pas pu être exploitée complètement. C'est pourquoi, dans une première approche, le comportement du cuivre est modélisé à l'aide d'un écrouissage isotrope ainsi que d'un critère de plasticité isotrope de von Mises. La dernière partie de ce chapitre, présente les lois d'écrouissage utilisées dans les modèles numériques du cambrage. Ces lois d'écrouissage sont issues d'essais de traction. De même, le comportement mécanique d'une seconde nuance de cuivre Cu-DHP également utilisée en cambrage est présenté.

Les essais pour le cuivre Cu-ETP ont été réalisés par la société MATandSIM, ceux sur le cuivre Cu-DHP par Maelenn Le Mener, ingénieure sur le projet EXPRESSo. Le travail de thèse a consisté à la participation, au suivi ainsi qu’au post-traitement des essais des cuivres Cu-ETP et Cu-DHP. Le bronze CuSn6P présentée en annexe A, quant à lui, a été entièrement caractérisé dans le cadre des travaux de thèse.

2.1 Matériau et moyens d’essais

2.1.1 Cuivre Cu-ETP

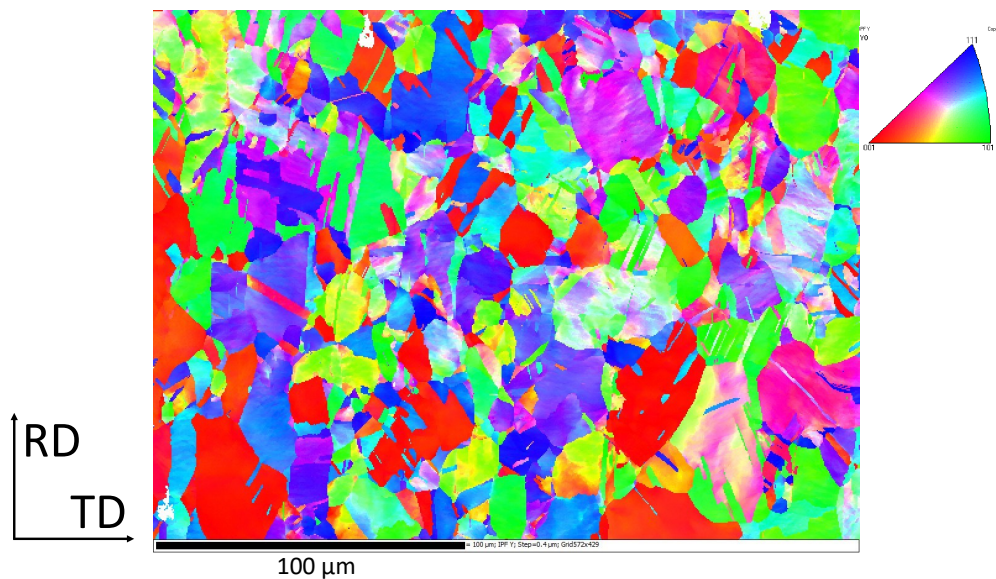
Le matériau étudié est un cuivre pur industriel (99,9 %) Cu-ETP, fourni sous forme de bandes d’épaisseur nominale e_0 égale à 0,8 mm et de largeur nominale égale à 85,5 mm. Le matériau est reçu dans un état métallurgique R290, correspondant aux spécifications suivantes : $R_{p0,2} \geq 250$ MPa, R_m dans la plage de valeurs 290-360 MPa. La composition chimique du cuivre Cu-ETP est présentée dans le tableau 2.1. La microstructure est caractérisée avec une analyse par diffraction d’électrons rétrodiffusés (EBSD) dans le plan de la tôle. Un traitement thermique, qui consiste en un chauffage à 250 °C pendant 10 min, est effectué afin de relaxer les contraintes résiduelles sans affecter la microstructure. Les mesures sont effectuées à l’aide d’un microscope électronique à balayage (MEB) ZEISS Crossbeam 550 à faisceau d’ions focalisé équipé d’un modèle de détecteur EBSD Symmetry à haute résolution angulaire de la marque Oxford Instruments. Les cartographies ont été obtenues avec le logiciel AZtecHKL (Oxford Instruments). La surface d’acquisition est de dimension $572 \mu\text{m} \times 429 \mu\text{m}$ avec un pas d’acquisition de $0,4 \mu\text{m}$ et une énergie de faisceau de 20 kV. La figure 2.1a montre une distribution de taille de grains hétérogène, avec de gros grains ainsi que des grains beaucoup plus petits. Les grains présentent une taille moyenne de $5,11 \mu\text{m}$ et une taille maximale de $49 \mu\text{m}$. De même, la distribution de la taille de grains obtenue pour un angle de désorientation plus grand que 10° montre que la majorité des grains a une taille comprise entre 2 et $9 \mu\text{m}$ (figure 2.1b). Les mesures EBSD ont été réalisées par l’Institut des Matériaux de Nantes.

TABLEAU 2.1 – Composition chimique du cuivre Cu-ETP R290 (% en masse)

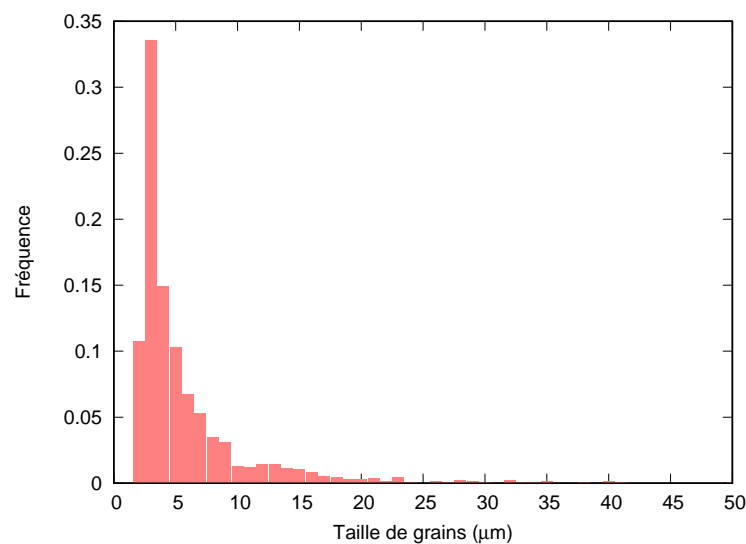
Matériau	Cu (+ Ag)	O	Bi	Pb
Cu-ETP	99,9809	0,0164	0,0001	< 0,001

2.1.2 Essais de traction uniaxiale

La géométrie des éprouvettes de traction est définie selon la norme ASTM E8/E8M [94] en adéquation avec la largeur de la bande (figure 2.2). L’électroérosion par fil est utilisée pour le prélèvement des éprouvettes dans la bande de cuivre. Trois éprouvettes



(a)



(b)

FIGURE 2.1 – (a) Microstructure d'un cuivre pur Cu-ETP R290 obtenue par analyse EBSD. La cartographie des couleurs est liée à l'orientation du grain ; (b) Distribution de la taille de grains obtenue pour un angle de désorientation supérieur à 10°

sont prélevées le long de 7 directions par rapport à la direction de laminage, 0° , 15° , 30° , 45° , 60° , 75° et 90° /DL.

Les essais de traction uniaxiale ont été réalisés avec une machine de traction Instron 5969 utilisant une cellule de force de 5 kN dont la précision est de $\pm 0,5\%$ (pourcentage de lecture). Les essais sont faits à température ambiante, pour une vitesse de déformation d'environ $0,001\text{ s}^{-1}$ et l'effort appliqué F sur la section de l'éprouvette est enregistré. Un système de stéréo-corrélation d'images a été utilisé pour la mesure du champ de déformation sur la surface de l'éprouvette. Un motif moucheté est appliqué sur la surface

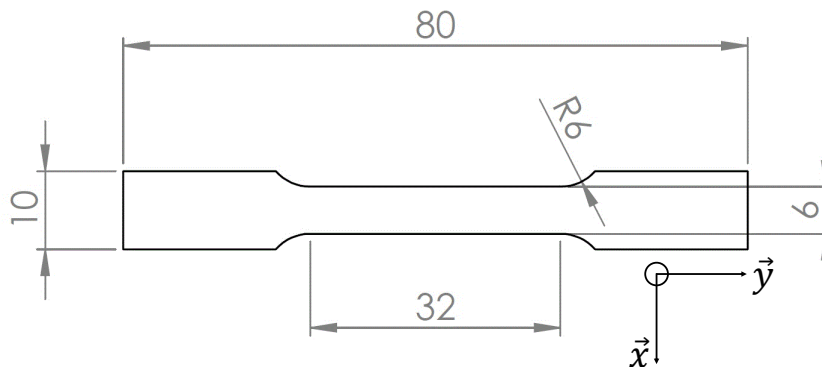


FIGURE 2.2 – Géométrie l'éprouvette de traction ASTM-E8/E8M, $S_0 \approx 6 \times e_0$ (dimensions en mm) [94]

par pulvérisation d'une couche uniforme de peinture blanche et de points noirs. La stéréocorrélation d'images est utilisée pour mesurer les composantes du tenseur des déformations ε_{xx} et ε_{yy} (\vec{x} et \vec{y} sont définis sur la figure 2.2). La configuration du système de stéréocorrélation d'images (Aramis 3D), ainsi que les paramètres d'analyse permettant le calcul des champs sont présentés en annexe C.

2.1.3 Essais de cisaillement simple

Le comportement mécanique du cuivre pur en cisaillement simple est étudié au moyen d'essais de cisaillement monotones et alternés. L'éprouvette correspond à la forme d'un rectangle de dimensions 50 mm \times 20 mm. La largeur utile de l'éprouvette entre les mors est de 3 mm comme illustré sur la figure 2.3a. Les essais sont réalisés à température ambiante et à une vitesse de déformation quasi-statique $\dot{\gamma}$ d'environ $0,0007 \text{ s}^{-1}$ avec $\dot{\gamma} = 2 \times \dot{\varepsilon}_{xy}$ où \vec{x} et \vec{y} sont définis dans le plan de la tôle comme illustré sur la figure 2.3a. Les essais monotones sont réalisés pour différentes orientations par rapport à la direction de laminage (0° , 45° et $90^\circ/\text{DL}$) et les essais avec inversion dans la direction de laminage.

Les essais de cisaillement simple ont été réalisés à l'aide d'un dispositif de cisaillement monté sur une machine de traction Instron 5969 utilisant une cellule de force de 50 kN dont la précision est de $\pm 0,5\%$ (pourcentage de lecture). Le dispositif de cisaillement simple illustré sur la figure 2.3b, comprend un mors fixe et un mors mobile. L'éprouvette de cisaillement simple est maintenue dans les mors puis l'éprouvette est sollicitée en cisaillement par l'action du déplacement du mors mobile. L'effort F appliqué sur la section utile de l'éprouvette est enregistré pendant l'essai.

Le champ de déformation est mesuré par stéréocorrélation dans la zone centrale de la partie utile, où le champ est assez homogène. La configuration du système de stéréocorrélation d'images, ainsi que les paramètres d'analyse permettant le calcul des champs sont présentés en annexe C.

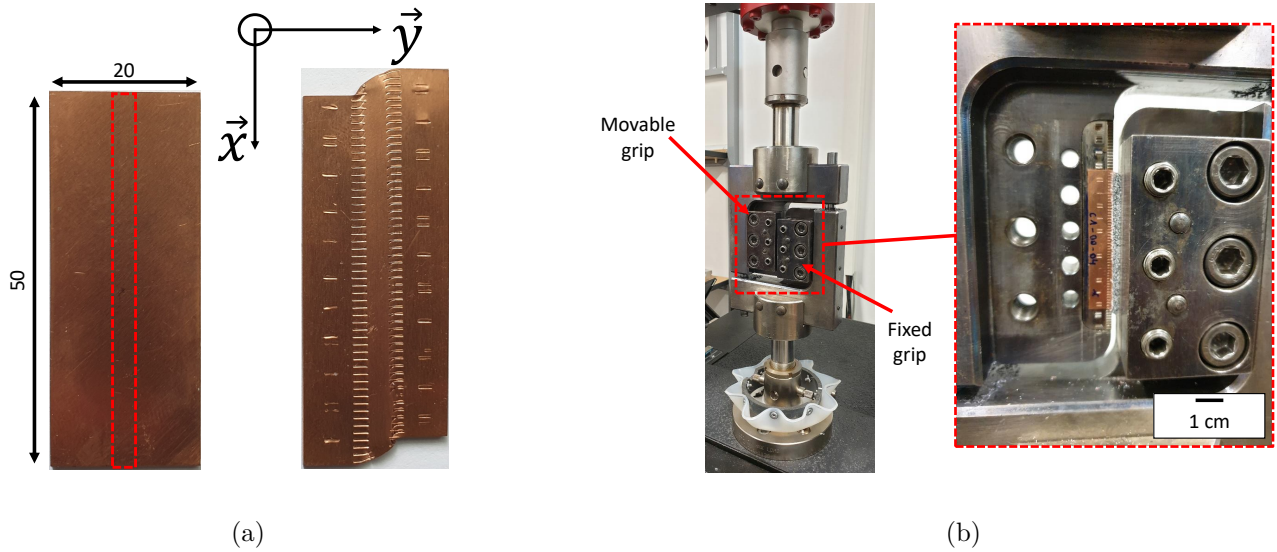


FIGURE 2.3 – (a) Géométrie de l'éprouvette de cisaillement simple avec la partie utile de largeur 3 mm délimitée par un rectangle en pointillé rouge (à gauche) et éprouvette déformée (à droite), $S_0 \approx e_0 \times L_0$, $L_0 = 50$ mm (dimensions en mm); (b) Dispositif de cisaillement simple montée sur une machine de traction et illustration du serrage de l'éprouvette dans le mors fixe (à droite)

2.1.4 Essais de gonflement hydraulique

Le même dispositif de gonflement hydraulique est utilisé sur deux machines différentes pour les essais en conditions quasi-statique et dynamique. Les essais de gonflement hydraulique sur le cuivre pur Cu-ETP sont réalisés à partir de flans circulaires de diamètre 85 mm, le diamètre d'ouverture de la matrice D est de 50 mm avec un rayon de courbure de la matrice r de 7 mm. Le choix de la géométrie du flan et le choix du diamètre d'ouverture de la matrice D sont contraints par la largeur de 85,5 mm de la bande de cuivre Cu-ETP d'où les éprouvettes ont été prélevées. Le flan circulaire et la géométrie du dispositif de gonflement hydraulique sont illustrés sur la figure 2.4.

Description du gonflement hydraulique

Un flan circulaire est maintenu entre la matrice et le serre-flan. L'essai consiste à former un dôme par l'action de la pression d'un fluide sur la face interne du flan jusqu'à la rupture qui marque la fin de l'essai. Au cours de l'essai, le champ de déplacement (U_x, U_y, U_z) de la surface extérieure du flan est mesuré à l'aide du système de stéréocorrélation d'images. Le rayon de courbure de la tôle ainsi que le champ des déformations $(\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy})$ au sommet du dôme peuvent ainsi être déterminés. Ces déformations sont prises comme une moyenne sur une surface circulaire de rayon 1,4 mm au centre du flan. La pression du fluide P est aussi une donnée mesurée pendant l'essai. Dans le plan de la tôle,

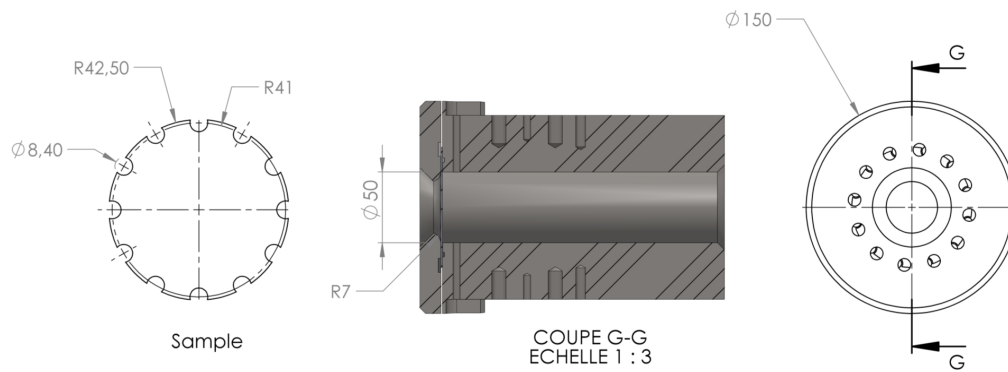


FIGURE 2.4 – Géométries du flan et du dispositif de gonflement hydraulique (dimensions en mm)

\vec{x} est parallèle à direction de laminage (DL) et \vec{y} à la direction transverse (DT), l'origine du repère correspond au centre du flan.

Les figures 2.5a et 2.5b montrent les isovaleurs de la déformation dans l'épaisseur ε_{zz} mesurées par corrélation d'images, lors d'un essai de gonflement pour des conditions respectivement quasi-statique et intermédiaire. La déformation dans l'épaisseur est homogène au sommet du dôme avec une valeur d'environ 0,5. Ensuite, La déformation dans l'épaisseur diminue du sommet vers le bas du dôme sous forme de zones circulaires homogènes.

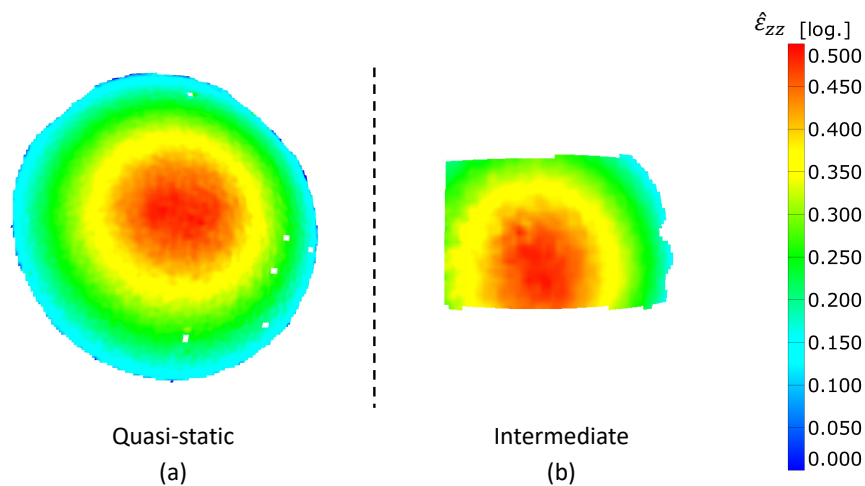


FIGURE 2.5 – Isovaleurs de la déformation dans l'épaisseur mesurée par corrélation d'images lors d'un essai de gonflement hydraulique : (a) Condition quasi-statique ; (b) Condition intermédiaire

Condition quasi-statique

Les essais d'expansion équi-biaxiale quasi-statiques sont réalisés à l'aide du dispositif de gonflement hydraulique monté sur une machine de traction-compression hydraulique

d'une capacité de 500 kN comme illustré sur la figure 2.6. La pression nécessaire à déformer la tôle est obtenue par le déplacement d'un piston qui pousse un fluide (de l'eau ici) vers la surface du flan. Les essais sont menés pour une vitesse de traverse imposée qui correspond à une vitesse de déformation quasi-statique d'environ $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$. Deux caméras permettent de mesurer le champ de déformation à la surface libre du flan. Des objectifs macros de 50 mm sont associés à des caméras de 5 Mpx. La taille du pixel est d'environ $46 \mu\text{m}$. La pression P est calculée indirectement par le biais de la cellule de force de la machine hydraulique. La figure 2.7b montre un flan déformé obtenu après un essai de gonflement à une vitesse de déformation quasi-statique.

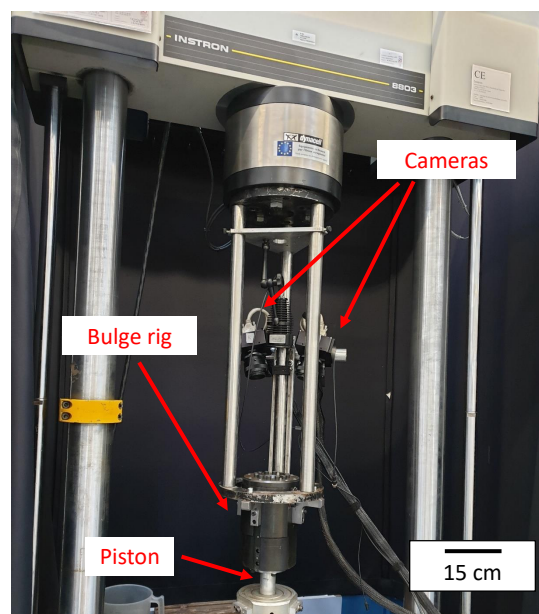


FIGURE 2.6 – Dispositif expérimental pour les essais d'expansion équi-biaxiale quasi-statique : dispositif de gonflement hydraulique monté sur une machine de traction-compression hydraulique

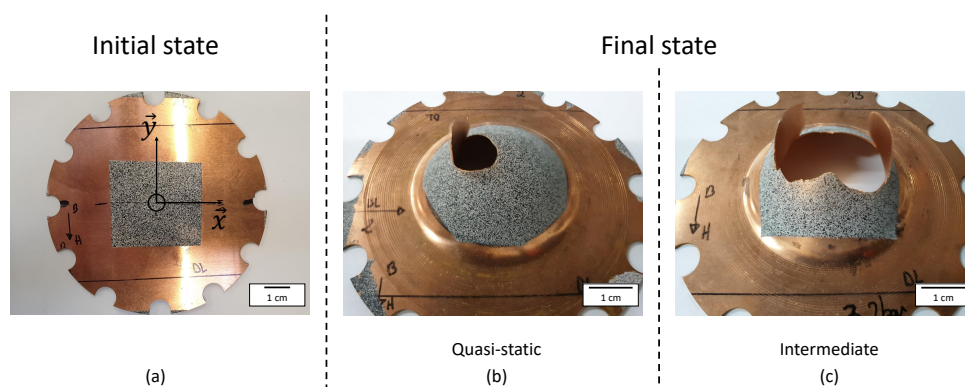


FIGURE 2.7 – Flan non déformé (a) ; flans déformés obtenus après des essais de gonflement hydraulique à une vitesse de déformation quasi-statique (b) et intermédiaires (c)

Condition dynamique

Le comportement mécanique à des vitesses de déformation intermédiaires est étudié avec un dispositif de gonflement hydraulique monté sur un système de barres d'Hopkinson comme illustré sur la figure 2.8.

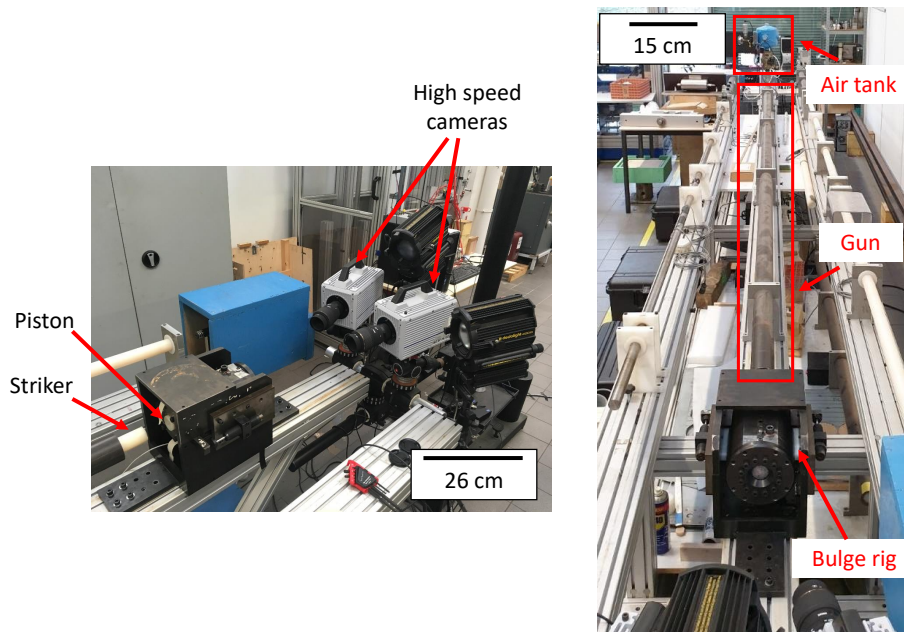


FIGURE 2.8 – Dispositif expérimental pour les essais d'expansion équibiaxiale dynamiques : dispositif de gonflement hydraulique monté sur un système de barres d'Hopkinson

Un piston est introduit dans le dispositif de gonflement hydraulique, le projectile situé dans le canon est tiré grâce à de l'air comprimé. Lors de l'essai, le dispositif reste immobile pendant le temps du premier chargement grâce à sa propre masse. Une partie de l'énergie du projectile est dissipée par la déformation de la tôle. Le reste de l'énergie est transmise au bâti par le biais de deux amortisseurs positionnés entre la cellule et le bâti. Le projectile de 3 m de long et de 35 mm de diamètre ainsi que le piston de 40 mm de diamètre en nylon, choisi pour son impédance proche de celle de l'eau. Le diamètre du projectile est plus faible que le diamètre du piston pour permettre une transmission totale des ondes. Un « pulse shaper » est utilisé, c'est-à-dire une rondelle en mousse (diamètre 60 mm) intercalée entre le piston et le projectile pour atténuer les oscillations sur la mesure de la pression.

Lors de l'essai, le champ de déplacement à la surface de la tôle est mesuré par stéréocorrélation d'images à l'aide de deux caméras Fastcam SA5 (objectifs de 105 mm). Les images sont enregistrées à une fréquence d'acquisition de 50 000 Hz avec une résolution de 512 pixels \times 272 pixels. La taille du pixel est d'environ 13,7 μm . Les images sont ensuite analysées avec le logiciel Aramis. La pression est mesurée à l'aide d'un capteur de pression XPM6 de 500 bar avec une fréquence d'acquisition de 10^6 Hz. Le capteur de pression est situé sous la matrice près de la surface de l'échantillon où la pression est appliquée.

La figure 2.7c montre un flan déformé obtenu après un essai de gonflement à une vitesse de déformation intermédiaire.

2.2 Détermination des courbes contrainte-déformation

Le post-traitement des données est basé sur l'hypothèse d'un comportement élastique linéaire isotrope, avec $E = 105,1$ GPa, mesuré à partir d'un essai de traction de type charge-décharge dans la direction de laminage (annexe D), et $\nu = 0,28$, valeur du coefficient de Poisson pour le cuivre pur mesurée par Adzima [82] et en supposant une conservation du volume pendant la déformation plastique.

2.2.1 Essais de traction uniaxiale

La figure 2.9a présente les isovaleurs de déformation en traction ε_{yy} correspondant à la force maximale dans la direction de laminage, la déformation est homogène sur la zone utile de l'éprouvette avec une déformation de l'ordre de 0,015. Les figures 2.10a et 2.10b présentent l'évolution de la déformation ε_{yy} le long d'une ligne pour les orientations $0^\circ/\text{DL}$ et $90^\circ/\text{DL}$ à différents instants au cours de l'essai. La ligne est centrée dans la largeur de l'éprouvette et parcourt sa longueur. À la contrainte maximale R_m , on observe que la déformation est homogène (0,015) dans la direction $0^\circ/\text{DL}$ (respectivement 0,04 pour $90^\circ/\text{DL}$). Ensuite, la déformation continue d'augmenter de manière homogène jusqu'à une valeur maximale de 0,073. Et enfin, la déformation se localise dans une zone pour atteindre une valeur maximale de 0,58 avant la rupture. Les mêmes tendances sont observées pour les orientations $45^\circ/\text{DL}$ et $90^\circ/\text{DL}$, bien que seules les courbes à $90^\circ/\text{DL}$ soient montrées. Toutefois, la déformation homogène maximale est beaucoup plus faible, mais la déformation avant rupture est du même ordre de grandeur.

Les champs de déformation sont exploités comme une moyenne de la déformation ε_{yy} sur une zone d'environ $25\text{ mm} \times 5,8\text{ mm}$ située au centre de l'éprouvette. Il s'agit de la déformation globale ($\varepsilon_{yy}(G)$). Une zone plus petite de $0,64\text{ mm} \times 1,3\text{ mm}$ centrée sur la zone de la striction est également utilisée, elle est considérée comme la déformation locale ($\varepsilon_{yy}(L)$). L'évolution des déformations locales et globales au cours du temps est montrée sur la figure 2.11 pour 3 orientations. Le graphe met en évidence l'écart important entre les déformations locales et globales, bien qu'elles soient les mêmes au début de l'essai pour toutes les orientations.

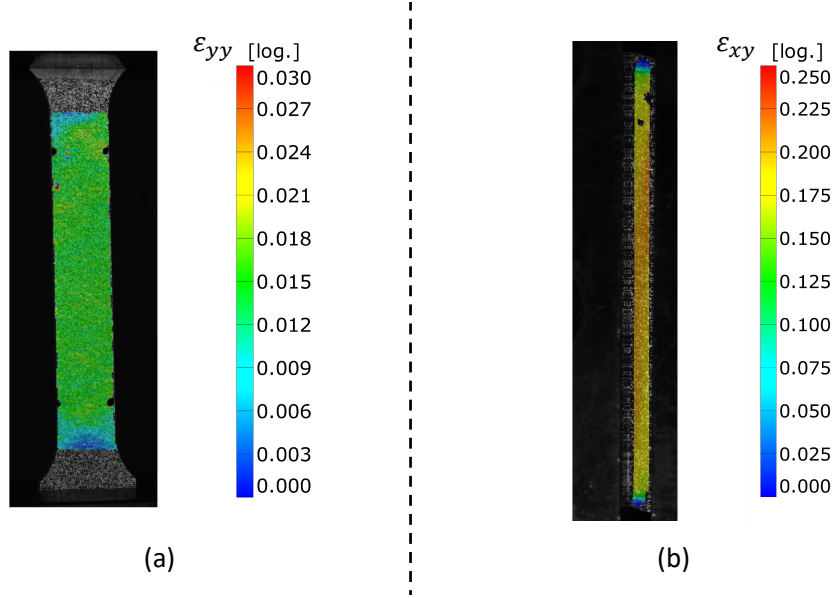


FIGURE 2.9 – Isovaleurs mesurées par corrélation d’images : (a) Isovaleurs de la déformation ε_{yy} à l’effort maximal pour un essai de traction dans la direction de laminage ; (b) Isovaleurs de la déformation ε_{xy} pour un essai de cisaillement simple dans la direction de laminage

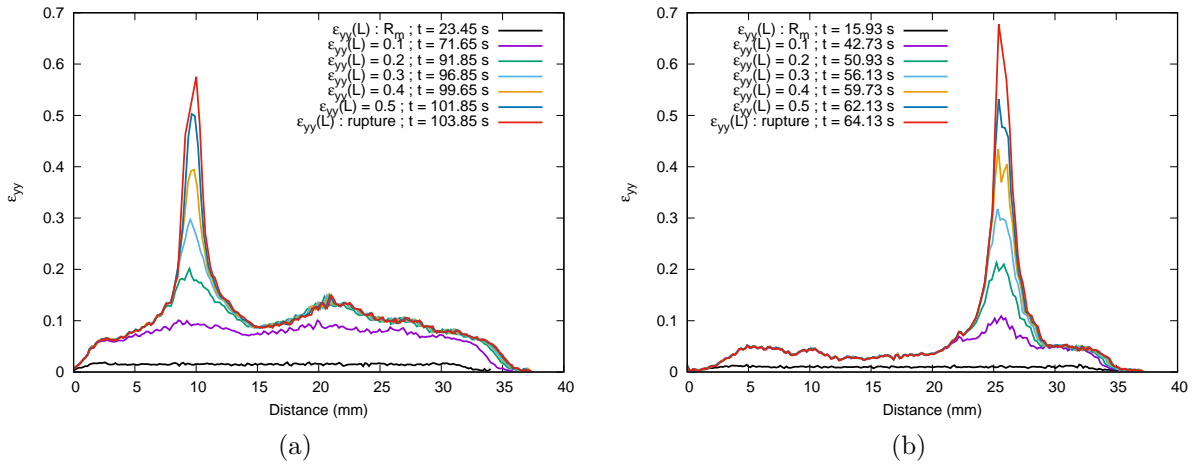


FIGURE 2.10 – Déformation logarithmique ε_{yy} le long d’une ligne pendant un essai de traction (t est le temps) dans la direction de laminage, à température ambiante, à une vitesse de déformation d’environ $0,001 \text{ s}^{-1}$: (a) orientation $0^\circ/\text{DL}$ (P0-00-07) ; (b) $90^\circ/\text{DL}$ (P0-90-01)

Les courbes contrainte-déformation sont tracées à partir de la contrainte de Cauchy ou de la contrainte nominale et de la déformation logarithmique globale ou locale :

- La contrainte nominale est calculée selon $\sigma_n = \frac{F}{S_0}$ où F est l’effort de traction appliqué sur l’éprouvette et S_0 l’aire de la section initiale de l’éprouvette
- La contrainte de Cauchy est calculée selon $\sigma_c = \frac{F}{S_0} \exp(\varepsilon_{yy})$
- La déformation logarithmique ε_{yy} est la déformation globale ou locale mesurée par

stéréo-corrélation d'images

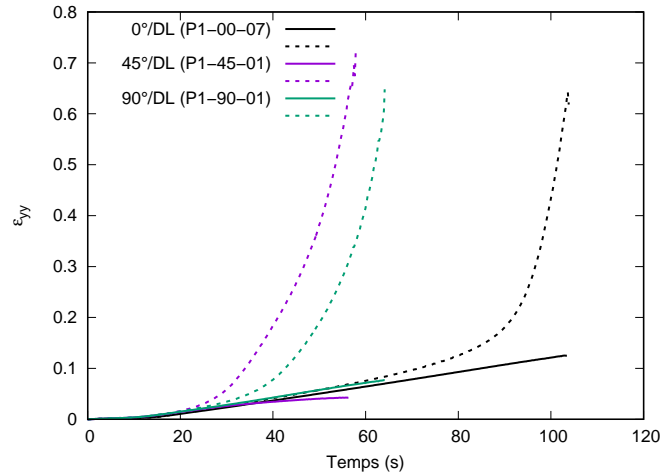


FIGURE 2.11 – Déformation logarithmique ε_{yy} globale (trait plein) et locale (trait pointillé) en fonction du temps pour les orientations 0° , 45° et 90° /DL, à température ambiante (nomenclature : Type d'essai-Orientation-N°éprouvette)

Les valeurs de la limite élastique $R_{p0,2}$ et de la résistance à la traction R_m sont obtenues à partir des courbes contrainte de Cauchy-déformation logarithmique pour chaque essai, le détails des valeurs est présenté en annexe D. De même, les essais de répétabilité en traction sont présentés en annexe E.

Les coefficients d'anisotropie plastique r_α sont déterminés à partir des graphes issus de la déformation plastique transverse globale ε_{xx}^p en fonction de la déformation plastique dans l'épaisseur globale ε_{zz}^p . C'est la pente de la courbe obtenue par régression linéaire c'est-à-dire $r_\alpha = \frac{d\varepsilon_{xx}^p}{d\varepsilon_{zz}^p}$. La régression est réalisée sur la partie linéaire de la courbe pour des déformations plastiques qui peuvent aller au-delà de l'apparition de la striction.

La détermination des coefficients d'anisotropie nécessite le calcul des déformations plastiques ε_{yy}^p , ε_{xx}^p et ε_{zz}^p . Pour chaque essai, les déformations plastiques sont calculées selon : $\varepsilon_{yy}^p = \varepsilon_{yy} - \frac{\sigma_c}{E}$; $\varepsilon_{xx}^p = \varepsilon_{xx} + \nu \frac{\sigma_c}{E}$; $\varepsilon_{zz}^p = -(\varepsilon_{yy}^p + \varepsilon_{xx}^p)$.

La figure 2.12 présente les graphes de la déformation globale transverse ε_{xx}^p en fonction de la déformation globale dans l'épaisseur ε_{zz}^p utilisés pour le calcul des coefficients d'anisotropie plastique r_α .

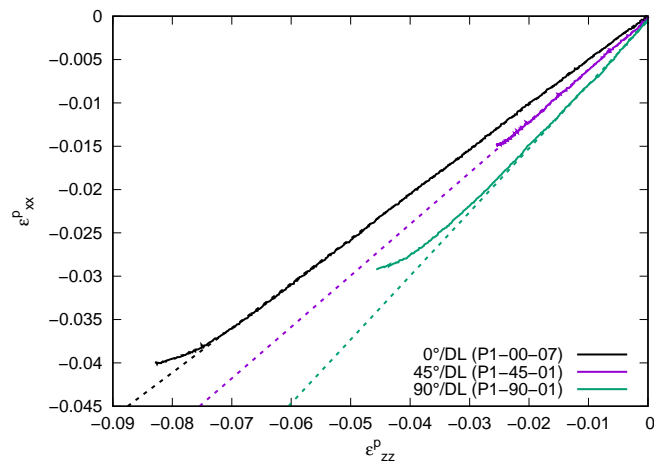


FIGURE 2.12 – Détermination des coefficients r_α à partir des graphes de la déformation transverse globale ε_{xx}^p en fonction de la déformation dans l'épaisseur globale ε_{zz}^p (trait plein) avec une régression linéaire (trait pointillé) pour les orientations 0°, 45° et 90°/DL, à température ambiante

2.2.2 Essais de cisaillement simple

La figure 2.9b présente les isovaleurs de la déformation en cisaillement ε_{xy} mesurées par corrélation d'images pour un essai de cisaillement simple dans la direction laminage, la déformation est homogène dans la zone centrale de l'échantillon avec une déformation moyenne d'environ 0,2.

La figure 2.13 présente l'évolution de la déformation en cisaillement γ le long d'une ligne pour un essai dans la direction de laminage pour différents instants au cours de l'essai qui correspondent à différentes valeurs de la déformation γ dans la zone homogène de l'éprouvette. La ligne est centrée dans la largeur de l'éprouvette et parcourt sa longueur. Au cours de l'essai, la déformation γ est homogène dans la longueur de l'éprouvette jusqu'à une valeur moyenne de 0,4. Puis une localisation se produit aux alentours d'une distance de 20 mm jusqu'à atteindre une déformation de cisaillement maximale d'environ 0,85 à la fin de l'essai. L'analyse de la distribution de la déformation le long de l'éprouvette permet de mettre en évidence une zone centrale de 30 mm de long où la déformation est relativement homogène. Dans cette zone, la variation de la déformation γ , pour une déformation moyenne de 0,1 et 0,8 est respectivement de 19% et de 18% le long de la ligne. L'hétérogénéité n'évolue pas au cours de l'essai. Cependant, un certain degré d'hétérogénéité est notable, et reste comparable à l'hétérogénéité mesurée pour un acier qui présente une variation de 14% [95].

Les courbes contrainte-déformation sont tracées en utilisant la contrainte nominale en cisaillement σ_{xy} et la déformation γ , calculée par : $\gamma = 2\varepsilon_{xy}$ où ε_{xy} correspond à la déformation moyenne mesurée par corrélation d'image sur une surface d'environ 30 mm \times 1 mm située au centre de l'éprouvette. La contrainte de Cauchy est calculée selon :

$\sigma_{xy} = \frac{F}{S_0}$ où S_0 est la section initiale de l'éprouvette.

Les essais de répétabilité en cisaillement simple sont présentés en annexe E.

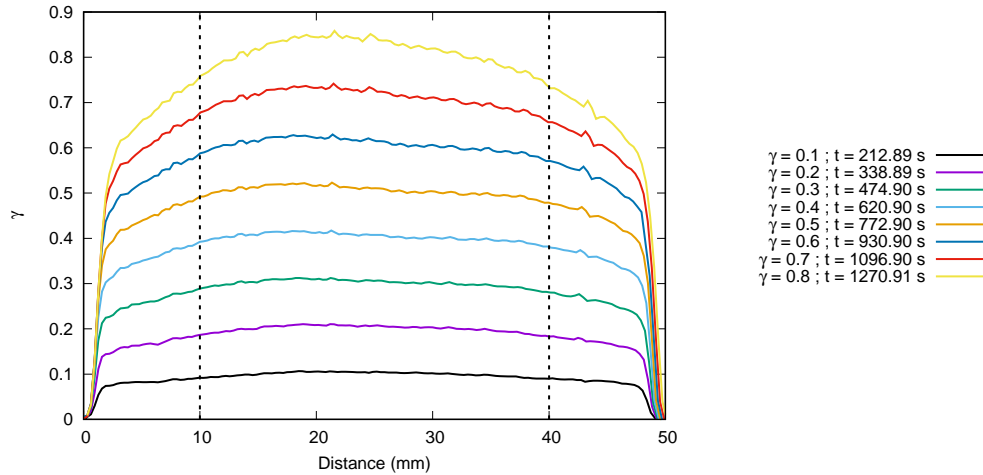


FIGURE 2.13 – Déformation logarithmique γ le long d'une ligne au cours d'un essai de cisaillement simple (t est le temps de l'essai) dans la direction de laminage, à température ambiante, à une vitesse de déformation d'environ $0,0007 \text{ s}^{-1}$ (C1-00-04)

2.2.3 Procédure d'analyse des essais de gonflement hydraulique

Détermination du rayon de courbure

Le déplacement (U_x, U_y, U_z) des points de la surface extérieure du flan est mesuré dans un système de coordonnées $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$. L'origine du système de coordonnées est le centre du flan circulaire. Le repère est placé de manière à ce que (\vec{x}, \vec{y}) soient dans le plan de la tôle avec l'axe \vec{x} orientée dans la direction de laminage, l'axe \vec{y} transverse à la direction de laminage et l'axe \vec{z} dans la direction hors plan. La position en z des points mesurés à la surface du dôme en fonction des positions radiales (x, y) est approchée par une fonction polynomiale d'ordre 6 de forme paraboïde :

$$z(x, y) = a_0x^6 + a_1y^6 + a_2x^4 + a_3y^4 + a_4x^2 + a_5y^2 + a_6x + a_7y + a_8 \quad (2.1)$$

Le rayon de courbure extérieur ρ_{out} est la moyenne des rayons de courbure dans les deux directions principales du plan de la tôle autrement dit dans les directions de laminage

et transverse. Il est donné par les équations suivantes :

$$\rho_{out} = \left[\frac{1}{\rho_1} + \frac{1}{\rho_2} \right]^{-1}$$

$$\rho_1(x=0, y=0) = \left| \frac{\left(1 + \left(\frac{dz}{dx} \right)^2 \right)^{3/2}}{\frac{d^2z}{dx^2}} \right| \quad (2.2)$$

$$\rho_2(x=0, y=0) = \left| \frac{\left(1 + \left(\frac{dz}{dy} \right)^2 \right)^{3/2}}{\frac{d^2z}{dy^2}} \right|$$

Équations de la norme (ISO 16808)

Les équations de la norme ISO 16808 [96] permettant d'obtenir les courbes contrainte-déformation sont décrites par la suite. Ces équations sont préconisées pour des essais de gonflement hydraulique avec un rapport $D/e_0 \geq 100$.

Dans le cas d'un matériau isotrope, le sommet du dôme est dans un état de contrainte équi-biaxiale, c'est-à-dire à un état de contrainte où $\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \hat{\sigma}_B$ et un état de déformation où $\varepsilon_{xx} = \varepsilon_{yy}$. La contrainte est alors calculée à partir de la pression appliquée :

$$\hat{\sigma}_B = \frac{P\rho_{out}}{2\hat{e}} \quad (2.3)$$

En utilisant l'hypothèse de conservation du volume et en négligeant les déformations élastiques, la déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{zz}$ peut être approximée à partir des déformations principales ε_{xx} et ε_{yy} , conduisant au calcul de l'épaisseur réelle \hat{e} :

$$\begin{aligned} \hat{\varepsilon}_{zz} &\approx -\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy} \\ \hat{e} &= e_0 \exp(\hat{\varepsilon}_{zz}) \end{aligned} \quad (2.4)$$

La déformation plastique dans l'épaisseur ε_{zz}^p , prise comme déformation plastique équi-valente, est donnée par :

$$\hat{\varepsilon}_{zz}^p = -\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy} + 2\frac{1-\nu}{E}\hat{\sigma}_B \quad (2.5)$$

Les notations $\hat{\varepsilon}_{zz}$, \hat{e} , $\hat{\sigma}_B$ sont utilisées pour les équations de la norme.

Ces relations sont valables pour des rapports D/e_0 élevés. Pour des valeurs $D/e_0 < 100$, la norme recommande de vérifier que la déformation de flexion ε_{bend} est négligeable par rapport à la déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{zz}$, qui peut être estimée par la formule :

$$\hat{\varepsilon}_{bend} \approx -2 \ln \left(1 - \frac{e_0 \exp(\hat{\varepsilon}_{zz})}{2\rho_{out}} \right) \quad (2.6)$$

Équations proposées par Lafilé *et al.* pour $D/e_0 < 100$

Dans le cas d'un faible rapport $D/e_0 < 100$, Lafilé *et al.* [97] proposent une approximation de la déformation moyenne dans l'épaisseur et de l'épaisseur en prenant en compte les déformations élastiques et les déformations de flexion dans la tôle. De plus, une contrainte équivalente moyenne de gonflement hydraulique est calculée à partir d'une approximation du rayon de courbure intérieur. Ces équations reposent sur l'analyse d'une base de données matériau couplée à la simulation numérique. Toutes les équations citées par la suite sont issues de [97].

La procédure de détermination des courbes contrainte-déformation pour un rapport D/e_0 inférieur à 100 est ensuite rappelée. La mesure du champ de déplacement (U_x, U_y, U_z) à la surface du flan et la mesure du champ de déformation $(\varepsilon_{xx}, \varepsilon_{yy})$ au sommet du dôme permettent d'avoir une première approximation de la courbe contrainte-déformation à l'aide des équations de la norme de $\hat{\sigma}_B$ et de $\hat{\varepsilon}_{zz}^p$ (équations 2.3 et 2.5). Ensuite, cette courbe est discrétisée en un nombre d'intervalles N . Pour chaque intervalle, un couple de paramètres (K_0, n_0) est identifié en interpolant la courbe contrainte-déformation avec une loi de Swift. Le coefficient n_0 identifié pour chaque intervalle est utilisé pour calculer le rayon de courbure interne ρ_{in} à partir d'une fonction empirique $f_\rho(e/e_0)$, avec e l'épaisseur réelle :

$$f_\rho(e/e_0) = \frac{\rho_{out} - \rho_{in}}{2e} \quad (2.7)$$

Une évolution linéaire de f_ρ avec l'épaisseur est proposée, en se basant sur une grande base de données numériques :

$$\begin{aligned} f_\rho(n, e/e_0) &= \alpha(n) \frac{e}{e_0} + \beta(n) \\ \alpha(n) &= -4,20n^2 + 4,00n - 1,40 \\ \beta(n) &= 4,83n^2 - 4,81n + 2,30 \end{aligned} \quad (2.8)$$

La contrainte de gonflement hydraulique moyenne σ_B^{av} , correspondant à la contrainte au milieu de l'épaisseur de la tôle, et la contrainte équivalente moyenne $\bar{\sigma}^{av}$ sont ensuite calculées à partir de ρ_{in} :

$$\sigma_B^{av} = \frac{P\rho_{in}}{2e} = \frac{P(\rho_{out} - 2f_\rho e)}{2e} \quad (2.9)$$

Pour un état de contrainte équi-biaxiale, la contrainte équivalente de von Mises est donnée par $\bar{\sigma} = |\sigma_{xx} - \sigma_{zz}|$. La contrainte équivalente moyenne de von Mises s'écrit $\bar{\sigma}^{av} = (\sigma_B^{av} - \sigma_{zz}^{av})$. L'évolution de la contrainte hors plan dans l'épaisseur σ_{zz} est supposée linéaire entre la face intérieure ($\sigma_{zz}^{in} = -P$) et la face extérieure ($\sigma_{zz}^{out} = 0$) du dôme. La contrainte moyenne hors plan est alors donnée par $\sigma_{zz}^{av} = -P/2$.

$$\bar{\sigma}^{av} = \sigma_B^{av} + P/2 \quad (2.10)$$

La déformation moyenne dans l'épaisseur ε_{zz}^{av} et la déformation plastique moyenne dans l'épaisseur $\varepsilon_{zz}^{p,av}$, correspondant aux valeurs de déformation au milieu de l'épaisseur de la tôle, sont calculées respectivement à partir des équations 2.11 et 2.12. Ces expressions prennent en compte les contributions des déformations élastiques et de flexion.

$$\varepsilon_{zz}^{av} = -(\varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy}) + 2\frac{1-2\nu}{E}\sigma_B^{av} + \frac{1-2\nu}{E}\sigma_{zz}^{av} + (\varepsilon_{xx}^{bend} + \varepsilon_{yy}^{bend}) \quad (2.11)$$

$$\varepsilon_{zz}^{p,av} = \varepsilon_{zz}^{av} - \left(-\frac{2\nu}{E}\sigma_B^{av} + \frac{1}{E}\sigma_{zz}^{av}\right) \quad (2.12)$$

L'évolution de l'épaisseur e est calculée à partir de l'équation 2.4 en utilisant la déformation moyenne dans l'épaisseur ε_{zz}^{av} . La déformation de flexion est ensuite calculée [97].

$$\varepsilon_{zz}^{bend} = \varepsilon_{xx}^{bend} + \varepsilon_{yy}^{bend} = \frac{e_0}{D_c} \left[\frac{1,116 \times \ln \left(1,062 \left(0,5 + \frac{\rho_{out}}{D_c} \right) \right)}{\left(\frac{\rho_{out}}{D_c} - 0,320 \right)^{1,527}} + \frac{D_c}{\rho_{out}} \cdot \frac{E}{A} \right] \quad (2.13)$$

avec E le module d'Young du matériau, A un paramètre ayant la même unité que E ($A = 2000$ GPa) et D_c le diamètre d'ouverture de la matrice corrigée qui prend en compte le rayon de courbure de la matrice r :

$$D_c = \frac{D\rho_{out}}{\rho_{out} + r} \quad (2.14)$$

Une fois que la courbe $\bar{\sigma}^{av} - \varepsilon_{zz}^{p,av}$ est obtenue, elle est ensuite approchée par une loi de Swift. L'écart entre l'ancien et le nouveau coefficient d'écroutissage est évalué. Si l'écart est trop important, le nouveau coefficient d'écroutissage est utilisé pour le calcul de ρ_{in} et la détermination d'une nouvelle courbe $\bar{\sigma}^{av} - \varepsilon_{zz}^{p,av}$. Ces étapes sont répétées jusqu'à ce que le coefficient d'écroutissage converge avec une précision de $\delta_n = 10^{-4}$.

La figure 2.14 met en évidence la bonne répétabilité obtenue pour les essais de gonflement, dans des conditions quasi-statiques.

La figure 2.15 présente une comparaison entre les courbes contrainte-déformation en expansion équi-biaxiale pour une contrainte $\hat{\sigma}_B$ calculée à partir de l'équation de la norme et une contrainte $\bar{\sigma}^{av}$ selon l'approche de Lafilé *et al.* Pour une déformation de 0,7, l'équation de la norme donne une contrainte $\hat{\sigma}_B = 417,7$ MPa et la correction conduit à une contrainte $\bar{\sigma}^{av} = 397,5$ MPa. L'équation de la norme surestime le niveau de contrainte d'environ 5,1 % par rapport à la correction. Cette correction permet une meilleure représentation de la contrainte pour un gonflement hydraulique de faible rapport D/e_0 .

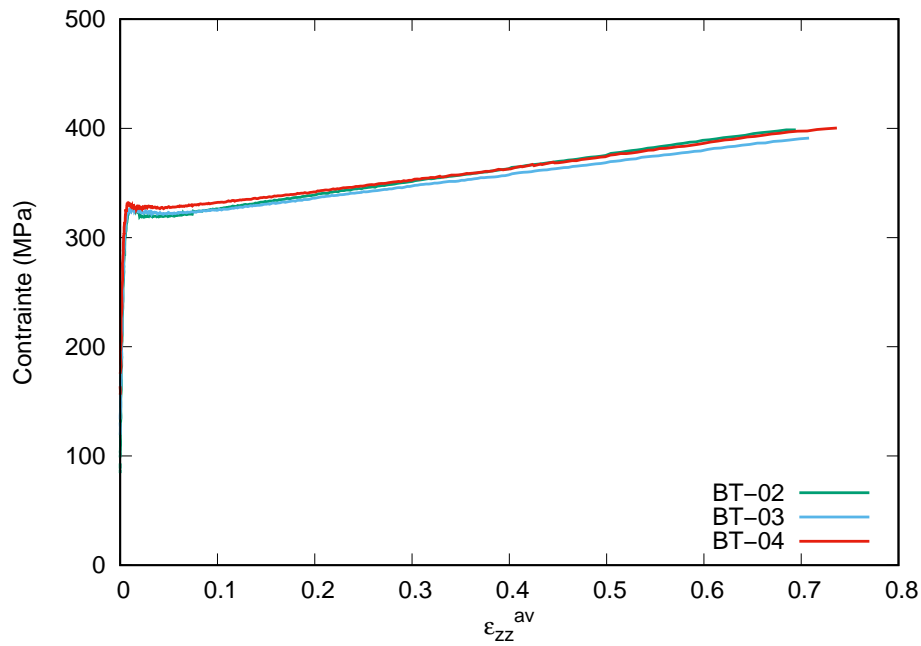


FIGURE 2.14 – Courbes de contrainte $\bar{\sigma}^{av}$ en fonction de la déformation moyenne dans l'épaisseur ε_{zz}^{av} pour les essais quasi-statiques

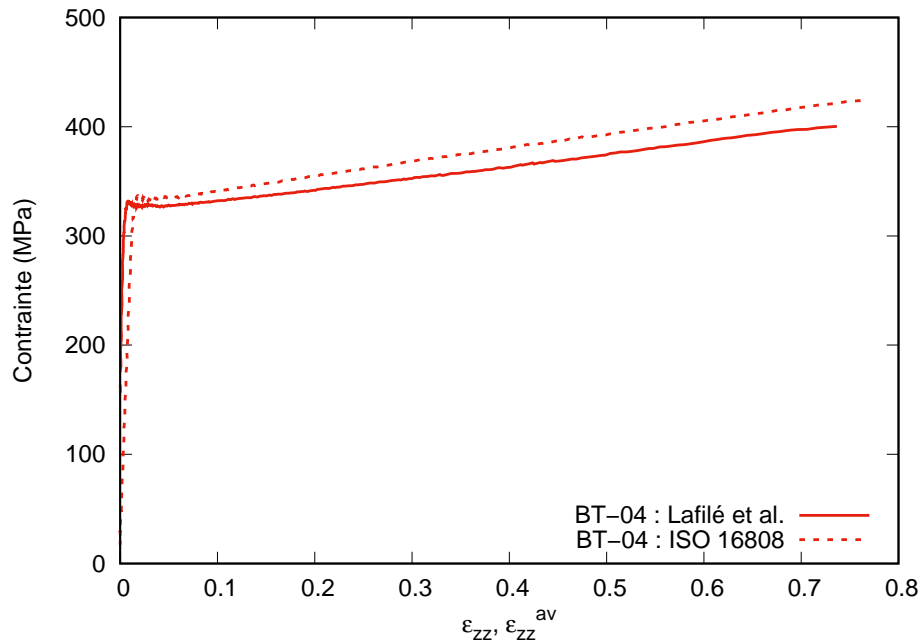


FIGURE 2.15 – Comparaison des courbes de comportement en expansion équi-biaxiale pour $\hat{\sigma}_B$ (équations de la norme) et $\bar{\sigma}^{av}$ (équations de Lafilé *et al.*) en fonction de la déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{zz}$ et ε_{zz}^{av}

Le calcul de la contrainte nécessite la mesure de la pression. Le signal de pression mesuré pendant l'essai présente des oscillations correspondant aux effets dynamiques induits par le système de barres d'Hopkinson. L'utilisation de la mesure de pression nécessite donc un lissage du signal. Le signal brut est mesuré par le capteur de pression à une

fréquence d'acquisition de 10^6 Hz. Ce signal est interpolé sur la base de temps des images enregistrées par les caméras rapides (50 000 Hz). Ce dernier est ensuite lissé à l'aide d'une moyenne mobile triangulaire sur ± 30 points de mesure. Le lissage du signal de la pression est ensuite complété par une interpolation de la courbe de la pression lissée en fonction de la déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{33}$ par une fonction polynomiale d'ordre 6.

La figure 2.16 montre les signaux issus du traitement du signal de la pression. Le signal brut présente des oscillations d'une amplitude maximale allant jusqu'à 8 MPa. L'amplitude maximale des oscillations du signal interpolé sur le temps des caméras peut atteindre 7,2 MPa. L'effet du filtrage sur l'amplitude des oscillations est faible. Le signal lissé par la moyenne mobile présente des oscillations d'une amplitude beaucoup plus faible, l'amplitude maximale étant d'environ 1 MPa. La figure 2.17 montre, le signal de pression lissé en fonction de la déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{33}$ après la dernière étape de lissage.

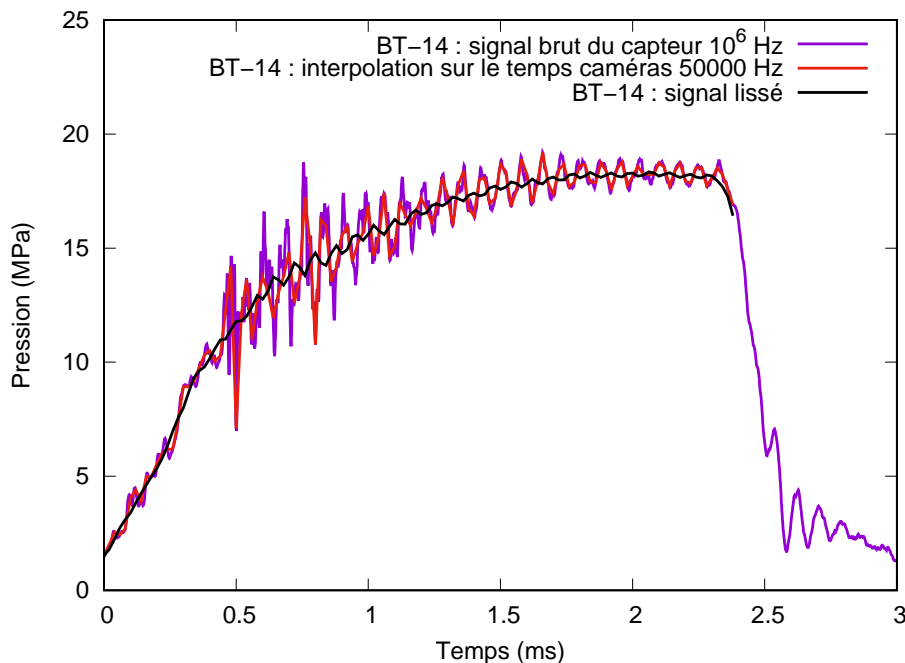


FIGURE 2.16 – Traitement du signal de pression : signal brut (10^6 Hz), signal interpolé sur le temps des images des caméras (50 000 Hz) et signal lissé avec une moyenne mobile triangulaire

Dans les essais dynamiques, des vitesses de déformation allant de 217 à 364s^{-1} sont atteintes. Au cours des essais, la vitesse n'est pas contrôlée, la gamme de vitesse obtenue reste dans la même décade, ce qui donne des essais assez répétables en termes de vitesse de déformation.

La figure 2.18 montre les courbes de la déformation dans l'épaisseur $\hat{\varepsilon}_{33}$ en fonction du temps ainsi que la variation de la vitesse de déformation brute et lissée. La vitesse de déformation est calculée selon une dérivée centrée $\left(\dot{\varepsilon}(i) = \frac{t_{i+1} - t_{i-1}}{\varepsilon_{i+1} - \varepsilon_{i-1}}\right)$. La courbe de vitesse de déformation lissée est obtenue par une moyenne mobile avec une fonction poly-

nomiale de degré 6 sur ± 15 points de mesure. La déformation dans l'épaisseur augmente jusqu'à une valeur de 0,75 au moment de la rupture. La courbe d'évolution de la vitesse de déformation lissée montre que la vitesse de déformation varie entre 170 et 400 s^{-1} et peut atteindre 1000 s^{-1} en fin d'essai, avec une vitesse de déformation moyenne de 308 s^{-1} .

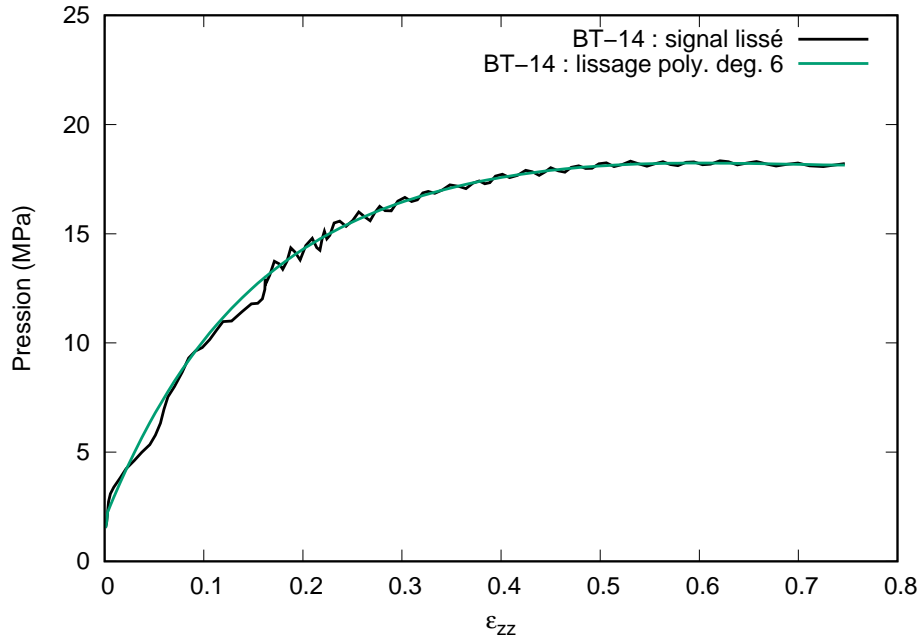


FIGURE 2.17 – Signal de pression lissé en fonction de la déformation dans l'épaisseur $\hat{\epsilon}_{33}$ avant et après la dernière étape de lissage par une fonction polynomiale d'ordre 6

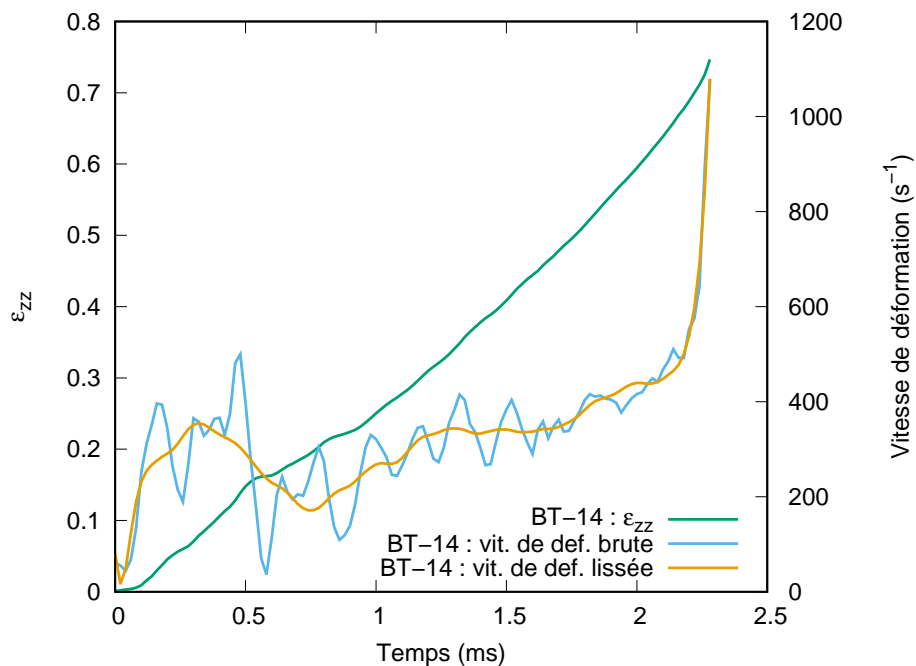


FIGURE 2.18 – Déformation dans l'épaisseur $\hat{\epsilon}_{33}$, vitesse de déformation brute et lissée en fonction du temps, la vitesse de déformation moyenne est d'environ 308 s^{-1} pour cet essai

2.3 Résultats

2.3.1 Courbes contrainte-déformation et changement de trajets de déformation

Lors de la mise en forme des tôles, celles-ci peuvent subir des trajets de déformation complexes où plusieurs modes de déformation (traction uniaxiale, déformation plane pendant le laminage, expansion équi-biaxiale) se succèdent. Une modification du trajet de déformation peut entraîner une réduction de la capacité de la tôle à se déformer sans apparition de striction et donc conduire à une rupture prématurée de la tôle lors de son formage.

Pour caractériser un changement de trajet de déformation, Schmitt *et al.* [98] ont proposé le paramètre θ qui peut varier de -1 à 1 :

$$\theta = \frac{\boldsymbol{\varepsilon}^1 : \boldsymbol{\varepsilon}^2}{|\boldsymbol{\varepsilon}^1| |\boldsymbol{\varepsilon}^2|} \quad (2.15)$$

avec $|\boldsymbol{\varepsilon}| = \sqrt{\varepsilon_{ij}\varepsilon_{ij}}$ où $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ est le tenseur des pré-déformations plastiques (chargement 1) et $\boldsymbol{\varepsilon}$ le tenseur des déformations plastiques représentant le chargement 2. Pour $\theta = 1$, la séquence de chargement est monotone, les mêmes systèmes de glissement sont activés avant et après le second chargement. Pour $\theta = -1$, c'est une séquence de chargement de Bauschinger avec l'activation des mêmes systèmes de glissement dans la direction opposée lors du second chargement. Enfin, $\theta = 0$ correspond à une séquence de chargement orthogonale avec l'activation des systèmes de glissement non actifs durant le premier trajet de déformation.

La localisation en traction du cuivre Cu-ETP se produit de manière prématurée, ce qui laisse penser à un changement de trajet lié au traitement mécanique par laminage pour atteindre l'état métallurgique R290 [99]. C'est pourquoi le paramètre θ a été calculé pour plusieurs séquences de trajet de déformation réalisées dans cette étude (figure 2.19), avec le chargement 1, le laminage qui correspond à un trajet en déformations planes et le chargement 2 correspond à des trajets de traction uniaxiale, de cisaillement simple ou d'expansion équi-biaxiale. Les valeurs de θ sont présentées dans le tableau 2.2. La séquence laminage-traction uniaxiale à $0^\circ/\text{DL}$ donne un paramètre θ proche de 1, c'est-à-dire à une séquence monotone. Lorsque la traction passe à $90^\circ/\text{DL}$, $\theta = 0$, c'est une séquence orthogonale. De même, la séquence laminage-cisaillement simple à $90^\circ/\text{DL}$ conduit à une séquence orthogonale ($\theta = 0$). La séquence laminage-expansion équi-biaxiale est proche d'un chargement monotone avec θ proche de 1.

TABLEAU 2.2 – Valeurs du paramètre de Schmitt θ pour plusieurs séquences de trajet de déformation, calcul de θ à partir de $\boldsymbol{\varepsilon}^1$, le tenseur des pré-déformations plastiques (chargement 1) et $\boldsymbol{\varepsilon}^2$ le tenseur des déformations plastiques (chargement 2)

Séquences	$\boldsymbol{\varepsilon}^1$	$\boldsymbol{\varepsilon}^2$	θ
Laminage DP + Traction 0°/DL	$\varepsilon_{yy}^1 \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{pmatrix}$	$\varepsilon_{yy}^2 \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{1}{2} & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{2} \end{pmatrix}$	$\sqrt{3}/2 \approx 0,87$
Laminage DP + Traction 90°/DL	$\varepsilon_{yy}^1 \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{pmatrix}$	$\varepsilon_{yy}^2 \begin{pmatrix} -\frac{1}{2} & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -\frac{1}{2} \end{pmatrix}$	0
Laminage DP + cisaillement simple 0°/DL	$\varepsilon_{yy}^1 \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{pmatrix}$	$\varepsilon_{xy}^2 \begin{pmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$	0
Laminage DP + Équi-biaxiale	$\varepsilon_{yy}^1 \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 \end{pmatrix}$	$\varepsilon_{yy}^2 \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -2 \end{pmatrix}$	$\sqrt{3}/2 \approx 0,87$

Séquence laminage-traction

La figure 2.19 montre une comparaison des courbes de contrainte-déformation en traction pour le cuivre Cu-ETP R290 dans un état écroui et d'autres cuivres purs (99,9%, 0,1 mm) de la littérature [82, 100] qui semblent être dans un état écroui en comparaison avec les données de la norme [5]. Cependant, l'état métallurgique n'est pas précisé. Le graphique montre clairement le rôle de l'état métallurgique sur le niveau de contrainte, l'apparition de la striction et la ductilité. La comparaison des courbes contrainte nominale-déformation pour les différents matériaux, montre que le cuivre Cu-ETP R290 présente un niveau de contrainte plus important, le cuivre Cu-ETP R290 possède un état initial écroui de plus forte intensité en comparaison avec les autres cuivres de la littérature. De même, le cuivre Cu-ETP R290 atteint sa valeur de résistance à la traction pour une très faible valeur de la déformation, 0,015, contre 0,098 et 0,125 pour les autres matériaux. Ce faible niveau de déformation à l'apparition de la striction a également été observé par Rees *et al.* [101] pour un cuivre Cu-ETP (6 mm) dans un état écroui, la valeur maximale de la déformation atteinte à la striction était de 0,013, valeur très proche de celle mesurée dans cette étude. La localisation précoce du cuivre Cu-ETP R290 pourrait provenir de son état initial.

Les propriétés mécaniques du cuivre Cu-ETP R290 et de deux cuivres purs de la littérature sont présentées dans le tableau 2.3. Le matériau Cu-ETP R290 présente des propriétés mécaniques supérieures, la limite d'élasticité ($R_{p0,2}$) est respectivement de 303,6 et 242,7-254,6 MPa pour le cuivre Cu-ETP et les autres cuivres écrouis et la résistance

mécanique (R_m) est respectivement de 308,6 et 251,7-270,7 MPa pour le cuivre Cu-ETP et les autres cuivres écrouis.

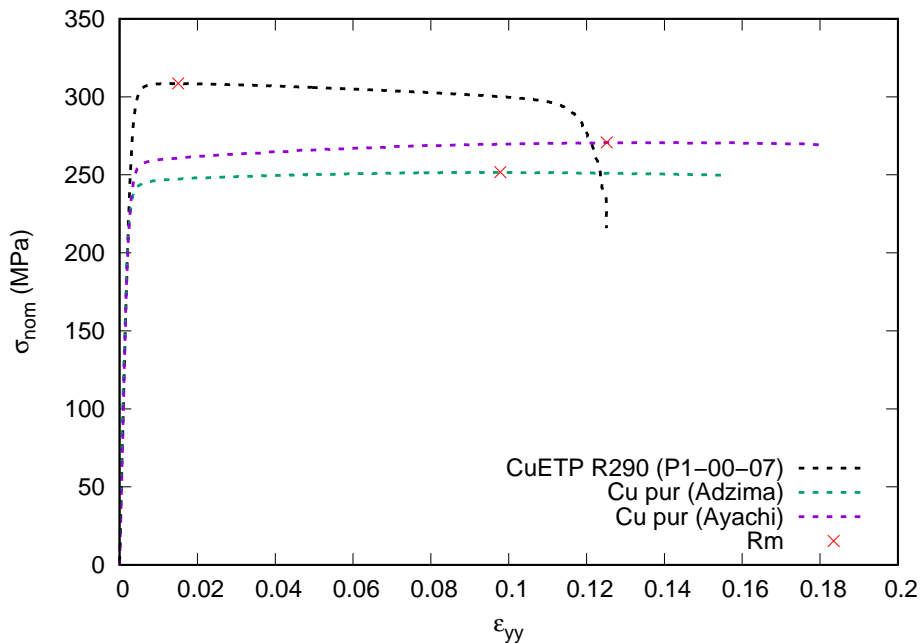


FIGURE 2.19 – Comparaison du comportement mécanique en traction pour plusieurs cuivres purs écrouis : Cu-ETP R290 et deux cuivres de la littérature [82, 100]

TABLEAU 2.3 – Propriétés mécaniques du cuivre Cu-ETP R290 (0°/DL), comparaison avec des cuivres purs 99,9 % écrouis de la littérature [82, 100] (le taux d'écrouissage n'est pas spécifié)

Propriétés	Cu-ETP R290 écroui	Cu pur (99,9 %) écroui
E (GPa)	$105,1 \pm 0,2$	104
$R_{p0,2}$ (MPa)	$303,6 \pm 0,4$	242,7-254,6
R_m (MPa)	$308,6 \pm 0,0$	251,7-270,7

En considérant l'état initial d'écrouissage, R290, obtenu par laminage, la séquence laminage-traction implique un changement de trajet de déformation dont l'amplitude change en fonction de l'angle de la direction de traction par rapport à la direction de laminage [102]. En effet, la localisation se produit à une déformation plus faible pour les essais de traction à 45°/DL et 90°/DL, par rapport à celui à 0°/DL. De manière analogue, l'essai à 0°/DL présente une ductilité plus grande en comparaison avec les essais à 45°/DL et 90°/DL. Ces différences peuvent être liées aux différentes valeurs du paramètre de Schmitt, proche de 1 à 0°/DL et qui diminue jusqu'à une valeur nulle à 90°/DL. Ces différences sont mises en évidence sur la figure 2.20. Cependant, même si l'apparition de la striction est retardée à 0°/DL, la localisation reste rapide par rapport aux autres cuivre de la littérature. Ce qui laisse penser que le changement de trajet ne permet pas d'expliquer la localisation rapide pour l'essai à 0°/DL.

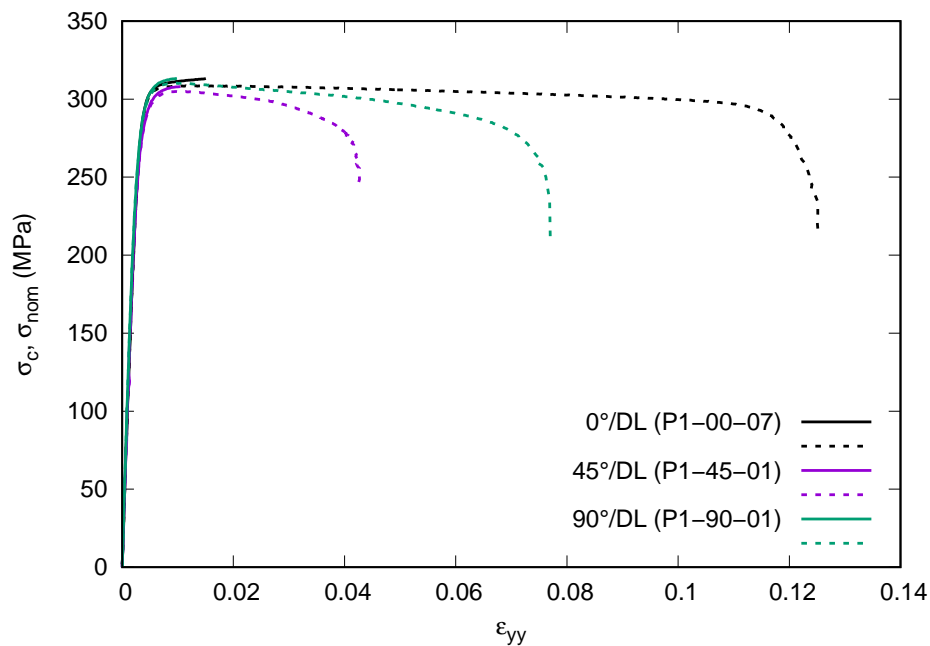


FIGURE 2.20 – Contrainte de Cauchy (trait plein) et nominale (trait pointillé) en fonction de la déformation logarithmique globale pour les orientations 0° , 45° et 90° /DL, à température ambiante

Fernandes et Vieira [99, 102] ont étudié un changement de trajet orthogonal sur du cuivre Cu-OF (99,95 %, 1 mm) avec un état initial recuit. Pour l'étude du changement de trajet, les auteurs ont travaillé avec une séquence de laminage-traction. La tôle initiale a été laminée de manière à atteindre plusieurs valeurs de pré-déformation équivalente allant de 0 à 0,22 où la valeur nulle correspond à l'état initial de la tôle sans pré-déformation. Le laminage a été suivi d'une traction uniaxiale à 90° /DL. La figure 2.21a reprend les courbes contrainte nominale-déformation nominale obtenues pour différentes valeurs de pré-déformation et sans pré-déformation. Les auteurs montrent l'apparition d'une inflexion au niveau de la transition élastique-plastique pour une pré-déformation supérieure ou égale à 0,06, ainsi que l'apparition d'une localisation précoce juste après avoir atteint la limite d'élasticité lorsque l'intensité de la pré-déformation augmente. De même, la comparaison des courbes d'écroutissage avec pré-déformation et sans pré-déformation de la figure 2.21b, montre que pour un même niveau de déformation, la contrainte d'écoulement lors du second chargement est plus élevée en présence de pré-déformation. La pré-déformation induit également un écroutissage faible par rapport au matériau sans pré-déformation, avec un écroutissage qui s'apparente à un plateau après la zone de transition élastique-plastique. Les observations de Fernandes et Vieira rejoignent celles sur le cuivre Cu-ETP R290. En effet, ce dernier présente une localisation précoce (figure 2.20) provenant de son état initial pré-écroui à 90° /DL.

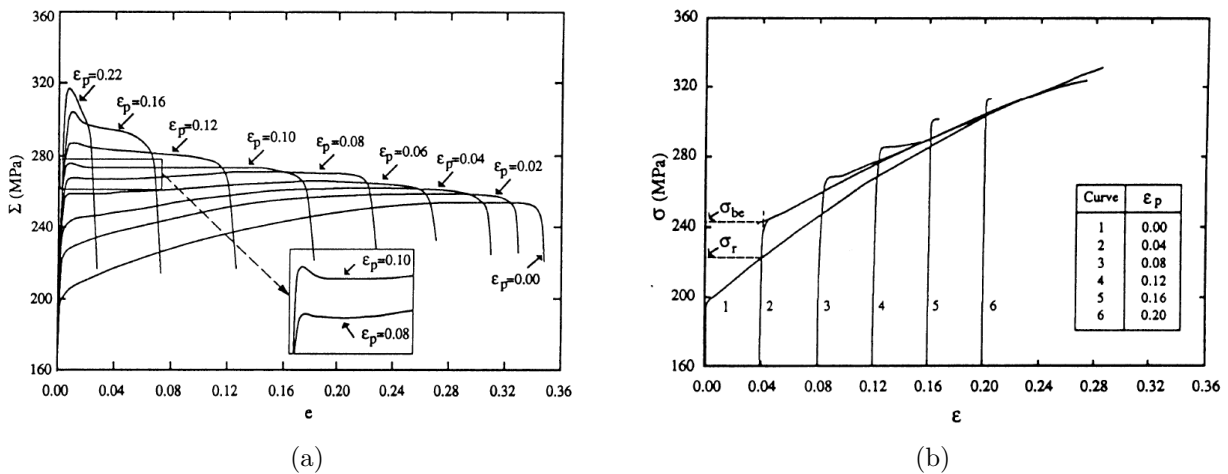


FIGURE 2.21 – Courbes contrainte-déformation en traction pour différentes pré-déformation par laminage et sans pré-déformation : (a) Courbes contrainte nominale-déformation nominale ; (b) Courbes contrainte de Cauchy-déformation logarithmique [99]

Séquence laminage-cisaillement simple

Les courbes obtenues en cisaillement simple présentent globalement une bonne répétabilité (annexe E). La figure 2.22 présente les courbes de contrainte-déformation en cisaillement simple de σ_{xy} en fonction de γ pour les orientations 0° , 45° et $90^\circ/\text{DL}$. Les derniers points en fin d'essais, à partir de la chute de contrainte ont été retirés des courbes. De manière générale, l'orientation $90^\circ/\text{DL}$ présente un écouissage plus faible que les orientations $0^\circ/\text{DL}$ et $45^\circ/\text{DL}$.

Pour $\gamma = 0, 1$, la contrainte de cisaillement est d'environ 179,6 MPa, 180,5 MPa et 178,0 MPa pour respectivement les orientations 0° , 45° et $90^\circ/\text{DL}$. L'anisotropie du cuivre pur en cisaillement simple est plutôt faible en ce qui concerne le niveau de contrainte. Pour les trois orientations testées, la courbe d'écouissage présente un point d'inflexion après la transition élastique-plastique, phénomène qui peut provenir d'une pré-déformation du matériau induite par l'écouissage de la tôle obtenue par laminage comme vu précédemment dans les travaux de Fernandes et Vieira [99].

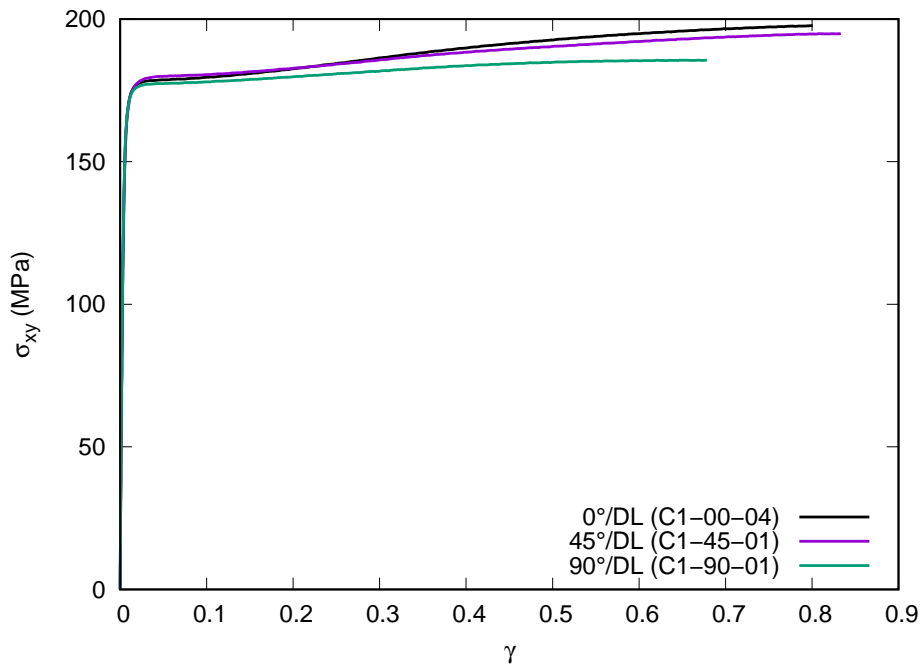


FIGURE 2.22 – Contrainte de cisaillement σ_{xy} en fonction de la déformation γ pour les orientations 0° , 45° et 90° /DL, à température ambiante, à une vitesse de déformation de $\dot{\gamma} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$

Séquence laminage-traction/cisaillement simple/expansion équi-biaxiale

La comparaison des courbes contrainte-déformation des essais de traction (0° /DL), de cisaillement simple (0° /DL) et de gonflement hydraulique est effectuée au moyen de la contrainte équivalente de von Mises équivalente σ_{eq} et de la déformation équivalente $\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}\varepsilon_{ij} : \varepsilon_{ij}}$: pour la traction, $\sigma_{eq} = \sigma_{yy}$ et $\varepsilon_{eq} = \varepsilon_{yy}$; pour le cisaillement simple $\sigma_{eq} = \sqrt{3}\sigma_{xy}$ et $\varepsilon_{eq} = \gamma/\sqrt{3}$; pour le gonflement hydraulique, $\sigma_{eq} = \bar{\sigma}^{av}$ et $\varepsilon_{eq} = \varepsilon_{zz}^{av}$. Cette comparaison est reprise sur la figure 2.23 pour le cuivre Cu-ETP R290 et le cuivre pur de la littérature [82]. L'essai de traction est représenté par les courbes globales et locales pour le matériau Cu-ETP R290 et par une courbe globale pour le matériau de la littérature.

Dans le cas du cuivre Cu-ETP R290, les courbes de cisaillement simple et de gonflement hydraulique présentent un écrouissage similaire. La courbe de traction locale permet une description du comportement au delà de la striction localisée. La traction donne un écrouissage plus important par rapport au cisaillement simple ou au gonflement hydraulique. Cependant, les données de la littérature pour un cuivre pur montre un écrouissage plus faible en cisaillement simple en comparaison de la traction et du gonflement hydraulique. De même, le cuivre de la littérature a une pente d'écrouissage similaire à celle obtenue pour le matériau Cu-ETP R290 en traction.

Les séquences laminage-traction à 0° /DL et laminage-expansion équi-biaxiale correspondent à des trajets monotones avec le paramètre θ proche 1. De même, la séquence

laminage-cisaillement simple à $0^\circ/\text{DL}$ correspond à un chargement orthogonal avec $\theta = 0$ (tableau 2.2). Ces observations sont cohérentes avec le cuivre de la littérature qui présente un écrouissage similaire en traction et en gonflement hydraulique, ainsi qu'un écrouissage différent en cisaillement simple. Cependant, cette correspondance n'est pas observée sur le cuivre Cu-ETP R290, ce qui suggère que la forte localisation en traction du cuivre Cu-ETP ne s'explique pas uniquement par le changement de trajet.

De manière générale, l'essai de gonflement hydraulique permet d'obtenir des niveaux de déformation plus importants que les essais de traction car ces derniers sont limités par l'apparition de la striction. La différence de comportement entre l'essai de traction et l'essai de gonflement hydraulique ainsi que cette tendance de l'essai de traction à surestimer la contrainte d'écoulement ont déjà été observées dans la littérature sur un cuivre pur [103], un alliage cuivre-zinc (CuZn33) [104] et des aciers [105].

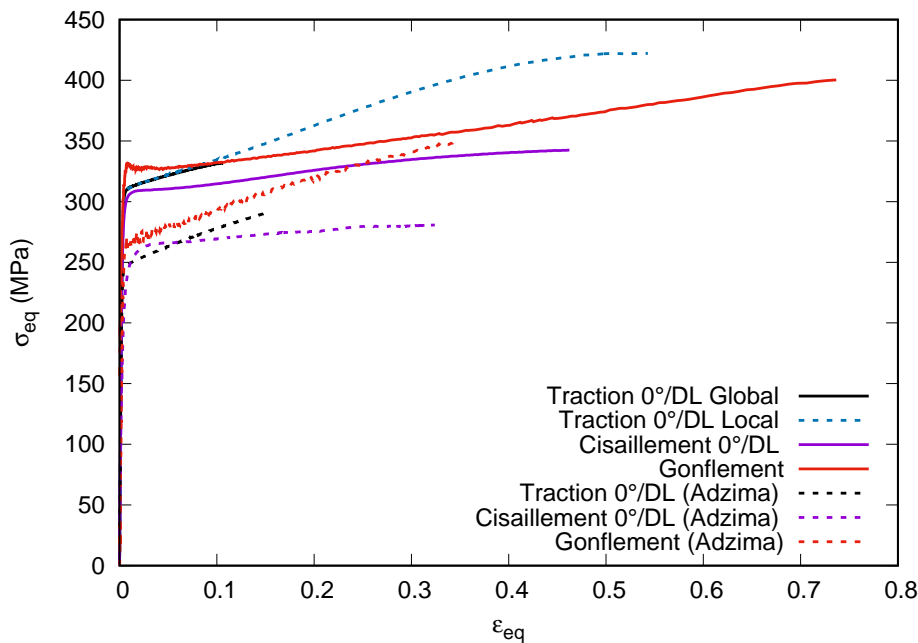


FIGURE 2.23 – Courbes contrainte de von Mises-déformation équivalente des essais de traction ($0^\circ/\text{DL}$), de cisaillement simple ($0^\circ/\text{DL}$) et de gonflement hydraulique : comparaison du cuivre Cu-ETP R290 avec un cuivre pur de la littérature [82]

Malgré la difficulté à estimer l'écrouissage à partir de l'essai de traction du fait de l'apparition d'une striction précoce, dans le cadre de ces travaux de thèse et de manière à pouvoir poursuivre le développement des modèles numériques, l'essai de traction a été exploité à partir d'une courbe de traction locale pour la loi d'écrouissage du cuivre Cu-ETP.

Dans le cas de la courbe de traction dans la direction de laminage, la contrainte de Cauchy est calculée à partir de plusieurs valeurs de la déformation ϵ_{yy} dont la déformation globale $\epsilon_{yy}(G)$ et locale $\epsilon_{yy}(L)$ ainsi que la déformation mesurée sur une surface de taille intermédiaire, $0,64 \text{ mm} \times 5,8 \text{ mm}$, centrée sur la zone de la striction et qui prend en compte

la largeur de l'éprouvette de traction. Ces courbes sont présentées dans le graphique de la figure 2.24. La comparaison des courbes montre que la réduction de la taille de la zone d'analyse centrée sur la zone de striction permet d'avoir une description plus importante de la courbe contrainte-déformation et d'atteindre un niveau de déformation plus important. La courbe de traction obtenue avec la taille de zone intermédiaire ($0,64 \text{ mm} \times 5,8 \text{ mm}$), correspond à l'approche la plus satisfaisante de l'utilisation de l'information locale car elle prend en compte toute la largeur de la section sur laquelle est appliquée l'effort de traction. Cependant, la courbe locale utilisant une zone plus petite présente un écrouissage similaire à celui obtenu avec la zone intermédiaire. Ainsi la courbe de traction locale pourra être utilisée par la suite pour la loi d'écrouissage du cuivre Cu-ETP.

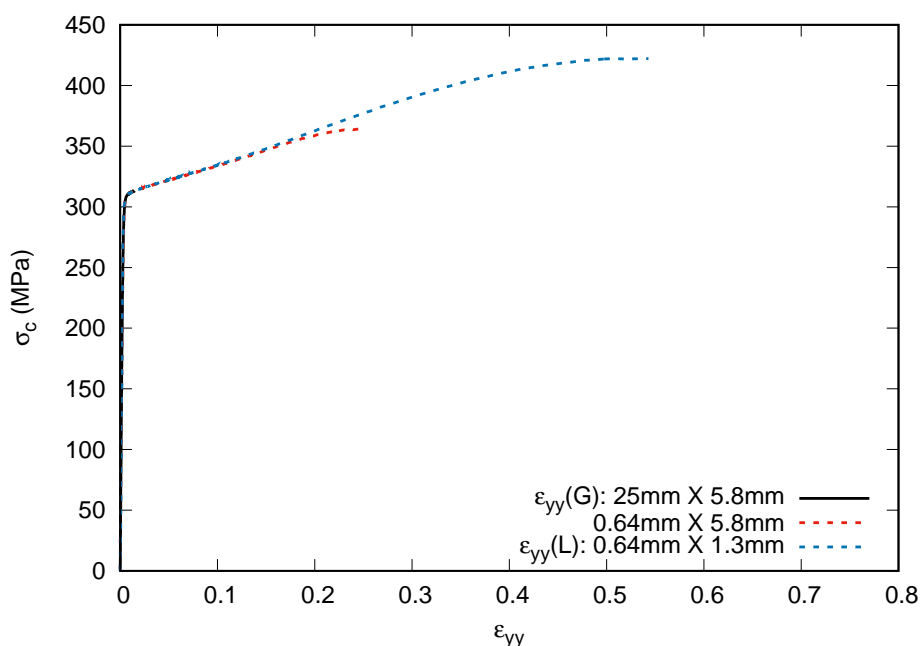


FIGURE 2.24 – Contrainte de Cauchy calculée à partir de la déformation globale $\epsilon_{yy}(G)$ (trait plein) et locale $\epsilon_{yy}(L)$ (trait pointillé) ainsi que la déformation mesurée sur une surface de taille intermédiaire, $0,64 \text{ mm} \times 5,8 \text{ mm}$, en fonction de la déformation logarithmique dans la direction de laminage (P1-00-07)

2.3.2 Sensibilité à la vitesse

La figure 2.25 montre les courbes contrainte-déformation en expansion équi-biaxiale obtenues pour des vitesses de déformation intermédiaires. Une courbe provenant d'un essai quasi-statique $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ est superposée aux courbes de gonflement hydraulique intermédiaire. Pour une variation de la vitesse de déformation allant d'environ 217 à 364 s^{-1} , les courbes sont superposées pour la gamme testée. Pour une déformation dans l'épaisseur de $0,4$, le passage d'une vitesse de déformation quasi-statique à une vitesse intermédiaire entraîne une augmentation du niveau de contrainte de $362,9 \text{ MPa}$ à environ $409,1 \text{ MPa}$ ce

qui correspond à une augmentation de la contrainte d'environ 12,7%. L'augmentation de la vitesse de déformation entraîne donc une augmentation du niveau de contrainte.

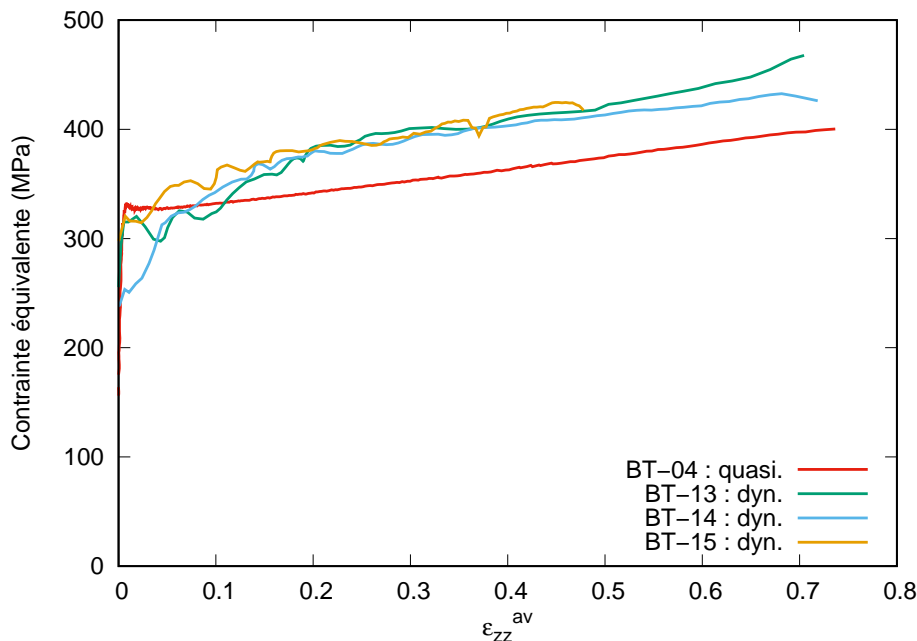


FIGURE 2.25 – Courbes de contrainte équi-biaxiale $\bar{\sigma}^{av}$ en fonction de la déformation moyenne dans l'épaisseur ε_{zz}^{av} pour des essais intermédiaires (217 à 364 s⁻¹) : comparaison avec une courbe contrainte-déformation quasi-statique ($\dot{\varepsilon} \approx 0,001$ s⁻¹)

Plusieurs auteurs ont étudié l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement mécanique du cuivre pur. Les vitesses de déformation typiques vont de 10⁻⁴ s⁻¹ à 10⁴ s⁻¹. Pour couvrir une gamme aussi large, deux moyens d'essais sont couramment utilisés, la machine de traction classique pour les conditions quasi-statiques et le système de barres d'Hopkinson pour les vitesses de déformation intermédiaires à élevées. Par exemple, ces méthodes d'essais ont été utilisées, pour un cuivre Cu-OFHC, sous forme de barres, en traction et en compression [106], ou en traction et en torsion [107], ou seulement en compression dans le cas d'un cuivre pur 99,99% [108].

Les principales conclusions sont que le cuivre présente une sensibilité modérée à la vitesse de déformation ($m \approx 0,012$ d'après les résultats de [108], avec $m = \frac{d \ln \sigma}{d \ln \dot{\varepsilon}}$ la sensibilité à la vitesse de déformation) en dessous de 10³ s⁻¹ mais qu'elle augmente fortement au-dessus de ce seuil. Les propriétés mécaniques dépendent également fortement de l'état métallurgique du matériau, qui peut varier de recuit à complètement écroui pour atteindre une dureté ou une résistance à la traction minimale [6].

Bien que le niveau de contrainte dépende de manière significative de l'état initial du matériau, la sensibilité à la vitesse de déformation semble être assez similaire pour un état recuit ou écroui (l'état écroui n'est pas spécifié par les auteurs), comme le montrent les essais de compression effectués par Jordan *et al.* [109], à la fois avec une machine hydraulique et un système de barres d'Hopkinson. La figure 2.26a illustre l'évolution

progressive du niveau de contrainte avec la vitesse de déformation en dessous d'un seuil de 10^3 s^{-1} , correspondant à un paramètre de sensibilité à la vitesse de déformation de 0,016, puis la brutale augmentation au-dessus du seuil. De plus, les auteurs comparent les données avec celles de la littérature, pour un cuivre recuit déformé à 20 % (figure 2.26b). Le niveau de contrainte est plutôt dispersé, ce qui est attribué à une différence dans la taille des grains et dans l'état structural initial du matériau, qui dépend des conditions de fabrication telles que l'écroutissage à froid, l'écroutissage à chaud, la température de recuit, le temps de recuit et la vitesse de refroidissement. Cependant, l'évolution de la contrainte avec la vitesse de déformation est très similaire.

Par interpolation des points entre 10^{-1} et 10^3 s^{-1} de la figure 2.26a pour le cuivre dans un état écroui, il est possible d'estimer la contrainte à une déformation de 0,2 pour la gamme de vitesse du cuivre Cu-ETP. Le passage d'une vitesse de 0,001 à 296 s^{-1} correspond à une évolution de la contrainte de 300 à 389 MPa soit une sensibilité m de 0,020. De même, pour cette même gamme, la contrainte du cuivre Cu-ETP évolue de 341,7 à 382,5 MPa, ce qui fait une sensibilité m de 0,009. Le cuivre écroui de la littérature présente une sensibilité à la vitesse plus élevée, cette différence peut provenir de l'état initial du matériau.

Plus récemment, Agirre *et al.* [110] ont étudié le comportement d'un cuivre pur en compression pour une gamme de vitesse de déformation allant de 10^{-3} à 250 s^{-1} . Les auteurs trouvent une augmentation d'environ 50 MPa avec la vitesse de déformation. Ce résultat est cohérent avec ceux des essais de gonflement hydraulique de la nuance Cu-ETP, pour une gamme de vitesses de déformation similaire, mais supérieur en sensibilité à la vitesse ($m \approx 0,02$).

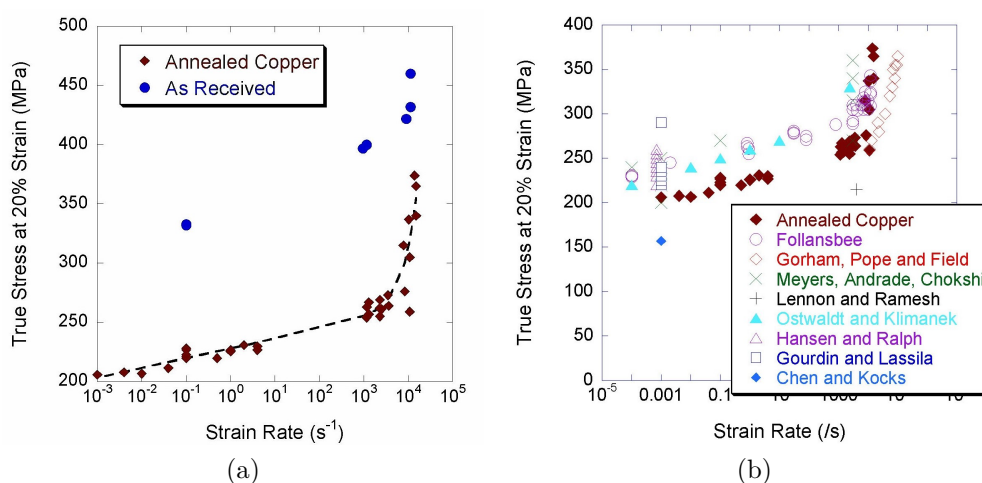


FIGURE 2.26 – (a) Courbes de la contrainte (pour une déformation de 20 %) en fonction de la vitesse de déformation pour un cuivre pur dans un état recuit et écroui [109] ; (b) Comparaison des données de la littérature [109]

2.3.3 Anisotropie du cuivre

Les figures 2.27a et 2.27b présentent respectivement les courbes de la contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique pour toutes les orientations testées. Comme la striction est atteinte de façon prématurée, les courbes avec la contrainte de Cauchy sont tracées en pointillé après la valeur de R_m . De manière générale, pour les orientations 0°/DL et 15°/DL, l'écroissage est faible. Par ailleurs, le cuivre pur est peu anisotrope au regard du niveau de contrainte. L'anisotropie du cuivre pur est plus prononcée en ce qui concerne l'allongement à la rupture, la déformation globale varie de 0,03 (30°/DL) à 0,125 (0°/DL).

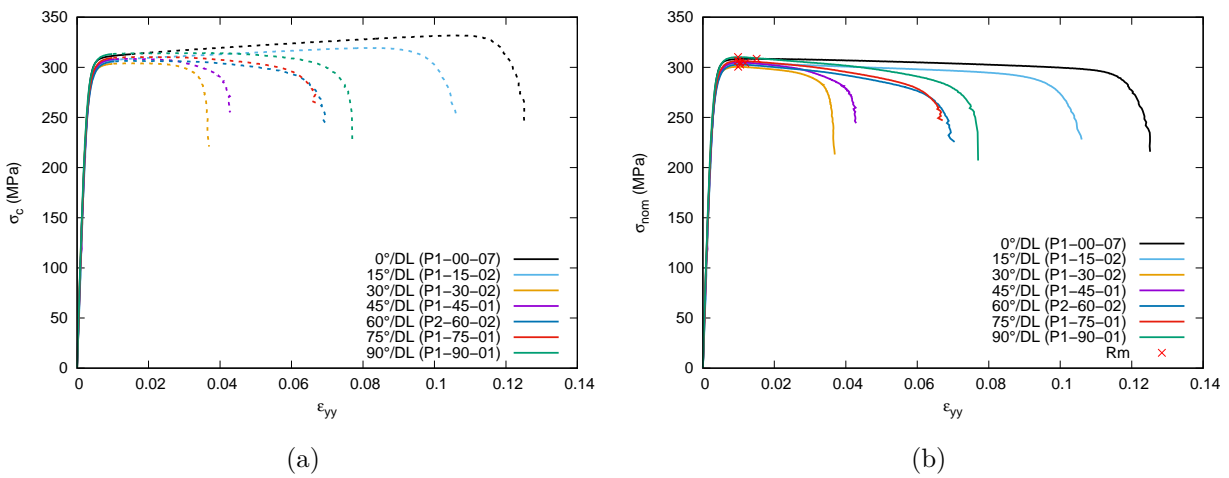


FIGURE 2.27 – Courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique pour différentes orientations (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°/DL) à une vitesse de déformation $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$. Les courbes avec la contrainte de Cauchy sont tracées en pointillé après la valeur de R_m

Les valeurs de r_α pour chaque orientation testée sont présentées dans le graphique de la figure 2.28 et dans le tableau 2.4. Selon l'orientation, r_α varie de 0,47 (15°/DL) à 0,74 (90°/DL). On constate que les coefficients r_α sont inférieurs à 1, le cuivre pur étudié se déforme donc plus facilement dans l'épaisseur que dans la largeur. Le coefficient d'anisotropie moyen, $\bar{r} = \frac{r_0 + r_{90} + 2r_{45}}{4}$, et le coefficient d'anisotropie planaire, $\Delta r = \frac{r_0 + r_{90} - 2r_{45}}{2}$, sont respectivement de 0,612 et 0,028. Le coefficient d'anisotropie planaire est faible pour le cuivre pur et par conséquent, l'anisotropie est plutôt faible dans le plan de la tôle.

Adzima [82] et Rollet *et al.* [111] ont mesuré les coefficients d'anisotropie du cuivre pour différentes orientations dans le plan de la tôle (figure 2.28 et tableau 2.4). Adzima a étudié avec un cuivre pur (99,9%) écroû (taux d'écroûissage non spécifié), dont les valeurs r_α pour 0°, 45° et 90°/DL ont été mesurées. Il trouve des valeurs inférieures à 1 avec un maximum pour 45°/DL. De même, Rollet *et al.* étudient un cuivre Cu-OF écroû

(taux d'écrouissage non spécifié). Les valeurs de r_α sont mesurées tous les 11° par rapport à la direction du laminage. Les valeurs r_α sont inférieures à 1 avec un maximum pour $90^\circ/\text{DL}$.

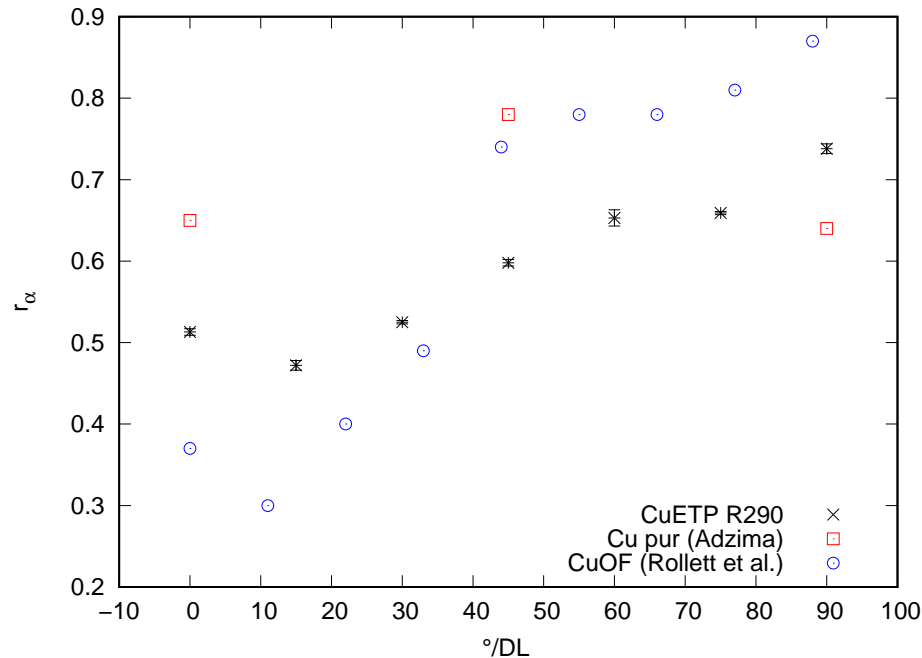


FIGURE 2.28 – Coefficients d'anisotropie plastique r_α en fonction de l'orientation pour un cuivre Cu-ETP R290, comparaison avec un cuivre pur 99,9 % écroui [82] et un cuivre Cu-OF écroui [111] de la littérature (le taux d'écrouissage n'est pas spécifié)

TABLEAU 2.4 – Coefficients d'anisotropie plastique r_α mesurés pour le cuivre Cu-ETP R290, comparaison avec un cuivre pur 99,9 % écroui [82] et un cuivre Cu-OF écroui [111] de la littérature (le taux d'écrouissage n'est pas spécifié)

	Cu-ETP R290 écroui	Cu pur (99,9 %) écroui	Cu-OF écroui
r_0	$0,513 \pm 0,004$	0,65	0,37
r_{15}	$0,472 \pm 0,006$	-	-
r_{30}	$0,525 \pm 0,002$	-	-
r_{45}	$0,598 \pm 0,004$	0,78	0,74
r_{60}	$0,653 \pm 0,010$	-	-
r_{75}	$0,659 \pm 0,002$	-	-
r_{90}	$0,738 \pm 0,006$	0,64	0,87
\bar{r}	$0,612 \pm 0,006$	0,69	0,68
Δr	$0,028 \pm 0,006$	0,08	-0,12

Finalement, les coefficients r_α obtenus pour le cuivre Cu-ETP R290 présentent une évolution en fonction de l'orientation similaire avec les données de la littérature. Cependant le cuivre Cu-OF a un coefficient d'anisotropie planaire plus important par rapport au cuivre Cu-ETP étudié ici. On peut en conclure que les coefficients d'anisotropie plastique dépendent fortement de l'histoire thermo-mécanique que subit le matériau lors de la fabrication de la tôle, lui conférant un état métallurgique spécifique.

2.3.4 L'effet Bauschinger dans le cuivre

L'effet Bauschinger sur le cuivre est étudié par des essais de cisaillement simple avec inversion dans la direction de laminage. La figure 2.29 présente un essai monotone superposé à des essais séquentiels ayant une pré-déformation $\gamma \approx 0,23$ et $\gamma \approx 0,42$. L'effet Bauschinger est caractérisé par une diminution de la limite d'élasticité lors de l'inversion de la direction de chargement suite à une pré-déformation plastique dans une direction donnée. Ici, le cuivre Cu-ETP présente un effet Bauschinger pour les pré-déformations testées. L'effet Bauschinger diminue lorsque la pré-déformation augmente. Les essais avec inversion proposés par Adzima [82] sur un cuivre pur écroui montre des tendances similaires à cette étude sur le cuivre Cu-ETP R290, à savoir, la présence d'un effet Bauschinger qui a tendance à diminuer lorsque la pré-déformation augmente vers une valeur presque constante. Cette tendance a également été observée par Hérault *et al.* [112] pour un acier dual phase.

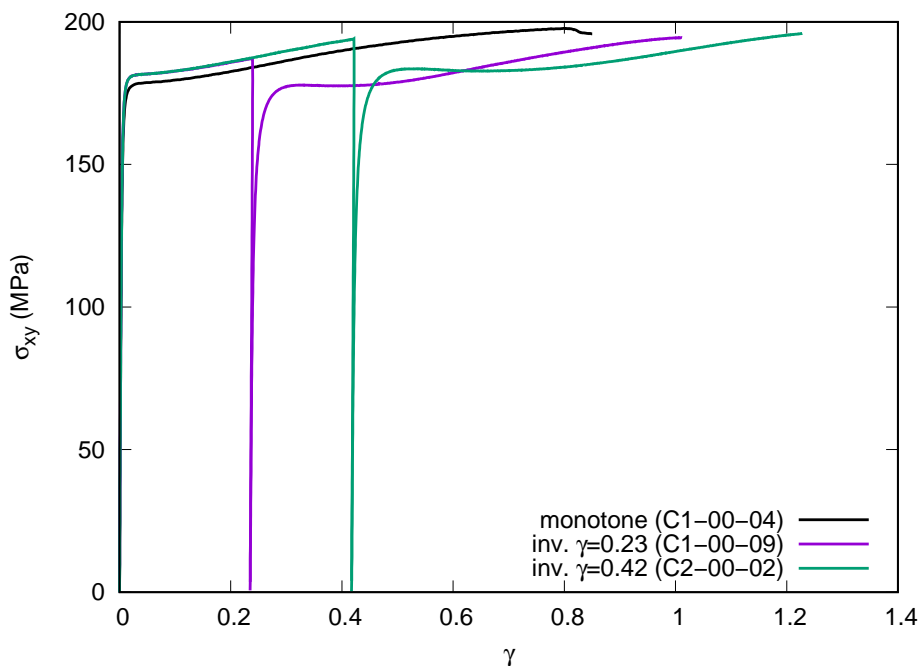


FIGURE 2.29 – Courbes contrainte σ_{xy} en fonction de la déformation γ dans la direction de laminage, à température ambiante, à une vitesse $\dot{\gamma} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$: superposition d'un essai monotone et avec inversion pour $\gamma \approx 0,23$ et $\gamma \approx 0,42$. Pour les courbes avec inversion, la partie de la courbe qui correspond à la deuxième charge est tracées avec la valeur absolue de la contrainte et la déformation γ correspond à la déformation cumulée sur les deux trajets

Comme le cuivre Cu-ETP présente une localisation précoce en traction, les courbes de traction locales ont été introduites pour caractériser l'écrouissage du matériau sur une plage de déformation plus importante pour la simulation numérique dans une première approche. L'objectif final de ce chapitre était de calibrer un modèle de comportement prenant en compte l'anisotropie et l'effet Bauschinger. Néanmoins, du fait de la chronologie

des différents travaux au cours de la thèse, seuls les essais de traction dans la direction de laminage ont été exploités pour obtenir les lois d'écroissage pour les modèles numériques du découpage et du cambrage.

2.4 Lois de comportement pour la simulation numérique du cambrage

2.4.1 Loi de comportement proposée pour la nuance Cu-ETP

Pour les besoins de la simulation numérique, une loi d'écroissage du cuivre Cu-ETP est identifiée à partir d'un essai de traction pour une vitesse de déformation de $0,001 \text{ s}^{-1}$ à température ambiante. Comme illustré par la figure 2.30a, la courbe de comportement globale étant limitée en terme de déformation plastique équivalente maximale, une courbe de comportement local est aussi utilisée. C'est pourquoi, deux intervalles de déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$, de 0 à 0,04 et de 0,04 à 0,5 sont distingués. Pour le premier intervalle, une loi de comportement de type Swift combinée à une loi de Voce est utilisée pour modéliser le comportement à partir de la courbe globale. La loi proposée est :

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n + a + b(1 - e^{-c\bar{\varepsilon}^p}) \quad (2.16)$$

où la limite d'élasticité initiale est définie par $\sigma_y = a + K(\varepsilon_0)^n$ et $\bar{\sigma}$ est la contrainte équivalente de von Mises.

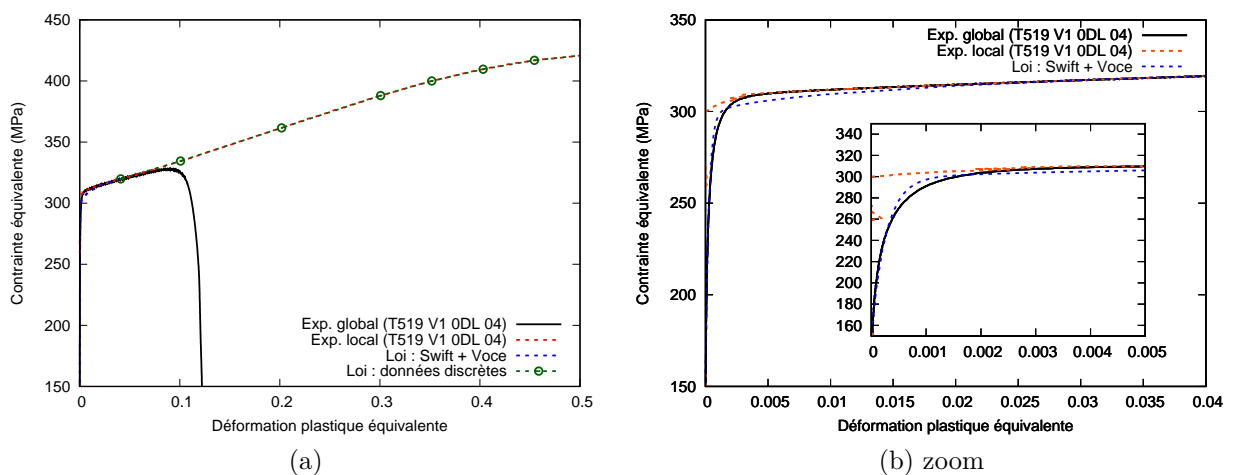


FIGURE 2.30 – Loi d'écroissage du cuivre Cu-ETP identifiée à partir d'un essai de traction monotone : (a) identification de la loi d'écroissage selon deux intervalles de déformation plastique équivalente à partir des courbes de comportement global et local ; (b) identification de la loi proposée sur l'intervalle de déformation plastique équivalente de 0 à 0,04 à partir de la courbe de comportement global

La figure 2.30b présente un zoom sur le premier intervalle de déformation plastique équivalente : la superposition de la loi d'écrouissage identifiée avec la courbe expérimentale montre une modélisation satisfaisante du comportement du cuivre Cu-ETP sur cet intervalle de déformation plastique. Les paramètres de loi d'écrouissage identifiés sont présentés dans le tableau 2.5. La limite d'élasticité σ_y est 152,81 MPa pour le cuivre Cu-ETP, comparable à celle obtenue par Ha *et al.* ($\sigma_y = 180$ MPa) pour la modélisation du comportement d'un cuivre pur par une loi de Voce [92].

Pour le second intervalle, la loi d'écrouissage est définie selon les données discrètes de l'évolution de la contrainte équivalente en fonction de la déformation plastique équivalente à partir de la courbe du comportement local.

TABLEAU 2.5 – Paramètres matériaux de la loi de comportement du cuivre Cu-ETP 0,8 mm

σ_y (MPa)	ε_0	K (MPa)	n	a (MPa)	b (MPa)	c
152,81	0,0005	78,53	0,289	144,06	144,48	3794,43

2.4.2 Lois de comportement proposées pour les nuances Cu-DHP

Les matériaux Cu-DHP R280 0,8 mm et Cu-DHP R280 1,2 mm ont été caractérisés en traction à partir d'éprouvettes de type ASTM et rectangulaire prélevées respectivement dans des bandes de largeur 15 et 5 mm. Les courbes contrainte équivalente-déformation plastique équivalente de la figure 2.31 sont obtenues suivant le même protocole expérimental que pour la nuance Cu-ETP. Le matériau Cu-DHP R280 1,2 mm présente une différence dans le comportement en fonction de la largeur de la bande utilisée, il est nécessaire de définir une loi d'écrouissage pour chaque bande. Cependant, le matériau Cu-DHP R280 0,8 mm présente un comportement similaire entre les deux bandes, la loi d'écrouissage pour l'épaisseur 0,8 mm est donc définie à partir de l'éprouvette ASTM (bande de largeur 15 mm).

Les courbes d'écrouissage obtenues pour la nuance Cu-DHP 1,2 mm présente une courbe qui ressemble plus à celle d'un matériau recuit (limite d'élasticité basse et diminution du taux d'écrouissage) qu'à celle d'un matériau écroui. Cela peut paraître surprenant du fait que les deux matériaux Cu-DHP 0,8 mm et Cu-DHP 1,2 mm ont subi le même traitement pour conduire à un état métallurgique écroui R280.

La courbe d'écrouissage du matériau Cu-DHP 0,8 mm est construite à partir des données discrètes de la courbe expérimentale arrêtée à la valeur de la résistance à la traction (figure 2.32b). Ces données, pouvant avoir un nombre de points important, sont filtrées par une interpolation linéaire qui permet de réduire le nombre de point à environ 150 de manière à garder une bonne description de la courbe. La courbe d'écrouissage est ensuite

obtenue en extrapolant la courbe expérimentale aux grandes déformations à partir d'une extrapolation linéaire comme illustrée sur la figure 2.32. La même procédure est utilisée pour définir les courbes d'érouissage des matériaux Cu-DHP 1,2 mm obtenues à partir des bandes de largeur 15 et 5 mm (voir respectivement, figures 2.33 et 2.34).

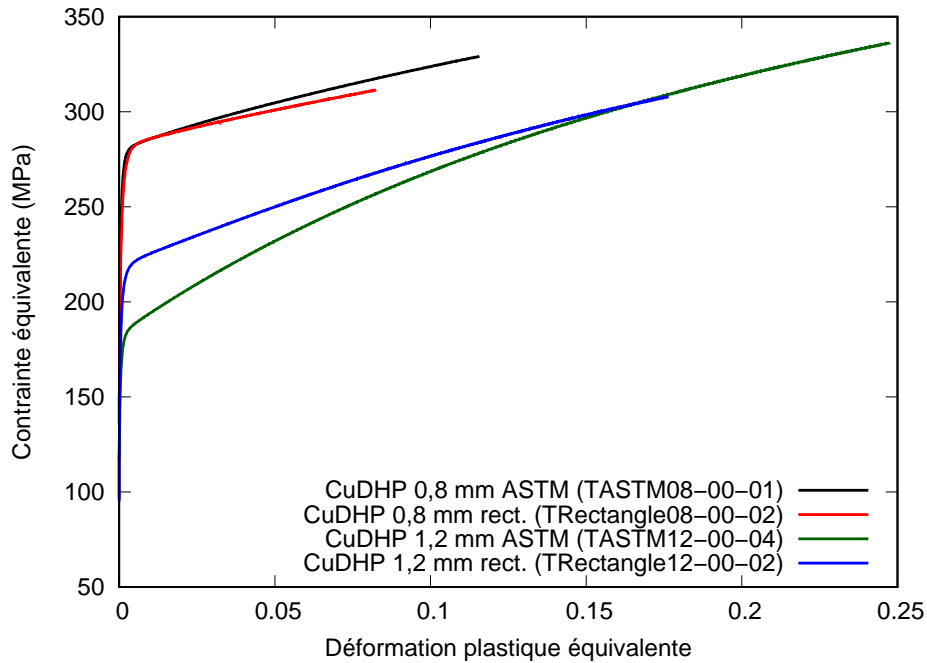


FIGURE 2.31 – Courbes contrainte équivalente-déformation plastique équivalente du cuivre Cu-DHP obtenues à partir d'un essai de traction monotone pour des éprouvettes ASTM (largeur de bande 15 mm) ou rectangulaire (largeur de bande 5 mm)

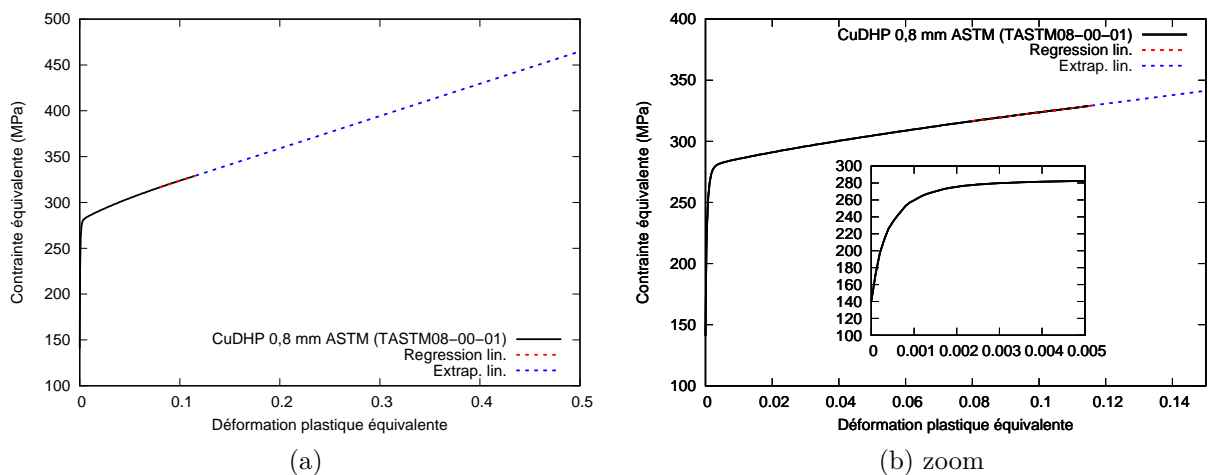


FIGURE 2.32 – Loi d'érouissage du cuivre Cu-DHP 0,8 mm identifiée à partir d'un essai de traction monotone sur une éprouvette de type ASTM (largeur de bande 15 mm) avec $\sigma_y = 140,81$ MPa

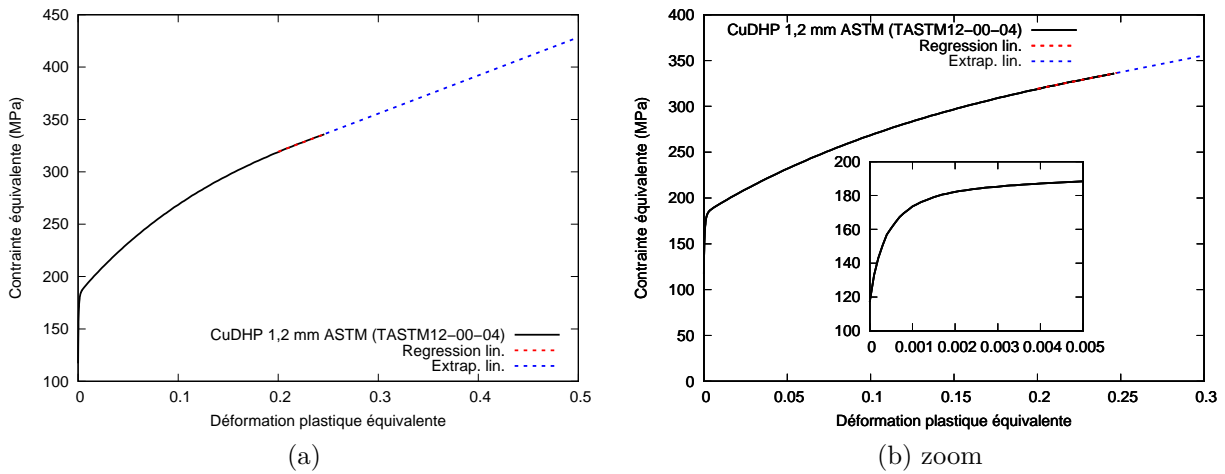


FIGURE 2.33 – Loi d’érouissage du cuivre Cu-DHP 1,2 mm identifiée à partir d’un essai de traction monotone sur une éprouvette de type ASTM (largeur de bande 15 mm) avec $\sigma_y = 117,14$ MPa

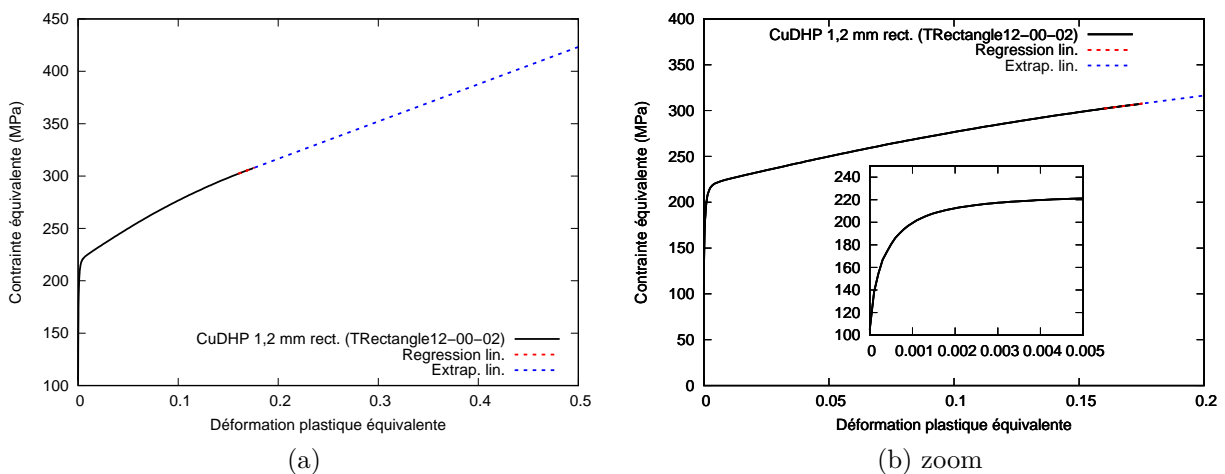


FIGURE 2.34 – Loi d’érouissage du cuivre Cu-DHP 1,2 mm identifiée à partir d’un essai de traction monotone sur une éprouvette de type rectangulaire (largeur de bande 5 mm) avec $\sigma_y = 104,85$ MPa

2.5 Conclusion

Dans le cadre de ces travaux, une caractérisation mécanique d'un cuivre Cu-ETP R290 a été menée pour des vitesses de déformation quasi-statique et intermédiaire. L'écroissage et l'anisotropie sont caractérisés par des essais de traction quasi-statiques dans différentes directions par rapport à celle de laminage. La sensibilité du matériau aux effets de la vitesse de déformation est étudiée à l'aide d'essais de gonflement quasi-statiques et dynamiques réalisés sur un système de barres d'Hopkinson. Enfin, des essais de cisaillement simple monotones et alternés sont respectivement effectués pour caractériser le comportement en cisaillement simple et étudier l'effet Bauschinger. De ces essais, il a été observé que le cuivre Cu-ETP présente une faible sensibilité à la vitesse de déformation pour la gamme de vitesses testées ($217\text{-}364\text{ s}^{-1}$). De même, le cuivre Cu-ETP présente des coefficients d'anisotropie plastique inférieurs à 1 et un coefficient d'anisotropie planaire assez faible, la différence de comportement dans le plan de la tôle est donc faible. De plus, les essais de cisaillement simple avec inversion ont mis en évidence un effet Bauschinger pour les pré-déformations testées. Le rôle de l'état initial du matériau avec un pré-écroissage provenant du laminage de la tôle a également été mis en avant. La sollicitation du matériau en traction, cisaillement simple ou en expansion équi-biaxiale peut être à l'origine d'une séquence de changement de trajets de déformation. Cela se traduit par une localisation précoce et un faible écroissage sur les courbes de traction. Finalement, les essais de traction ont été exploités afin de caractériser l'écroissage des nuances Cu-ETP et Cu-DHP pour les modèles numériques du cambrage.

CARACTÉRISATION ET MODÉLISATION DU DÉCOUPAGE

3.1 Introduction

Ce chapitre s'intéresse à la caractérisation expérimentale et à la modélisation du découpage. Des études expérimentales sur le découpage d'alliage de cuivre ont été menées par différents auteurs au cours de ces dernières années. Meunier [7] a étudié l'influence des paramètres technologiques de découpe (cadence, jeu poinçon-matrice etc.) sur l'effort de découpe et les profils des bords découpés. Pour cela, il a proposé un outil permettant de découper une forme carrée sur presse. Lemiale [11] propose un outil permettant de découper une forme rectangulaire en conditions quasi-statiques. Subramonian *et al.* [30] travaillent avec un outil permettant la découpe d'une forme circulaire en bronze (CuSn4) afin d'étudier l'influence des vitesses de découpe élevées (1600 mm/s) sur la réponse en effort. Lors du découpage à grande vitesse, l'effet de la vitesse de déformation a pour conséquence une augmentation locale de la température qui résulte de l'échauffement adiabatique produit par la déformation plastique [11, 18, 34]. Il existe peu d'études portant sur la mesure de l'échauffement lors du découpage. Demmel *et al.* [35] mesurent une augmentation de température allant jusqu'à 300 °C lors de la découpe d'une tôle en acier (S355MC 6 mm) à une vitesse de découpe de 70 mm/s. Gréban *et al.* [19] ont étudié l'influence de la microstructure de différents alliages de cuivre sur la qualité du bord découpé d'une connexion de type enfichage. Le bord découpé est caractérisé par des zones bombée, cisailée, arrachée et une bavure. Gréban *et al.* définissent la qualité du bord découpé optimale comme étant le profil ayant une proportion de zone cisailée la plus importante. Le profil de la forme cisailée est celle qui se rapproche le plus de la forme à découper. Il est à constater que dans la littérature, il existe très peu d'instrumentation de procédé industriel du découpage. Par ailleurs, les modèles numériques de découpe sont fréquemment simplifiés en problèmes 2D axisymétrique ou 2D déformations planes. Subramonian *et al.* [30] proposent un modèle 2D axisymétrique pour le découpage d'un bronze (CuSn4) avec le logiciel éléments finis DEFORM2D. Des modèles 2D déformations planes du découpage d'alliages de cuivre ont été proposés avec le logiciel BlankForm [11, 34] ainsi qu'avec Abaqus/Explicit [24, 41]. Bien que la robustesse de la modélisation 2D du découpage n'est

plus à prouver, les modèles 3D sont peu présents dans la littérature [34, 49, 54].

Ce chapitre repose sur l'utilisation de l'**outil 1** de découpage de contacts électriques et plus précisément à une étape de découpage comme illustré sur la figure 3.1. Cette étape consiste au découpage d'une forme rectangulaire à coins arrondis. Le choix de l'étape est motivé par la forme rectangulaire de la découpe qui est représentative du découpage, ainsi que la simplification du modèle numérique en 2D. L'originalité de cette étude est l'instrumentation directe, en effort et déplacement, d'un outil de production, qui permet de réaliser des mesures en conditions réelles chez le partenaire industriel AXON' MECHATRONICS. L'instrumentation ne permet pas de mesurer l'échauffement de la tôle. Du point de vue du contexte industriel, un des objectifs est la quantification de l'effort maximal de découpage que ce soit par des essais ou un outil numérique, ainsi que la validation de la formule analytique utilisée pour estimer l'effort de découpage [13]. Concernant le contexte académique, l'objectif est d'avoir des informations sur la courbe d'effort-pénétration du poinçon lors du découpage, ainsi que sur la forme des bords découpés pour construire une base de données expérimentales. Cette base de données servira à valider le modèle numérique 2D du découpage pour prédire les efforts de découpage ainsi que les profils des bords découpés. En effet, il est important de pouvoir prédire les efforts et les profils des bords découpés afin d'assister la conception des outils, le dimensionnement des presses et de s'assurer de la qualité des pièces découpées.

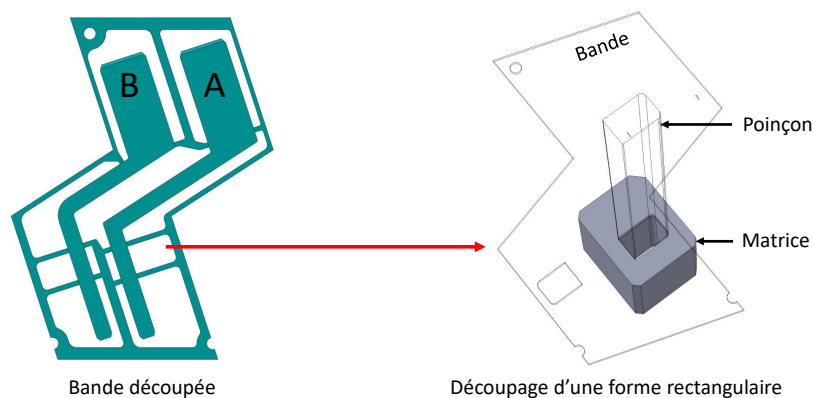


FIGURE 3.1 – Illustration d'une opération de découpage de l'**outil 1** permettant le découpage d'une forme rectangulaire à coins arrondis

L'**outil 1** de découpage des contacts électriques est alimenté en bandes de cuivre d'épaisseur nominale 0,8 mm et de largeur nominale 85,5 mm. Dans le cadre du partenariat industriel, 5 nuances de cuivre ont été sélectionnées pour la mesure des efforts maximaux F_{max} de découpage. Ces nuances comprennent le cuivre pur Cu-ETP qui est le matériau standard du procédé industriel étudié, et différents alliages de cuivre (CuZn33, CuSn6P, CuSn9P et CuFe2P). Ces nuances ont été sélectionnées par AXON' MECHATRONICS comme représentatives des nuances classiquement utilisées. Le tableau 3.1 reprend les

nuances de cuivre utilisées en découpage, leurs états métallurgiques et la valeur de la résistance à la traction R_m . La nuance Cu-ETP étant le matériau standard du procédé industriel de fabrication des contacts électriques, elle a fait l'objet d'une caractérisation mécanique au Chapitre 2. De même, l'effort de découpage et la géométrie du profil du bord découpé sont mesurés pour cette nuance. Elle sera également utilisée pour la modélisation numérique du découpage.

TABLEAU 3.1 – Nuances de cuivre caractérisées en découpage et la valeur de la résistance à la traction R_m (données fournisseurs excepté Cu-ETP, la valeur communiquée par le fournisseur étant de 314 MPa)

Nuances (Épaisseur)	R_m (MPa)
Cu-ETP R290 (0,8 mm)	308,6
CuZn33 R280 (0,8 mm)	359
CuSn6P R350 (0,8 mm)	419
CuSn9P R370 (0,8 mm)	432
CuFe2P R370 (0,8 mm)	419

3.2 Procédure expérimentale : présentation du dispositif et méthodologie

3.2.1 Outil de découpage

Le découpage est réalisé à l'aide d'un outil à suivre industriel qui permet de fabriquer une pièce destinée à l'industrie électronique. Ce dernier comporte autant de poinçons qu'il y a d'étapes de découpage. Sur la dizaine de poinçons que comporte l'outil, un poinçon a été choisi pour sa géométrie ainsi que pour des raisons d'accessibilité et d'encombrement. Le poinçon et la matrice utilisés pour le découpage sont illustrés sur la figure 3.2. Le jeu de découpe entre les arêtes du poinçon et de la matrice est de $45\ \mu\text{m}$ soit environ 5,7 % de l'épaisseur. La forme rectangulaire découpée correspond au déchet, et que la qualité du bord découpé s'apprécie sur la zone extérieure. Cette étude s'intéresse au bord découpé sur la tôle qui constitue la partie fonctionnelle des pièces issues du découpage (figure 3.3a).

3.2.2 Instrumentation de l'outil

L'outil de découpage comporte plusieurs poinçons, dont un seul est instrumenté. Le schéma du dispositif de découpage avec le poinçon de l'étude est représenté sur la figure 3.3b. L'outil de découpage présente un bloc supérieur sur lequel est fixé le poinçon. Le dévêtisseur permet d'appliquer un effort serre-flan sur la tôle par le biais de ressorts lors de la découpe. La tôle est posée sur le bloc inférieur qui comporte la matrice. Le

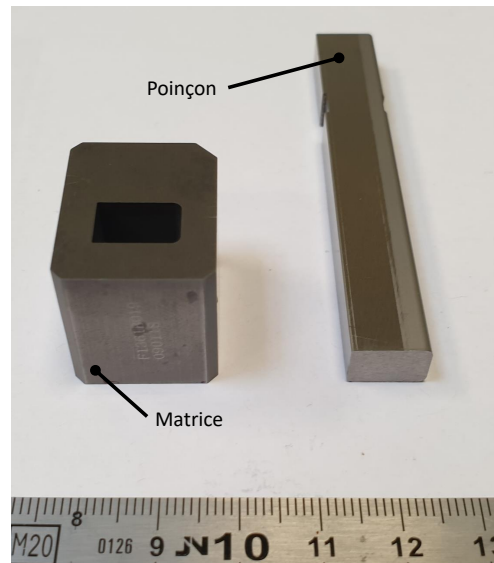


FIGURE 3.2 – Poinçon et matrice utilisés pour le découpage d’une forme rectangulaire à coins arrondis

mouvement vertical du bloc supérieur entraîne le serrage de la tôle entre le dévêtitseur et la matrice avant d’entraîner le découpage de la tôle par le mouvement du poinçon.

L’instrumentation de l’outil de découpage a nécessité une modification de l’outil afin de pouvoir intégrer le capteur d’effort. Il est à noter que cet outil n’avait pas été dimensionné pour intégrer un capteur lors de sa conception initiale. L’étude a nécessité l’achat d’un capteur d’effort qui a été choisi essentiellement pour son faible encombrement et en fonction de sa gamme de mesure. Plusieurs campagnes de mesures avec l’installation du matériel chez AXON’ MECHATRONICS ont été réalisés afin de faire des essais de faisabilité et par la suite la campagne d’essais de découpage.

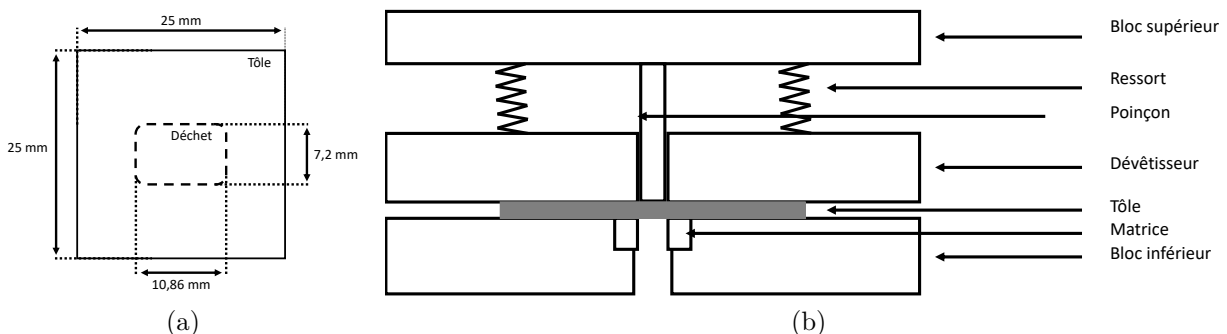


FIGURE 3.3 – (a) Forme découpée sur la tôle; (b) Schéma du dispositif de découpage

L’effort de découpage est mesuré à l’aide d’un capteur piézoélectrique (HBM CFW 50 kN) dont l’intégration dans l’outil est illustrée sur la figure 3.4. L’erreur de mesure est de $\pm 0,5\%$ (pourcentage de lecture). Il s’agit d’un capteur d’effort de compression qui mesure uniquement l’effort lors de la phase de descente du poinçon. Le déplacement

du poinçon est mesuré par le biais d'un capteur inductif à noyau libre LVDT (Solartron AX/10/S). Il est à noter que le capteur LVDT mesure le déplacement relatif entre le dévêtisseur et le bloc supérieur lors de la fermeture de l'outil, mesure qui correspond indirectement à celle du mouvement du poinçon. L'acquisition est faite avec un boîtier HBM QuantumX MX840A à une fréquence d'échantillonnage de 19,2 kHz.

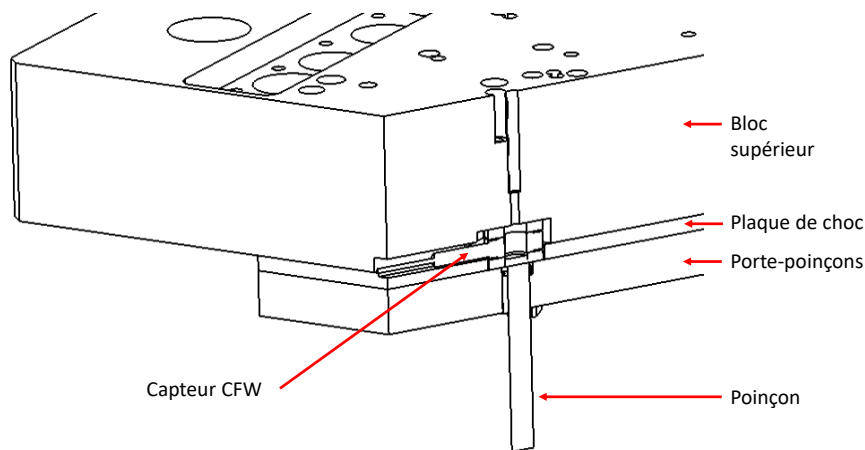


FIGURE 3.4 – Vue en coupe de la CAO de l'outil 1 de découpage avec l'intégration du capteur piézoélectrique (HBM CFW 50 kN)

3.2.3 Conditions d'essais

Les essais sont conduits en conditions industrielles avec une presse mécanique BRUDERER de capacité 500 kN et une lubrification est utilisée (figure 3.5). De même, les essais sont conduits pour 2 cadences de presse, la cadence standard du procédé industriel qui est de 200 coups/min et une cadence réduite de 100 coups/min, correspondant respectivement à des vitesses de découpage de 146 et 73 mm/s. Les vitesses sont calculées à partir de la courbe du déplacement en fonction du temps et d'une régression linéaire pour un déplacement compris entre -0,5 et -2 mm comme illustré sur la figure 3.6.

Le protocole expérimental est le suivant : pour chaque configuration, une centaine d'événements ont été enregistrés afin de tenir compte de la variabilité des mesures en milieu industriel. De même, l'acquisition des mesures a été réalisée après 50 coups de presse de manière à stabiliser le procédé et la cadence de la presse. Au total, 150 pièces ont été découpées pour chaque configuration testée dont une centaine avec acquisition. L'idée derrière ce protocole était d'une part d'avoir la même méthodologie pour chaque nuance testée et d'autre part de tenir compte des paramètres variables du procédé. Au cours du procédé, les outils ont tendance à s'échauffer [7], de même la presse a besoin d'un temps de stabilisation de la cadence. Les signaux bruts de l'effort et du déplacement sont visibles sur respectivement les figures 3.7a et 3.7b. Le post-traitement des signaux

est fait avec MATLAB afin d'isoler la courbe d'effort-déplacement pour chaque coup de presse.

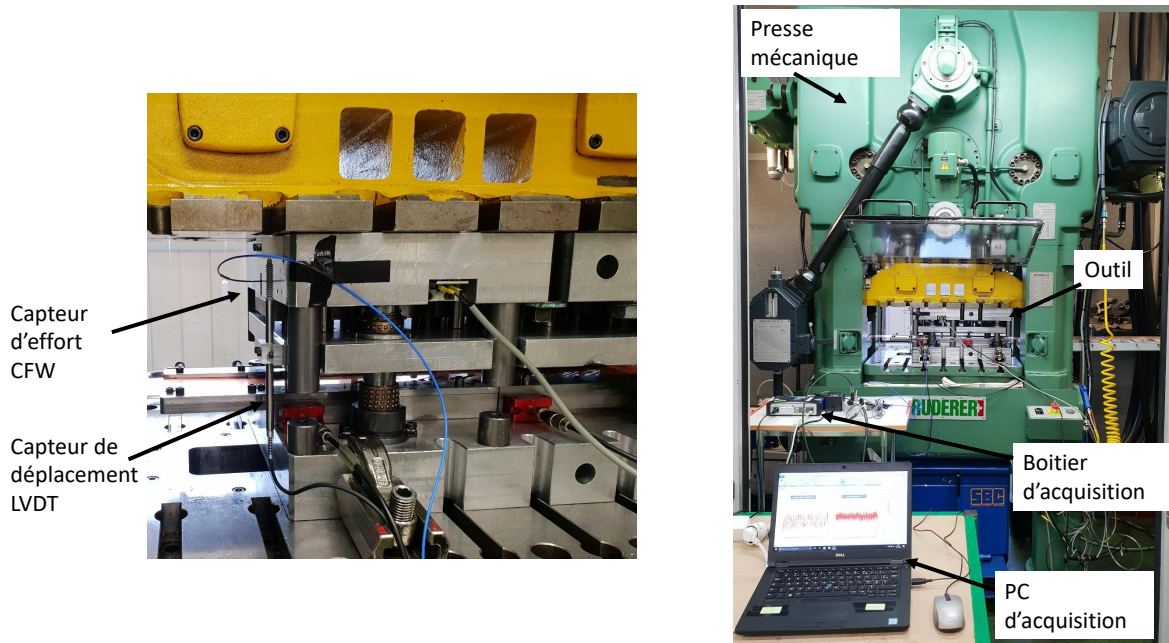


FIGURE 3.5 – Illustration de l'outil de découpage monté sur une presse mécanique BRUDERER de capacité 500 kN ainsi que l'instrumentation utilisée dans un environnement industriel

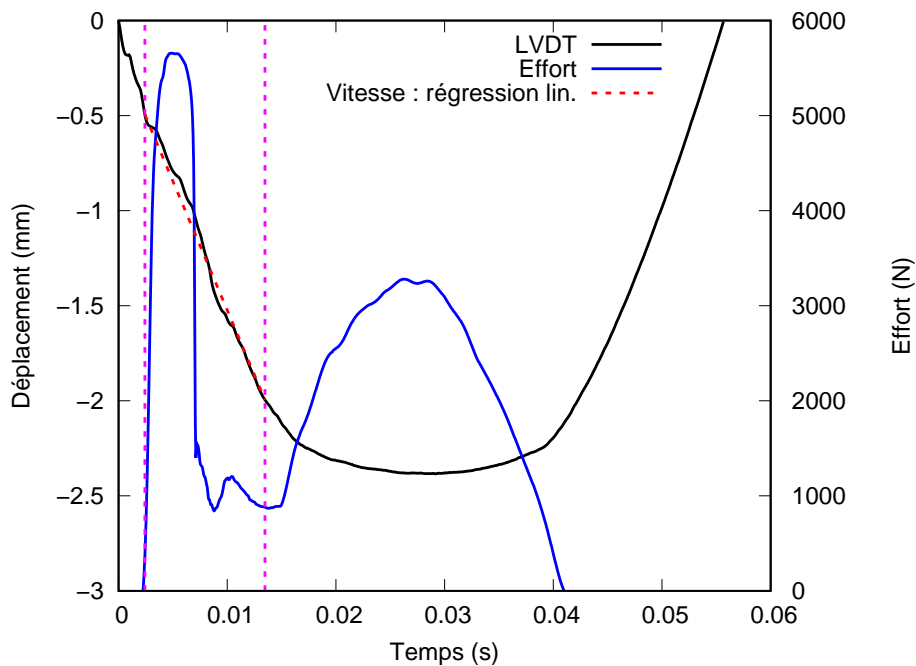


FIGURE 3.6 – Cinématique du poinçon : courbes d'effort et de déplacement du capteur LVDT en fonction du temps, les droites verticales correspondent aux bornes de la regression linéaire pour le calcul de la vitesse

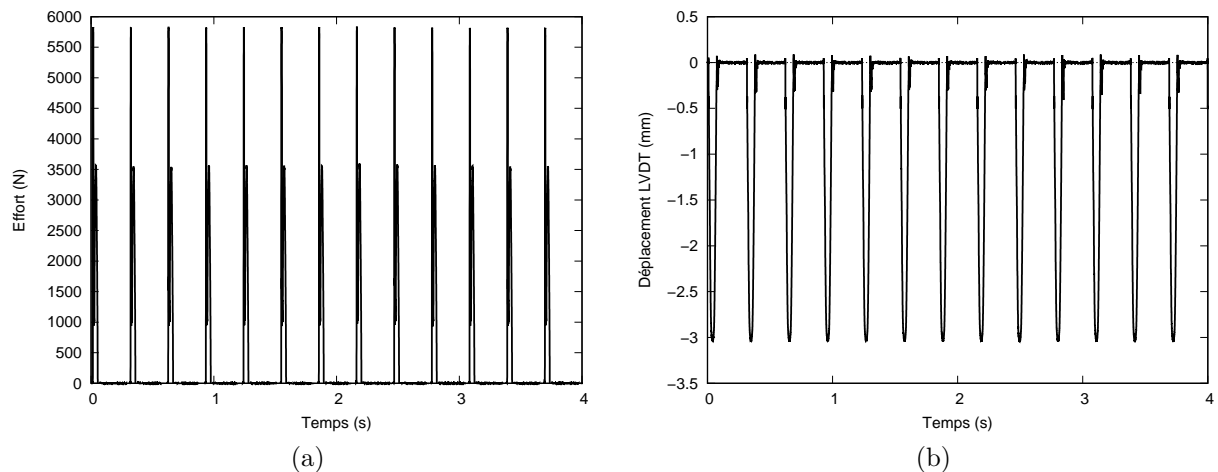


FIGURE 3.7 – Signaux d’effort (a) et de déplacement (b) mesurés au cours du temps

3.2.4 Répétabilité des courbes d’effort

La figure 3.8 présente la répétabilité des courbes d’effort obtenues pour la nuance Cu-ETP avec des cadences de presse à 100 et 200 coups/min.

Les courbes d’effort mesurées présentent l’allure des courbes de la littérature [7, 12, 30, 113] ainsi que les différentes phases caractéristiques du comportement du matériau en découpage. La montée en charge linéaire correspond au comportement élastique, puis vient une phase élasto-plastique jusqu’à l’effort maximal, la chute de l’effort correspond à la phase d’endommagement du matériau, l’amorçage et la propagation des fissures jusqu’à la séparation du déchet de la tôle. La dernière phase de la courbe après la chute de l’effort, correspond à une phase de frottement du poinçon avec la tôle trouée, ainsi qu’une phase de repousse et d’expulsion des déchets présents en fond de matrice.

La superposition des centaines de courbes mesurées pour chaque cadence, forme des faisceaux de courbes dont « l’épaisseur » permet de rendre compte de la faible dispersion de la mesure de l’effort. Pour la cadence à 100 coups/min, l’effort maximal varie entre 5558,0 et 5687,7 N soit une différence de 129,7 N, ce qui correspond à un écart relatif de 2,3 % par rapport à l’effort maximal moyen. De même, à la cadence de 200 coups/min, l’effort maximal varie entre 5612,6 et 5684,7 N soit une différence de 72,1 N, soit un écart relatif de 1,3 % par rapport à l’effort maximal moyen. Ainsi, la force maximale de découpage est plutôt répétable avec une dispersion qui peut être légèrement plus grande à une cadence de 100 coups/min en comparaison à la cadence de 200 coups/min pour la nuance Cu-ETP.

Lors de la campagne d’essais, plusieurs nuances de cuivre ont été testées, le passage de la nuance Cu-ETP à la nuance CuSn6P a eu pour effet une modification de la course utile du poinçon. Plus précisément, l’outil s’est déformé, après quelques centaines de coups de presse, ce qui a entraîné un décalage de la position du poinçon dans l’outil. Cette

modification de la course du poinçon n'a pas d'incidence sur le découpage des pièces, mais a une incidence sur la mesure de l'effort de découpage.

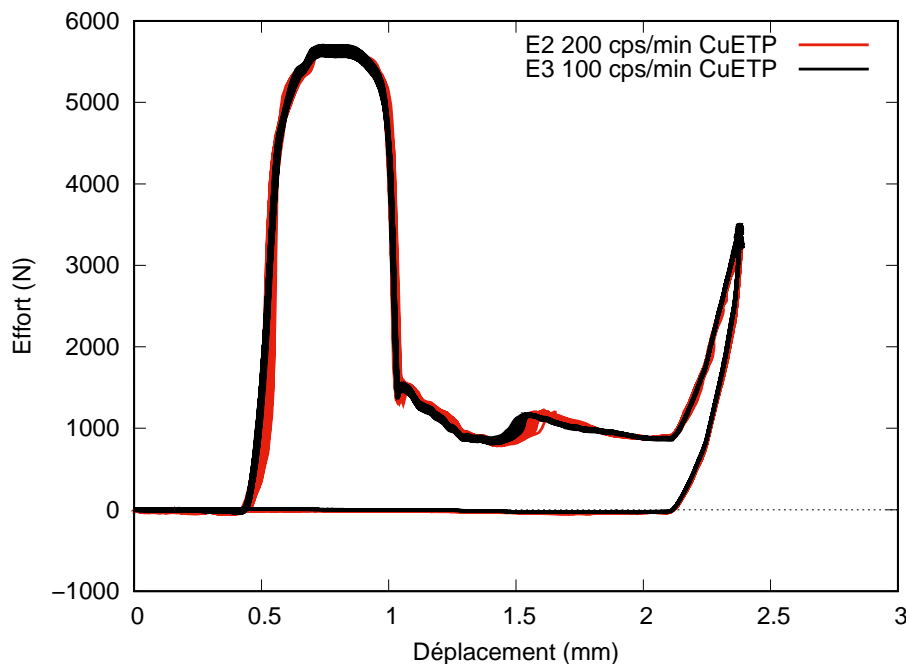


FIGURE 3.8 – Répétabilité des courbes d'effort en découpage pour la nuance Cu-ETP à des cadences de 100 et 200 coups/min

La cinématique du poinçon ayant évolué, la mise en contact entre la tôle et le poinçon a lieu plus tard avec la nuance CuSn6P en comparaison de la nuance Cu-ETP comme illustré sur la figure 3.9. De même, la courbe d'effort de la nuance CuSn6P présente un pic anormal après l'effort maximal de découpage, qui n'est pas présent sur la courbe de la nuance Cu-ETP.

Ici, le découpage se fait en continu, la matrice conserve un certain nombre de déchet sous forme d'empilement, ces déchets sont évacués par le bas par renouvellement du déchet. À chaque coup de presse un nouveau déchet vient prendre la place de l'ancien jusqu'à atteindre le fond de la matrice et être évacué. La course du poinçon étant moins importante, le poinçon ne descend pas assez loin dans la matrice ce qui fait que le déchet aura tendance à rester proche de la surface de la matrice. Lors du découpage suivant, le nouveau déchet va entrer en contact avec l'ancien, et l'effort mesuré sera l'addition d'un effort de découpage avec l'effort de la repousse du déchet en fond de matrice.

Cette hypothèse nous a amené à réaliser des essais de découpage avec une matrice vidée de ses déchets, afin de vérifier si l'allure de la courbe d'effort est retrouvée. La figure 3.10 présente l'évolution des courbes d'effort-déplacement en fonction du nombre de coup pour une matrice initialement sans déchet. Le graphe montre que la courbe obtenue pour le premier coup sans déchet ne présente pas de pic. Dès le second coup, la forme de la courbe commence à évoluer. Un pic commence à apparaître au troisième coup et son amplitude a tendance à augmenter avec le nombre de coup jusqu'à atteindre une amplitude maximale

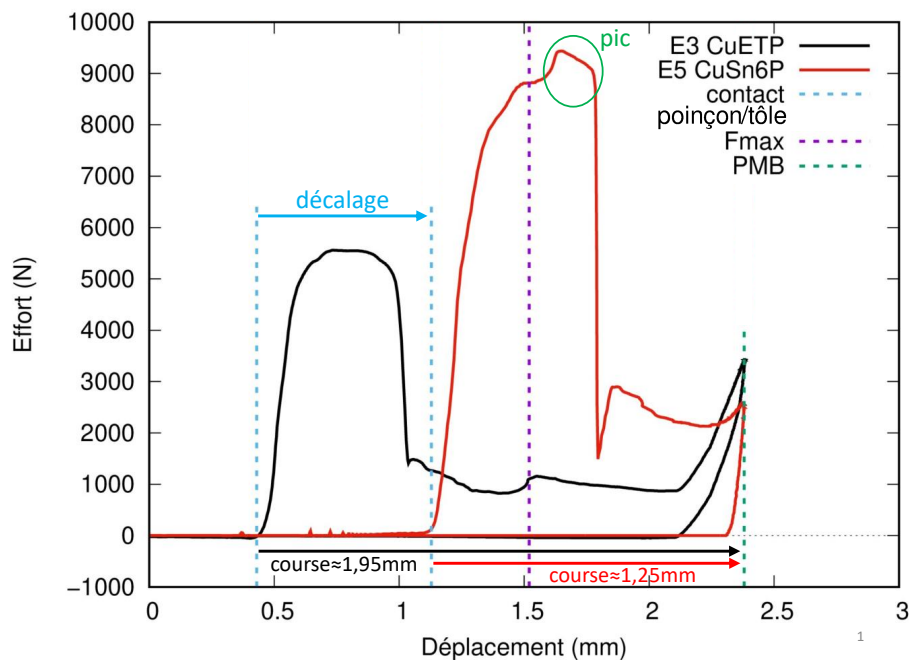


FIGURE 3.9 – Évolution de la course du poinçon au cours de la campagne d’essais : comparaison des courbes d’effort obtenues pour les nuances Cu-ETP et CuSn6P à 100 coups/min (PMB : point mort bas)

au dixième coup. Cet essai spécifique permet de mettre en évidence l’origine du pic qui correspond à un effort de repousse des déchets au fond de la matrice.

Sur le graphe de la figure 3.10, la comparaison des courbes sans déchet et avec déchets montrent que l’effort maximal de découpage est atteint avant la survenue du pic. La présence du pic a peu affecté la mesure de la valeur maximale de l’effort. En partant de cette observation, un post-traitement spécifique de l’effort maximal de découpage est réalisé sur les essais concernés. De manière systématique, l’effort maximal F_{max} sera défini à une valeur de déplacement située avant le pic, comme illustré sur la figure 3.9 pour la nuance CuSn6P

3.2.5 Répétabilité en production

Les courbes d’effort sont obtenues à partir du protocole expérimental établi précédemment, qui consiste à fabriquer 150 pièces dont 100 sont considérées pour l’acquisition de l’effort.

Cependant, l’outil de découpage lors de son fonctionnement en condition de production permet la fabrication de pièces par série de 6050 pièces, avec 6050 coups de presse, en continu, correspondant à la consommation d’une bobine de cuivre Cu-ETP. Un suivi de l’effort dans les conditions standards (nuance Cu-ETP ; cadence à 200 coups/min) a été réalisé au cours de la production de 6050 pièces. La figure 3.11 reprend l’évolution de l’effort maximal F_{max} en fonction du nombre de coups de presse pour différents instants au

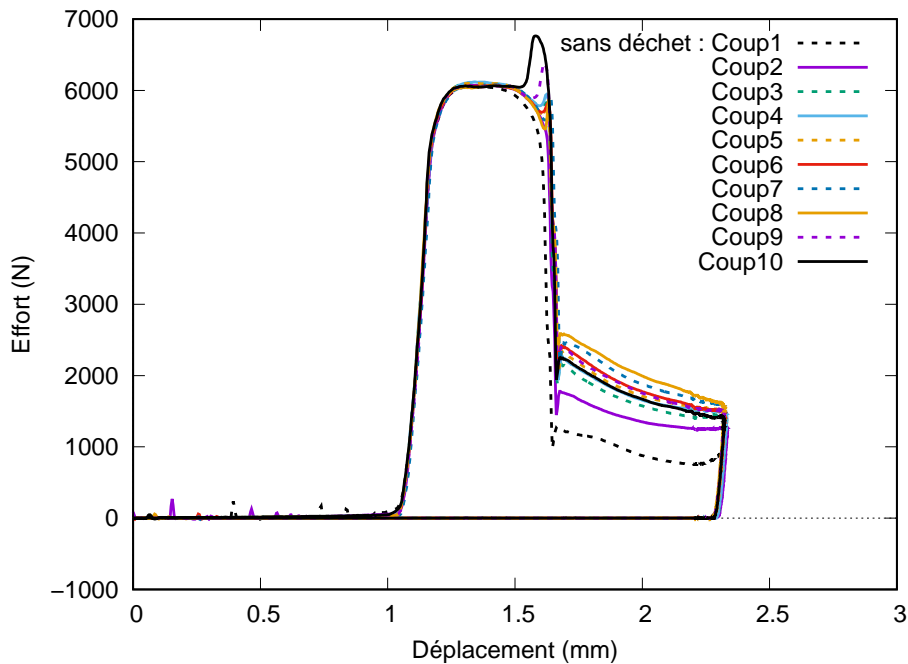


FIGURE 3.10 – Évolution des courbes d’effort-déplacement en fonction du nombre de coup pour une matrice initialement sans déchet. Apparition d’un pic d’effort avec l’accumulation de déchets dans la matrice (Cu-ETP, pilotage de la presse en mode manuel à 100 coups/min)

cours de la production. Les valeurs F_{max} proviennent des 553 courbes d’effort enregistrées tout au long des 6050 coups de presse. La distribution des acquisitions au cours de la production a été faite au mieux, en tenant compte des contraintes liées à la production où la presse a pu se mettre en défaut et interrompre les acquisitions. Cette figure reprend également l’évolution de F_{max} obtenue avec le protocole expérimental (section 3.2.3) pour la nuance Cu-ETP à une cadence de 200 coups/min. De manière générale, ce graphe permet d’observer une dispersion des valeurs de F_{max} plus importante au cours de la production par rapport à la dispersion observée en utilisant le protocole expérimental, bien que les mesures de F_{max} avec le protocole restent dans la gamme d’effort mesurée en production.

Le tableau 3.2 reprend les valeurs moyennes de F_{max} , ainsi que les valeurs minimales et maximales observées en conditions de production et selon le protocole expérimental. La valeur moyenne de F_{max} obtenue en production ou avec le protocole sont respectivement de 5678,5 et 5651,8 N. Les deux valeurs sont proches, le protocole expérimental permet de mesurer une valeur représentative de la valeur moyenne de F_{max} . Cependant, en production, les valeurs mesurées sont plus dispersées, l’écart entre les valeurs minimale et maximale est d’environ 5,3 % contre environ 1,3 % avec le protocole. Il sera important de tenir compte de cette différence de dispersion observée en fonction de l’approche de mesure pour la validation des modèles numériques. C’est pour cette raison que les courbes d’effort-pénétration du poinçon issues des mesures en production seront utilisées par la

suite pour la confrontation expérimentale-numérique.

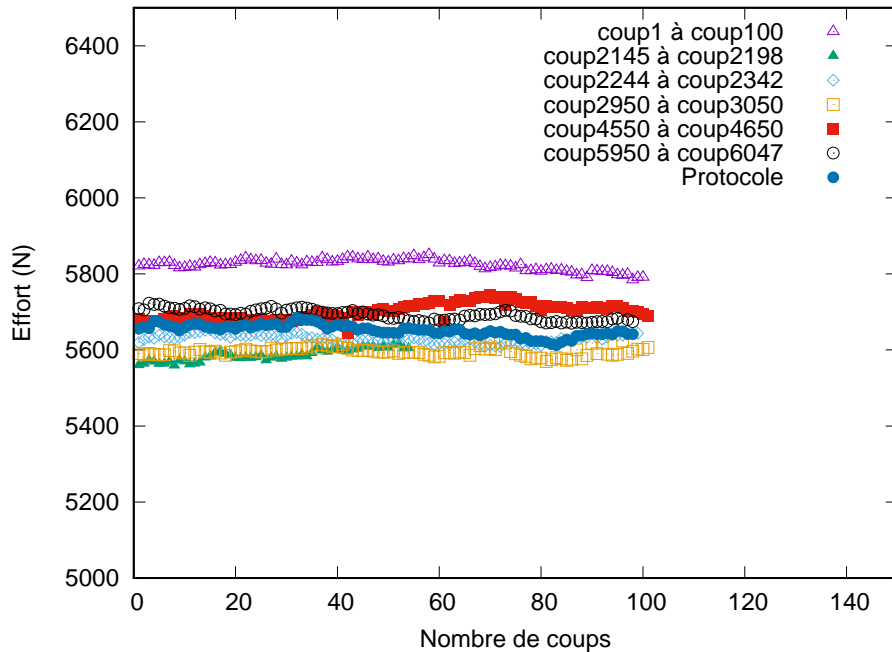


FIGURE 3.11 – Évolutions de l’effort maximal F_{max} de découpage en fonction du nombre de coups de presse en conditions de production et selon le protocole (nuance Cu-ETP ; cadence à 200 coups/min)

TABLEAU 3.2 – Valeurs moyennes de F_{max} ainsi que les valeurs minimales et maximales observées en conditions de production et selon le protocole expérimental (nuance Cu-ETP ; cadence à 200 coups/min)

Conditions	Nombre de coups mesuré	F_{max}^{moy} (N)	F_{max} min. (N)	F_{max} max. (N)
Production	553/6050	$5678,5 \pm 81,7$	5558,9	5850,6
Protocole	98	$5651,8 \pm 14,9$	5612,6	5684,7

3.2.6 Méthodologie de mesures des bords découpés et résultats

Le modèle numérique du découpage est basé sur la configuration standard de l’outil qui correspond au découpage de pièces en Cu-ETP à une cadence de 200 coups/min. C’est pour cela que cette configuration a été choisie pour les mesures du profil de bords découpés.

La caractérisation du bord découpé est réalisée à partir d’images obtenues au MEB, la figure 3.12b montre une observation d’un bord droit de la pièce découpée (figure 3.12a). Des lignes moyennes sont tracées afin de délimiter les différentes hauteurs des zones caractéristiques (hauteur bombée, cisailée, arrachée) du bord découpé sur une longueur d’environ 4 mm. Une moyenne sur 5 pièces est réalisée par la suite, les mesures sont présentées dans le tableau 3.3.

L'observation du bord découpé montre que sur la partie supérieure, la zone bombée apparaît en clair, elle résulte de la flexion de la tôle lors de la pénétration du poinçon. Elle correspond à la phase élastique et élasto-plastique. La zone cisailée a un aspect lisse et rectiligne, qui résulte du cisaillement et de l'endommagement de la tôle. La zone arrachée est caractérisée par un aspect granulaire, à cause de l'endommagement du matériau conduisant à l'amorçage de fissures et de leur propagation jusqu'à rupture de la tôle [17]. Gréban *et al.* [19] ont mesuré une proportion de 82,5 % de zone cisailée pour 17,5 % de zone arrachée lors du découpage d'un cuivre Cu-ETP de 0,254 mm d'épaisseur pour des vitesses similaires (150 mm/s). La quantité de zone cisailée est nettement supérieure à celle de la zone arrachée. Pour les essais présentés ici, il y a pratiquement autant de zone cisailée produite que de zone arrachée. Les différences pourraient provenir d'une différence dans les propriétés mécaniques ou dans la microstructure entre les deux matériaux ainsi que la différence du jeu poinçon/matrice et l'état d'usure des outils de découpe [8, 24, 28, 114].

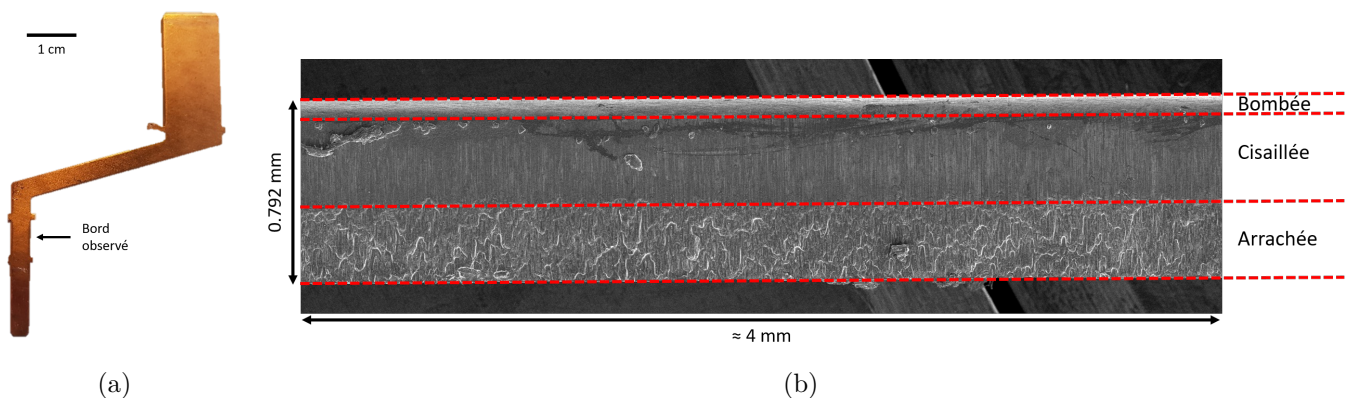


FIGURE 3.12 – (a) Illustration du bord observé; (b) Image d'un bord court du rectangle découpé obtenue par microscopie électronique à balayage

TABLEAU 3.3 – Mesures des hauteurs caractéristiques d'un bord court du rectangle découpé exprimées en μm et en pourcentage de l'épaisseur initiale de la tôle

Bombée	$81 \mu\text{m} \pm 3,1 \mu\text{m}$ (10 %)
Cisailée	$383 \mu\text{m} \pm 3,1 \mu\text{m}$ (49 %)
Arrachée	$328 \mu\text{m} \pm 6,8 \mu\text{m}$ (41 %)

3.3 Caractérisation de l'effort maximal de découpage

L'évolution de l'effort maximal F_{max} de découpage en fonction du nombre de coups de presse pour les nuances de cuivre testées est présentée sur les graphes des figures 3.13a et 3.13b, pour respectivement les cadences de 100 et 200 coups/min. De manière

générale, les graphes montrent une évolution relativement constante de l'effort maximal en fonction du nombre de coups de presse. Les nuances CuSn6P (200 coups/min) et CuSn9P (100 coups/min) présentent une dispersion plus marquée.

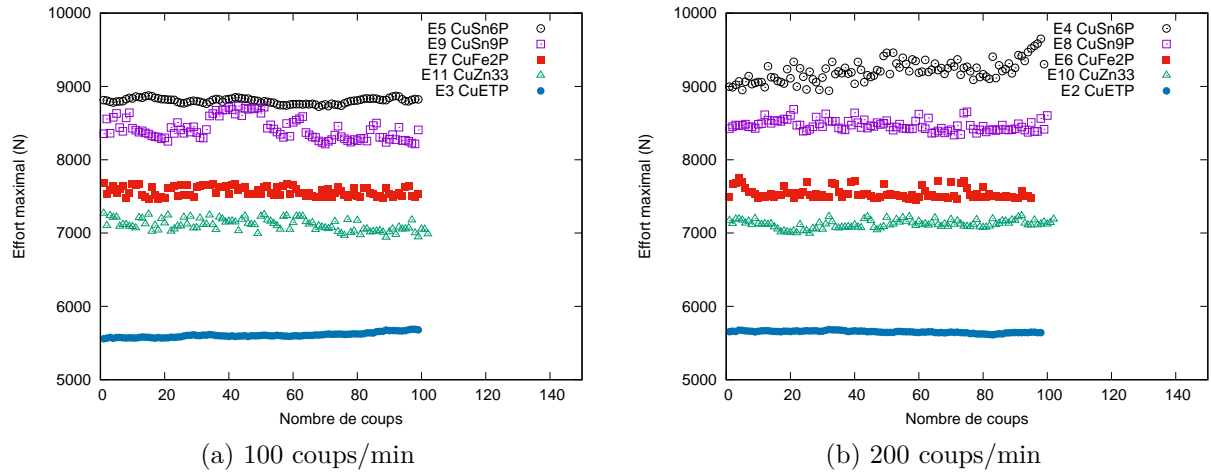


FIGURE 3.13 – Évolutions de l'effort maximal F_{max} de découpage en fonction du nombre de coups de presse pour les nuances de cuivre testées pour des cadences de 100 (a) et 200 coups/min (b)

Pour chaque configuration, une centaine de valeurs de F_{max} sont mesurées et une moyenne est calculée. Les valeurs moyennes de F_{max} pour les nuances et les cadences testées sont présentées sur l'histogramme de la figure 3.14 et peuvent être également retrouvées dans le tableau 3.4. En prenant en compte l'incertitude sur les valeurs de F_{max} , la comparaison des valeurs de F_{max} à 100 et 200 coups/min, montre peu d'effet de la cadence sur le niveau de l'effort excepté pour la nuance CuSn6P. Pour cette dernière, F_{max} tend à augmenter avec l'effet de la cadence, c'est-à-dire avec l'augmentation de la vitesse de déformation. L'effort augmente de 4,6 % lorsque la cadence passe de 100 à 200 coups/min.

Les efforts de découpage F_{dec} peuvent être approximés à l'aide d'une formule empirique suivante [13] :

$$F_{dec} = kL_{dec}e_0R_m \quad (3.1)$$

avec $kR_m = R_c$ où R_c est la résistance au cisaillement par unité de surface dans la section découpée (périmètre du profil détaché $L_{dec} \times$ épaisseur initiale de la tôle e_0), k est un paramètre qui dépend du matériau qui est estimé à 0,8 d'après [13].

Le paramètre k est lié au critère de plasticité, par exemple, pour un critère de Tresca $\sigma_C = \frac{\sigma_T}{2}$ avec $k = 0,5$, et pour un critère de von Mises $\sigma_C = \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}}$ avec $k \approx 0,58$ où σ_T et σ_C sont respectivement la contrainte en traction et en cisaillement. La valeur de k théorique de 0,8 proposée pour le découpage est supérieure à celles obtenues avec les

critères de Tresca et de von Mises, ce qui laisse penser que la valeur de 0,8 prend en compte l'effet de la vitesse [28, 31-33] et du frottement [18, 46] qui peuvent avoir un effet positif sur la valeur de l'effort, c'est-à-dire l'effort est plus important lorsque la vitesse ou le frottement augmente.

De même, la comparaison de l'effort maximal présenté dans l'histogramme de la figure 3.14 avec les valeurs de R_m (tableau 3.1) ne varie pas uniquement en fonction de R_m comme le laisse supposer la formule analytique. Cependant, les valeurs de R_m sont des données fournisseurs, excepté pour la nuance Cu-ETP (Chapitre 2), cette valeur ne prend pas en compte la variabilité de comportement entre les différentes bobines issues de la même coulée (annexe A). Cette remarque est à prendre en compte dans l'interprétation des résultats.

Les efforts de découpage donnés par la formule pour une valeur de k égal à 0,8 sont représentés sur l'histogramme de la figure 3.14. Globalement, la formule a tendance à sur-estimer l'effort de découpage, l'écart entre les valeurs expérimentales et celles données par la formule peut aller jusqu'à 24 % (CuFe2P). La valeur de $k = 0,8$ donne une bonne approximation de l'effort de découpage pour la nuance CuSn6P, l'écart étant de 4 %.

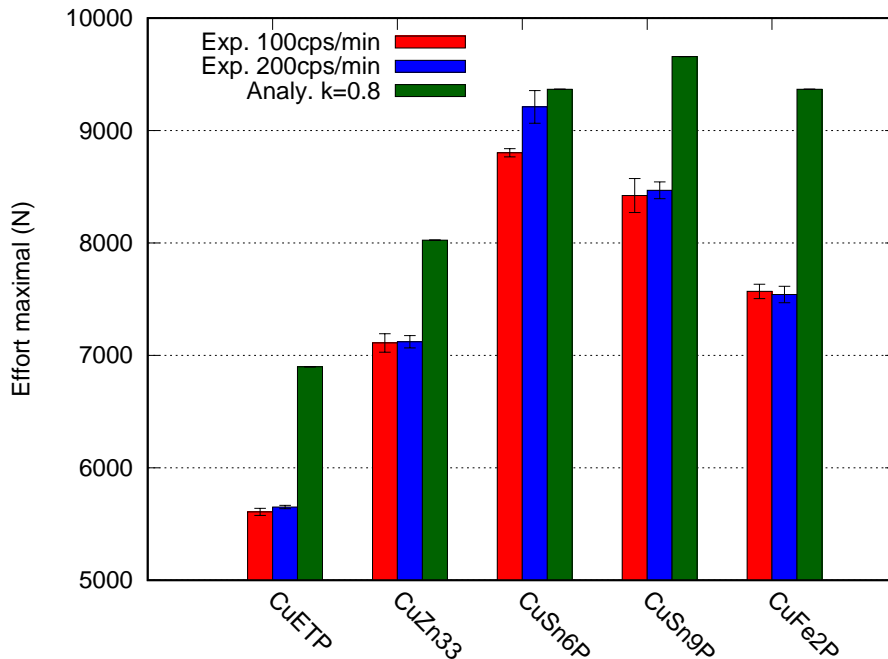


FIGURE 3.14 – Comparaison de l'effort maximal F_{max} de découpage pour les nuances de cuivre testées pour des cadences de 100 (a) et 200 coups/min avec la valeur de l'effort calculée par la formule analytique ($k = 0,8$)

À partir des valeurs de F_{max} mesurées, il a été possible de calculer une valeur de k pour chaque nuance, $k^{100-200 \text{ cps/min}}$ est estimée à partir d'une valeur moyenne de F_{max} issue des deux cadences (100 et 200 coups/min). Les valeurs de $k^{100-200 \text{ cps/min}}$ sont reportées dans le tableau 3.4. Cette valeur évolue entre 0,65 et 0,77, elle est inférieure à la valeur théorique de 0,8 prise classiquement en découpage. Le CETIM [25] a mesuré des valeurs

de k pour différentes nuances de cuivre dont la nuance CuZn33 R350 qui est proche de celle caractérisée ici en terme de R_m . La valeur de k mesuré par le CETIM est de 0,70 contre 0,71 dans ce travail, ces valeurs sont donc cohérentes.

TABLEAU 3.4 – Valeurs moyennes de l’effort maximal de découpage obtenues à 100 coups/min ($F_{max}^{100 \text{ cps/min}}$) et 200 coups/min ($F_{max}^{200 \text{ cps/min}}$) ainsi que l’effort moyen des deux cadences F_{max}^{moy} , la valeur de l’effort calculée par la formule empirique ($k = 1$) et identification du paramètre matériau $k^{100-200 \text{ cps/min}}$ pour les différentes nuances testées

Nuances	$F_{max}^{100 \text{ cps/min}}$ (N)	$F_{max}^{200 \text{ cps/min}}$ (N)	F_{max}^{moy} (N)	Le_0R_m (N)	$k^{100-200 \text{ cps/min}}$
Cu-ETP	5607,6 ± 31,4	5651,8 ± 14,9	5629,7 ± 33,1	8623,5	0,65
CuZn33	7110,6 ± 81,9	7121,0 ± 55,2	7115,8 ± 70,1	10031,9	0,71
CuSn6P	8802,4 ± 36,5	9210,1 ± 146,1	9006,3 ± 230,0	11708,5	0,77
CuSn9P	8422,0 ± 150,6	8468,1 ± 74,3	8445,0 ± 120,8	12071,8	0,70
CuFe2P	7569,7 ± 64,0	7541,9 ± 72,9	7555,8 ± 69,9	11708,5	0,65

Par la suite, seules les données obtenues pour le matériau Cu-ETP à une cadence de 200 coups/min, ce qui correspond aux conditions standard du procédé, vont être exploitées pour la comparaison expérience-numérique.

3.4 Modélisation du découpage

Dans une première approche, un modèle numérique de découpage 2D d’un bord droit, en déformations planes, est développé avec Abaqus/Explicit. En effet, la dimension du bord perpendiculaire à la direction de découpe est considérée suffisamment grande pour se placer dans l’hypothèse des déformations planes. Un écrouissage isotrope ainsi qu’un critère de plasticité isotrope (von Mises) sont utilisés pour modéliser le comportement du cuivre. L’approche semi-couplée implantée dans Abaqus/Explicit est également utilisée pour modéliser l’endommagement et la rupture de la tôle. Le contact est modélisé par une condition avec lubrification. Un maillage adaptatif (ALE) est utilisé pour le remaillage. Le retour élastique n’est pas simulé ici.

3.4.1 Description du modèle

Le problème de découpage 2D en déformations planes est illustré sur le schéma de la figure 3.15 et les dimensions sont indiquées dans le tableau 3.5. Les outils (poinçon, matrice, serre-flan) sont décrits par des surfaces analytiques rigides. La tôle est maillée avec des éléments 2D quadrangles à déformations planes CPE4R. Le maillage utilisé est

représenté sur la figure 3.16, il est constitué de 11536 éléments et de 11748 noeuds. Le maillage est raffiné dans la zone en cisaillement (taille d'élément de $10\ \mu\text{m}$ [24]), comprise entre le rayon du poinçon et le rayon de la matrice. Un maillage plus grossier est utilisé en dehors de la zone soumise à de grandes déformations. Un maillage adaptatif (ALE) permet de contrôler la distorsion des éléments. La dimension perpendiculaire à la direction de la découpe est fixée à 1 mm lors du calcul 2D déformations planes. L'effort récupéré en simulation est un effort par unité de longueur qui est par la suite multiplié par le périmètre de la forme découpée pour obtenir l'effort de découpe global.

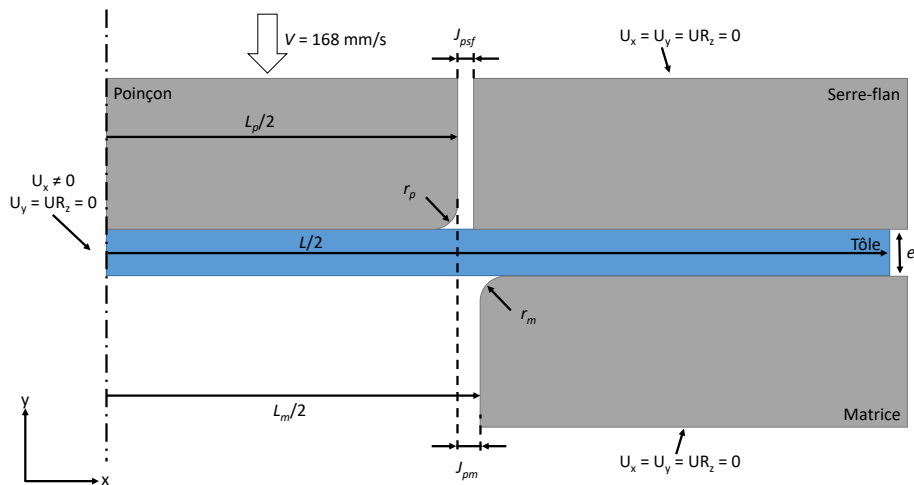


FIGURE 3.15 – Illustration du problème de découpage 2D en déformations planes et conditions aux limites, \vec{z} est la direction normale au plan (\vec{x}, \vec{y})

TABLEAU 3.5 – Dimensions des outils et de la tôle

Épaisseur de la tôle e_0	0,80 mm
Longueur du poinçon L_p	10,86 mm
Longueur de la matrice L_m	10,95 mm
Rayon de courbure du poinçon r_p	$10\ \mu\text{m}$
Rayon de courbure de la matrice r_m	$10\ \mu\text{m}$
Jeu poinçon/matrice J_{pm}	$45\ \mu\text{m}/5,7\%$ de l'épaisseur initiale
Jeu poinçon/serre-flan J_{psf}	$8\ \mu\text{m}$
Longueur de la tôle L	25 mm

Le contact entre les outils rigides et la tôle déformable est modélisé par une loi de Coulomb, dont le coefficient μ est fixé à 0,01, ce qui correspond à des conditions de contact avec lubrification. Les noeuds de la tôle sur la ligne de symétrie sont bloqués en déplacement dans la direction de la longueur de la tôle, ainsi que la rotation dans le plan de la tôle. Tous les degrés de liberté de la matrice et du serre-flan sont bloqués, il est donc simplement maintenu dans sa position initiale et l'effort serre-flan est négligé. Le poinçon est piloté en vitesse, $V = 168\ \text{mm/s}$, d est la pénétration du poinçon par la suite. La

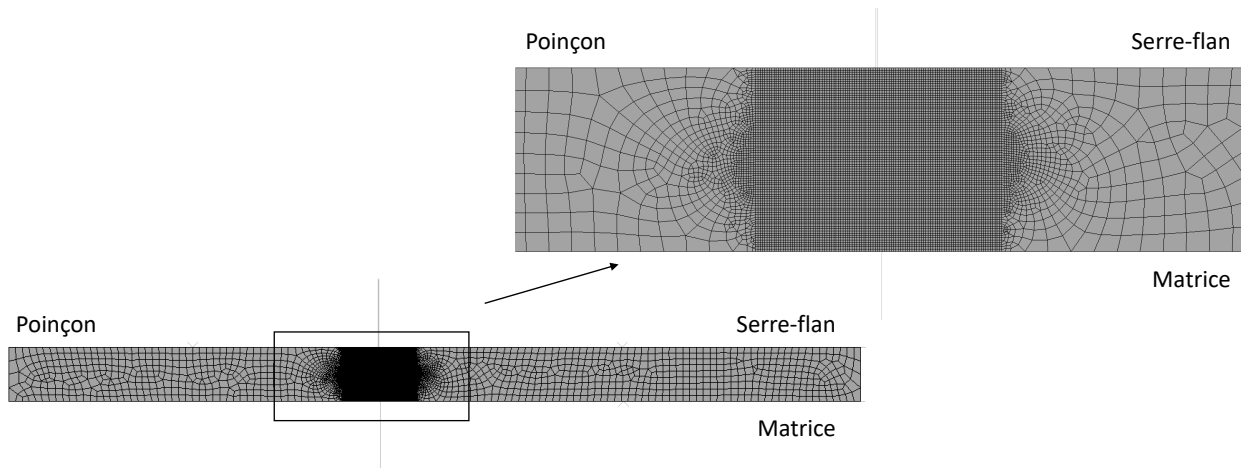


FIGURE 3.16 – Maillage utilisé lors de la simulation du découpage 2D déformations planes

valeur de la vitesse a été obtenue à l'aide d'une formule théorique permettant de calculer la vitesse théorique du coulisseau d'une presse à partir de la course du coulisseau et de la cadence de la presse [11].

Pour les besoins de la simulation numérique, l'érouissage isotrope du cuivre Cu-ETP est décrit par les données discrètes de l'évolution de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation plastique issues de l'essai de traction, extrapolées linéairement aux très grandes déformations. Une loi d'érouissage spécifique pour le découpage est utilisée ici, en effet, la loi identifiée au Chapitre 2 de par son érouissage limité se traduisait par une chute prématurée de l'effort de découpage. La figure 3.17 illustre la comparaison des lois d'érouissage du cuivre Cu-ETP utilisées pour le découpage et le cambrage. Les propriétés physiques et mécaniques du cuivre Cu-ETP sont listées dans le tableau 3.6.

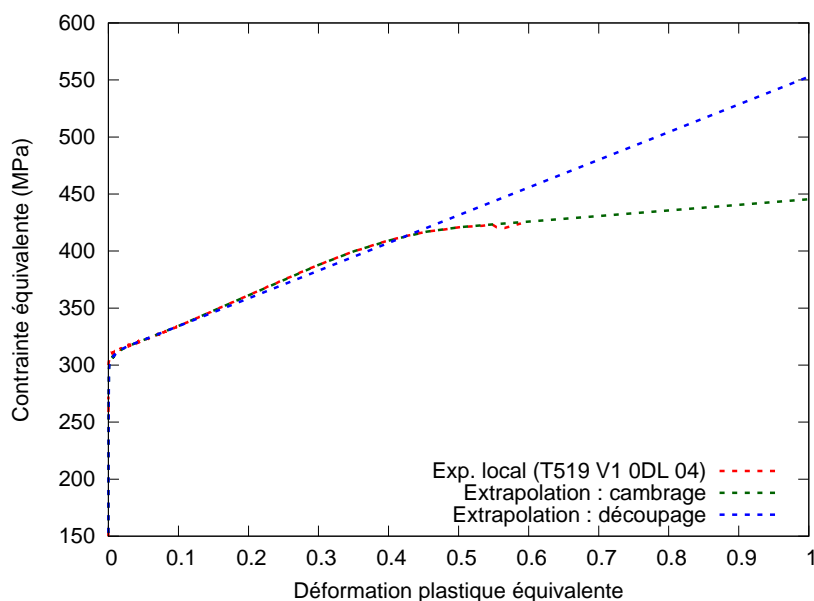


FIGURE 3.17 – Loi d'érouissage utilisée pour la simulation numérique du découpage, comparaison avec la loi définie pour la simulation du cambrage

TABLEAU 3.6 – Propriétés physiques et mécaniques du cuivre Cu-ETP (la masse volumique ρ est une donnée fournisseur), cf. Chapitre 2

ρ (kg/m ³)	E (GPa)	ν	σ_y (MPa)
8900	105,1	0,28	152,8

3.4.2 Modélisation de l’endommagement et la rupture

Abaqus/Explicit [115] permet de modéliser l’endommagement progressif et la rupture des matériaux ductiles selon une approche semi-couplée. La prise en compte de l’adoucissement par le cumul de l’endommagement nécessite de définir un critère d’amorçage de l’endommagement ainsi qu’une loi d’évolution de l’endommagement.

Critère d’amorçage de l’endommagement

Un critère de rupture basé sur la déformation plastique équivalente est utilisé pour l’amorçage de l’endommagement :

$$\omega = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f^p} \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{\varepsilon}_f^p} \quad (3.2)$$

où ω est une variable indicatrice de l’état d’endommagement et $\bar{\varepsilon}_f^p$ la déformation plastique équivalente à la rupture.

Loi d’évolution de l’endommagement

L’adoucissement du matériau par la perte de rigidité permet de modéliser l’évolution de l’endommagement. Quand le critère d’amorçage de l’endommagement est atteint ($\omega = 1$), la variable d’endommagement global D commence à évoluer. En raison de la localisation de la déformation pendant l’évolution de l’endommagement, l’adoucissement va fortement dépendre du maillage. Pour atténuer cette dépendance au maillage, Abaqus adopte une méthode d’énergie de rupture. Avec cette approche, la réponse en adoucissement après l’amorçage de l’endommagement est caractérisée par l’introduction d’une loi de comportement exprimée en contrainte-déplacement pour la partie adoucissement plutôt qu’une relation contrainte-déformation. Cette méthode nécessite de définir une longueur caractéristique d’élément L_e (associé au point d’intégration) qui dépend de la taille de l’élément. Dans le cas d’éléments 2D, elle est définie comme la racine carrée de la surface de l’élément. L’énergie de rupture est alors donnée par l’équation :

$$G_f = \int_{\bar{\varepsilon}_0^p}^{\bar{\varepsilon}_f^p} L_e \sigma_{eq} d\bar{\varepsilon}^p = \int_0^{\bar{u}_f^p} \sigma_{eq} d\bar{u}^p \quad (3.3)$$

où $\bar{\varepsilon}_0^p$ est la déformation plastique équivalente à l'amorçage de l'endommagement et \bar{u}_f^p le déplacement plastique équivalent à la rupture. Cette expression introduit la définition du déplacement plastique équivalent \bar{u}^p comme le conjugué de la contrainte équivalente σ_{eq} après le début de l'endommagement. Avant l'amorçage de l'endommagement, $d\bar{u}^p$ est égal à 0, puis $d\bar{u}^p = L_e d\bar{\varepsilon}^p$ lorsque l'endommagement commence.

L'évolution de la variable d'endommagement D avec le déplacement plastique équivalent suit une loi linéaire :

$$dD = \frac{d\bar{u}^p}{\bar{u}_f^p} = L \frac{d\bar{\varepsilon}^p}{\bar{u}_f^p} \quad (3.4)$$

Par conséquent, lorsque le déplacement plastique équivalent \bar{u}^p atteint la valeur à la rupture \bar{u}_f^p , le tenseur des contraintes et la rigidité du matériau sont entièrement dégradés et les éléments rompus sont supprimés du maillage (cas où $D = 1$). De même, si la variable d'endommagement D atteint une valeur critique D_C dans l'élément, cela entraîne la suppression de l'élément du maillage.

Afin de prendre en compte l'adoucissement dû à l'endommagement dans la loi de comportement, une contrainte effective est introduite :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{(1 - D)} \quad (3.5)$$

où $\tilde{\sigma}$ est le tenseur des contraintes effectives (ou non endommagées) calculé dans l'incrément actuel. $\tilde{\sigma}$ sont les contraintes qui existeraient dans le matériau en l'absence d'endommagement.

Identification des paramètres du modèle d'endommagement

L'utilisation du modèle d'endommagement nécessite l'identification de plusieurs paramètres : $\bar{\varepsilon}_f^p$, \bar{u}_f^p et D_C .

La déformation plastique équivalente à la rupture $\bar{\varepsilon}_f^p$ a été mesurée à partir de mesures locales de la déformation lors d'un essai de traction. La déformation à la rupture est estimée à 0,7 comme illustré sur la figure 3.18a.

Par la suite, une étude de sensibilité sur le déplacement plastique équivalent à la rupture \bar{u}_f^p en prenant $D_C = 1$ a été réalisée. La comparaison des courbes d'effort-pénétration expérimentales avec les courbes d'effort-pénétration numériques obtenues pour plusieurs valeurs de \bar{u}_f^p a permis d'identifier une valeur de 0,05 mm.

Pour finir, l'identification de la variable d'endommagement critique D_C est basée sur la méthode d'identification proposée par Goijaerts et al [61, 62]. Cette méthode consiste à identifier l'incrément qui correspond à la pénétration à la rupture. La pénétration à la rupture d_f est approximée en faisant la somme des hauteurs bombée et cisailée et d_f est donc égale à 59% de l'épaisseur initiale. La figure 3.18b montre l'isovaleur de la variable d'endommagement D au moment de l'amorçage de la rupture. La valeur de D_C est prise

comme la valeur maximale de D atteint à cet instant, ici $D_C = 0,45$.

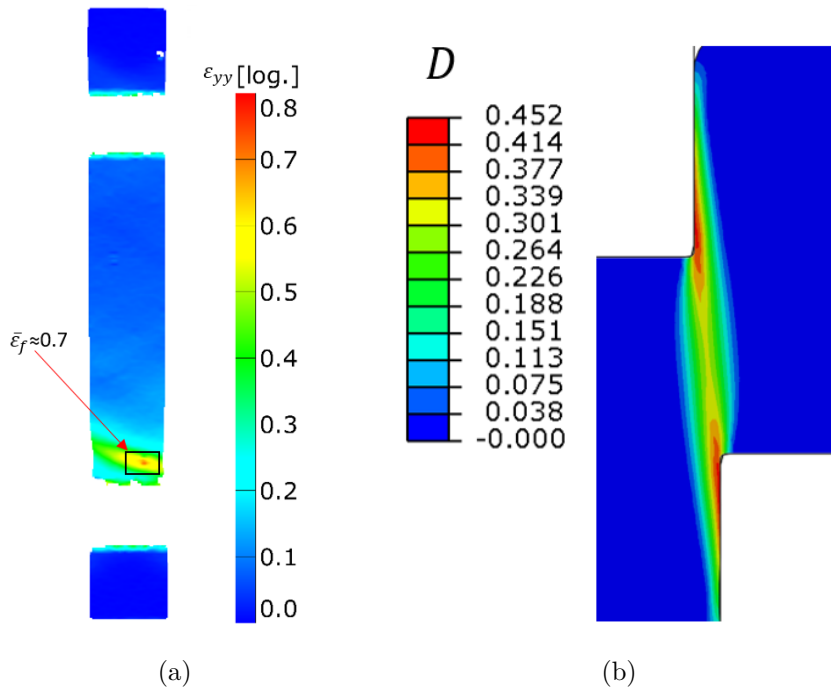


FIGURE 3.18 – (a) Isovaleur de la déformation ε_{yy} à la rupture lors d'un essai de traction dans la direction $0^\circ/\text{DL}$; (b) Isovaleur de la variable d'endommagement D au moment de l'amorçage de la rupture ($d_f = 59\%$) (b)

Limites du critère de rupture

Le choix du critère de rupture basé sur la déformation plastique équivalente et aussi son identification à partir d'un essai de traction peut présenter des limites.

La mesure de la déformation à la rupture est une approximation qui est faite en surface en première approche. Pour être plus précis, il faudrait utiliser une approche hybride expérience-numérique pour déterminer la valeur dans l'épaisseur comme proposée notamment par Kacem et al [116, 117].

De même, la simulation permet d'avoir accès à la triaxialité des contraintes η qui donne une indication sur l'état des contraintes : $\eta = \sigma_m / \bar{\sigma}$ où $\bar{\sigma}$ la contrainte équivalente et σ_m est la contrainte moyenne ($\sigma_m = \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})/3$). La figure 3.19a présente le graphe de l'évolution de la déformation plastique équivalente en fonction de la triaxialité des contraintes pour plusieurs éléments situés dans la bande de localisation (figure 3.19b). Pour les éléments situés à côté du centre de la tôle (E1, E2, E3), la triaxialité qui est proche de 0 tend vers des valeurs positives qui caractérisent le passage d'un état des contraintes en cisaillement au début du découpage vers un état des contraintes en traction ($\eta \approx 1/3$). Par ailleurs, lorsque l'élément se rapproche des arêtes des outils, la triaxialité varie. Elle passe d'un état des contraintes en cisaillement ($\eta \approx 0$) à de la compression ($\eta \approx -1/3$) pour respectivement

les éléments E4 et E5. Cette analyse montre l'intérêt de pouvoir améliorer le critère de rupture en choisissant un critère qui prendrait en compte la triaxialité des contraintes comme par exemple celui de Goijaerts *et al.* [61, 62].

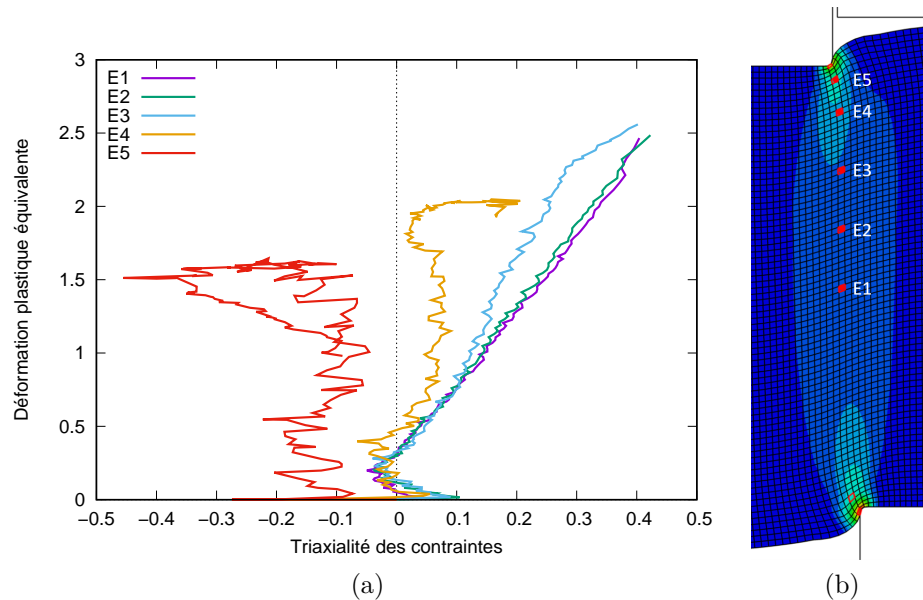


FIGURE 3.19 – Évolution de la déformation plastique équivalente en fonction de la triaxialité des contraintes (a) pour plusieurs éléments situés dans la bande de localisation (b) (courbes arrêtées à 58 % de l'épaisseur, juste avant la rupture)

Maintenant que la mise en données du modèle de découpage a été décrite, les prochaines sections présentent la confrontation entre les données expérimentale et numérique.

3.4.3 Prédiction du découpage

La figure 3.20 présente l'évolution de l'isovaleur de la contrainte équivalente de von Mises au cours du découpage. De même, les différentes phases du découpage sont illustrées sur cette figure : phase de cisaillement et d'endommagement, phase d'amorçage de fissures au niveau des arêtes coupantes de la matrice et du poinçon, phase de propagation des fissures où les fissures se propagent l'une vers l'autre jusqu'à la phase de rupture complète de la tôle.

L'isovaleur de la déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}^p$ au cours du découpage est illustrée sur la figure 3.21. La déformation se localise au niveau des arêtes coupantes de la matrice et du poinçon où elle peut atteindre 4,9 à l'instant juste avant l'amorçage de la rupture ($d = 58\%$ de l'épaisseur initiale). De même, la déformation peut atteindre 2,45 au centre de la tôle.

De manière générale, les distributions de la contrainte équivalente de von Mises et de la déformation plastique équivalente mettent en évidence la formation d'une bande de

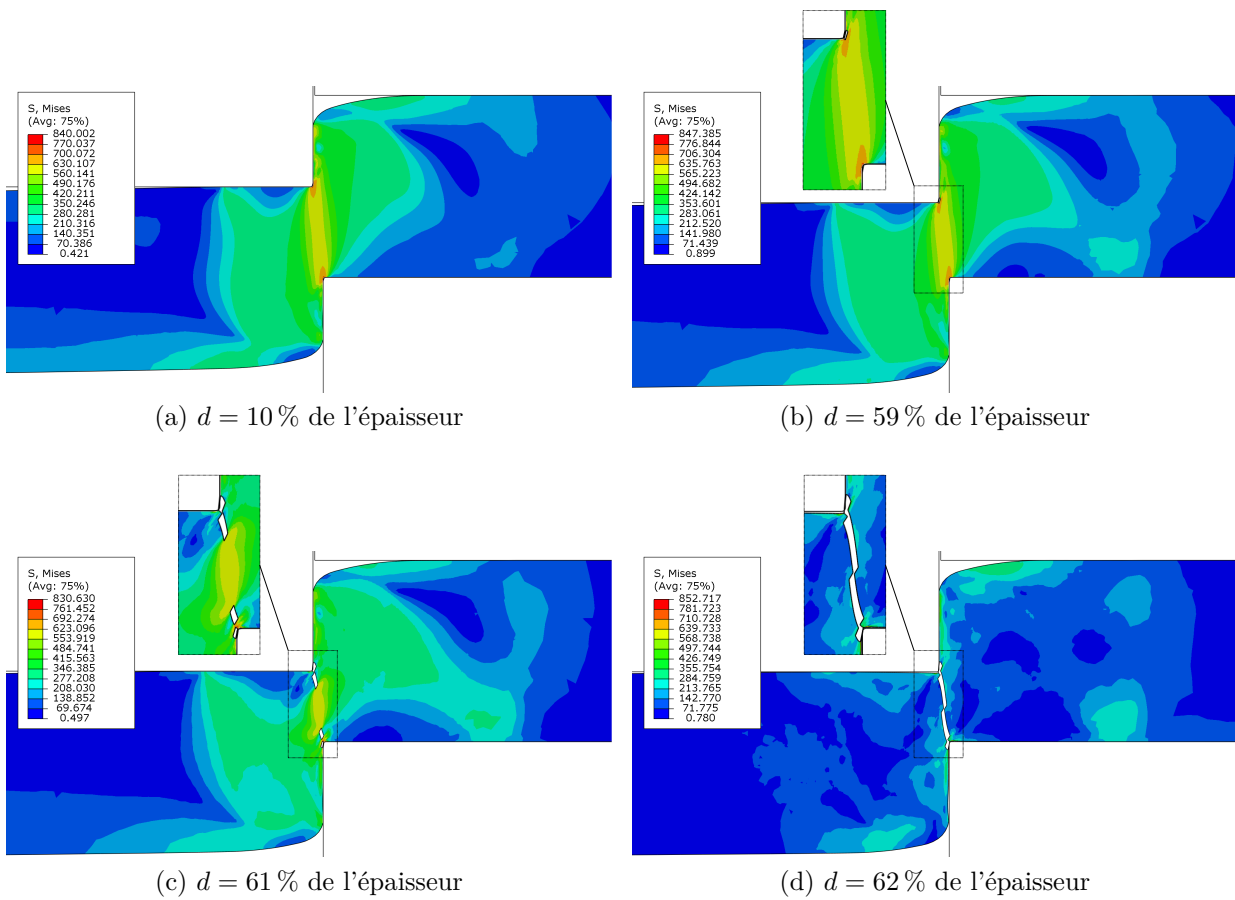


FIGURE 3.20 – Isovaleurs de la contrainte équivalente de von Mises et illustration des différentes phases du découpage : phase de cisaillement et d'endommagement (a), phase d'amorçage de fissures (b), phase de propagation des fissures (c) et phase de rupture complète de la tôle (d)

localisation qui se situe dans le jeu entre le poinçon et la matrice.

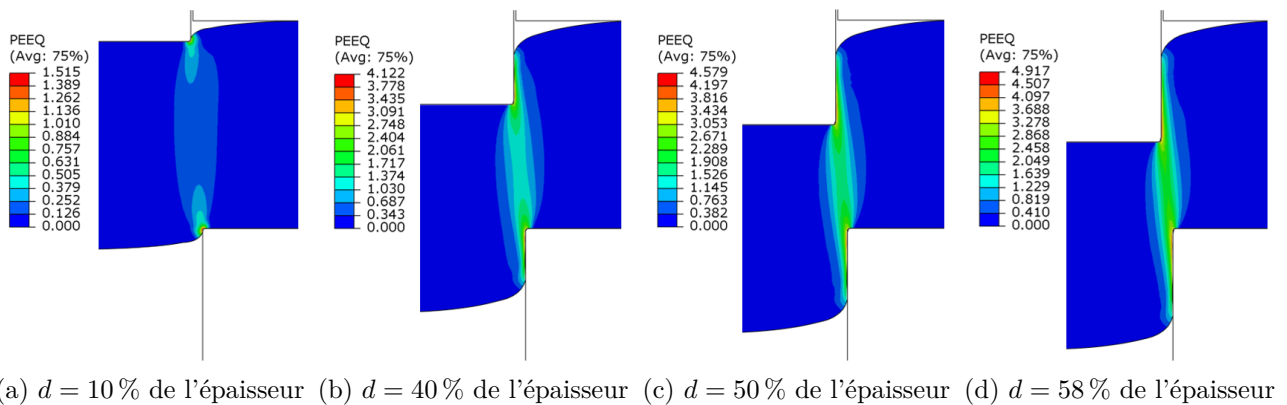


FIGURE 3.21 – Isovaleurs de la déformation plastique équivalente $\bar{\epsilon}^p$ pour différentes valeurs de pénétration du poinçon

3.4.4 Prédiction de l'effort de découpage et du bord découpé

Afin de tenir compte de la variabilité de la courbe d'effort, les courbes d'effort-pénétration expérimentales sont présentées sous forme de deux bornes extrêmes issues de l'évolution des mesures en condition de production. La figure 3.22 présente une borne inférieure de l'effort expérimental, ainsi qu'une borne supérieure. L'effort maximal lors de la découpe est compris entre 5559 et 5851 N, soit un écart relatif d'environ 5 %, ce qui donne une faible dispersion en comparaison du niveau d'effort mesuré.

La pénétration à la rupture est estimée à 59 % de l'épaisseur de la tôle. Par la simulation numérique, Husson [18] trouve une pénétration à rupture de 62 % pour un alliage CuSn5 d'épaisseur 0,58 mm avec un jeu poinçon/matrice de 5,7 % de l'épaisseur, cette valeur à la rupture est cohérente avec celle obtenue expérimentalement.

La figure 3.22 présente les courbes d'effort numériques avec et sans endommagement superposées aux courbes expérimentales. Les courbes d'effort numériques sont obtenues selon une hypothèse des déformations planes. La comparaison des courbes d'effort numériques avec et sans endommagement montre que la prise en compte de l'endommagement permet de mieux se rapprocher de l'allure de la courbe expérimentale. Dans la littérature, Hambli et Potiron [56] ont montré la nécessité de prendre en compte l'endommagement afin d'avoir une prédiction réaliste de l'effort.

Globalement, l'allure de la courbe expérimentale est bien représentée lorsque la simulation prend en compte l'endommagement et la rupture. Cependant, la simulation a tendance à surestimer l'effort. Expérimentalement, l'effort maximal F_{max} est compris entre 5559 et 5851 N, la simulation prédit cette valeur à environ 6267 N, elle est surestimée de 10 %. Lors du découpage, un échauffement local se produit dans la zone déformée, ce qui conduirait à un adoucissement qui n'est pas pris en compte dans la simulation. Ceci pourrait expliquer la surestimation de l'effort de découpage par la simulation. Cette différence pourrait également provenir de l'hypothèse de déformations planes utilisée pour le calcul de l'effort de découpage, cette hypothèse aurait mérité d'être vérifiée par un calcul 3D.

La figure 3.23 présente le profil numérique du bord découpé après la rupture complète de la tôle pour une pénétration de 62 % de l'épaisseur. Ce profil a permis de mesurer les différentes hauteurs caractéristiques, ces mesures sont présentées dans le tableau 3.7. La comparaison expérience-numérique montre que la simulation surestime la hauteur de la zone bombée et sous-estime celle de la zone cisailée. La zone arrachée est bien représentée par la simulation. La zone bombée résultant du comportement élastique et plastique de la tôle, la non prise en compte du retour élastique qui a lieu lors du retrait du poinçon de la tôle peut expliquer une surestimation de cette zone en simulation.

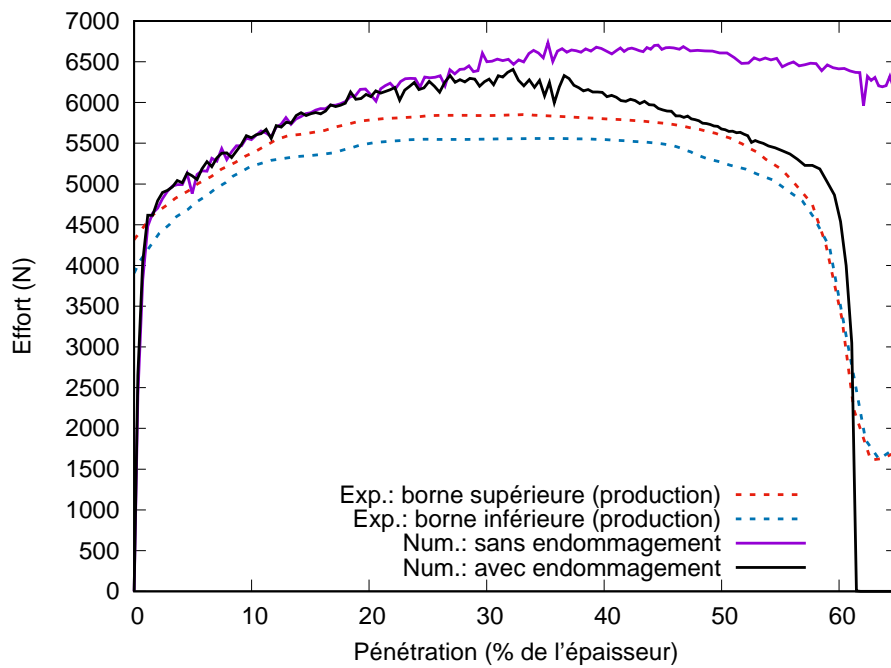


FIGURE 3.22 – Comparaison expérience-numérique des courbes d'effort en fonction de la pénétration du poinçon exprimée en pourcentage de l'épaisseur initiale de la tôle, courbes expérimentales présentées sous forme de bornes extrêmes obtenues en condition de production

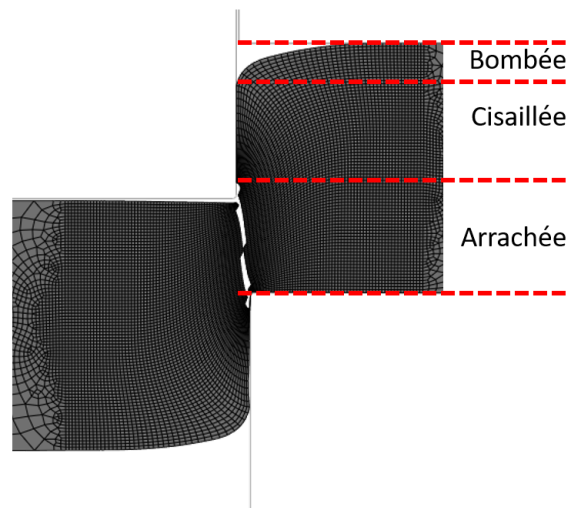


FIGURE 3.23 – Profil du bord découpé à la rupture totale de la tôle pour une pénétration de 62% de l'épaisseur initiale

TABLEAU 3.7 – Comparaison expérience-numérique des hauteurs caractéristiques exprimées en pourcentage de l'épaisseur initiale de la tôle

	Expérimental (% de e_0)	Numérique (% de e_0)
Bombée	10	17
Cisailée	49	39
Arrachée	41	44

3.5 Conclusion

L'étude sur le découpage a consisté à instrumenter un outil industriel afin de mesurer la force et le déplacement pour plusieurs nuances de cuivre lors du découpage en conditions industrielles. L'étude sur la nuance Cu-ETP a également été étendue à l'analyse du profil du bord découpé à partir d'images obtenues au MEB. Un modèle 2D en déformations planes du découpage pour la nuance Cu-ETP a été développé. Le modèle numérique représente bien l'allure des courbes d'effort, cependant, il a tendance à surestimer l'effort de 10 %. Cette surestimation peut provenir de la loi de comportement qui ne prend pas en compte l'adoucissement par échauffement local de la tôle lors du découpage. L'hypothèse 2D en déformations planes, en substitution d'un calcul 3D, pourrait également être à l'origine de ces différences. Ces pistes d'amélioration nécessitent des investigations supplémentaires.

En plus du découpage, un outil à suivre peut inclure différentes opérations de mise en forme tels que le cambrage ou l'emboutissage. Le cambrage est une opération qui suit généralement le découpage pour la fabrication de pièces destinées à l'industrie électronique. En ce sens, le procédé de cambrage va faire l'objet du prochain chapitre.

CARACTÉRISATION ET MODÉLISATION DU CAMBRAGE

4.1 Introduction

Les besoins des industriels sont de développer des outils numériques afin de prédire les efforts et les géométries suites au cambrage. Ces outils numériques peuvent apporter une aide à la conception des outils à suivre et aux dimensionnement des presses. Un prototype de cambrage a été développé par AXON' MECHATRONICS, qui emprunte la technologie des outils à suivre en ne produisant qu'une seule pièce à la fois. Le choix des géométries d'éprouvettes s'est fondé sur la base d'une pièce réelle comme illustré sur la figure 4.1. Cette pièce est un support métallique (*lead frame*) qui se trouve dans un module de puissance, ce support métallique possède plusieurs contacts de longueur et de largeur différentes qui peuvent être cambrés simultanément ou en plusieurs étapes. Le cambrage est réalisé sur des éprouvettes de forme rectangulaire ainsi qu'une géométrie d'éprouvette possédant trois contacts nommée « 3 contacts » en matériau Cu-ETP R290 d'épaisseur 0,8 mm. Des éprouvettes rectangulaires ont également été réalisées en matériaux Cu-DHP R280 d'épaisseurs 0,8 et 1,2 mm qui sont des matériaux plus classiques pour fabriquer des *lead frames*. Les éprouvettes rectangulaires vont permettre d'étudier l'influence de la largeur et de la longueur de la zone cambrée sur la géométrie finale et sur l'effort. L'éprouvette 3 contacts ayant une géométrie proche du *lead frame* va permettre de tester le cambrage de plusieurs contacts de manière simultanée. Le prototype est instrumenté en effort et déplacement, ce qui permettra de construire une base de données expérimentales en cambrage afin de caractériser le procédé. Les résultats expérimentaux seront exploités en termes de courbes d'effort-déplacement, de valeurs d'effort maximal F_{max} , de retour élastique et de l'état de déformation. De même, ces données seront utilisées pour la construction et la validation des modèles numériques associés. Dans un premier temps, les paramètres du modèle (maillage, frottement, jeu entre la tôle et le poinçon) seront stabilisés à partir d'un essai en Cu-ETP d'épaisseur 0,8 mm sur la géométrie rectangulaire de largeur 15 mm et de longueur 40 mm et son modèle associé. Par la suite une confrontation expérience-numérique est faite pour les différentes configurations testées.

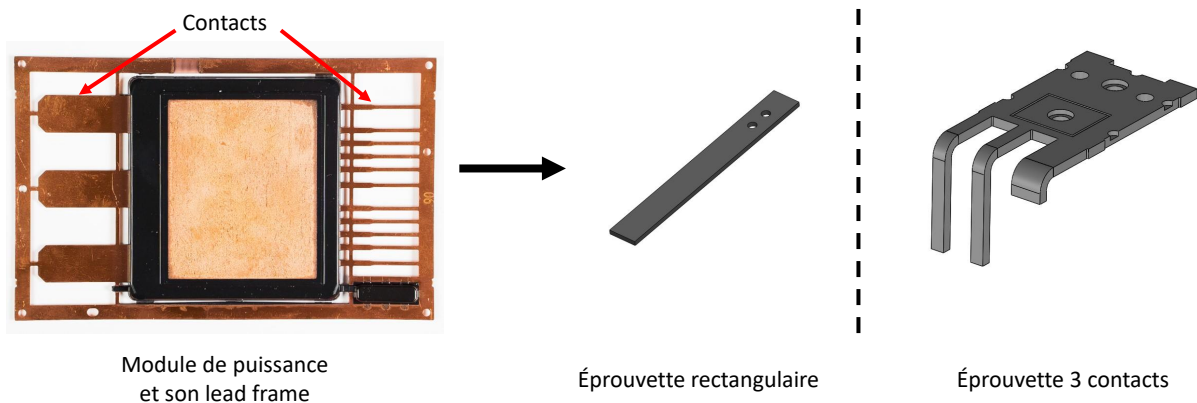


FIGURE 4.1 – Exemple de module de puissance et son *lead frame* [118] ainsi que les géométries d'éprouvette dérivées du *lead frame* (la pièce réelle n'est pas présentée ici pour des raisons de confidentialité)

4.2 Procédure expérimentale : présentation du dispositif et méthodologie

Les essais de cambrage sont réalisés à l'aide d'un prototype de cambrage qui permet le cambrage d'éprouvette de forme rectangulaire ainsi qu'une géométrie d'éprouvette possédant trois contacts. Les éprouvettes de forme rectangulaire sont réalisées à partir de différents matériaux de composition chimique et d'épaisseur différentes : Cu-DHP R280 0,8 mm, Cu-DHP R280 1,2 mm et Cu-ETP R290 0,8 mm. Les géométries des éprouvettes rectangulaires sont choisies de manière à faire varier différents paramètres pouvant intervenir lors du cambrage. Ces paramètres sont la longueur cambrée en faisant varier la longueur des éprouvettes (30 mm ou 40 mm), la largeur cambrée (5 mm ou 15 mm) ainsi que l'épaisseur pour la matière Cu-DHP. Les éprouvettes en Cu-DHP ont été fabriquées à l'aide d'un outil à suivre à partir d'une bande de largeur 5 et 15 mm par découpe mécanique. Les éprouvettes en Cu-ETP sont découpées dans une bande de largeur 85,5 mm par électroérosion par fil. Le tableau 4.1 reprend les différentes géométries d'éprouvettes utilisées, qui sont illustrées pour la nuance Cu-DHP 1,2 mm sur la figure 4.2, ainsi que les éprouvettes après la mise en forme.

TABLEAU 4.1 – Géométries des éprouvettes de forme rectangulaire, la longueur du rectangle est en général parallèle à la direction de laminage (0°/DL) ou, dans le cas de la nuance Cu-ETP, orientée à 45°/DL ou 90°/DL

Matière et épaisseur)	Largeur (mm)	Longueur (mm)	Orientations	Nombre d'essais
Cu-DHP R280 0,8 mm	5	30	0°/DL	5
	5	40	0°/DL	5
	15	30	0°/DL	5
	15	40	0°/DL	5
Cu-DHP R280 1,2 mm	5	30	0°/DL	5
	5	40	0°/DL	5
	15	30	0°/DL	5
	15	40	0°/DL	5
Cu-ETP R290 0,8 mm	5	30	0-45-90°/DL	5
	5	40	0-45-90°/DL	5
	15	30	0-45-90°/DL	5
	15	40	0-45-90°/DL	5

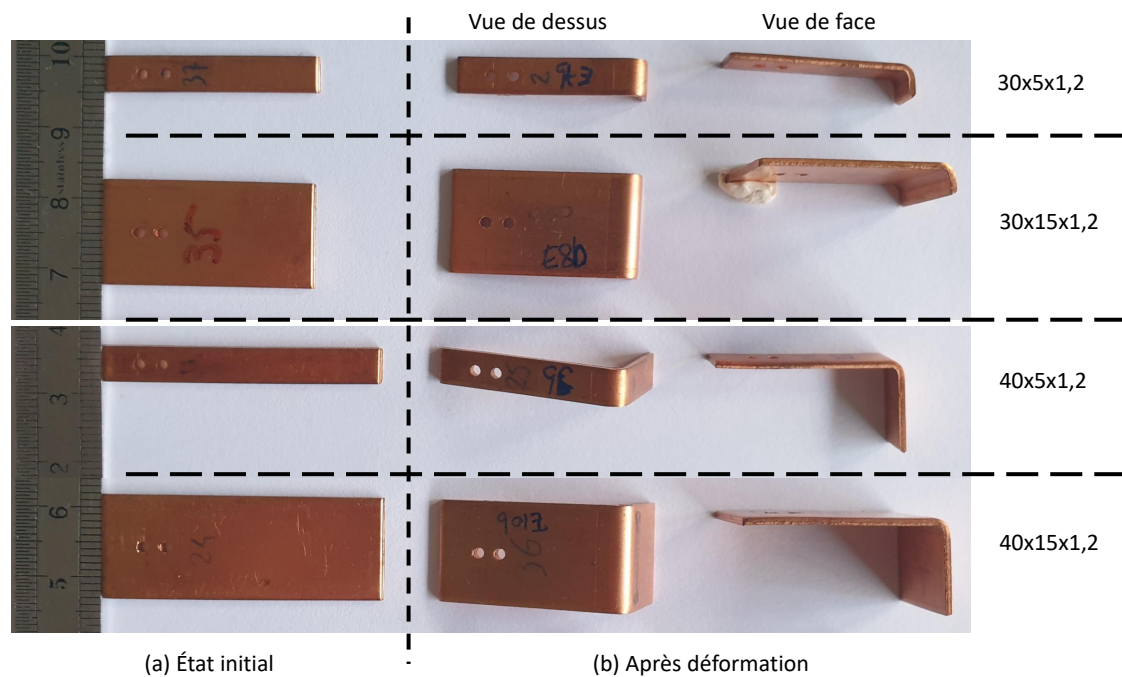


FIGURE 4.2 – Illustration des différentes géométries d'éprouvettes rectangulaires en Cu-DHP 1,2 mm avant et après mise en forme avec le prototype de cambrage

4.2.1 Prototype de cambrage

Le prototype de cambrage est présenté sur la figure 4.3. Il comprend une partie supérieure mobile (bloc supérieur, porte poinçon, poinçon et dévêtisseur) et une partie inférieure fixe (bloc inférieur, porte matrice et matrice). Il présente un bloc supérieur sur lequel est fixé le poinçon par l'intermédiaire d'une plaque porte poinçon. Le dévêtisseur permet d'appliquer un effort serre-flan sur la tôle par le biais de ressorts lors du cambrage. La zone de contact entre le dévêtisseur et la tôle est située au niveau de la zone avant le rayon de matrice. Le serre-flan vient serrer l'éprouvette sur toute sa largeur et sur une longueur de 2 mm. La plaque porte matrice qui contient la matrice est fixée au bloc inférieur. L'éprouvette est positionnée sur la matrice par le biais de deux pilotes de positionnement. Le mouvement vertical du bloc supérieur entraîne le serrage de la tôle entre le dévêtisseur et la matrice avant le cambrage de l'éprouvette par le mouvement du poinçon. La figure 4.4 présente des images des blocs inférieur et supérieur du prototype de cambrage ainsi que les parties utiles telles que le dévêtisseur, les poinçons et les matrices, utilisées pour le cambrage des tôles d'épaisseur 0,8 et 1,2 mm. L'outil de cambrage se présente en deux configurations en fonction de l'épaisseur de la tôle. Pour chaque épaisseur, il existe un jeu de poinçon et matrice qui est caractérisé par des rayons de matrice (r_m) et de poinçon (r_p). Le poinçon est conçu de manière à prendre en compte le changement d'épaisseur de la tôle et le jeu entre la tôle et le poinçon (J_{pt}). Le schéma de la figure 4.5 illustre les outils utiles au cambrage ainsi que leurs dimensions. Le tableau 4.2 reprend les dimensions des outils (poinçons, matrices) ainsi que le jeu entre la tôle et le poinçon donné pour des épaisseurs nominales de tôles de 0,8 et 1,2 mm.

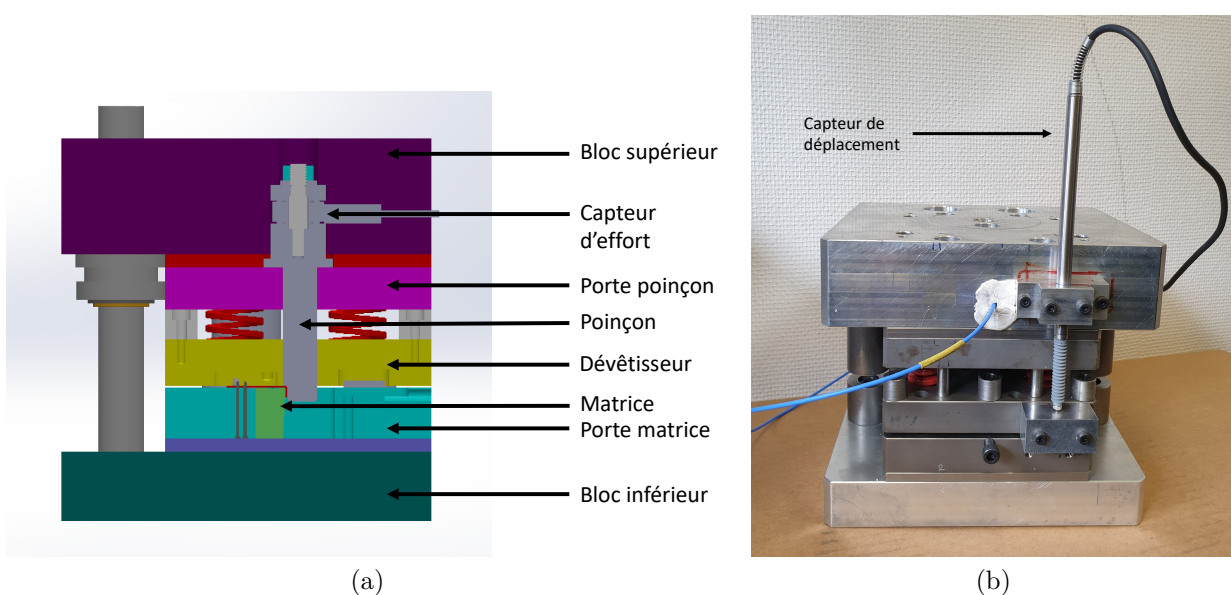


FIGURE 4.3 – (a) Vue en coupe de l'outil de cambrage ; (b) Outil de cambrage

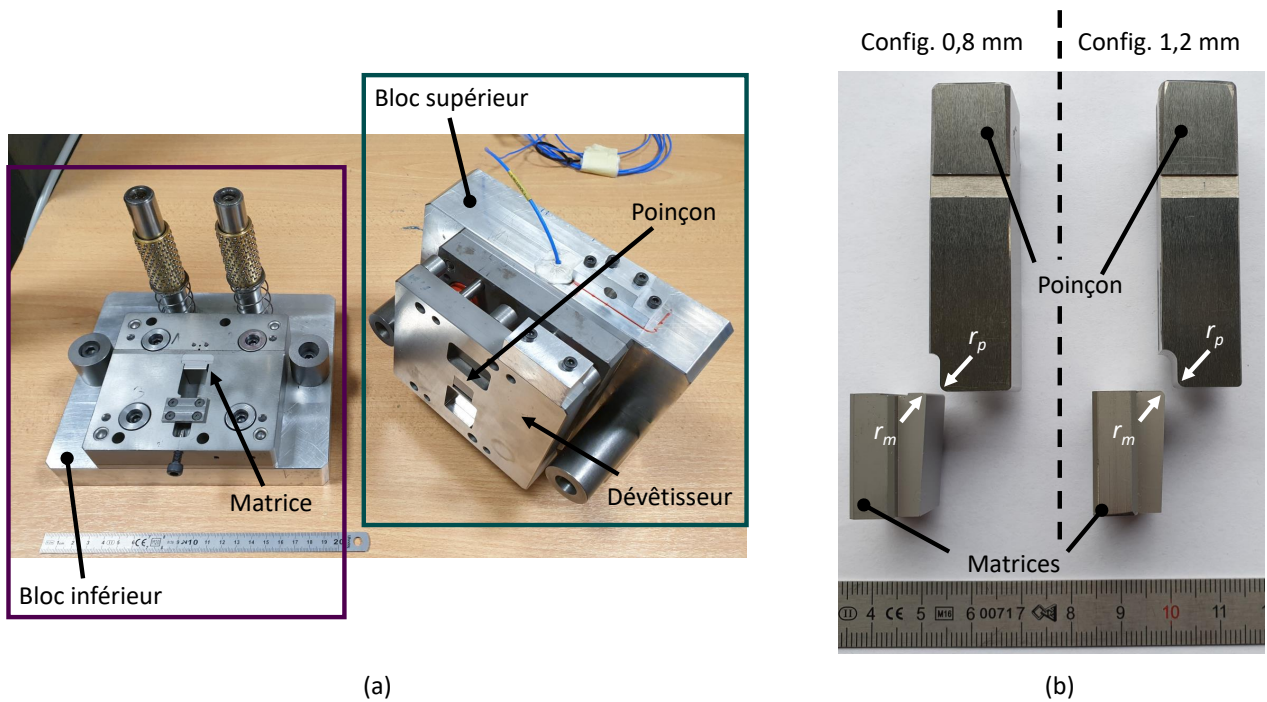


FIGURE 4.4 – Illustration des blocs inférieur et supérieur du prototype de cambrage ainsi que les parties utiles, telles que le dêvêisseur, les poinçons et les matrices, utilisées pour le cambrage des tôles d'épaisseur 0,8 et 1,2 mm

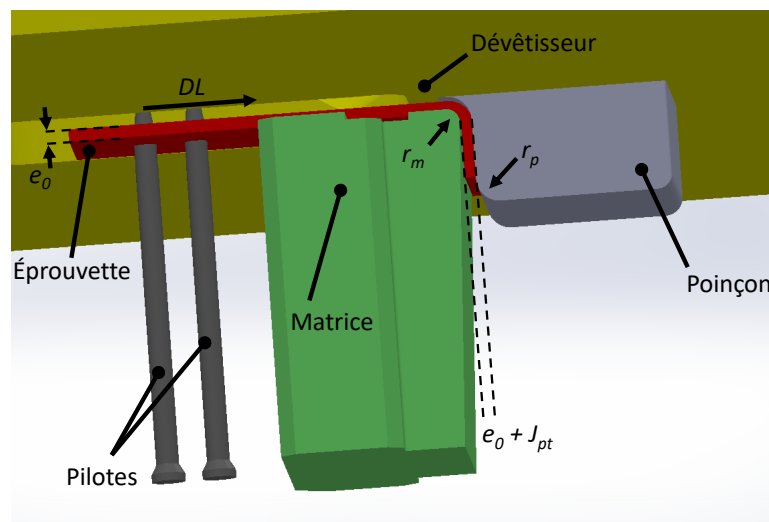


FIGURE 4.5 – Schéma des outils utiles au cambrage ainsi que leurs dimensions

TABLEAU 4.2 – Géométries des outils et le jeu entre la tôle et le poinçon donné pour des épaisseurs nominales de tôles de 0,8 et 1,2 mm

Épaisseur (mm)	r_m (mm)	r_p (mm)	J_{pt}
0,8	0,8	1,5	3 μm
1,2	1,2	1,5	3 μm

4.2.2 Instrumentation du prototype de cambrage

Les essais sont conduits avec une presse mécanique REMIREMONT de capacité 1000 kN, c'est une presse d'atelier d'AXON' MECHATRONICS. L'effort et le déplacement du poinçon sont mesurés avec les mêmes capteurs utilisés pour les essais de découpage (Chapitre 3). L'acquisition est faite de manière similaire également. Le capteur d'effort est positionné au-dessus du poinçon afin que l'effort sur le poinçon soit transmis au capteur par l'intermédiaire d'une cale intercalée entre la base du poinçon et le capteur (cf. figure 4.3a). La figure 4.6 illustre l'utilisation du prototype de cambrage dans un environnement industriel ainsi que l'instrumentation utilisée.

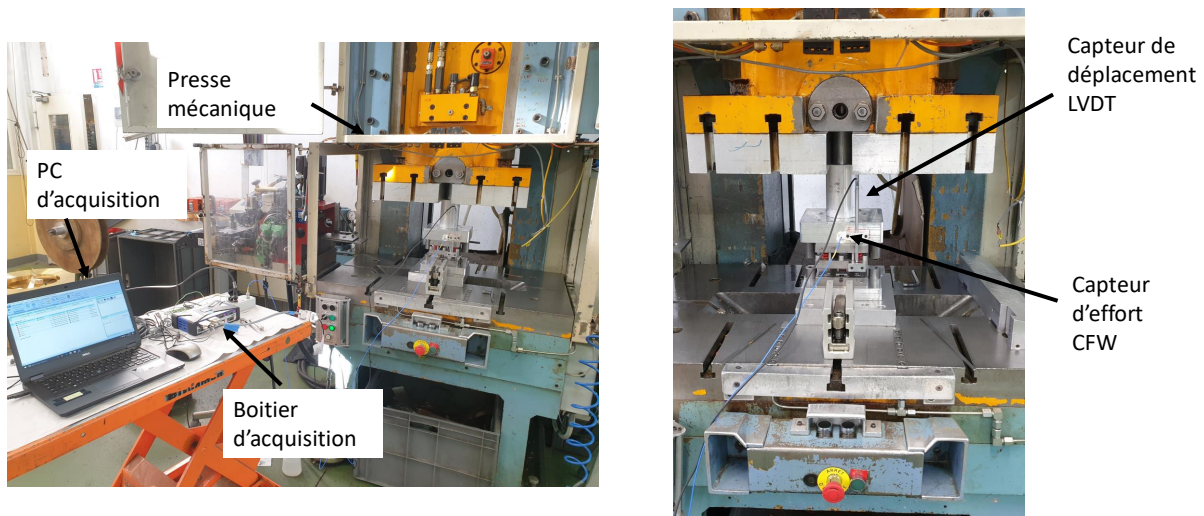


FIGURE 4.6 – Illustration de l'utilisation du prototype de cambrage monté sur une presse mécanique REMIREMONT de capacité 1000 kN ainsi que l'instrumentation utilisée dans un environnement industriel

4.2.3 Conditions d'essais

Comme le prototype de cambrage ne permet de produire qu'une seule pièce à la fois et que le positionnement d'une éprouvette et son retrait de l'outil se font de façon manuelle

(voir figure 4.7), la presse mécanique a été utilisée en pilotage manuel avec une cadence d'environ 60 coups/min pour une course de coulisseau de 30 mm. Le coulisseau est la partie mobile de la presse sur lequel est fixé la partie supérieure de l'outil. Le coulisseau, qui a un mouvement vertical, va entraîner la fermeture et l'ouverture de l'outil. La mesure du capteur de déplacement permet d'estimer la vitesse réelle du poinçon lors du cambrage.



FIGURE 4.7 – Positionnement d'une éprouvette rectangulaire sur l'outil avant mise en forme

La figure 4.8 illustre la cinématique du dévêtitseur et indirectement celle du poinçon lors d'un cycle de cambrage. Le capteur de déplacement enregistre un déplacement lorsque les ressorts commencent à se comprimer, ce qui correspond aussi au début du mouvement du poinçon juste avant le début de l'essai de cambrage. Le coulisseau de la presse continue à descendre jusqu'à la position du point mort bas de la presse. Pour cette position l'outil est complètement fermé, c'est la fin de course du poinçon. Après le point mort bas, la remontée du coulisseau entraîne l'ouverture de l'outil. En calculant la pente de la courbe lors de la descente du poinçon, la vitesse du poinçon varie entre 63 et 71 mm/s pour respectivement, les configurations d'outil d'épaisseur 0,8 et 1,2 mm. La pente est calculée pour un déplacement compris entre -1,5 et 6,5 mm à partir d'une régression linéaire comme illustré sur la figure 4.8. Le déplacement utile du poinçon est défini à partir de la superposition des signaux d'effort et de déplacement en fonction du temps (figure 4.8), il correspond au déplacement relatif entre l'instant où le capteur d'effort commence à enregistrer un signal et le point mort bas qui est l'instant avant l'inversion du mouvement du poinçon qui se traduit par une chute de l'effort. Le déplacement utile à la mise en forme de l'éprouvette est dépendant de la configuration de l'outil en épaisseur et parfois de la géométrie d'éprouvette cambrée. L'utilisation de tôles d'épaisseur différentes ont une influence sur la cinématique du poinçon. Ce déplacement est évalué pour chaque configuration à partir d'un essai représentatif comme présenté dans le tableau 4.3. Globalement, les déplacements sont d'environ 6,30 et 6,80 mm pour respectivement, les configurations

d'outil d'épaisseur 0,8 et 1,2 mm.

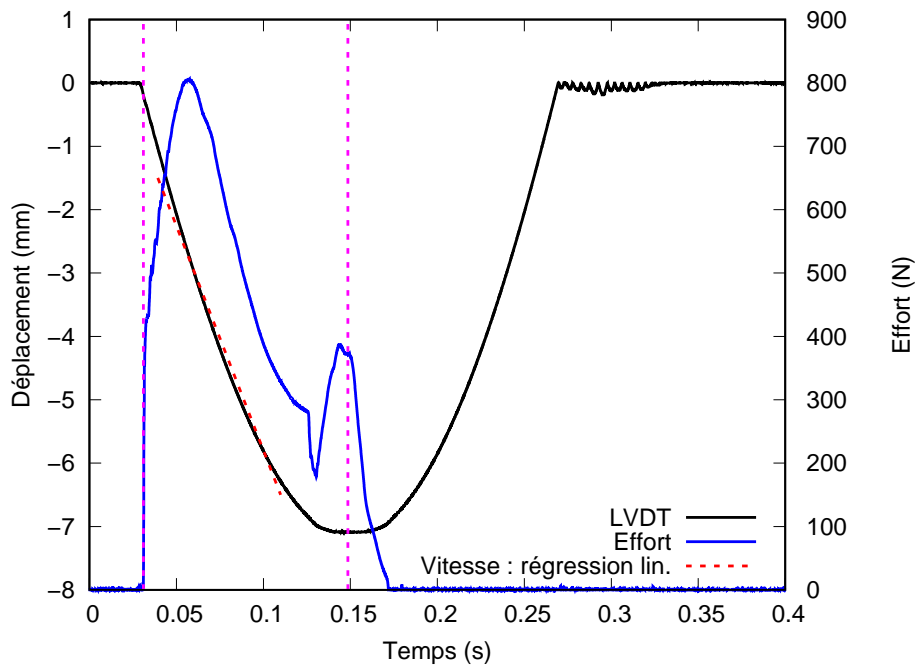


FIGURE 4.8 – Cinématique du poinçon : courbe de déplacement du capteur LVDT en fonction du temps, la course utile du poinçon est délimitée par les deux droites verticales

TABLEAU 4.3 – Désignation des configurations et le déplacement d du poinçon correspondant

Configurations	d (mm)
Cu-DHP 30×5×0.8	6,28
Cu-DHP 40×5×0.8	6,28
Cu-DHP 30×15×0.8	6,34
Cu-DHP 40×15×0.8	6,34
Cu-DHP 30×5×1.2	6,77
Cu-DHP 40×5×1.2	6,77
Cu-DHP 30×15×1.2	6,83
Cu-DHP 40×15×1.2	6,90
Cu-ETP 30×5×0.8	6,27
Cu-ETP 40×5×0.8	6,27
Cu-ETP 30×15×0.8	6,34
Cu-ETP 40×15×0.8	6,34

Du fait de la technologie de l'outil à suivre, l'effort appliqué par le dévêtitseur au cours du cambrage a une évolution linéaire qui dépend de la longueur des ressorts comprimés et indirectement du déplacement du poinçon. L'évolution de l'effort du dévêtitseur est mesurée expérimentalement grâce à une machine hydraulique à l'IRDL. L'outil est positionné sous le capteur d'effort de la machine puis un déplacement est appliqué sur l'outil à vide afin de mesurer la courbe de l'effort en fonction du déplacement du poinçon lors

de la fermeture de l'outil. Pour un déplacement du poinçon allant de 0 à 7 mm, l'effort serre-flan varie linéairement de 1760 à 8064 N. En réalité, c'est l'effort sur les ressorts qui est mesuré, ce qui donne une raideur des ressorts d'environ 900 N/mm contre une raideur théorique de 750 N/mm. La raideur théorique des ressorts semble être sous-estimée en comparaison à la raideur mesurée.

4.2.4 Répétabilité des courbes d'effort

Globalement, les courbes d'efforts des différentes configurations testées présentent une bonne répétabilité. Il a été observé que la répétabilité était moins évidente sur les essais de la géométrie 40×15 en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm). En effet, pour les besoins de la mesure de déformation par stéréo-corrélation d'images, des éprouvettes avec peinture ont été passées dans l'outil ce qui a eu pour conséquence une modification de l'allure de la courbe d'effort. Les conditions tribologiques ont pu être modifiées avec le transfert de peinture sur la surface du poinçon. Les figures 4.9a et 4.9b reprennent respectivement les courbes d'effort-déplacement mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 et 30×15 en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage (0°/DL). Les courbes de la géométrie 40×15 se superposent selon deux intervalles, du début de l'essai à 2 mm et de 4 mm à la fin de l'essai. Sur l'intervalle allant de 2 à 4 mm, deux faisceaux de courbes se distinguent par un comportement différent. L'effort maximal varie de 525,4 à 551,5 N soit une différence de 26,1 N, ce qui correspond à un écart relatif faible et inférieur à 5 %.

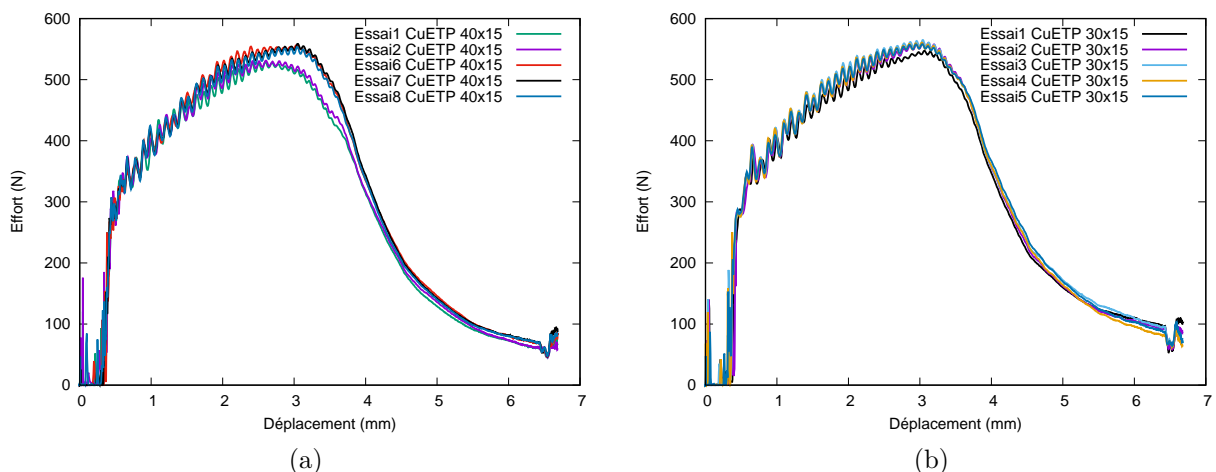


FIGURE 4.9 – Répétabilité des courbes d'effort-déplacement pour les géométries cambrées 40×15 (a) et 30×15 (b) en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage (0°/DL)

La comparaison des courbes de la géométrie 30×15 avec la géométrie 40×15 montre une cohérence dans l'allure des courbes avec celles présentant les efforts maximaux les plus grands. En effet, l'effort maximal moyen de la géométrie 30×15 est d'environ 556,9 N, celui

de la géométrie 40×15 est compris entre 525,4 et 551,5 N. Cette cohérence permet d’avoir une certaine confiance dans les résultats obtenus malgré cette variation de comportement sur l’intervalle compris entre 2 mm et 4 mm. Cette variation devra être prise en compte dans l’analyse de ces résultats expérimentaux ainsi que lors de la comparaison avec la simulation.

4.2.5 Méthodologie de mesures de l’angle de cambrage pour le retour élastique

L’étude du retour élastique après l’essai de cambrage est faite à travers la mesure de l’angle intérieur de l’éprouvette. Les scans 3D des pièces sont réalisés avec un microscope numérique KEYENCE VHX-7000 équipé d’un objectif VH-Z20R pour un grossissement de 100 comme illustré sur la figure 4.10. Les pièces sont scannées sur une surface correspondant à la largeur de l’éprouvette (5 ou 15 mm) multipliée par une longueur allant de 5700 à 7700 μm .



FIGURE 4.10 – Illustration du scan 3D d’une pièce réalisée avec un microscope numérique KEYENCE VHX-7000 équipé d’un objectif VH-Z20R pour un grossissement de 100

Une fois le scan réalisé, des profils sont extraits selon 5 lignes régulièrement espacées comme illustré sur la figure 4.11a. La figure 4.11b montre un profil à partir duquel sont faites des régressions linéaires de part et d’autre du rayon de cambrage. Elle illustre aussi la sensibilité du calcul de l’angle aux intervalles utilisés pour la régression linéaire. En fonction des intervalles choisis, l’angle peut varier de $94,47$ à $94,80^\circ$. L’angle est calculé à partir des pentes des droites avec la formule $Angle = \arctan\left(\frac{m_1 - m_2}{1 + m_1 m_2}\right)$, en radian où m_i est la pente issue d’une régression linéaire (figure 4.11b). Finalement, une moyenne est

faite à partir des 5 mesures pour chaque échantillon. Pour chaque condition (matériau, épaisseur, géométrie), les mesures sont faites pour 3 échantillons afin d'obtenir une valeur moyenne et son écart-type.

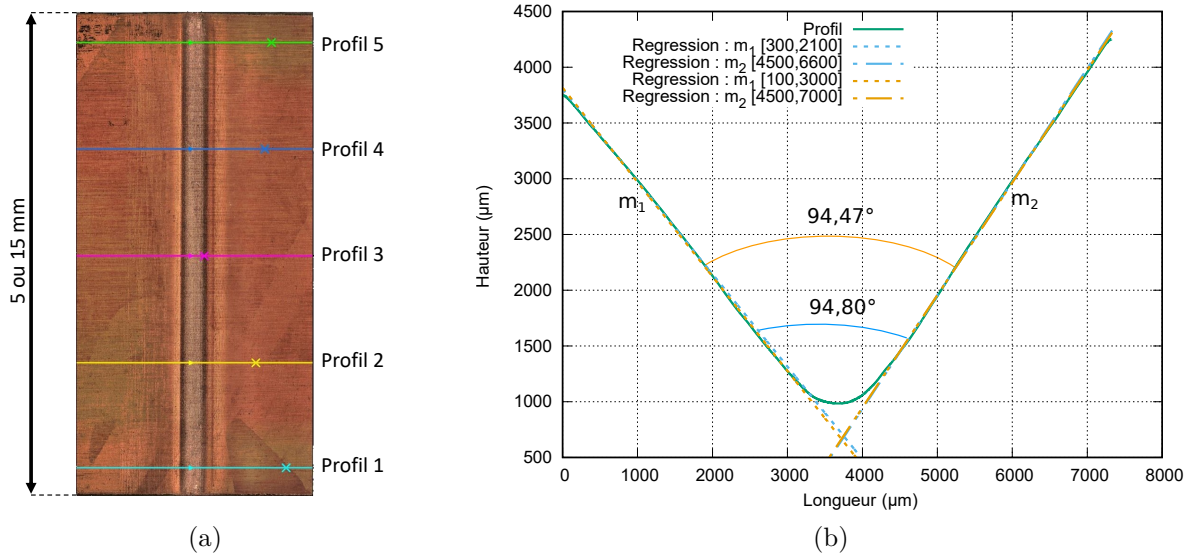


FIGURE 4.11 – (a) Scan intérieur de la pièce et positionnement des lignes permettant l'extraction des profils; (b) Illustration de la méthodologie de calcul de l'angle à partir d'un profil de la pièce et de la sensibilité au choix des intervalles de régression de part et d'autre du rayon de cambrage ($[300, 2100]$; $[4500, 6600]$ et $[100, 3000]$; $[4500, 7000]$), le bord long de l'échantillon est situé sur la partie gauche du profil

4.2.6 Méthodologie de mesure du champ de déformations

Lors de la campagne d'essais, des mesures de champs de déformations ont été réalisées afin d'avoir une information sur l'état de déformation ainsi que le niveau des déformations. Ces mesures sont faites sur la géométrie 40×15 pour les trois orientations en Cu-ETP ainsi que la géométrie trois contacts. Pour chaque configuration, trois essais de répétabilité ont été réalisés. Le système de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) est utilisé pour la mesure du champ de déformations sur la surface de l'éprouvette située dans la zone du rayon de cambrage extérieur. La mesure est illustrée sur la figure 4.12. Comme l'outil de cambrage est fermé, il n'est pas possible de suivre l'évolution du champ de déformations au cours de l'essai, seul le champ en fin d'essai après retour élastique est mesuré. Pour cela, un support a été conçu afin de pouvoir fixer la position de l'éprouvette dans l'espace pour la corrélation d'images. Par la suite, la mesure du champ de déformations est faite à partir d'images réalisées avant et après cambrage. Malgré la préparation et la réalisation de la faisabilité de cette mesure, il n'a pas été évident d'obtenir des champs de déformations de qualité optimale. En effet, la mesure par stéréo-corrélation d'images est dépendante de

la qualité de la calibration 3D, la qualité du mouchetis ainsi que l'éclairage. Étant donné que la mesure est faite sur un angle, il peut y avoir des reflets qui empêchent la bonne corrélation. De plus, il n'a pas été possible de coupler ces mesures avec les essais car les mesures ont été faites en laboratoire et le cambrage chez le partenaire industriel, ce qui fait que l'ajustement des paramètres de corrélation était limité a posteriori. Néanmoins, les valeurs des déformations ont pu être exploitées sous la forme de diagramme de déformation majeure/mineure. Les points de mesure sont pris dans la zone correspondant à celle comprise entre la zone de contact du serre-flan et la fin du rayon de cambrage. Cette zone correspond à une surface d'environ $2,5 \text{ mm} \times 15 \text{ mm}$ comme illustré sur la figure 4.12. De manière analogue, la géométrie 3 contacts est exploitée selon trois zones correspondant à chaque contact.

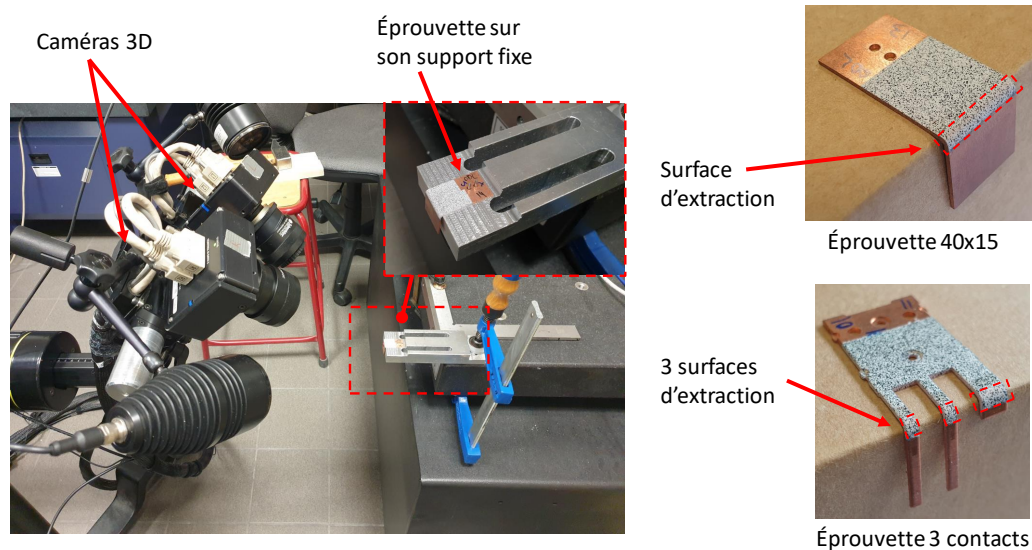


FIGURE 4.12 – Illustration de la prise d'images pour la mesure du champ de déformations sur la surface de l'éprouvette avec le système de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) et surfaces d'extraction (zones encadrées en rouge) des points de déformation pour la géométrie rectangulaire 40×15 et 3 contacts

4.3 Caractérisation de l'effort de cambrage et du retour élastique

4.3.1 Caractérisation de l'effort de cambrage

Les données expérimentales sont présentées sous la forme de courbes d'effort en fonction du déplacement. Le signal d'effort étant assez perturbé, l'origine de la courbe est

difficile à identifier. Il a donc été fait le choix d'utiliser un déplacement en valeur absolue après avoir taré le capteur avec l'outil en position ouverte. Les signaux d'efforts mesurés présentent des oscillations qui pourraient être dues à des phénomènes vibratoires induits par la presse mécanique ainsi que la rapidité de l'essai de cambrage dans un temps d'essai d'environ 0,12 s. De même, la technologie de fixation du poinçon avec des clavettes permet au poinçon d'avoir un degré de liberté dans la direction du mouvement du poinçon, ce qui pourrait induire des vibrations du poinçon et les oscillations sur le signal d'effort.

Par la suite, une courbe représentative pour chaque configuration est présentée. De même, les valeurs de l'effort maximal, F_{max} , sont obtenues après un lissage du signal brut à l'aide d'une moyenne mobile selon une régression d'un polynôme de degré 3 sur 50 à 150 points de mesure.

Influence de la longueur et de la largeur

Le graphe de la figure 4.13 présente les courbes d'effort-déplacement mesurées pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage (0° /DL).

Globalement, l'allure de la courbe de cambrage est similaire à celle présentée dans la littérature [69, 70]. Les différentes phases du cambrage sont bien décrites avec une augmentation de l'effort jusqu'à un effort maximal qui correspond au pliage de la tôle autour du rayon de la matrice auquel s'ajoutent des efforts de frottement. Puis, on observe une phase de chute de l'effort du fait que le rayon de cambrage est pratiquement formé et que dans cette phase le bord cambré se rapproche contre la matrice. La dernière phase tend vers un effort constant qui est principalement lié au frottement entre la tôle et le poinçon.

La comparaison des courbes de la figure 4.13 montre que pour une longueur d'éprouvette donnée (30 ou 40 mm), les courbes sont superposées jusqu'à la valeur de l'effort maximal (F_{max}). Après avoir atteint F_{max} , une différence dans le niveau d'effort peut être remarquée mais l'allure de la courbe est similaire. Cette différence peut être due à un frottement plus important pour la longueur 30 mm. Il semble donc que la longueur de l'éprouvette n'a pas d'influence sur la courbe d'effort jusqu'à la valeur maximale de l'effort.

Les courbes montrent que lorsque la largeur augmente de 5 à 15 mm, la valeur de F_{max} , passe d'environ 202,1 à 554,2 N soit un facteur de 2,74 qui est proche du rapport de largeur égal à 3. Le niveau d'effort ainsi que la valeur de F_{max} augmentent de façon quasi-proportionnelle avec l'augmentation de la largeur de l'éprouvette de cambrage. Cette quasi-proportionnalité est mise en évidence en traçant en pointillés l'effort de la géométrie 40×15 divisé par le rapport de largeur. Cette courbe montre la quasi-proportionnalité de l'effort jusqu'à F_{max} ainsi qu'un frottement plus important lors de la chute de l'effort pour la largeur 5 mm.

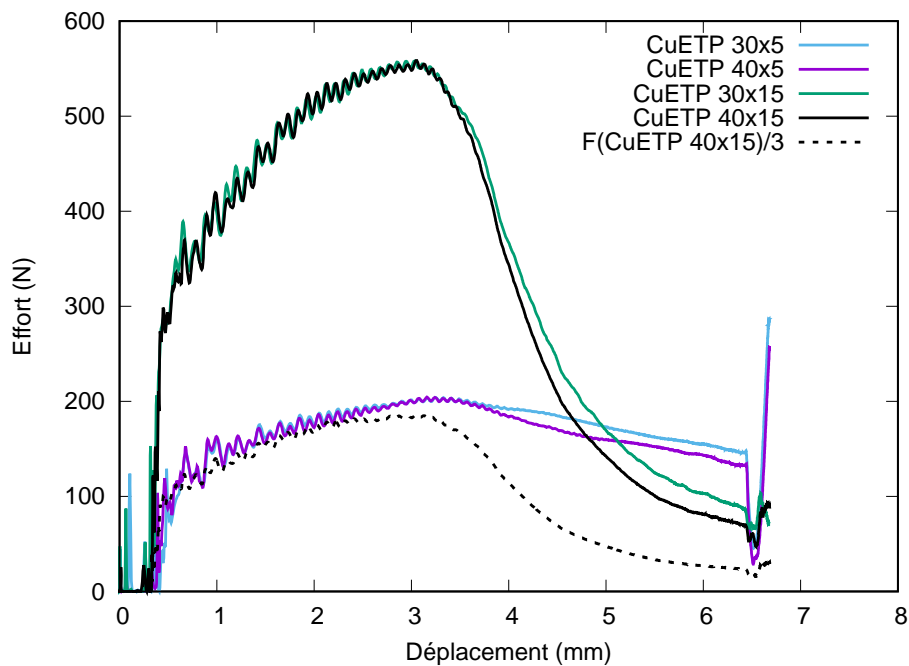


FIGURE 4.13 – Courbes d’effort-déplacement mesurées pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage ($0^\circ/\text{DL}$), en pointillés la courbe de l’effort de la géométrie 40×15 divisé par le rapport de largeur égal à 3

Influence de l’anisotropie

La figure 4.14 reprend les courbes effort-déplacement mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) pour les différentes orientations testées (0 - 45 - $90^\circ/\text{DL}$). La comparaison des courbes montre que les courbes d’effort se superposent jusqu’à un déplacement d’environ 2 mm quelle que soit l’orientation. À partir de ce point, les courbes des différentes orientations changent de pente pour atteindre des valeurs de F_{max} différentes. Après avoir atteint F_{max} , la chute de l’effort est similaire pour les différentes orientations. Les valeurs de F_{max} sont respectivement de 553,4 N et de 589,5 N pour les orientations $0^\circ/\text{DL}$ et $90^\circ/\text{DL}$, soit une différence d’environ 36,1 N, ce qui correspond à une augmentation de l’effort de 6,5 %. La valeur de F_{max} semble augmenter lorsque l’orientation passe de 0 à $90^\circ/\text{DL}$.

L’histogramme de la figure 4.15 présente la comparaison des valeurs de F_{max} pour les différentes géométries testées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm pour les orientations 0 - 45 - $90^\circ/\text{DL}$). Les valeurs de F_{max} sont obtenues à partir d’une moyenne sur 4 à 5 essais sauf pour la géométrie 40×15 où seulement 2 à 3 essais ont pu être exploités. Les valeurs de F_{max} sont obtenues avec des écarts-types qui varient de 1,1 et 3,7 N. Pour une largeur d’éprouvette donnée (5 ou 15 mm), les comparaisons de F_{max} entre les géométries 30×5 et 40×5 d’une part et les géométries 30×15 et 40×15 d’autre part, montrent que les niveaux d’effort sont similaires. Pour exemple, dans la direction $0^\circ/\text{DL}$, la géométrie 30×15 a une valeur de F_{max} de 556,9 N et celle de la géométrie 40×15 est comprise entre 525,4 et

551,5 N. En tenant compte de la variabilité de l'essai, les deux géométries partagent un niveau d'effort proche. Ainsi, le changement de longueur de cambrage n'a pas d'influence sur F_{max} .

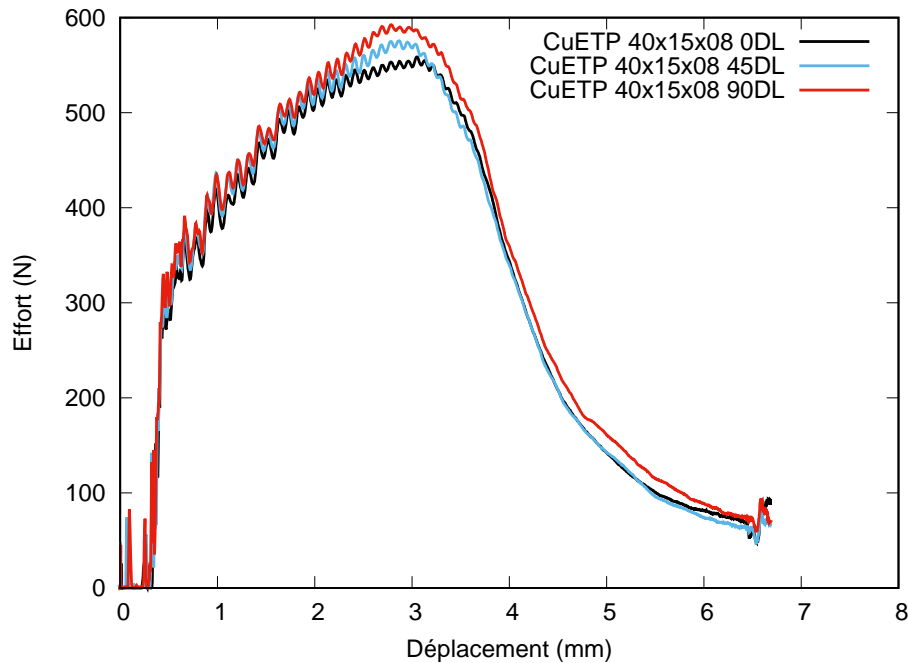


FIGURE 4.14 – Courbes effort-déplacement mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) pour les différentes orientations testées (0-45-90°/DL)

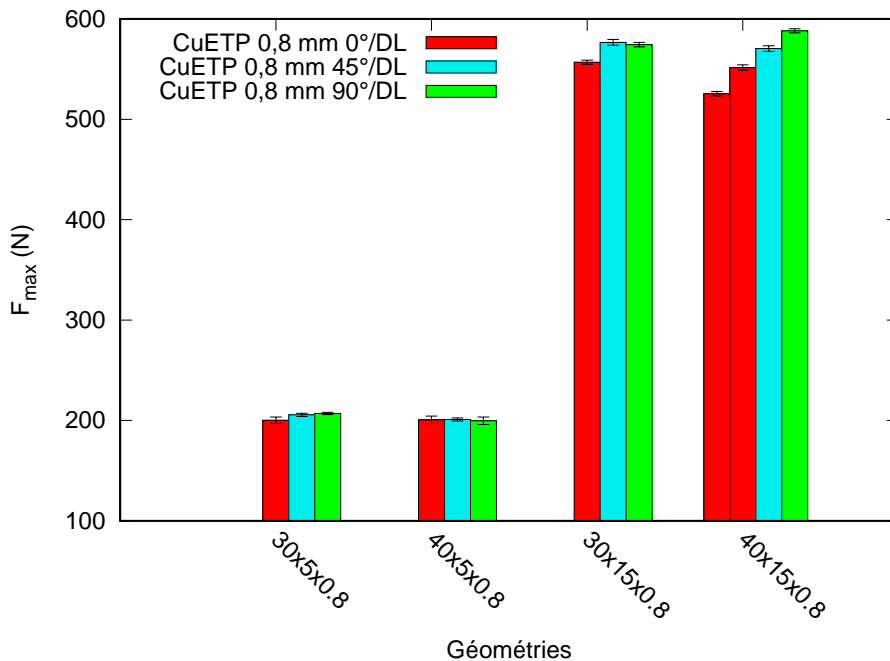


FIGURE 4.15 – Comparaison des valeurs de F_{max} pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm pour les orientations 0-45-90°/DL)

Pour une longueur d'éprouvette donnée (30 ou 40 mm), le changement de largeur a une

influence sur la valeur de F_{max} . Dans la direction 0° /DL, les géométries 30×5 et 30×15 ont respectivement des valeurs de F_{max} de 200,3 et 556,9 N soit un facteur de 2,78 proche du facteur de 3 entre les largeurs 5 et 15 mm. Ceci montre une certaine proportionnalité de l'effort avec la largeur cambrée. L'analyse de l'influence de l'anisotropie sur les valeurs de F_{max} montrent que pour les géométries 30×5 , 30×15 , 40×15 , les valeurs de F_{max} obtenues pour les orientations 45 et 90° /DL sont supérieures à celles obtenues à 0° /DL en tenant compte des écarts-types. Ceci n'est pas retrouvé pour la géométrie 40×5 . De manière générale, il y a peu d'influence de l'anisotropie sur la valeur de F_{max} .

Influence de l'épaisseur

La figure 4.16 reprend les courbes d'effort-déplacement mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-DHP (épaisseurs 0,8 mm et 1,2 mm) dans la direction de laminage (0° /DL). La comparaison des courbes d'effort montre l'influence de l'épaisseur du matériau sur le comportement en cambrage. Le passage d'une épaisseur 0,8 à 1,2 mm entraîne une augmentation des niveaux d'effort. Le début des courbes avec l'augmentation de l'effort jusqu'à la valeur de F_{max} se fait avec une pente plus importante pour l'épaisseur 1,2 mm. Après avoir atteint F_{max} , les courbes chutent avec une allure similaire. Les valeurs de F_{max} sont respectivement de 527,9 N et 805,3 N pour les épaisseurs de 0,8 mm et 1,2 mm, soit un facteur d'environ 1,53 qui est proche du facteur (1,5) entre les épaisseurs de 0,8 mm et 1,2 mm. Les déplacements atteints pour la valeur de F_{max} sont respectivement d'environ 2,49 mm et 2,86 mm pour les épaisseurs de 0,8 mm et 1,2 mm, soit une différence d'environ 0,37 mm qui est aussi proche de la différence entre les épaisseurs testées. Ces observations sont illustrées en traçant en pointillés la courbe effort-déplacement pour l'épaisseur 1,2 mm avec un effort divisé par le rapport d'épaisseur et en soustrayant 0,4 mm au déplacement.

L'histogramme de la figure 4.17 présente la comparaison des valeurs de F_{max} pour les différentes géométries testées en Cu-DHP d'épaisseur 0,8 et 1,2 mm. Les valeurs de F_{max} sont obtenues à partir d'une moyenne sur 3 à 5 essais avec des écarts-types qui varient de 1,4 à 3,0 N et de 1,7 à 7,8 N pour respectivement les épaisseurs 0,8 et 1,2 mm. Comme pour le matériau Cu-ETP, l'analyse des valeurs de F_{max} du matériau Cu-DHP montre que quelle que soit l'épaisseur, la longueur de l'éprouvette a très peu d'influence sur F_{max} contrairement à la largeur. Pour l'épaisseur 0,8 mm, les géométries 40×5 et 40×15 ont des valeurs de F_{max} de respectivement 196,2 et 527,2 N soit un facteur de 2,69 entre les deux largeurs. De même, pour l'épaisseur 1,2 mm, les géométries 40×5 et 40×15 ont des valeurs de F_{max} de respectivement 305,3 et 806,5 N soit un facteur de 2,64. Les deux épaisseurs partagent des facteurs de proportionnalité par rapport à la largeur qui sont proches, ces valeurs restent en dessous rapport des épaisseurs de 3. Pour une géométrie donnée (30×15), les valeurs de F_{max} des épaisseurs 0,8 et 1,2 mm sont respectivement de 833,2 et 528,2 N soit un rapport de 1,57 entre l'épaisseur 1,2 et 0,8 mm. Ce rapport est trouvé à 1,53 pour la géométrie 40×15 . Ces rapports sont proches du rapport d'épaisseur

$\left(\frac{1,2}{0,8} = 1,5\right)$, ce qui montre une proportionnalité de la valeur de F_{max} avec l'épaisseur.

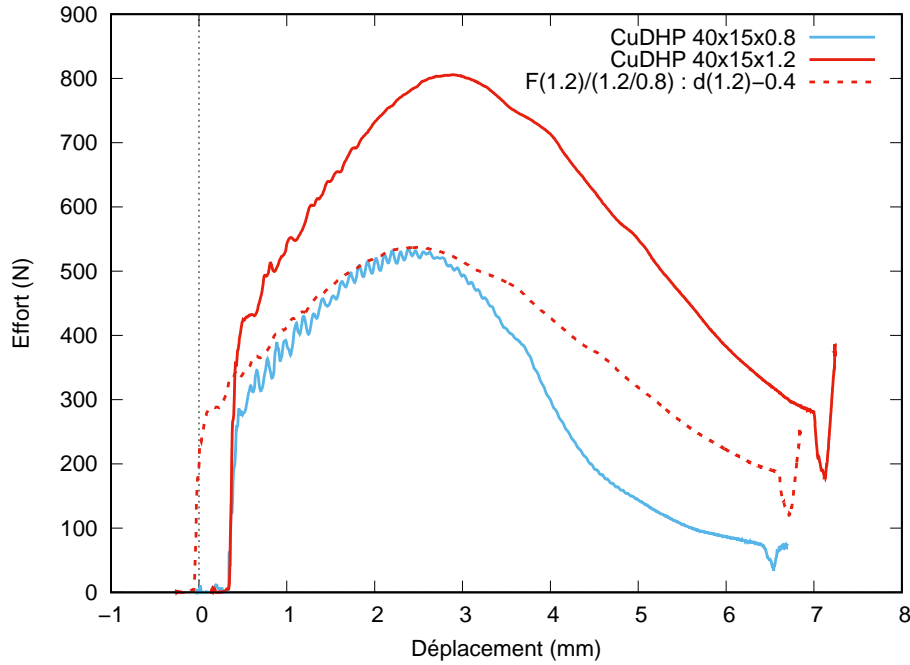


FIGURE 4.16 – Courbes d'effort-déplacement mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm et 1,2 mm) dans la direction de laminage (0° /DL)

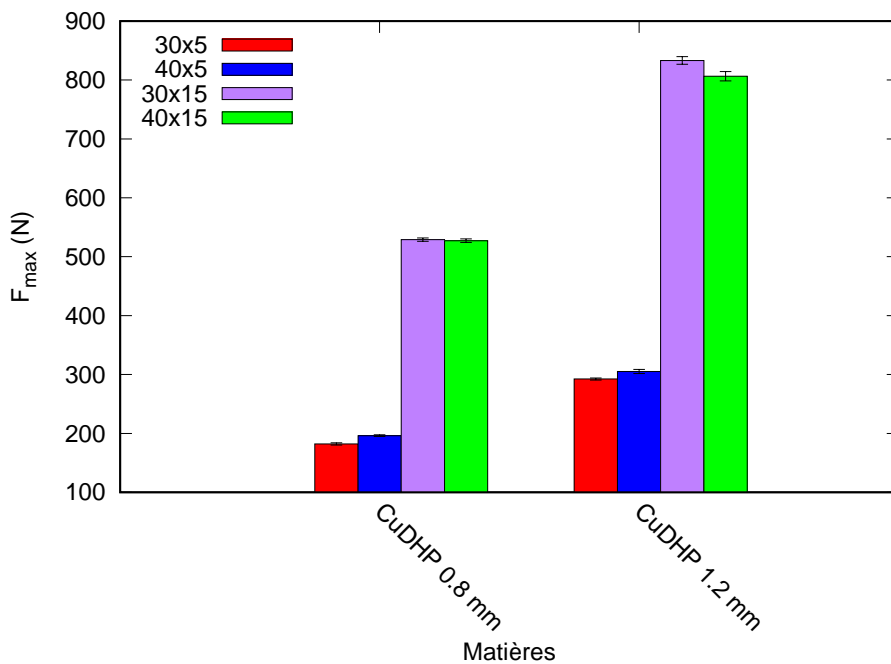


FIGURE 4.17 – Comparaison des valeurs de F_{max} pour les différentes géométries cambrées en Cu-DHP pour les épaisseurs 0,8 et 1,2 mm

Influence du matériau

La figure 4.18 présente la comparaison des courbes effort-déplacement (trait plein) mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-ETP et Cu-DHP d'épaisseur 0,8 mm dans la direction de laminage (0°/DL). La comparaison des courbes montre une évolution similaire de l'effort jusqu'à un déplacement d'environ 2,20 mm. À partir de ce déplacement, les courbes d'effort se séparent, l'effort du matériau Cu-DHP diminue alors que l'effort du matériau Cu-ETP continue à augmenter pour atteindre une valeur de F_{max} plus élevée avant de chuter et d'avoir une évolution similaire à partir d'un déplacement d'environ 4,00 mm. Les valeurs de F_{max} sont respectivement de 553,4 N et 527,0 N pour les matériaux Cu-ETP et Cu-DHP, soit une différence d'environ 26,4 N. Un décalage d'environ 0,29 mm est constaté sur la position en déplacement de F_{max} entre les deux matériaux. La courbe de l'essai sur le matériau Cu-ETP sur la géométrie 40×15 dans la direction de laminage présentée est une courbe représentative qui est cohérente avec la courbe obtenue pour la géométrie 30×15 (section 4.2.4, figure 4.9). Par contre, il a été constaté de la dispersion dans les résultats de la géométrie 40×15 du fait de la difficulté à mesurer un effort de cambrage reproductible avec le type d'outil utilisé. La courbe d'effort (trait pointillé) d'un second essai dans les mêmes conditions a été superposée sur le même graphe. La courbe du second essai en Cu-ETP est plus proche de celle du Cu-DHP. Il existe donc une variabilité dans l'intervalle de déplacement compris entre 2,00 et 4,00 mm à prendre en considération à cause des conditions d'essais.

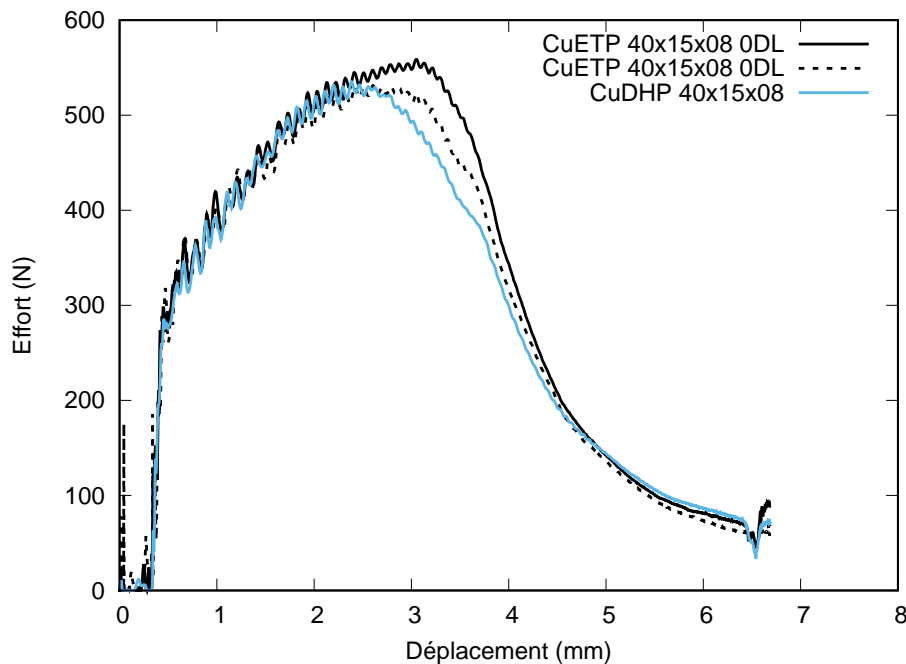


FIGURE 4.18 – Courbes effort-déplacement (trait plein) mesurées pour la géométrie cambrée 40×15 en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) et Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage (0°/DL) superposées à un second essai de reproductibilité en Cu-ETP (trait pointillé)

4.3.2 Caractérisation de l'angle de cambrage pour le retour élastique

Influence de la longueur, de la largeur et de l'anisotropie

La figure 4.19 reprend les valeurs d'angle mesurées après formage pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) pour les différentes orientations testées (0-45-90°/DL). Les écarts-types sur les valeurs d'angle moyen peuvent varier de 0,03 à 0,13°. Pour l'orientation 0°/DL, l'écart maximal entre les mesures d'angle est d'environ 0,8°, l'angle varie de 93,6 à 94,4° pour respectivement les géométries 30×5 et 30×15. Pour cette orientation et une longueur d'éprouvette donnée (30 ou 40 mm), l'angle augmente d'environ 0,8° lorsque la largeur passe de 5 à 15 mm. L'angle moyen augmente donc avec la largeur de l'éprouvette. De même, pour les orientations 45°/DL et 90°/DL et une longueur d'éprouvette donnée (30 ou 40 mm), l'angle augmente respectivement d'environ 1° et 1,2° lorsque la largeur passe de 5 à 15 mm. Pour ces orientations, l'angle moyen augmente avec la largeur de l'éprouvette, la longueur ayant une faible influence sur l'angle. Globalement, pour les différentes géométries, l'angle moyen augmente lorsque l'orientation passe de 0 à 90°. Cette tendance semble plus marquée pour les géométries de largeur 15 mm. De même, il a été montré que les valeurs de F_{max} obtenues pour les orientations 45 et 90°/DL sont supérieures à celles obtenues à 0°/DL. L'influence de l'anisotropie montre des tendances similaires entre les valeurs d'angle moyen et F_{max} .

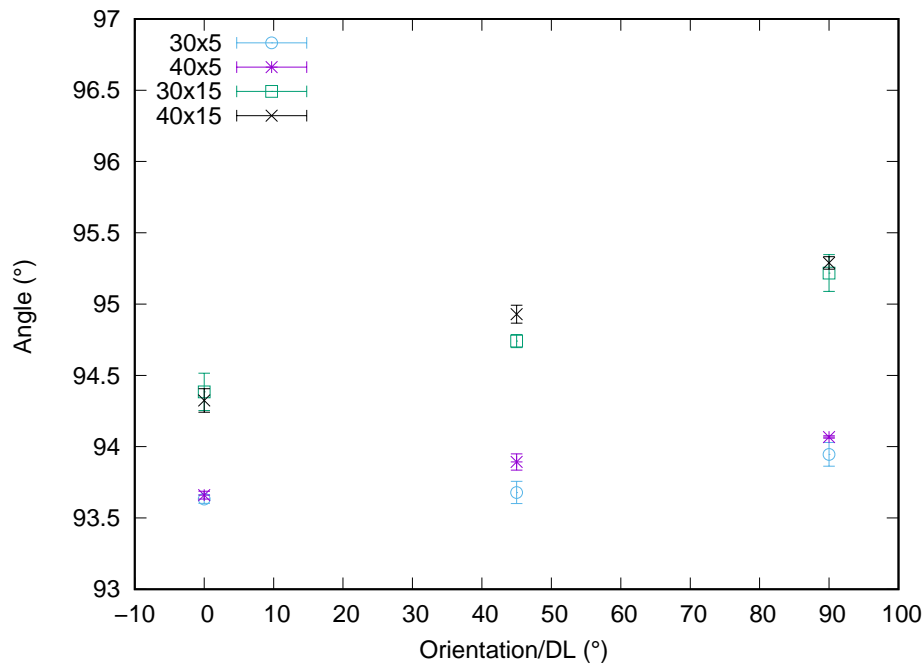


FIGURE 4.19 – Comparaison des valeurs d'angle moyen mesurées après formage pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm pour les orientations 0-45-90°/DL)

Influence du matériau

L'histogramme de la figure 4.20 présente une comparaison des mesures d'angles moyens après formage pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP et Cu-DHP d'épaisseur 0,8 mm dans la direction de laminage. La comparaison des angles moyens mesurés pour les différentes géométries montre un faible écart entre les matériaux Cu-ETP et Cu-DHP, la différence étant inférieure à 1°. Le changement de matériau semble avoir peu d'influence sur le retour élastique.

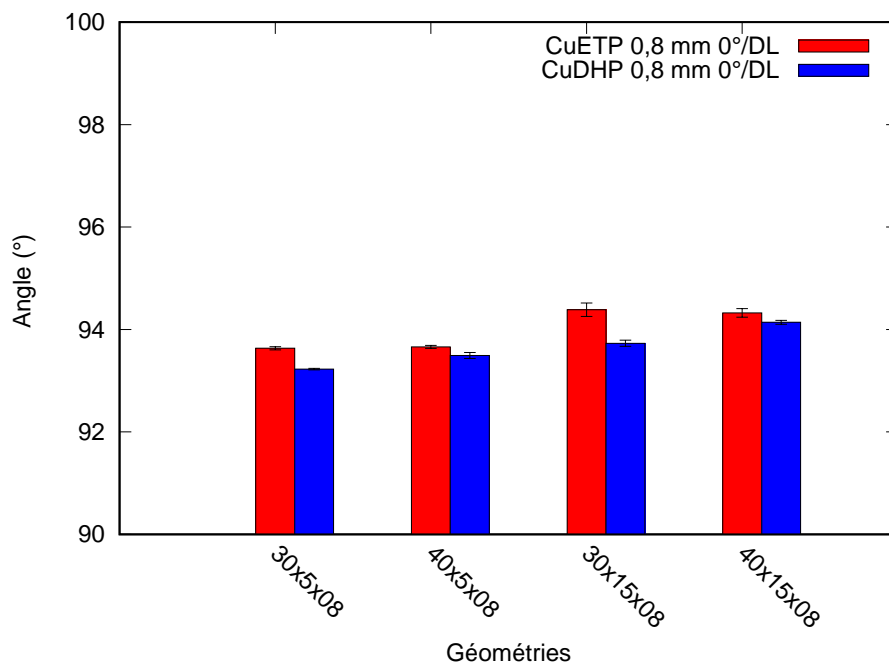


FIGURE 4.20 – Comparaison des mesures d'angles moyens après formage pour les différentes géométries cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) et Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction de laminage

Influence de l'épaisseur

La figure 4.21 reprend les valeurs d'angle moyen mesurées après formage pour les différentes géométries cambrées en Cu-DHP (épaisseurs 0,8 et 1,2 mm). Les écarts-types sur les valeurs d'angle moyen peuvent aller de 0,02 à 0,06° et de 0,04 à 0,24° pour respectivement l'épaisseur 0,8 et 1,2 mm. Les géométries d'épaisseur 0,8 mm présentent une faible variation de l'angle mesuré après le retour élastique. L'écart maximal entre les mesures d'angle est inférieur à 1°, l'angle varie de 93,2 à 94,1° pour respectivement les géométries 30×5 et 40×15. Les géométries d'épaisseur 1,2 mm présentent une variation plus importante dans les valeurs d'angle moyen. L'angle peut varier de 93,1 à 99,6° pour respectivement les géométries 40×5 et 30×15, soit un écart pouvant aller jusqu'à 6,4°. Globalement, pour une largeur d'éprouvette donnée (5 ou 15 mm), l'angle moyen augmente d'au moins 3,8° lorsque la longueur passe de 40 à 30 mm. L'angle mesuré augmente lorsque la longueur

de l'éprouvette diminue. Pour une longueur d'éprouvette donnée (30 ou 40 mm), l'angle moyen augmente d'au moins 2° lorsque la largeur passe de 5 à 15 mm. L'angle mesuré augmente avec la largeur de l'éprouvette.

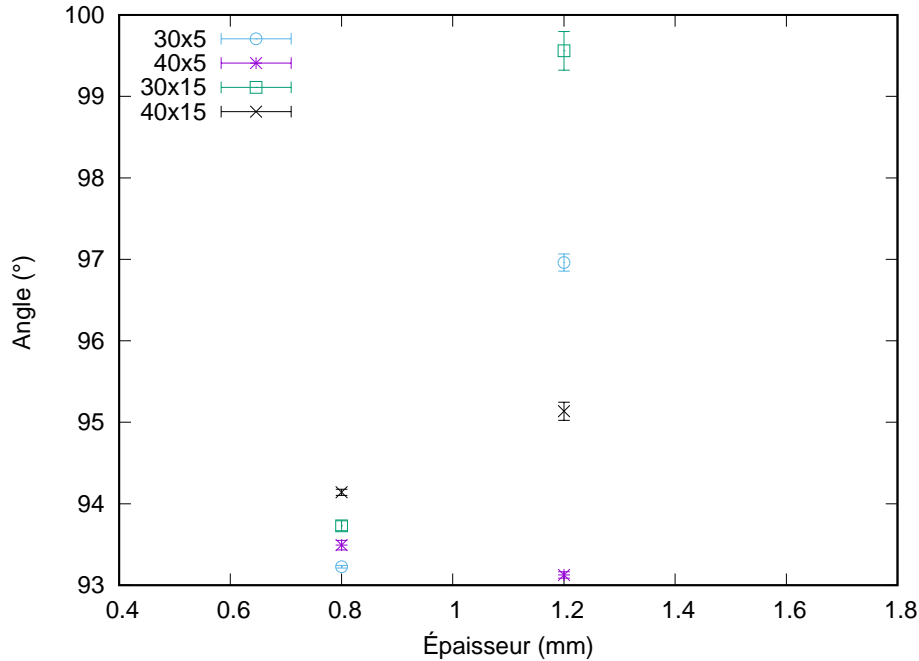


FIGURE 4.21 – Comparaison des valeurs d'angle moyen mesurées pour les différentes géométries cambrées en Cu-DHP pour les épaisseurs 0,8 et 1,2 mm dans la direction de laminage

4.3.3 Mesures du champ de déformations

Les figures 4.22a et 4.22b présentent respectivement les champs de déformations majeure ε_1 et mineure ε_2 obtenus sur une éprouvette de géométrie 40×15 en Cu-ETP ($45^\circ/\text{DL}$). Le champ de la déformation majeure montre une zone de localisation située dans le rayon extérieur de cambrage. C'est une zone sollicitée en traction où la déformation majeure peut atteindre 0,39. L'analyse du champ de déformation mineure montre que la zone centrale a tendance à se déformer en traction plane avec une valeur de la déformation quasiment nulle. La déformation mineure au niveau des bords cambrés peut atteindre -0,13. La zone correspondant au bord a tendance à se déformer selon un état de déformation en traction uniaxiale.

La figure 4.23 présente les états de déformation sur un diagramme de la déformation majeure en fonction de la déformation mineure. Sur ce diagramme, les états de déformation de traction plane ainsi que les états de traction uniaxiale en prenant en compte l'anisotropie sont également représentés. La formule $\varepsilon_1 = -\left(\frac{1+r_\alpha}{r_\alpha}\right)\varepsilon_2$ est utilisée pour calculer l'équation de ces droites à partir des coefficients d'anisotropie r_0 , r_{45} et r_{90} . Le diagramme présente également les points de mesure réalisés sur la géométrie 40×15 en

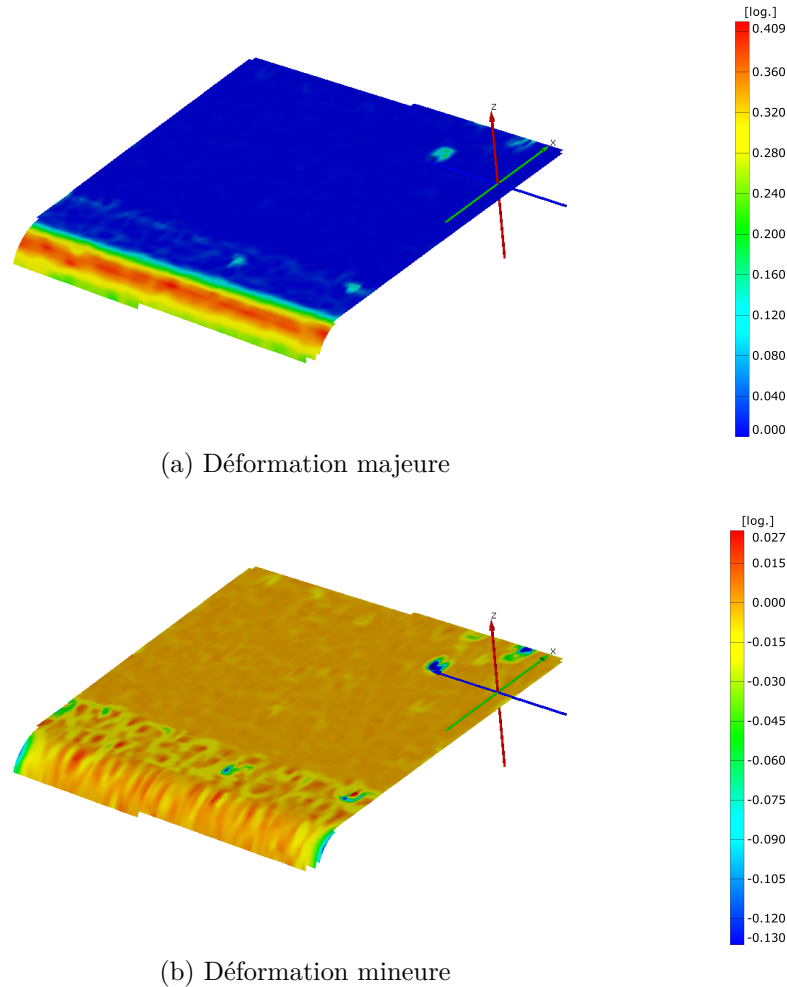


FIGURE 4.22 – Champs des déformations majeure (a) et mineure (b) obtenus avec Aramis 3D sur une éprouvette de géométrie 40×15 en Cu-ETP dans la direction $45^\circ/\text{DL}$ (une interpolation est utilisée pour combler les zones du maillage non calculées)

Cu-ETP pour les orientations $0-45-90^\circ/\text{DL}$ qui correspond à l'état des déformations après retour élastique. Un essai représentatif est retenu pour chaque orientation afin de réaliser le diagramme. De manière générale, pour toutes les orientations, les éprouvettes sont principalement déformées selon un état de déformation en traction plane du fait de la densité des points avec ε_2 proche de 0. De même, il apparaît des points qui s'éloignent de l'état de traction plane pour se rapprocher d'un état de traction uniaxiale. Ces points sont mesurés proches des bords cambrés de l'éprouvette. Il est à noter que les états pour l'orientation $45^\circ/\text{DL}$ tendent à se rapprocher plus de l'état de traction uniaxiale en comparaison des autres orientations. Cependant, il n'y a pas de corrélation nette entre les états de déformation mesurés et théoriques obtenus à partir des coefficients d'anisotropie. Finalement, comme la largeur de l'éprouvette est importante, le cambrage se fait principalement en déformation plane sauf au niveau des bords où un état proche de la traction uniaxiale existe.

L'intérêt de ces mesures est également d'avoir accès à la déformation maximale de cambrage qui peut être comparée à la formule théorique $\varepsilon^{th} = \frac{e_0}{2R}$ où e_0 est l'épaisseur initiale de la tôle et R le rayon de cambrage qui est égal à 0,8 mm. La formule a tendance à surestimer la déformation de cambrage, elle donne une déformation de 0,5 contre environ 0,4 mesurée.

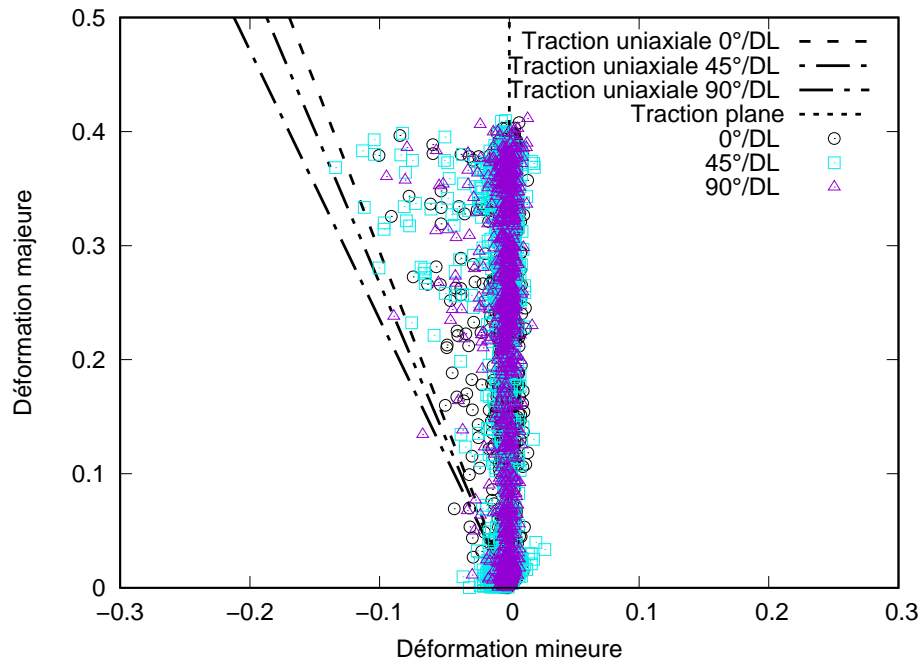


FIGURE 4.23 – Diagramme de déformation majeure/mineure à partir des points de mesure réalisés sur la géométrie 40×15 en Cu-ETP pour les orientations 0-45-90°/DL

4.4 Cas de la géométrie avec 3 contacts

Les éprouvettes de la géométrie 3 contacts en Cu-ETP ont été fabriquées à l'aide d'un outil à suivre de découpage à partir d'une bande prélevée dans la bobine, de largeur 85,5 mm. Les dimensions de cette géométrie sont présentées sur la figure 4.24, elle possède trois contacts, deux identiques de longueur 20 mm et de largeur 1,7 mm et un contact de longueur 10 mm et de largeur 4 mm. L'outil à suivre fabrique ces pièces de sorte que le sens de cambrage correspond à l'orientation 90°/DL de la tôle (figure 4.24). La figure 4.25 reprend des images des éprouvettes de la géométrie avec 3 contacts avant et après mise en forme.

Lors de la campagne d'essais, il a été observé que l'un des contacts de l'éprouvette de la géométrie 3 contacts n'était pas parfaitement plan. En effet, comme illustré sur la figure 4.26, le contact 1 présente un léger vrillage, ce qui va induire lors du cambrage un défaut de positionnement du contact plié. L'origine de ce vrillage provient de contraintes résiduelles introduites dans la tôle lors du découpage mécanique de celle-ci. De ce fait, le

défaut géométrique présent sur le contact 1 devra être pris en considération pour la suite.

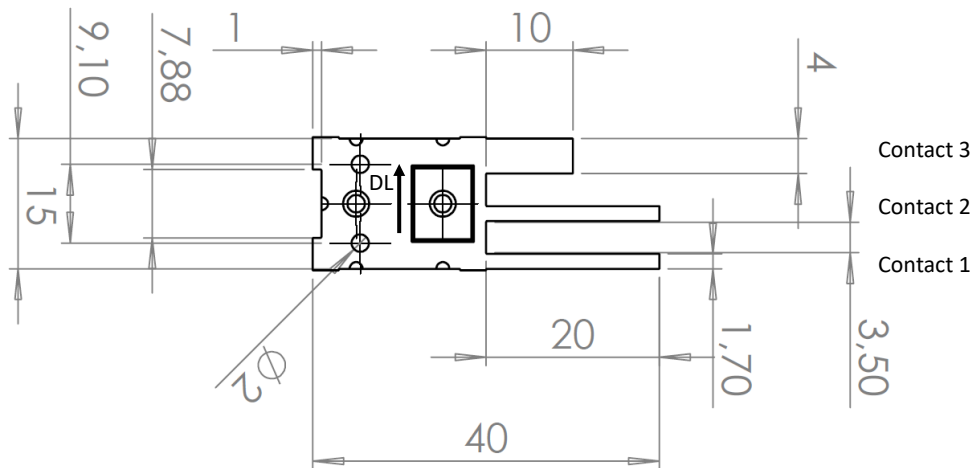


FIGURE 4.24 – Dimensions de la géométrie avec 3 contacts, les deux perçages de diamètre 2 mm sont utilisés pour le positionnement de l'éprouvette sur les pilotes du prototype de cambrage (dimensions en mm)

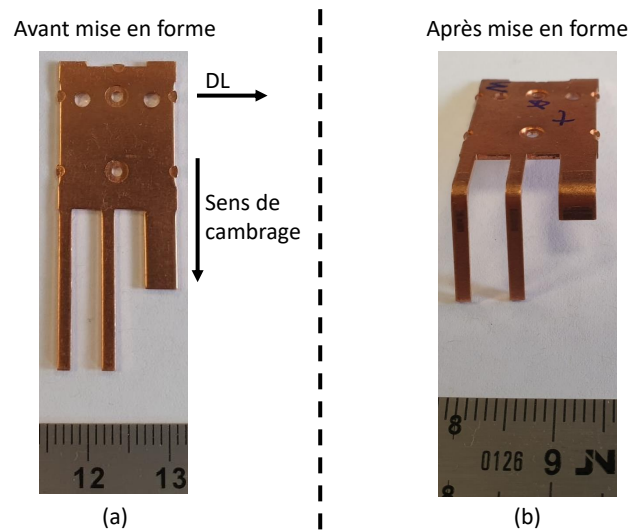


FIGURE 4.25 – Éprouvette de la géométrie avec 3 contacts avant (a) et après (b) mise en forme

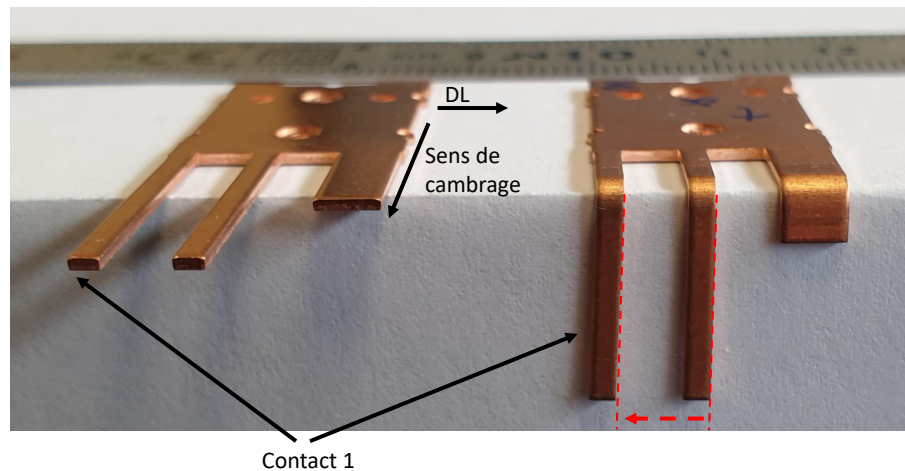


FIGURE 4.26 – Illustration du vrillage du contact 1 de l'éprouvette 3 contacts avant et après mise en forme, la flèche rouge permet de mettre en évidence le défaut de parallélisme entre les contacts 1 et 2

4.4.1 Caractérisation de l'effort de cambrage

Le graphe de la figure 4.27 présente les courbes d'effort-déplacement mesurées pour la géométrie 3 contacts cambrées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction 90° /DL. Une dizaine d'essais ont été réalisés sur cette géométrie, trois courbes d'effort représentatives de la dispersion de la courbe d'effort de l'essai ont été retenues pour cette géométrie.

La forme de la courbe d'effort mesurée est surprenante, la courbe équivalente à la largeur cambrée de l'éprouvette 3 contacts, obtenue à partir d'un essai sur la géométrie 40×5 selon l'orientation 90° /DL a été superposée sur le même graphe afin d'avoir une référence. La largeur totale cambrée de l'éprouvette 3 contacts est égale à $2 \times 1,7 + 4 = 7,4$ mm. L'effort équivalent est donc calculé à partir de l'effort de la largeur 5 mm selon la formule

$$F(\text{largeur} = 7,4 \text{ mm}) = \frac{F(\text{largeur} = 5 \text{ mm})}{5} \times 7,4.$$

Les courbes de cambrage de la géométrie 3 contacts présentent une allure cohérente avec la géométrie rectangle, notamment le passage par un effort maximal, jusqu'à un déplacement de 3,60 mm. Contrairement à la géométrie rectangle les courbes d'effort de la géométrie 3 contacts continuent à augmenter en niveau d'effort pour atteindre un second pic à 297,9 N. Cette valeur semble être cohérente avec les valeurs du second pic d'effort qui sont comprises entre 265,8 N et 286,9 N. Les courbes d'effort présentent un décalage en déplacement de la position de l'effort maximal.

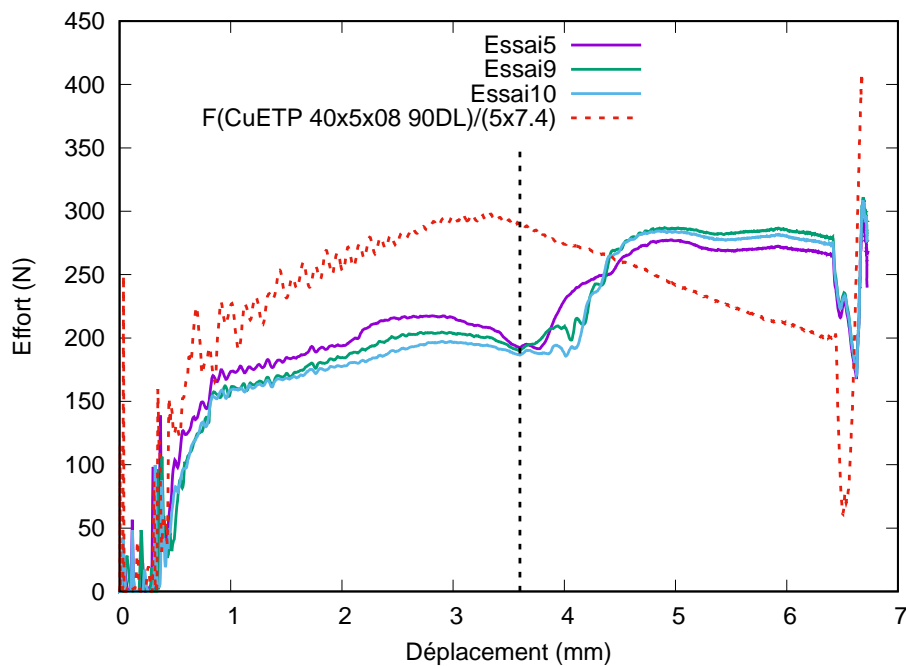


FIGURE 4.27 – Courbes d’effort-déplacement mesurées pour la géométrie 3 contacts cambrés en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) dans la direction 90°/DL, superposées à la courbe équivalente à la largeur cambrée de l’éprouvette 3 contacts, obtenue à partir d’un essai sur la géométrie 40×5 cambrée selon l’orientation 90°/DL, le trait vertical illustre la transition de l’évolution de l’effort à partir d’un déplacement de 3,60 mm

4.4.2 Caractérisation de l’angle de cambrage pour le retour élastique

Comme pour les géométries rectangulaires, des mesures d’angle ont été réalisées après formage sur les différents contacts de la géométrie 3 contacts. Des profils sont extraits selon 3 lignes régulièrement espacées pour chaque contact comme illustré sur la figure 4.28 et le numéro des contacts est donné sur la figure 4.24. Par la suite, une moyenne est faite à partir des 3 mesures pour chaque contact. Pour chaque contact, les mesures sont faites pour 6 échantillons afin d’obtenir une valeur moyenne et un écart-type.

L’histogramme de la figure 4.29, présente une comparaison des mesures d’angles moyens pour les différents contacts de la géométrie 3 contacts cambrés en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) pour l’orientation 90°/DL. L’écart-type sur ces mesures est d’environ 0,13°. La comparaison des angles moyens mesurés pour les différents contacts montre une faible différence de la valeur de l’angle, la différence étant inférieure à 0,4° (contacts 2 et 3). Les géométries des contacts cambrés semblent avoir peu d’influence sur le retour élastique. Du fait du défaut géométrique du contact 1, si ce dernier est exclu de l’analyse, ces résultats montreraient que le contact 3 (96,92°) a un angle plus grand que le contact 2 (96,52°) et que la diminution de la longueur cambrée a pour effet d’augmenter le retour élastique. De même, pour les géométries rectangulaires dans la direction 90°/DL, l’angle varie de

93,95 à 95,29° soit une différence pouvant atteindre 2,97° avec la géométrie 3 contacts.

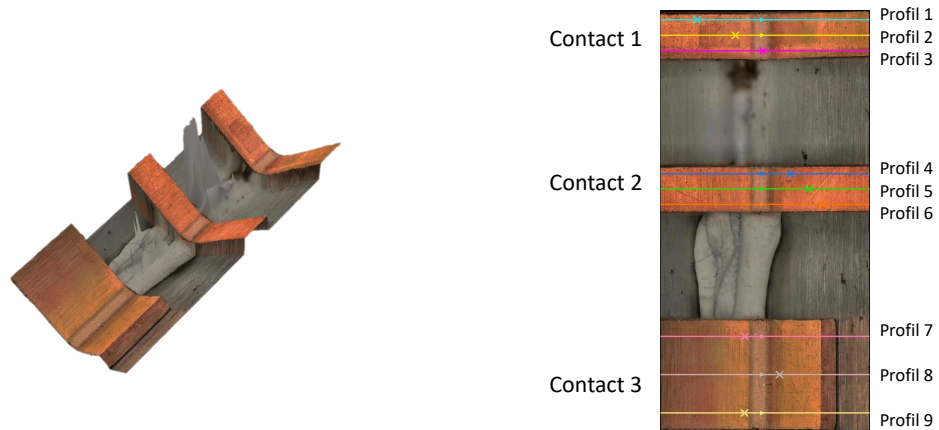


FIGURE 4.28 – Scan 3D intérieur de la pièce (à gauche) et positionnement des lignes permettant l'extraction des profils (à droite), la partie « monobloc » de l'échantillon est située sur le côté gauche de l'image

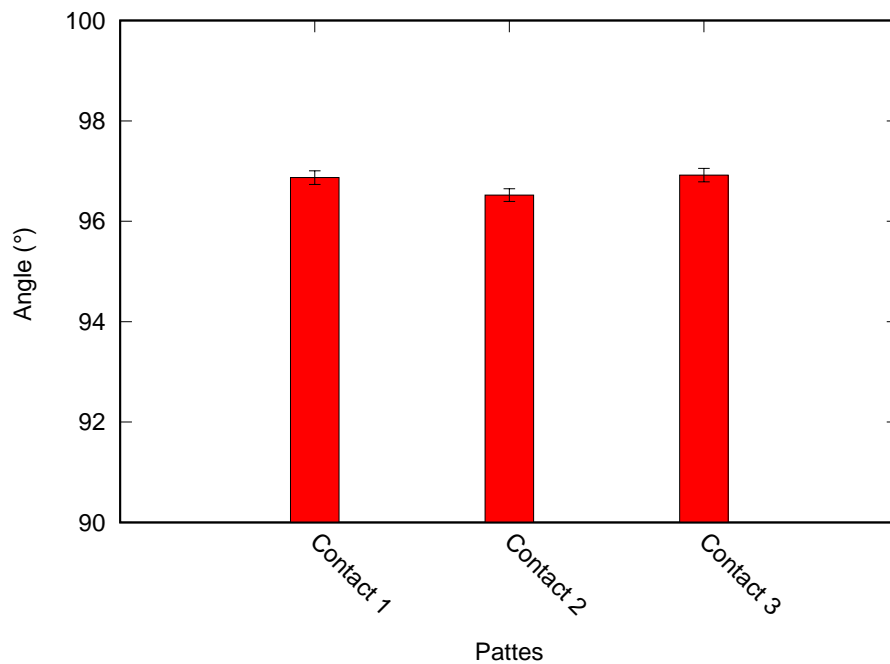
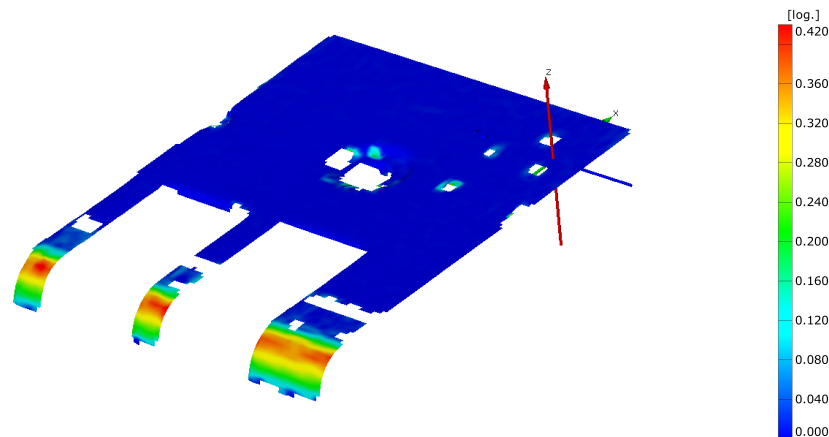


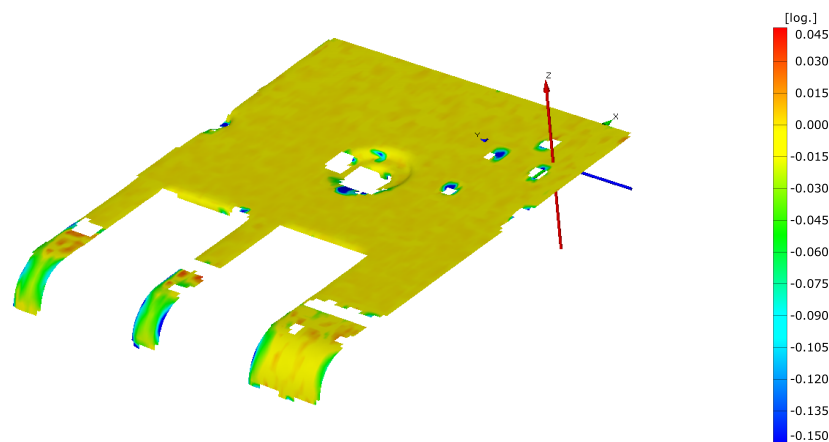
FIGURE 4.29 – Comparaison des mesures d'angles moyens après formage pour les différents contacts de la géométrie 3 contacts cambrée en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) pour l'orientation 90°/DL

4.4.3 Mesures du champ de déformation

Les figures 4.30a et 4.30b présentent respectivement les champs de déformation majeure et mineure obtenus sur la géométrie 3 contacts en Cu-ETP ($90^\circ/\text{DL}$). L'analyse de ces champs montre que le contact 3 se déforme principalement en traction plane sur sa zone centrale ($\varepsilon_2 \approx 0$) et en traction uniaxiale ($\varepsilon_2 < 0$ et $\varepsilon_2 \neq 0$) sur les bords cambrés. De même, les contacts 1 et 2 ont tendance à se déformer en traction uniaxiale ($\varepsilon_2 < 0$ et $\varepsilon_2 \neq 0$) de manière préférentielle le long de la largeur du contact.



(a) Déformation majeure



(b) Déformation mineure

FIGURE 4.30 – Champs des déformations majeure et mineure obtenus par Aramis 3D sur une éprouvette de la géométrie 3 contacts en Cu-ETP dans la direction $90^\circ/\text{DL}$

La figure 4.31 présente un diagramme de déformation majeure/mineure obtenu à partir des points de mesure réalisés sur la géométrie 3 contacts en Cu-ETP ($90^\circ/\text{DL}$). Un essai représentatif est retenu pour réaliser le diagramme. Le contact 3 qui correspond à la plus grande largeur de contact se déforme principalement en traction plane. Les contacts 1 et 2 de plus petites largeurs tendent vers un état de déformation en traction uniaxiale. L'observation des points de mesure de cette géométrie permet de mettre en évidence une corrélation entre la largeur cambrée et l'état des déformations que subit la tôle lors du

cambrage.

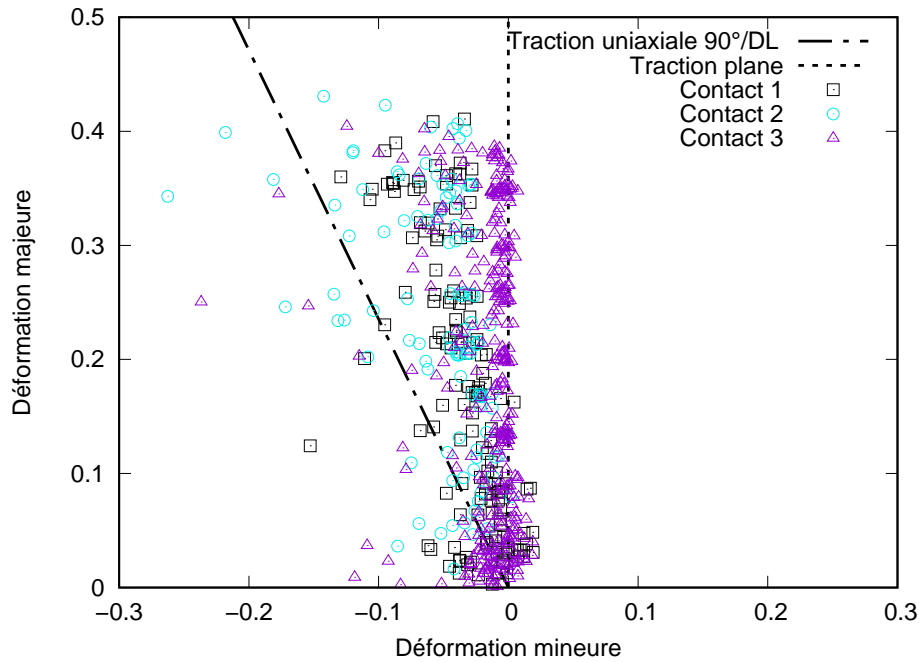


FIGURE 4.31 – Diagramme de déformation majeure/mineure à partir des points de mesure réalisés sur la géométrie 3 contacts en Cu-ETP pour l'orientations 90°/DL

4.5 Modélisation du cambrage

4.5.1 Description du modèle numérique

Le modèle 3D du procédé de cambrage est réalisé avec Abaqus/Standard, ici le modèle est présenté pour la géométrie 40×15 en Cu-ETP. Une épaisseur de tôle théorique de 0,8mm est utilisée pour la description du modèle, par la suite l'épaisseur sera ajustée à l'épaisseur réelle pour les besoins de la confrontation des données expérimentales et numériques. La géométrie finale est obtenue à la suite de deux étapes de calcul successives avec un schéma de résolution implicite. La première étape correspond à l'opération de mise en forme, suivie d'une étape de retour élastique.

Le problème de cambrage est illustré sur le schéma de la figure 4.32. Les géométries des outils (poinçon, matrice, serre-flan) proviennent de la CAO fournie par le partenaire industriel. Les largeurs des outils au niveau des rayons de la matrice et du poinçon sont de 16 mm. Le jeu J_{pt} entre le poinçon et la tôle est également défini sur cette figure. Les outils sont décrits par des surfaces discrètes rigides. Ils sont maillés avec des éléments 3D discrets rigides quadrangles à 4 nœuds R3D4. Les surfaces planes des outils sont maillées avec une taille d'élément de 0,4 mm et les rayons en utilisant une taille correspondant à la valeur du rayon divisée par 10. Seule une demi-éprouvette dans la largeur est modélisée du fait de la symétrie du problème par rapport à la largeur de l'éprouvette. L'éprouvette

déformable est maillée avec des éléments de type 3D hexaèdres quadratiques à 8 nœuds C3D8R. Les maillages de l'éprouvette et des outils sont illustrés sur la figure 4.33.

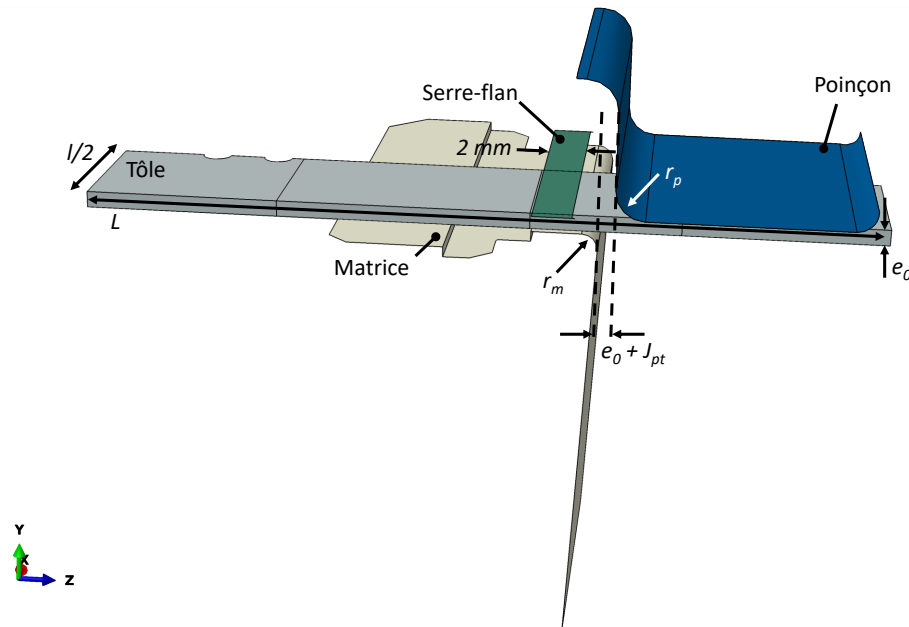


FIGURE 4.32 – Modèle numérique de cambrage illustré pour une géométrie d'éprouvette de longueur L et de largeur l et géométries des outils

Le contact entre les outils rigides et la tôle déformable est modélisé par une loi de Coulomb. Dans un premier temps, le coefficient de frottement μ est fixé à 0,01 entre le poinçon et la tôle et à 0,05 entre la tôle et les autres outils.

Les conditions aux limites du problème de cambrage sont décrites sur la figure 4.34. Une condition de symétrie est appliquée au niveau du plan de symétrie de l'éprouvette où les nœuds sont bloqués en déplacement dans la direction normale au plan de symétrie. Tous les degrés de liberté de la matrice sont bloqués. Pour représenter les conditions aux niveaux du positionnement de l'éprouvette par les pilotes, les nœuds des surfaces de contact avec les pilotes sont laissés libres en déplacement dans la direction normale au plan de la tôle et bloqués dans les autres directions. L'effort serre-flan F_{sf} est appliqué selon une évolution linéaire qui dépend du déplacement du poinçon. Pour appliquer cet effort, seul le degré de liberté dans la direction normale au plan de la tôle est laissé libre. Le poinçon est piloté en déplacement noté d . Pour les besoins de l'étude de sensibilité du modèle, un déplacement théorique maximal de 7 mm est utilisé, cette valeur sera ajustée avec la valeur de déplacement expérimental qui dépend de la configuration testée.

Pour l'étape du retour élastique, les nœuds des surfaces des pilotes avec l'éprouvette sont bloqués en déplacement afin d'éviter un mouvement de corps rigide de l'éprouvette. Et, le contact entre les outils et l'éprouvette est désactivé.

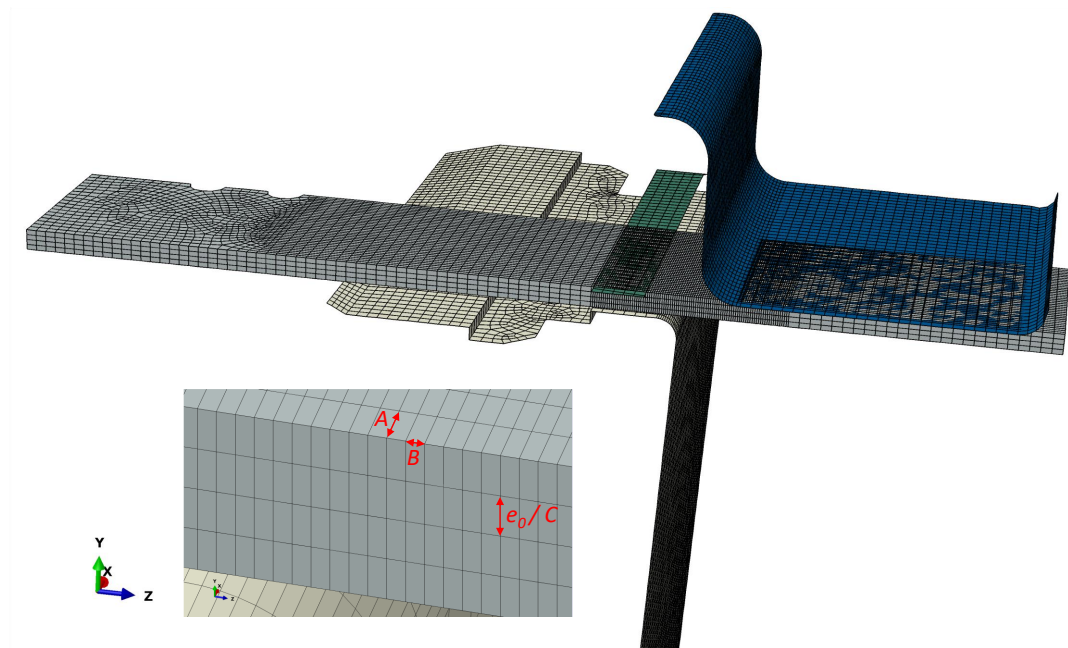


FIGURE 4.33 – Maillages de l'éprouvette avec le maillage initial ($A = 0,2 \text{ mm}$; $B = 0,08 \text{ mm}$; $C = 4$ éléments) et des outils et définition des dimensions de l'élément dans la largeur A et la longueur B de l'éprouvette, et indirectement la dimension dans l'épaisseur par le nombre d'élément dans l'épaisseur C

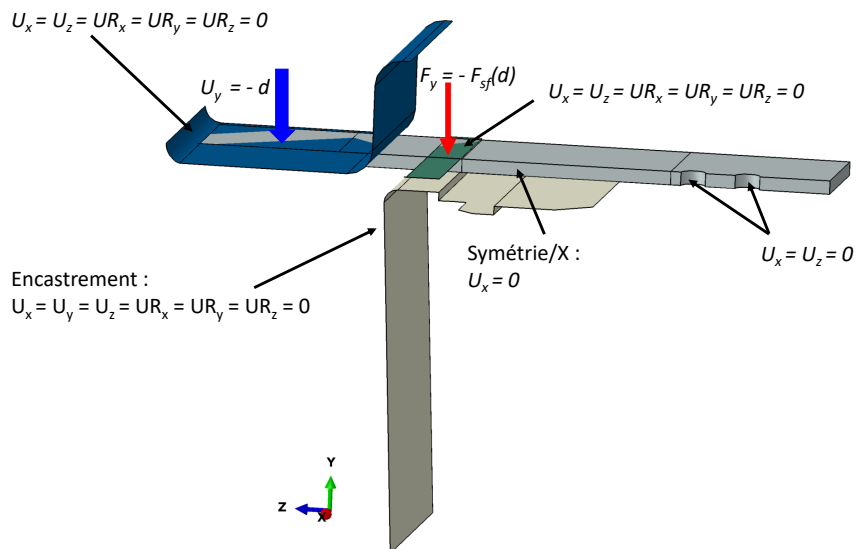


FIGURE 4.34 – Conditions aux limites appliquées à l'étape de cambrage

Pour les modèles de cambrage, le comportement du cuivre est modélisé à l'aide d'un écrouissage isotrope ainsi qu'un critère de plasticité isotrope de von Mises. Les lois d'écrouissage utilisées dans ce chapitre ont été présentées dans le Chapitre 2. Les nuances Cu-ETP

0,8 mm, Cu-DHP 0,8 mm, Cu-DHP 1,2 mm ont respectivement un module d'Young de 105,1 GPa, 120,1 GPa et 130,9 GPa. Ces valeurs ont été mesurées à partir d'essais de traction de type charge-décharge. Le coefficient de Poisson du cuivre est de 0,28.

L'étude des paramètres du modèle numérique est présentée en annexe F. Différentes conditions sont utilisées (épaisseur, frottement, maillage) pour chacune, car elles n'ont pas été réalisées chronologiquement.

Après l'analyse de sensibilité et le choix de certains paramètres (maillage, frottement, jeu), les prochaines sections présentent la comparaison expérience-numérique pour les différentes nuances étudiées.

4.5.2 Modèles numériques du cambrage pour la nuance Cu-ETP

Cette section s'intéresse à la confrontation des données expérimentales avec la simulation numérique pour les différentes configurations en Cu-ETP. Pour la comparaison expérience-numérique, les courbes effort-déplacement du poinçon sont présentées en superposant le signal d'effort brut avec un signal lissé (moyenne mobile selon une régression d'un polynôme de degré 3 sur 50 à 150 points de mesure), pour une meilleure lisibilité, les deux signaux utilisent un même code couleur et un seul signal apparaît dans la légende. Les mises en données des modèles des différentes géométries (40×15 , 40×5 , 30×15 , 30×5) sont faites avec l'épaisseur réelle de la tôle de 0,792 mm, c'est une valeur moyennée à partir des épaisseurs mesurées sur les échantillons testés lors de la campagne d'essais. Les paramètres identifiés précédemment lors des analyses de sensibilité sont repris ici, le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon est fixé à 0,2 et le jeu entre la tôle et le poinçon est de 100 μm . Des déplacements de 6,27 mm et 6,34 mm sont appliqués au poinçon pour respectivement les géométries de largeur 5 mm et 15 mm, ces déplacements correspondent au déplacement maximal du poinçon mesuré lors des essais.

Efforts de cambrage

La figure 4.35 présente les courbes effort-déplacement du poinçon pour les différentes géométries d'éprouvette modélisées. Les courbes numériques montrent que pour une largeur d'éprouvette donnée (5 ou 15 mm), il y a une superposition parfaite des courbes pour des éprouvettes de longueur 30 et 40 mm. La longueur cambrée n'a pas d'influence sur la courbe d'effort. Cependant, pour une longueur d'éprouvette donnée (30 ou 40 mm), la largeur a une influence sur le niveau d'effort. La valeur de F_{max} est atteinte pour un déplacement de 2,57 mm pour les deux largeurs. Elle est de 187,3 et 565,2 N pour respectivement les largeurs 5 et 15 mm, soit une différence de 377,9 N. Les valeurs de F_{max} pour les deux largeurs présentent un rapport de 3,02, ce qui correspond au rapport entre les deux largeurs d'éprouvettes. Plus généralement, ce rapport est aussi retrouvé pour les différents points de la courbe d'effort. Par la suite, pour une meilleure lisibilité des

graphes, une seule courbe numérique est présentée pour chaque largeur d'éprouvette.

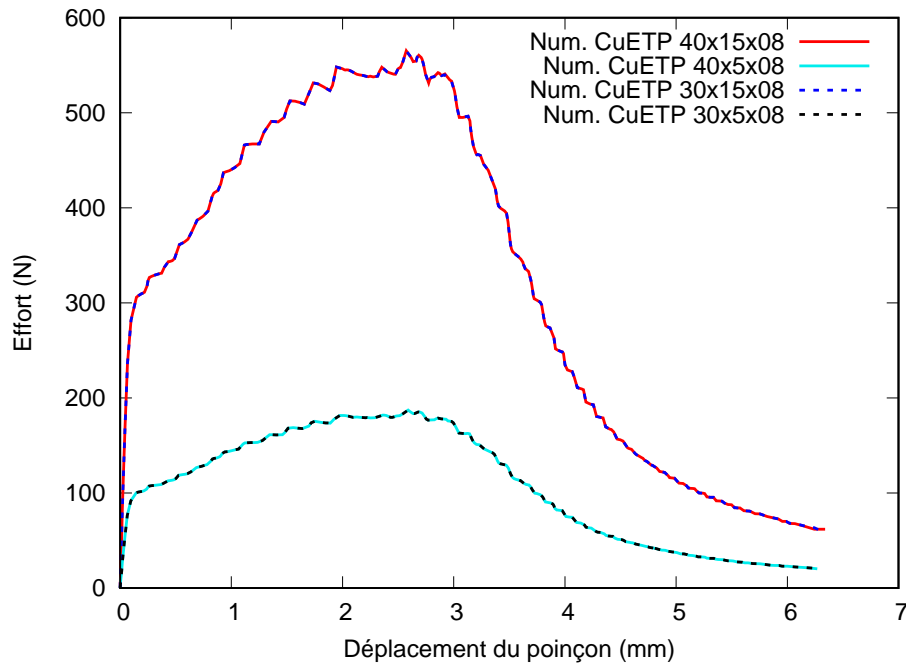


FIGURE 4.35 – Courbes effort-déplacement du poinçon numériques pour les différentes géométries (40×15, 30×15, 40×5, 30×5) en Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) pour l'orientation 0°/DL. Les courbes pour une même largeur sont superposées

La figure 4.36a présente la superposition des courbes d'effort expérimentales et numériques pour les géométries de largeur 15 mm. La configuration 40×15 est présentée sous la forme de deux courbes expérimentales afin de prendre en compte la variabilité de l'essai. Les paramètres ($\mu = 0,2$, $J_{pt} = 100 \mu\text{m}$) du modèle ont été identifiés à partir d'un des deux essais de la géométrie 40×15 et permet une bonne représentation de la courbe expérimentale. Pour le second essai, le modèle a tendance à surestimer l'effort pour un déplacement compris entre 2 et environ 3,5 mm. Le passage à la géométrie 30×15 permet une bonne description de la courbe expérimentale jusqu'à un déplacement d'environ 3,5 mm puis les courbes présentent une différence jusqu'à la fin de l'essai. Pour un déplacement de 6 mm, l'effort expérimental et numérique sont respectivement de 91,1 et 70,2 N soit un écart relatif de $-22,9\%$ par rapport à la valeur expérimentale. Les études de sensibilité faites précédemment ont montré que la fin de la courbe d'effort est gouvernée par le frottement. La réduction de l'écart entre la courbe expérimentale et numérique peut se faire en augmentant la valeur du coefficient de frottement. La figure 4.37 présente la courbe expérimentale de la géométrie 30×15, ainsi que les courbes numériques obtenues pour des coefficients de frottement de 0,2 et 0,25. Finalement, l'ajustement du coefficient de frottement permet une meilleure représentation de la fin de la courbe expérimentale. Cependant, l'écart relatif sur F_{max} par rapport à la valeur expérimentale passe de 1,5 à 5,9% lorsque le coefficient passe de 0,2 à 0,25. L'ajustement du coefficient de frottement vient réduire la précision sur la prédiction de F_{max} .

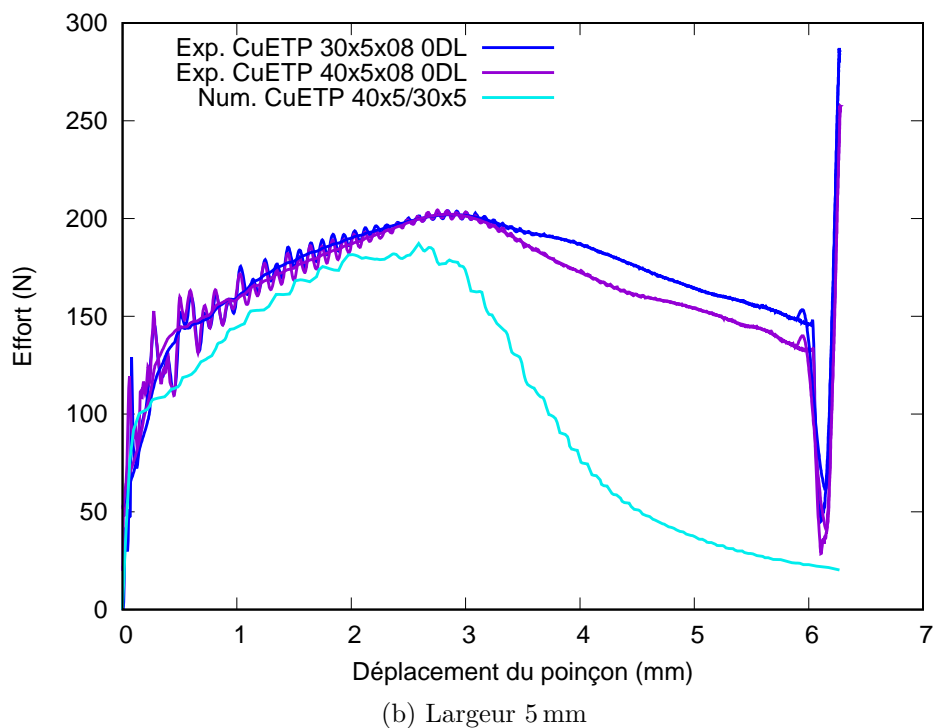
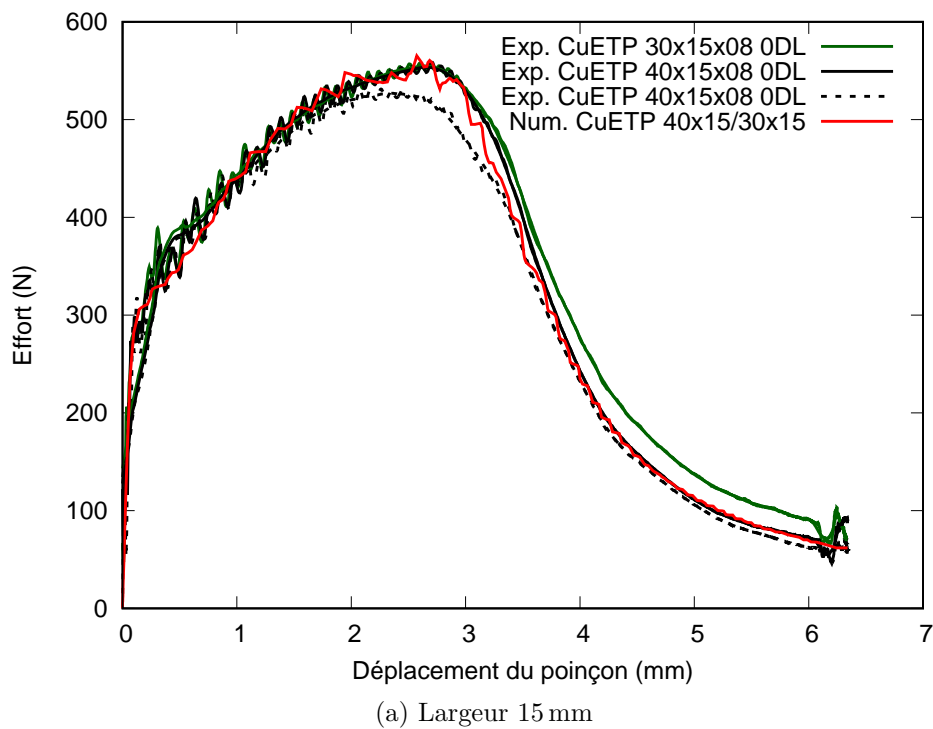


FIGURE 4.36 – Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour les différentes géométries (40×15 , 30×15 , 40×5 , 30×5) d'éprouvette en Cu-ETP pour l'orientation 0° /DL

De même, la figure 4.36b présente la superposition des courbes d'effort expérimentales et numériques pour les géométries de largeur 5 mm. Le début des courbes expérimentales est très bruité par rapport aux courbes de largeur 15 mm, l'amplitude de l'effort mesuré

étant pratiquement trois fois plus élevée, cela peut agir comme un filtre sur le bruit du signal d'effort. De ce fait, la comparaison expérience-numérique peut être rendue difficile, mais il semble que la simulation sous-estime le niveau d'effort à la transition élastique-plastique et celle-ci a lieu plus tôt en simulation. Il est aussi observé un décalage dans la position de l'effort maximal, cet effort est atteint pour un déplacement de 2,91 et 2,57 mm sur respectivement la courbe expérimentale (40×5) et numérique soit un écart relatif de 11,7% par rapport à la valeur expérimentale. Cet écart est de 2,7% pour la géométrie 40×15 . Globalement, la simulation tend à sous-estimer le niveau d'effort par rapport à la courbe expérimentale. Malgré cela, le modèle réussit à prédire la tendance de la courbe jusqu'à F_{max} mais une différence très importante est observée sur la phase de chute de l'effort jusqu'à la fin de l'essai. Ces différences pourraient venir de la qualité des courbes expérimentales obtenues pour les géométries de largeur 5 mm. En effet, d'une part les niveaux d'effort mis en jeu lors du cambrage restent relativement faibles, de l'ordre de 200 N, et d'autre part, du fait de la technologie de l'outil qui utilise un système de poinçon flottant guidé par un dévêtitseur pouvant engendrer la mesure d'effort parasite.

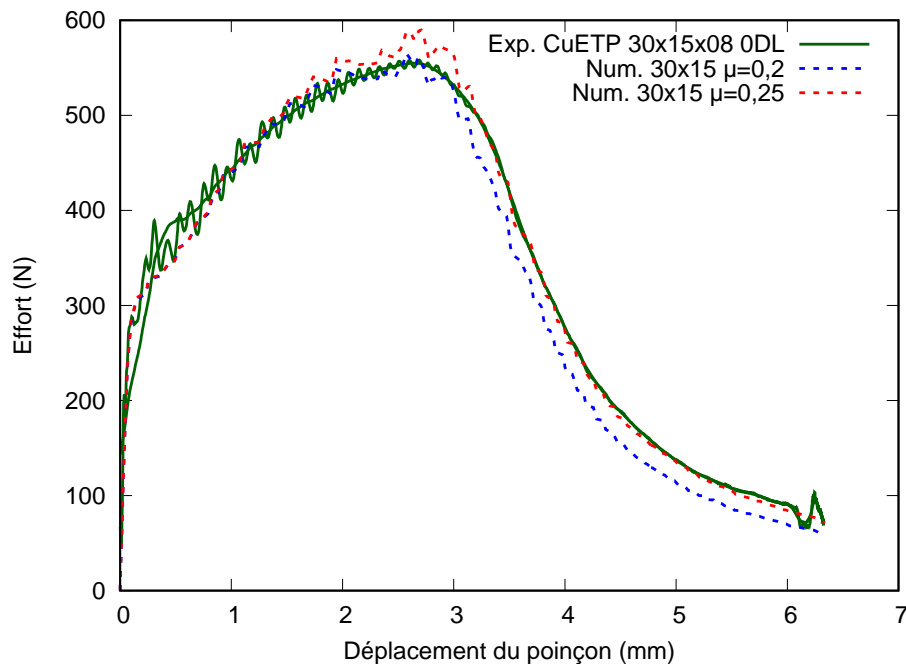


FIGURE 4.37 – Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour la géométrie 30×5 en Cu-ETP pour l'orientation 0° /DL et pour des coefficients de frottement de 0,2 et 0,25

L'histogramme de la figure 4.38 présente la comparaison expérience-numérique de la valeur de F_{max} pour les différentes géométries testées. Pour la géométrie 40×15 , la valeur de F_{max} numérique est de 565,2 N, la valeur expérimentale est comprise entre 525,4 et 551,5 N soit un écart relatif compris entre 7,6 et 2,5% par rapport aux valeurs expérimentales. De même, la géométrie 30×15 présente des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques de respectivement, 556,9 et 565,2 N soit un écart relatif de 1,5% par rapport

à l'expérience. Pour les géométries de largeur 5 mm, la valeur de F_{max} numérique est de 187,3 N et les valeurs expérimentales sont de 200,3 (géométrie 30×5) et 187,3 N (géométrie 40×5) soit respectivement un écart relatif de -6,5 et -6,7 % par rapport aux valeurs expérimentales. Finalement, les modèles pour la largeur de 15 mm ont tendance à surestimer la valeur de F_{max} et à la sous-estimer pour la largeur de 5 mm. L'écart relatif absolu pour la prédiction de F_{max} est compris entre 1,5 et 7,6 % pour les différentes géométries testées, ainsi le modèle numérique permet une estimation satisfaisante de l'effort maximal dans le cadre industriel.

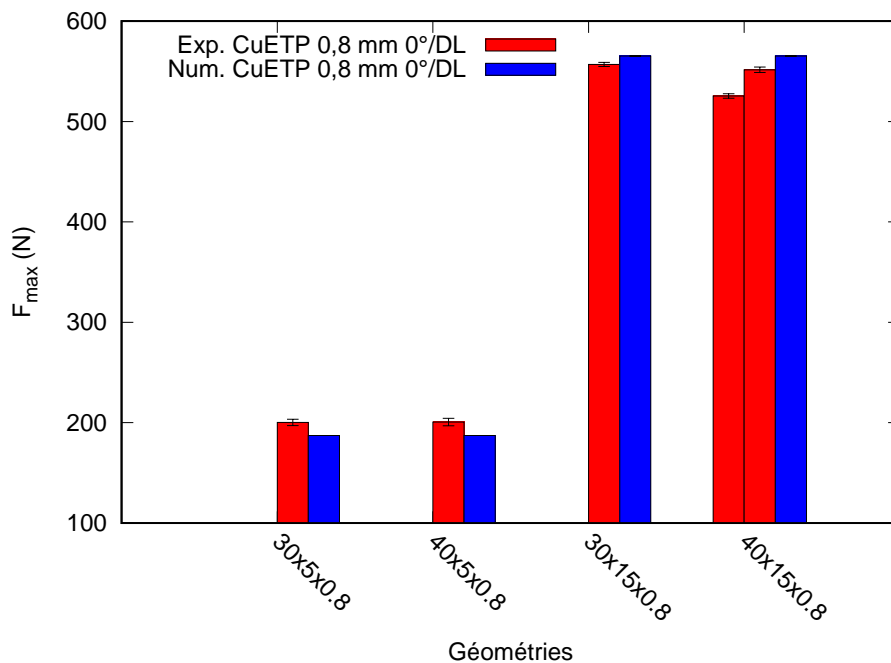


FIGURE 4.38 – Comparaison des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques pour les différentes géométries testées en Cu-ETP pour l'orientation 0°/DL

Retour élastique et déformée

L'histogramme de la figure 4.39 présente la comparaison expérience-numérique de la valeur de l'angle pour les différentes géométries testées. Pour les géométries de largeur 15 mm, les valeurs numériques de l'angle sont de 93,79° et 93,77° pour respectivement les géométries 30×15× et 40×15. De même, les valeurs expérimentales sont de 94,39° et 93,77° pour les géométries 30×15 et 40×15 soit des écarts relatifs de l'ordre de -0,6 % par rapport à la valeur expérimentale. Pour cette largeur, la simulation numérique a tendance à sous-estimer l'angle et donc le retour élastique. Pour les géométries de largeur 5 mm, les valeurs numériques de l'angle sont de 93,74° et 93,73° pour respectivement les géométries 30×5 et 40×5. Les angles mesurés après essais sont quand à eux de 93,63° et 93,66°, soit des écarts relatifs de 0,1 (30×5) et 0,05 % (40×5) par rapport à la valeur expérimentale. La simulation a tendance à légèrement surestimer le retour élastique. De

manière générale, lors de l'expérience, il a été observé un angle du retour élastique plus grand pour les géométries de 15 mm. Le passage de la géométrie 40×5 à 40×15 correspond à une augmentation de 0,7% de l'angle. Cette tendance se retrouve en simulation mais elle est moins marquée, cette augmentation de l'angle est seulement de 0,04%. Cette différence peut provenir d'une limitation du modèle de comportement utilisé. Globalement, les modèles numériques permettent une bonne prédiction de l'angle après l'étape du retour élastique avec un écart relatif absolu compris entre 0,05 et 0,6%.

La figure 4.40 présente les déformées numériques en fin d'étape de cambrage pour les géométries 30×15 et 40×15. La comparaison des déformées ne montre pas de différence en simulation.

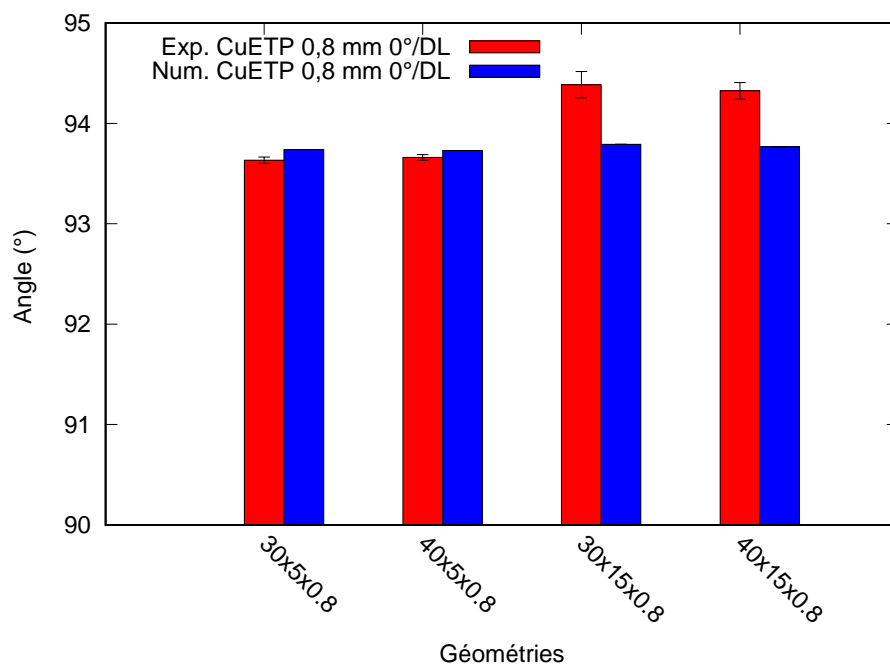


FIGURE 4.39 – Comparaison des valeurs expérimentale et numérique de l'angle pour les différentes géométries testées en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm) pour l'orientation 0°/DL

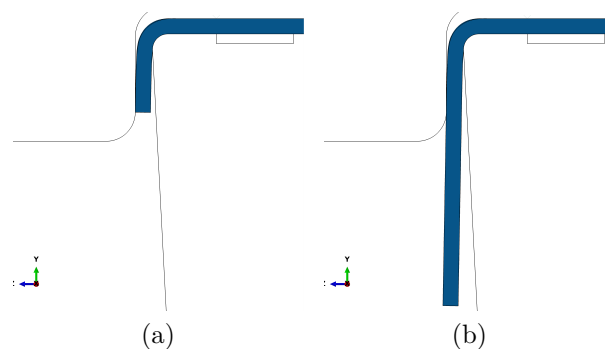


FIGURE 4.40 – Comparaison des déformées numériques en fin d'étape de cambrage pour les géométries 30×15 (a) et 40×15 (b) en Cu-ETP

Champs de déformation

La figure 4.41 présente un diagramme de déformation majeure/mineure obtenu à partir du modèle numérique de la géométrie 40×15 en Cu-ETP après retour élastique. La surface d'extraction des données est équivalente à celle utilisée expérimentalement. De manière générale, la zone centrale de la demi-éprouvette a des points dans un état de traction plane avec la déformation mineure proche de 0. Dans cette zone, les déformations majeure/mineure atteignent 0,384 et -0,0001. De même, le passage de la zone centrale vers les bords de la largeur cambrée est corrélé à des états de déformation en traction uniaxiale. Le point extrême en traction uniaxiale est situé sur le bord de l'éprouvette et correspond à des déformations majeure/mineure de 0,389 et -0,155. Les points de mesure obtenus expérimentalement à partir de la géométrie 40×15 ($0^\circ/\text{DL}$) sont superposés aux états de déformation dans le plan $(\varepsilon_2, \varepsilon_1)$ de la figure 4.41. Globalement le modèle arrive à retrouver le niveau de déformation majeure de la zone centrale qui est d'environ 0,39. Par contre, le modèle a tendance à surestimer le niveau de déformation des points situés en traction uniaxiale. Il est à noter que le champ de déformation obtenu par corrélation d'images peut être incomplet du fait de phénomènes de bords. Il se pourrait que la surestimation du niveau de déformation des points situés en traction uniaxiale par le modèle, soit liée à la qualité des données expérimentales.

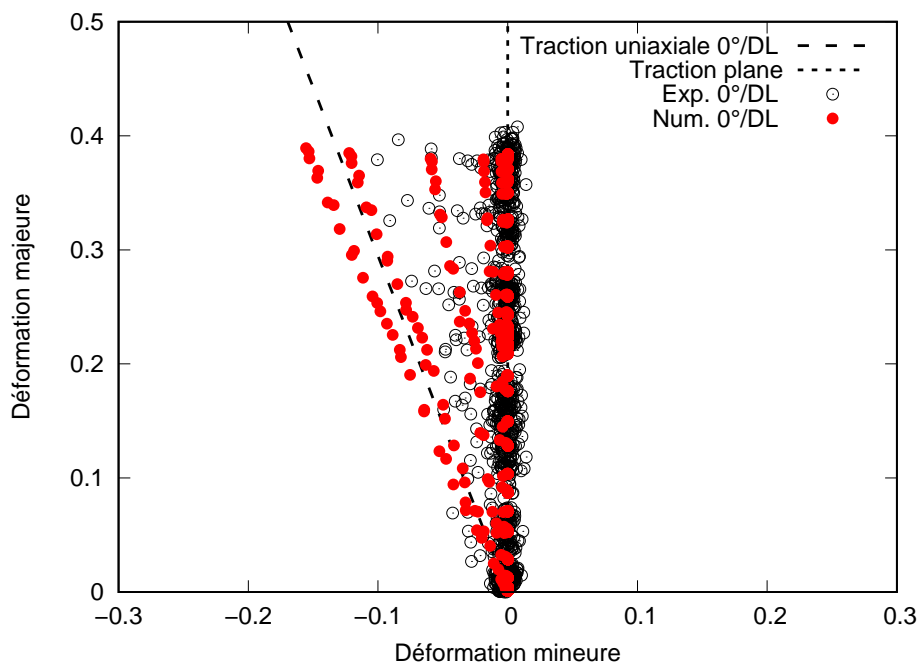


FIGURE 4.41 – Diagramme de déformation majeure/mineure obtenu à partir du modèle numérique de la géométrie 40×15 après retour élastique et à partir des points de mesure réalisés par Aramis sur des éprouvettes en Cu-ETP ($0^\circ/\text{DL}$)

4.5.3 Modèles numériques du cambrage pour les nuances Cu-DHP

Cette section se concentre sur la confrontation des données expérimentales avec la simulation numérique pour les différentes configurations en Cu-DHP (0,8 mm et 1,2 mm). La mise en données des modèles des différentes géométries est faite avec l'épaisseur réelle de la tôle de 0,792 mm et 1,186 mm ainsi que les outils respectifs (poinçon et matrice) à la configuration en épaisseur modélisée. Par analogie avec les modèles d'épaisseur 0,8 mm, le nombre d'élément dans l'épaisseur est fixé à 12 pour les modèles d'épaisseur 1,2 mm. Les paramètres identifiés précédemment sont repris ici, le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon est fixé à 0,2 et le jeu entre la tôle et le poinçon est de 100 μm . Les déplacements appliqués au poinçon pour les différentes configurations sont notés dans le tableau 4.4.

TABLEAU 4.4 – Déplacements d appliqués au poinçon pour les différentes configurations

Configurations	d (mm)
CuDHP 30×5×0.8	6,28
CuDHP 40×5×0.8	6,28
CuDHP 30×15×0.8	6,34
CuDHP 40×15×0.8	6,34
CuDHP 30×5×1.2	6,77
CuDHP 40×5×1.2	6,77
CuDHP 30×15×1.2	6,83
CuDHP 40×15×1.2	6,90

Épaisseur 0,8 mm

La comparaison des courbes numériques effort-déplacement du poinçon pour les différentes géométries d'éprouvettes donne les mêmes tendances que la nuance Cu-ETP c'est-à-dire la largeur de l'éprouvette a une influence sur l'effort mais pas la longueur.

La figure 4.42 présente la superposition des courbes d'effort expérimentales et numériques pour les géométries de largeur 15 mm. La figure représentant les géométries de largeur 5 mm est placée en annexe G. Globalement, les courbes expérimentales des géométries 30×15 et 40×15 sont proches. La comparaison avec la courbe numérique montre que la simulation arrive à bien prédire la forme de courbe sauf pour la portion de courbe avec un déplacement compris entre 2 et environ 3,5 mm où le modèle a tendance à surestimer l'effort. Des tendances similaires à la nuance Cu-ETP sont observées lors de la superposition des courbes d'effort expérimentales et numériques pour les géométries de largeur 5 mm. La simulation tend à sous-estimer le niveau d'effort. Même si le modèle réussit à prédire la tendance de la courbe jusqu'à F_{max} , il existe une différence très importante sur la phase de chute de l'effort jusqu'à la fin de l'essai. Ces différences pourraient venir de la qualité des courbes expérimentales obtenues pour les géométries de largeur 5 mm. Ces

observations similaires à la nuance Cu-ETP viennent souligner l'hypothèse d'un effort parasite mesuré lors des essais des géométries de largeur 5 mm qui ne serait pas capté par la simulation. Cela montre la difficulté d'obtenir des signaux avec ce type d'outil industriel.

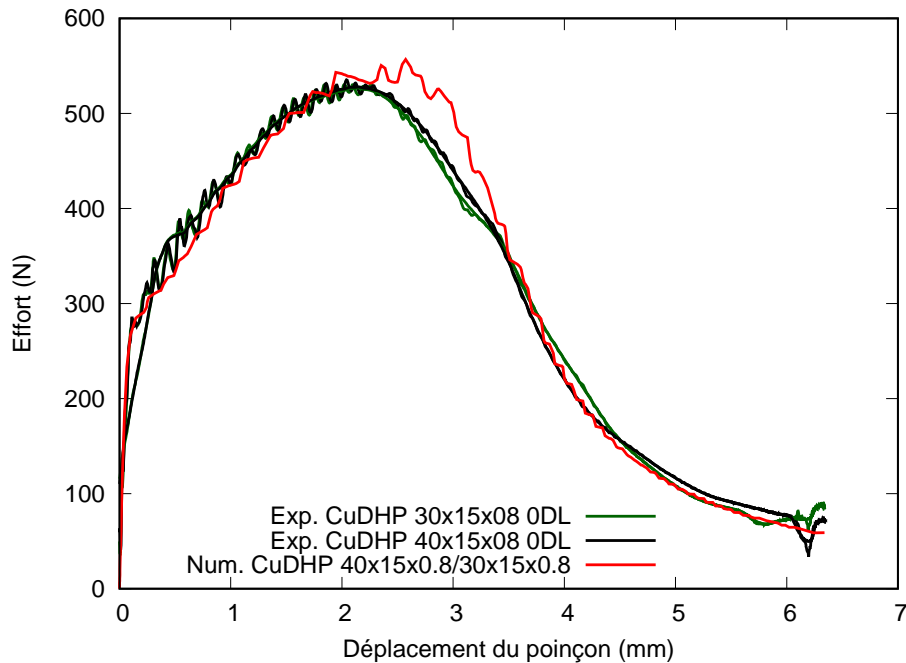


FIGURE 4.42 – Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour les géométries de largeurs 15 mm (40×15 , 30×15) en Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$

L'histogramme de la figure 4.43 présente la comparaison expérience-numérique de la valeur de F_{max} pour les différentes géométries testées. La géométrie 40×15 présente une valeur de F_{max} numérique de 556,8 N, la valeur expérimentale est de 527,2 N soit un écart relatif de 5,6 % par rapport à la valeur expérimentale. De même, la géométrie 30×15 présente des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques de respectivement, 528,9 et 556,7 N soit un écart relatif de 5,3 % par rapport à l'expérience. Pour les géométries de largeur 5 mm, la valeur de F_{max} numérique est de 183,3 N et les valeurs expérimentales sont de 182,2 (géométrie 30×5) et 196,2 N (géométrie 40×5) soit respectivement un écart relatif de 0,6 et $-6,6\%$ par rapport aux valeurs expérimentales. Globalement, les modèles pour la largeur de 15 mm ont tendance à surestimer la valeur de F_{max} et à la sous-estimer pour la largeur de 5 mm. L'écart relatif absolu pour la prédiction de F_{max} est compris entre 0,6 et 6,6 % pour les différentes géométries testées.

L'histogramme de la figure 4.44 présente la comparaison expérience-numérique de la valeur de l'angle pour les différentes géométries testées. Numériquement, les angles sont légèrement inférieurs mais restent du même ordre de grandeur en comparaison avec la nuance Cu-ETP. Pour les géométries de largeur 5 mm, les valeurs numériques de l'angle sont de $93,30$ et $93,25^\circ$ pour respectivement les géométries 30×5 et 40×5 . De même, les valeurs expérimentales sont de $93,23^\circ$ et $93,49^\circ$ pour les géométries 30×5 et 40×5 soit des

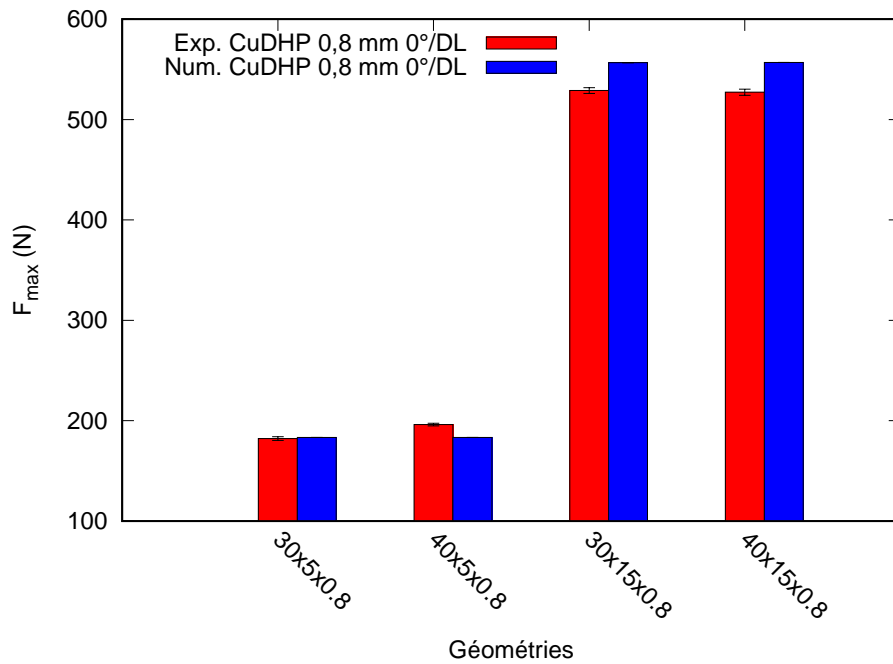


FIGURE 4.43 – Comparaison des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques pour les différentes géométries testées en Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) pour l'orientation 0°/DL

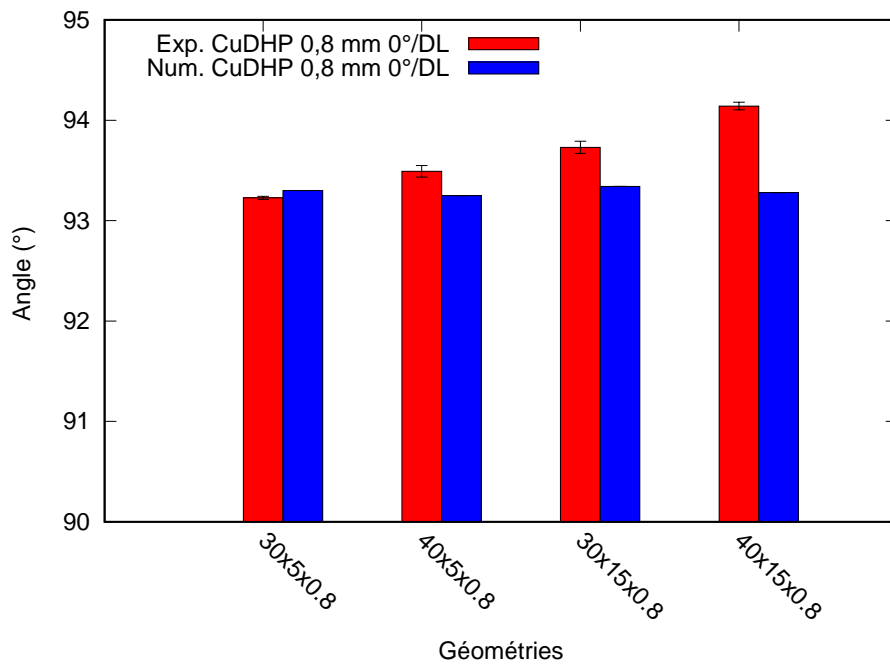


FIGURE 4.44 – Comparaison des valeurs expérimentales et numériques de l'angle pour les différentes géométries testées en Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm)

écarts relatifs de respectivement 0,08 et $-0,3\%$ par rapport aux valeurs expérimentales. De même pour les géométries de largeur 15 mm, les valeurs numériques de l'angle sont de $93,34^\circ$ et $93,28^\circ$ pour respectivement les géométries 30×15 et 40×15 . Les valeurs expérimentales sont de $93,73^\circ$ et $94,14^\circ$ pour ces géométries, soit des écarts relatifs de $-0,4$ (30×5) et $-0,9\%$ (40×5) par rapport à la valeur expérimentale. Globalement, les modèles

numériques ont tendance à légèrement sous-estimer la valeur de l'angle, néanmoins ces modèles permettent une bonne prédiction de l'angle après l'étape du retour élastique avec un écart relatif absolu compris entre 0,08 et 0,9 %.

Épaisseur 1,2 mm

Pour des raisons de lisibilité, les figures de la confrontation en terme de courbe d'effort-déplacement du poinçon sont placées en annexe G sauf la géométrie 40×15. Ce qui sera présenté par la suite, c'est la confrontation en terme de F_{max} et de retour élastique. Globalement, les modèles numériques ont plus de difficulté à prédire la forme de la courbe d'effort des différentes géométries en Cu-DHP 1,2 mm. Les modèles ont une tendance à sous-estimer le niveau d'effort sauf pour les géométries de largeur 15 mm où l'effort est sur-estimé dans l'intervalle de déplacement compris entre 2 et 4 mm comme illustré sur la figure 4.45. Cette figure présente la comparaison de la courbe d'effort expérimentale avec la courbe numérique de la géométrie 40×15. Comme écrit précédemment, la simulation sous-estime le niveau d'effort dans l'intervalle de déplacement compris entre 0,07 et 2 mm ainsi que celui de la transition élastique-plastique. En vue d'améliorer la prédiction du niveau d'effort, la loi de comportement utilisée pour la géométrie 5 mm est testée avec la géométrie 40×15. Le résultat obtenu est présenté sur le graphe de la figure 4.45. La modification de la loi de comportement permet une meilleure prédiction de la courbe d'effort jusqu'à 2 mm. Cependant, la sur-estimation de l'effort maximal est toujours présente. Malgré ces difficultés, l'analyse qui suit sur la prédiction de la valeur de F_{max} donne des résultats intéressants.

Comme pour l'épaisseur 0,8 mm, l'histogramme de la figure 4.46 présente la comparaison expérience-numérique de la valeur de F_{max} pour les différentes géométries testées en Cu-DHP d'épaisseur 1,2 mm. La géométrie 40×15 présente une valeur de F_{max} numérique de 864,0 N, la valeur expérimentale est de 806,5 N soit un écart relatif de 7,1 % par rapport à la valeur expérimentale. De même, la géométrie 30×15 présente des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques de respectivement, 833,2 et 863,7 N soit un écart relatif de 3,7 % par rapport à l'expérience. Pour les géométries de largeur 5 mm, les valeurs de F_{max} numériques sont de 281,5 (30×5) et 285,2 N (40×5) et les valeurs expérimentales sont de 292,3 (30×5) et 305,3 N (40×5) soit respectivement un écart relatif de -3,7 et -6,6 % par rapport aux valeurs expérimentales. Comme pour l'épaisseur 0,8 mm, les modèles pour la largeur de 15 mm ont tendance à surestimer la valeur de F_{max} et à la sous-estimer pour la largeur de 5 mm. L'écart relatif absolu pour la prédiction de F_{max} est compris entre 3,7 et 7,1 % pour les différentes géométries testées.

L'histogramme de la figure 4.47 présente la comparaison expérience-numérique de la valeur de l'angle pour les différentes géométries testées. Pour les géométries de largeur 5 mm, les valeurs numériques de l'angle sont de 93,67 et 93,04° pour respectivement les géométries 30×5 et 40×5. De même, les valeurs expérimentales sont de 96,96° et 93,12°

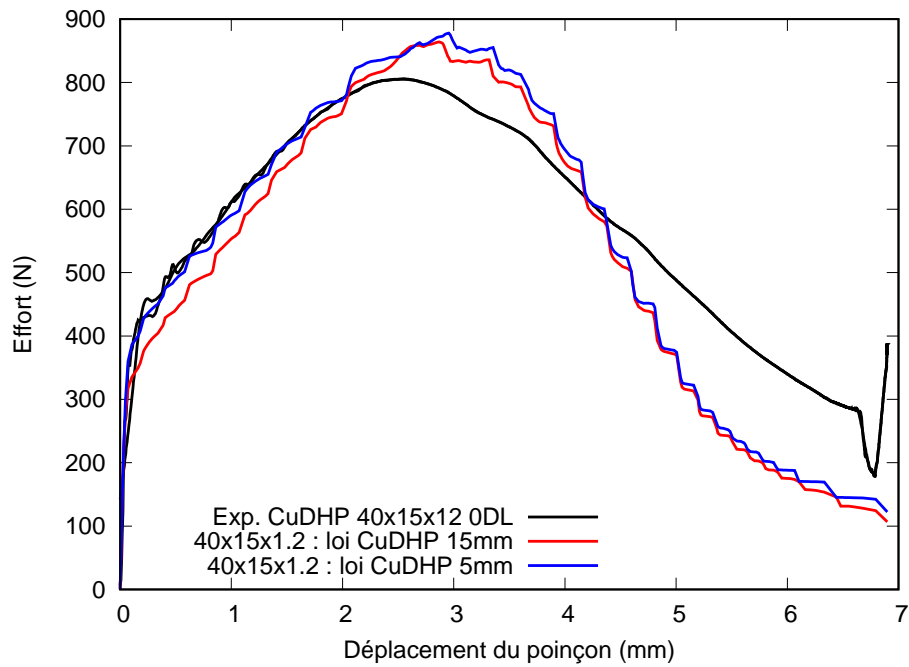


FIGURE 4.45 – Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour la géométrie 40×15 en Cu-DHP (épaisseur 1,2 mm), courbes numériques obtenues avec les lois de comportement identifiées pour les géométries de largeur 15 et 5 mm

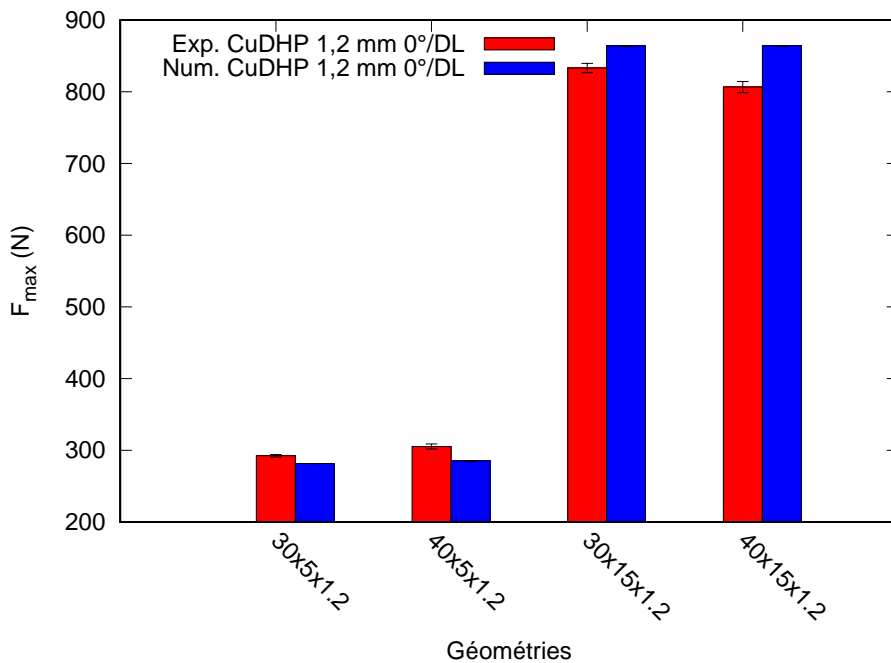


FIGURE 4.46 – Comparaison des valeurs de F_{max} expérimentales et numériques pour les différentes géométries testées en Cu-DHP (épaisseur 1,2 mm) pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$

pour les géométries 30×5 et 40×5 soit des écarts relatifs de respectivement 3,4 et 0,09 % par rapport aux valeurs expérimentales. De même pour les géométries de largeur 15 mm, les valeurs numériques de l'angle sont de $93,71^\circ$ et $92,82^\circ$ pour respectivement les géométries 30×15 et 40×15 . Les valeurs expérimentales sont de $99,56^\circ$ et $95,14^\circ$ pour ces

géométries, soit des écarts relatifs de 5,9 (30×5) et 2,4 % (40×5) par rapport à la valeur expérimentale. Globalement, le modèle numérique a tendance à sous-estimer la valeur de l'angle mais réussit à reproduire les tendances observées. En effet, l'expérience montre que pour une largeur donnée, l'angle de la longueur 30 mm est plus grand que celui de la longueur 40 mm, ce qui est retrouvé en simulation numérique. Finalement, les modèles numériques donnent une prédiction convenable de la valeur de l'angle et du retour élastique avec un écart relatif absolu compris entre 0,09 et 5,9 %.

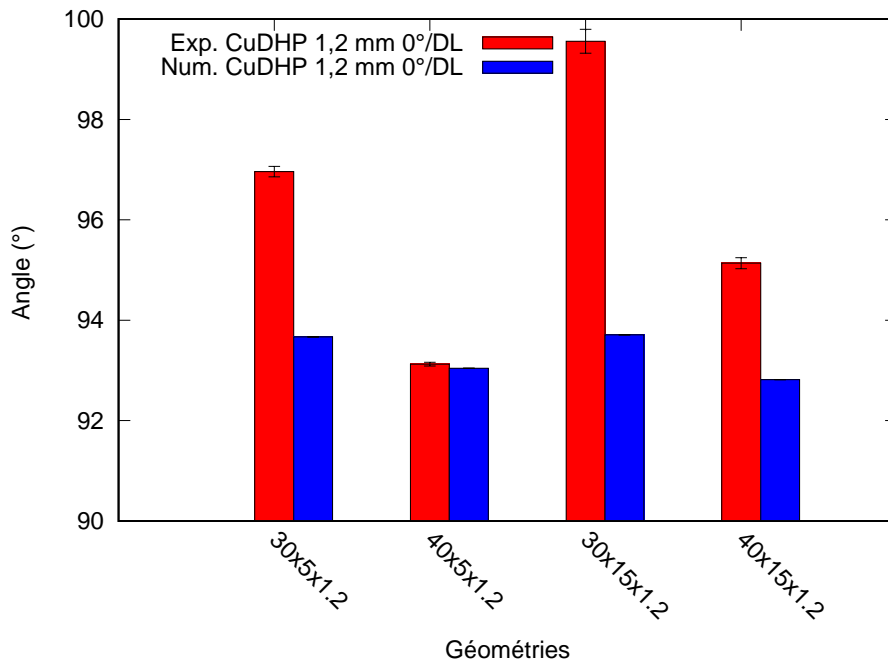


FIGURE 4.47 – Comparaison des valeurs expérimentales et numériques de l'angle pour les différentes géométries testées en Cu-DHP (épaisseur 1,2 mm)

Pour essayer de comprendre les différences entre les résultats des prédictions du retour élastique et l'expérience, la distribution de la contrainte σ_{11} dans l'épaisseur est analysée pour la géométrie 40×15 d'épaisseur 0,8 et 1,2 mm. Un repère local est défini avec la direction $\vec{1}$ tangente au rayon extérieur de la zone cambrée, la direction $\vec{2}$ est orientée dans la largeur de l'éprouvette et la direction $\vec{3}$ dans l'épaisseur. Cette distribution est tracée, sur la figure 4.48, en partant du rayon de cambrage intérieur vers le rayon extérieur, la position des nœuds est normalisée avec la valeur de l'épaisseur, les contraintes sont interpolées aux nœuds à partir des éléments. Pour une distance de 0, les valeurs de la contrainte sont négatives, c'est un état de compression et pour une distance de 1, l'état des contraintes est en traction avec des valeurs de contrainte positives. Il est à noter un décalage de la fibre neutre où $\sigma_{11} = 0$ par rapport au centre de l'épaisseur. Globalement, l'évolution de la contrainte est similaire entre les deux épaisseurs notamment sur le rayon extérieur en traction. Il y a une légère différence de contrainte sur le rayon intérieur. Le gradient de contrainte en valeur absolu entre le rayon intérieur et extérieur est respectivement de 772,4 et 810,1 MPa pour les épaisseurs 0,8 et 1,2 mm soit une différence d'environ 37,7 MPa. Il

est constaté que lorsque le gradient est plus grand, le retour élastique est trouvé légèrement plus grand. La géométrie d'épaisseur 1,2 mm a un retour élastique plus grand que pour l'épaisseur 0,8 mm. Cependant, les gradients observés ne sont pas suffisamment important pour expliquer la différence observée entre le retour élastique expérimental et numérique. Cette différence pourrait provenir dans le choix du modèle de comportement qui ne prend pas en compte l'écroutissage mixte et l'anisotropie.

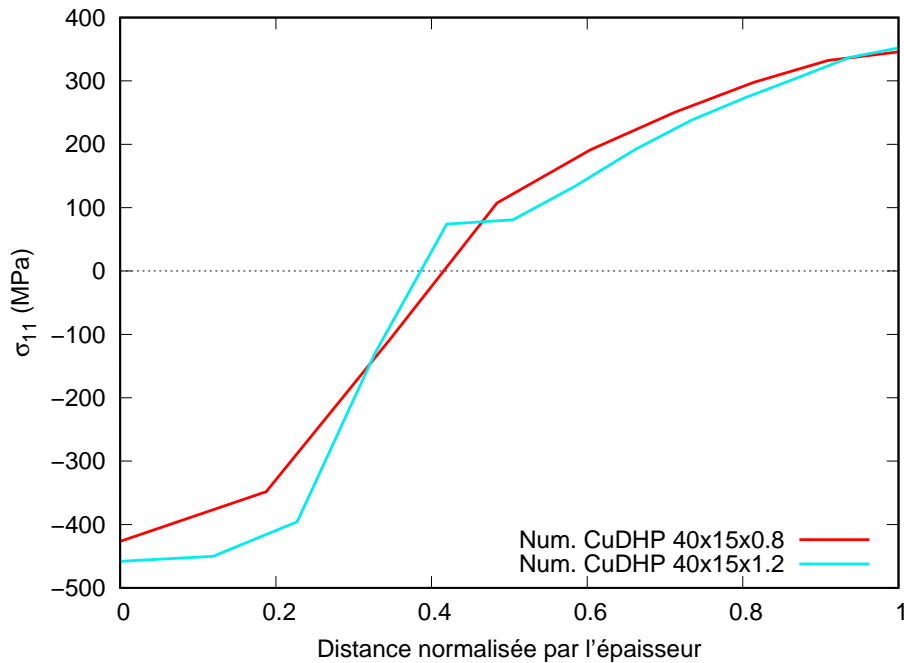


FIGURE 4.48 – Distribution de la contrainte σ_{11} en fonction de la distance normalisée par l'épaisseur pour la géométrie 40×15 d'épaisseurs 0,8 et 1,2 mm

4.5.4 Modèle numérique du cambrage de la géométrie 3 contacts en nuance Cu-ETP

Cette section s'intéresse à la géométrie 3 contacts en Cu-ETP dont le cambrage est réalisé expérimentalement dans la direction transverse ($90^\circ/\text{DL}$). Ici, la confrontation des données expérimentales avec la simulation numérique se limite à la comparaison du retour élastique et des mesures de champs de déformation car les données expérimentales en effort présentent des anomalies. Le matériau Cu-ETP présente un comportement proche entre ses orientations $0^\circ/\text{DL}$ et $90^\circ/\text{DL}$, ce qui permet d'utiliser la loi d'écroutissage identifiée pour l'orientation $0^\circ/\text{DL}$ dans ce modèle numérique. Le modèle de la géométrie 3 contacts reprend les outils de la configuration d'épaisseur 0,8 mm ainsi que l'épaisseur réelle de la tôle (0,792 mm). Les paramètres identifiés précédemment lors des analyses de sensibilité sont repris ici, le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon est fixé à 0,2 et le jeu entre la tôle et le poinçon est de 100 μm . Un déplacement de 6,28 mm est appliqué au poinçon, c'est le déplacement maximal du poinçon mesuré lors des essais. Comme pour

les éprouvettes rectangulaires de largeur 5 mm, l'effort de serre-flan est ajusté à la surface de contact entre le serre-flan et la géométrie 3 contacts.

Effort de cambrage

La figure 4.49 présente la courbe d'effort-déplacement obtenue par le modèle numérique de la géométrie 3 contacts. L'allure de la courbe numérique est comparable à celles obtenues pour les géométries rectangulaires, cette courbe passe par une valeur maximale de l'effort qui est de 273,3 N correspondant à un déplacement d'environ 2,59 mm.

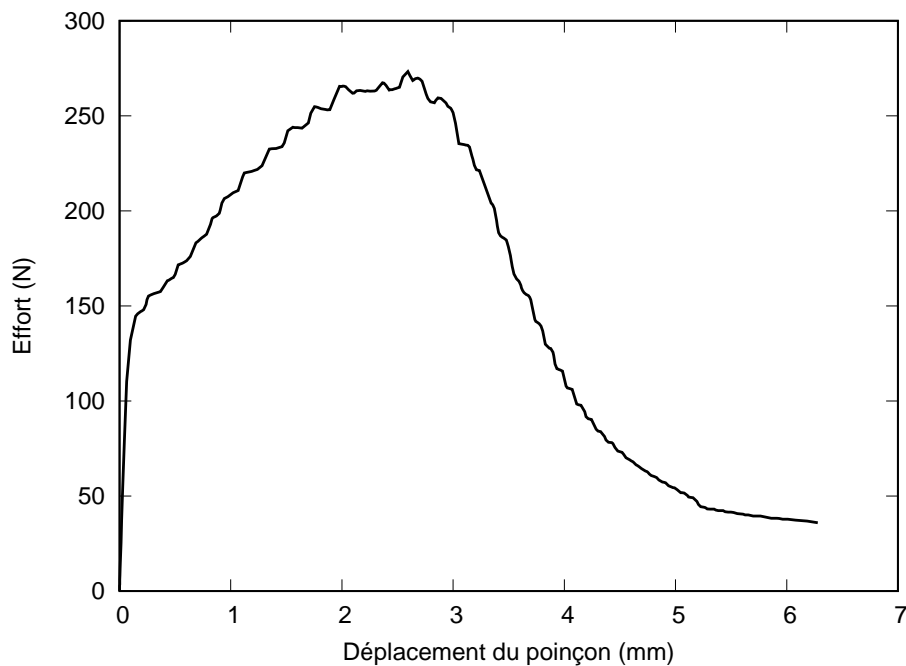


FIGURE 4.49 – Courbe d'effort-déplacement du poinçon obtenue par le modèle numérique de la géométrie 3 contacts en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm)

Retour élastique

L'histogramme de la figure 4.50 présente la comparaison expérience-numérique de la valeur de l'angle pour la géométrie 3 contacts. En simulation, les valeurs de l'angle des contacts 1 et 2 sont les mêmes, l'angle est de $93,64^\circ$. Le contact 3 présente un angle numérique de $94,48^\circ$. La valeur de l'angle du contact 3 est plus important de 0,9 % ($0,84^\circ$) par rapport aux contacts 1 et 2. La faible longueur cambrée du contact 3 pourrait avoir comme influence une augmentation du retour élastique. Comme le contact 1 présente un défaut géométrique, si ce dernier est exclu de cette analyse, cette augmentation du retour élastique avec la diminution de la longueur cambrée est aussi présente expérimentalement. Les angles expérimentaux des contacts 1, 2 et 3 sont respectivement de $96,87^\circ$, $96,52^\circ$ et $96,92^\circ$ soit une différence de respectivement $-3,33\%$, $-2,98\%$, $-2,52\%$ par rapport aux valeurs expérimentales. Globalement, le modèle numérique a tendance à sous-estimer le

retour élastique avec un écart relatif absolu compris entre -3,33 et -2,52 % sur la prédiction de l'angle des différents contacts.

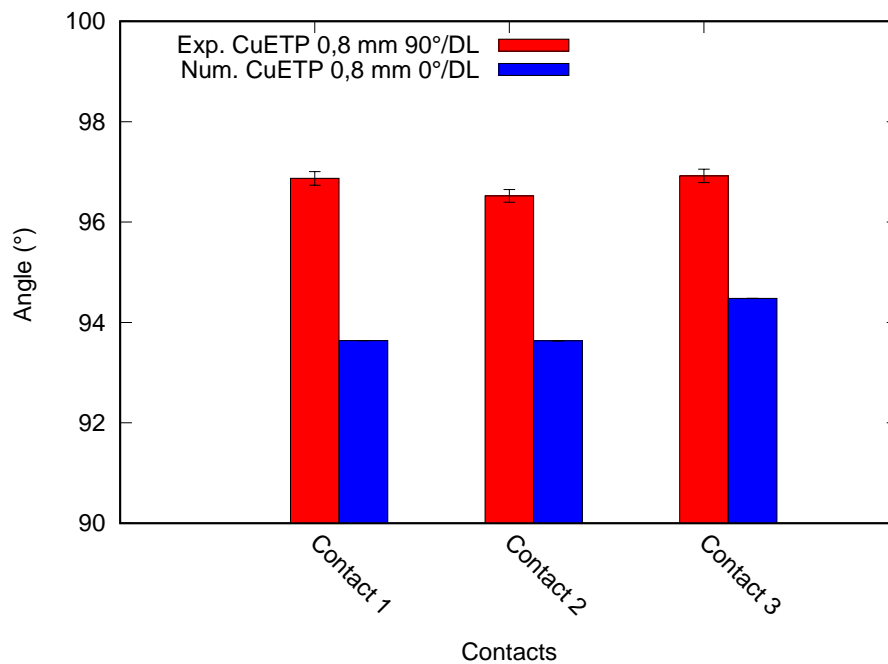
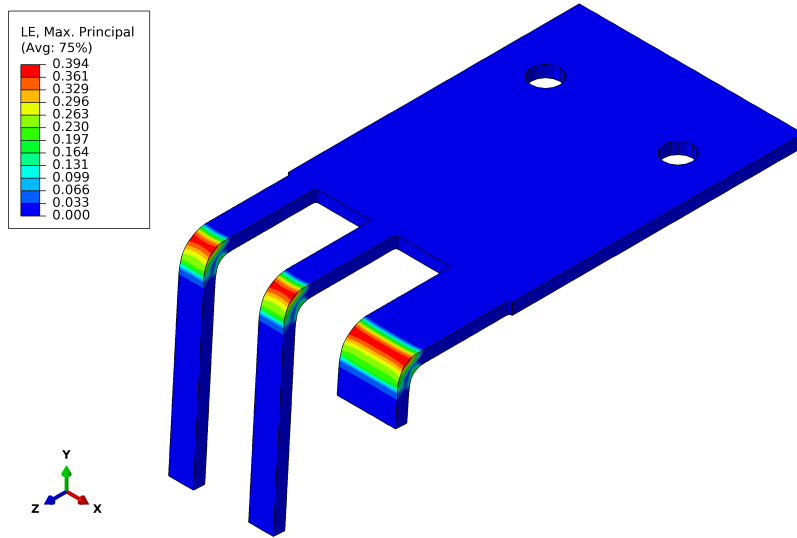


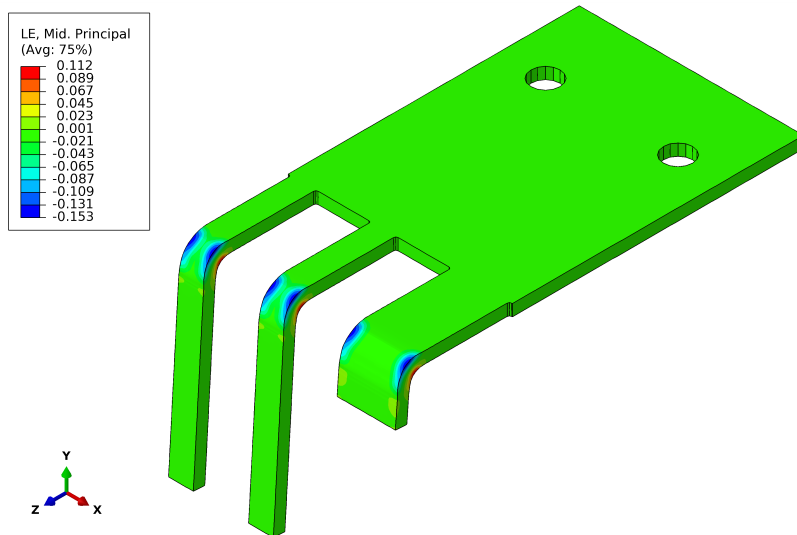
FIGURE 4.50 – Comparaison des valeurs expérimentales et numériques de l'angle pour la géométrie 3 contacts en Cu-ETP (épaisseur 0,8 mm)

Champs de déformation

Les figures 4.51a et 4.51b présentent respectivement les champs de déformation majeure et mineure obtenus en simulation après le retour élastique. Pour rappel, les contacts 1 et 2 ont une largeur cambrée de 1,7 mm et le contact 3 de 4 mm. De manière générale, les champs de déformation majeure/mineure obtenus pour les contacts 1 et 2 sont équivalents du fait que ces deux contacts partagent la même géométrie. Le champ de la déformation majeure montre une zone de concentration de déformation située dans le rayon extérieur de cambrage. C'est une zone sollicitée en traction où la déformation majeure peut atteindre 0,374 et 0,382 pour respectivement les contacts 1-2 et 3. L'analyse du champ de déformation mineure montre que la zone centrale du contact a tendance à se déformer en traction plane avec une valeur de la déformation proche de 0. La déformation mineure au niveau des bords cambrés peut atteindre -0,123 et -0,120 pour respectivement les contacts 1-2 et 3. La zone correspondant au bord a tendance à se déformer selon un état de déformation en traction uniaxiale, ceci est d'autant plus vrai pour les contacts 1 et 2 de plus faibles largeurs.



(a) Déformation majeure



(b) Déformation mineure

FIGURE 4.51 – Champs des déformations majeure (LE, Max Principal) et mineure (LE, Mid Principal) obtenus par le modèle numérique de la géométrie 3 contacts en Cu-ETP dans la direction 90° /DL

La figure 4.52 présente un diagramme de déformation majeure/mineure obtenu à partir du modèle numérique de la géométrie 3 contacts en Cu-ETP après retour élastique. La surface d'extraction des données est équivalente à celle utilisée expérimentalement. De manière générale, les points en traction plane avec la déformation mineure proche de 0 correspondent à la zone centrale du contact. Le passage de la zone centrale vers les bords de la largeur cambrée est corrélé à un état de déformation en traction uniaxiale. Le contact 3 qui correspond à la largeur de contact la plus grande se déforme principalement en traction plane dans sa zone centrale où les déformations majeure/mineure atteignent 0,376 et -0,0006. Les bords du contact sont sollicités en traction uniaxiale avec des déformations

majeure/mineure de l'ordre de 0,382 et -0,120. Les contact 1 et 2 de plus petites largeurs tendent vers un état de déformation en traction uniaxiale. Dans la zone centrale l'état de déformation s'éloigne d'un état de traction plane, les déformations majeure/mineure atteignent 0,368 et -0,041. Au niveau des bords, les déformations majeure/mineure sont de 0,374 et -0,123. Les points de mesure obtenus expérimentalement sont superposés au diagramme de déformation majeure/mineure de la figure 4.52. Globalement le modèle permet de retrouver les tendances des mesures expérimentales telles que la corrélation en l'état de déformation et la largeur cambrée.

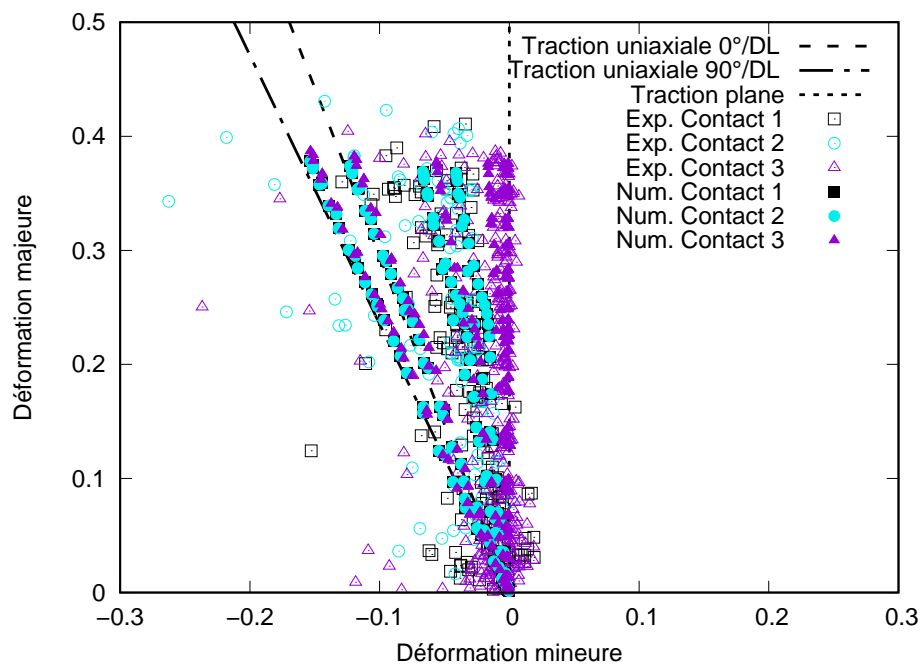


FIGURE 4.52 – Diagramme de déformation majeure/mineure obtenu à partir du modèle numérique de la géométrie 3 contacts après retour élastique et à partir des points de mesure réalisés par Aramis

4.6 Conclusion

Ce chapitre présente l'étude du cambrage du point de vue expérimental et numérique. Une base de données expérimentales a été construite à l'aide d'un prototype de cambrage instrumenté sur une presse mécanique. À la suite de ces essais, le comportement au cambrage est étudié à partir des courbes d'effort-déplacement et de la valeur de l'effort maximal F_{max} . Des mesures d'angle sur les pièces cambrées ont permis de quantifier le retour élastique. L'état des déformations à l'issue du cambrage a pu être mesuré par stéréo-corrélation d'images.

En partant d'une pièce réelle, trois géométries d'éprouvettes rectangulaires et une géométrie 3 contacts ont été proposées en Cu-ETP d'épaisseur 0,8 mm afin d'étudier l'influence de la géométrie (longueur et largeur cambrés) et l'influence de l'anisotropie. En plus de l'influence de la géométrie, des éprouvettes rectangulaires en Cu-DHP d'épaisseurs 0,8 et 1,2 mm ont permis d'étudier l'influence de la nuance et de l'épaisseur.

Globalement, les résultats en effort ont une bonne répétabilité au cours de la campagne d'essais. Cependant, il a été mis en évidence la difficulté d'avoir une bonne reproductibilité avec le prototype de cambrage dont la conception est basée sur celle des outils à suivre. Des variations peuvent être introduites par le changement de presse, le démontage-remontage de l'outil lors du changement de poinçon et matrice, l'apparition d'un effort parasite dû par le guidage du poinçon flottant dans le dévêisseur, la lubrification du poinçon dans le dévêisseur.

Quel que soit le matériau, l'augmentation de la longueur cambrée n'a pas d'influence sur l'effort de cambrage. L'effort de cambrage est principalement influencé par la largeur cambrée, il augmente lorsque la largeur augmente. La valeur maximale de l'effort est proportionnelle à la valeur de la largeur. L'influence de l'anisotropie sur le matériau Cu-ETP est trouvée faible. La valeur maximale de l'effort est globalement plus élevée à 45° et 90°/DL par rapport à la direction de laminage. De plus, les matériaux Cu-DHP d'épaisseurs 0,8 et 1,2 mm montrent une proportionnalité de la valeur de F_{max} avec l'épaisseur.

Pour tous les matériaux utilisés, le retour élastique est trouvé plus grand lorsque la largeur cambrée augmente. De même, le matériau Cu-ETP montre que le retour élastique a tendance à augmenter avec le passage de la direction de laminage à l'orientation 90°/DL. Les géométries 3 contacts et rectangulaire (40×15) ont pu montrer l'influence de la largeur cambrée sur l'état des déformations grâce à des mesures de champs de déformation. Lorsque que la largeur diminue, l'état de déformation passe de la traction plane vers la traction uniaxiale.

Des modèles numériques du cambrage avec Abaqus/Standard ont été proposés pour chaque configuration testée lors des essais expérimentaux. Des analyses de sensibilité du maillage, du coefficient de frottement ainsi que du jeu entre la tôle et le poinçon ont permis une calibration des paramètres du modèle.

Les modèles des géométries rectangulaires permettent de retrouver certaines tendances de l'expérience telles que la proportionnalité de l'effort maximal avec la largeur et l'épaisseur cambrées. L'allure des courbes d'effort est plutôt bien prédite pour les géométries de largeur 15 mm pour les matériaux Cu-ETP et Cu-DHP d'épaisseur 0,8 mm. La simulation prédit moins bien l'allure des courbes des géométries de largeur 5 mm où la chute d'effort est sous-estimée par la simulation. L'écart relatif absolu de l'effort maximal numérique par rapport à l'effort expérimental peut atteindre 7,6%. De manière générale, l'allure des courbes d'effort est moins bien prédite pour le matériau Cu-DHP d'épaisseur 1,2 mm. Cependant, la prédiction de la valeur de l'effort maximal reste satisfaisante. L'écart relatif maximal, de F_{max} numérique par rapport à F_{max} expérimentale, observé est de 7,1% en valeur absolue.

Globalement, les modèles les matériaux Cu-ETP et Cu-DHP d'épaisseur 0,8 mm arrivent à bien prédire le retour élastique avec un écart relatif absolu de l'angle numérique par rapport à l'angle expérimental qui peut atteindre 0,9%. L'augmentation du retour élastique avec celle de la largeur cambrée est aussi retrouvée par la simulation. L'écart relatif entre l'angle numérique et expérimental peut atteindre 5,9% pour le matériau Cu-DHP d'épaisseur 1,2 mm. En effet, expérimentalement, il peut exister un écart de 6,4° entre les mesures d'angle des géométries rectangulaires. Cet écart n'arrive pas à être prédit par les modèles numériques. Le choix du modèle de comportement pourrait être à l'origine de cet écart, un modèle d'écroutissage mixte associé à un critère de plasticité anisotrope pourrait améliorer la prédiction du retour élastique et des efforts [82, 92, 93].

Les tendances observées en termes d'état de déformation vis-à-vis de la largeur cambrée sont aussi retrouvées par la simulation pour les géométries 3 contacts et rectangulaire (40×15).

Lors des essais, un effort parasite peut en plus de l'effort de cambrage être mesuré du fait de la technologie utilisée dans les outils à suivre basée sur le guidage d'un poinçon flottant par le dévêisseur. De même, il est difficile de connaître l'influence des outils (matrices et poinçons) sur le cambrage lors du changement d'épaisseur. Finalement, les écarts observés entre l'expérience et la simulation peuvent trouver une origine dans la non prise en compte de ces phénomènes par la simulation numérique ainsi que dans le choix du modèle de comportement.

MODÉLISATION D'UN PROCÉDÉ À SUIVRE DE CAMBRAGE

5.1 Introduction

La simulation numérique du procédé de cambrage progressif est présentée dans ce chapitre. Comme illustré sur la figure 5.1, la démarche consiste à modéliser les différentes étapes de cambrage permettant la mise en forme du **contact B**. Pour cela, le modèle est construit à partir de la CAO du **contact B** découpé. Le squelette de la bande n'est pas modélisé, les points d'attache de la pièce avec le squelette sont modélisés par des conditions aux limites. Cette approche nécessite de négliger l'influence du découpage sur le cambrage. Cette approche qui consiste à partir d'une CAO de la pièce découpée pour la modélisation du cambrage a déjà été rencontrée dans la littérature [79, 80]. De plus, d'après le savoir-faire des découpeurs, la gamme de découpage autrement dit l'enchaînement des opérations de découpage est étudiée de manière à éviter le vrillage de la tôle et à assurer la planéité de la pièce découpée. C'est en considérant ces hypothèses que le découpage est négligé dans une première approche avec l'utilisation de la CAO de la pièce découpée.

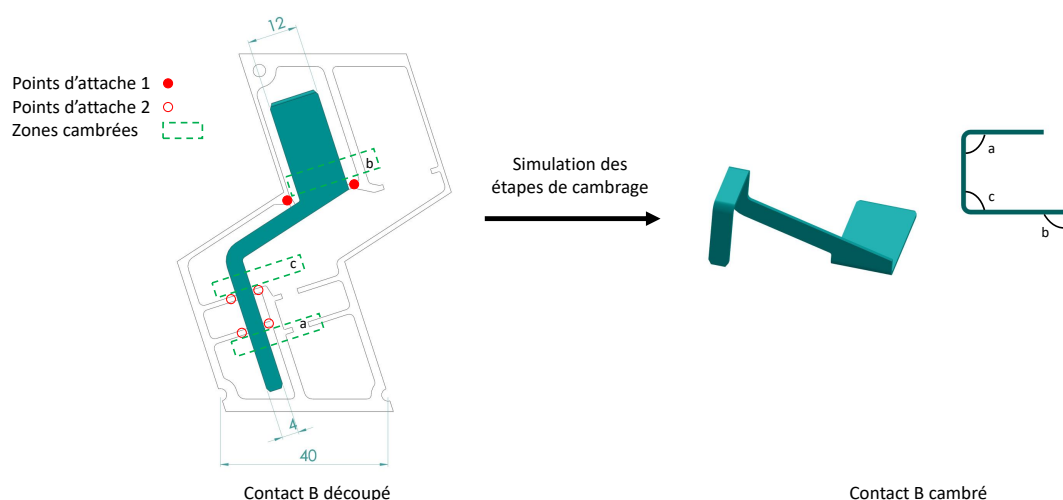


FIGURE 5.1 – Schéma du procédé de fabrication du **contact B**

La figure 5.2 illustre les différentes opérations nécessaires à la réalisation du **contact B**,

le **contact A** n'apparaît pas. Les différentes zones cambrées lors des étapes de cambrage sont illustrées sur la figure 5.1. L'**étape 1** consiste au cambrage de la **zone a**. L'**étape 2** correspond à 2 opérations de mise en forme réalisées de manière simultanée. Pour simplifier la mise en données, cette étape est décomposée en 2 sous **étapes** : **2-1** et **2-2**. L'**étape 2-1** correspond à une étape de calibrage de la **zone a** à l'aide d'un système de came et un poinçon rotatif. Lors de sa descente, le poinçon va glisser sur la came et va avoir un mouvement de rotation en plus de la translation verticale. Le retour élastique après le premier cambrage ne permet pas d'obtenir le bon angle de cambrage et l'opération de calibrage permet de « surcambrer » afin de compenser le retour élastique et ainsi tendre vers un angle de 90° tel que défini par les spécifications de la pièce. La conception originale de l'outil prévoit une étape de calibrage après chaque cambrage. Cependant, lors de la phase de test de l'outil sur une ligne de production, l'expérience a montré que seulement un cambrage nécessite d'être suivi d'un calibrage de manière à respecter les spécifications de la pièce. C'est pour cette raison que l'outil possède un poste de calibrage sur les trois initialement prévus car deux postes de calibrage ont été désactivés de l'outil. Par la suite, la **zone b** est cambrée lors de l'**étape 2-2**. Il est à noter que contrairement à l'**étape 1**, le cambrage de l'**étape 2-2** est réalisé en sens inverse vers le haut, les positions de la matrice et du poinçon sont inversées (la matrice est située dans le porte-poinçons et le poinçon dans le porte-matrices). C'est le mouvement vertical de la pièce, maintenu entre la matrice et un presse-flan, lors de la fermeture de l'outil qui va entraîner le cambrage. La dernière étape est le cambrage de la **zone c** qui est précédée par la découpe des points d'**attache 1** (figure 5.1). Pour finir, des opérations de cisailage aux points d'**attache 2** viennent extraire la pièce de la bande. À la fin de chaque étape de cambrage, lorsque la pièce n'est plus contrainte dans les outils, cette dernière peut subir un retour élastique qui sera pris en compte dans le modèle numérique.

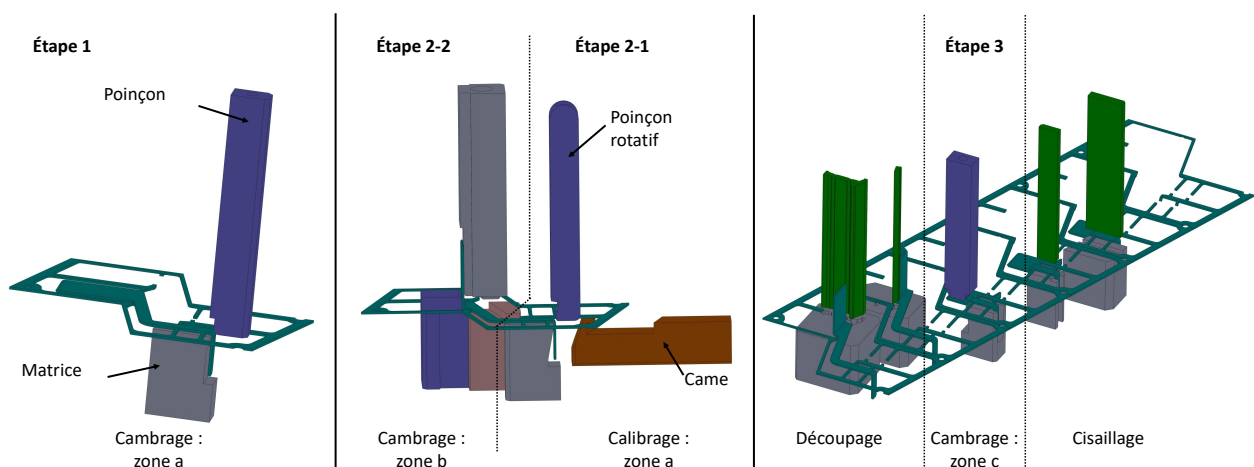


FIGURE 5.2 – Illustration des différentes étapes de cambrage, découpage/cisailage permettant la fabrication du **contact B** à partir de la bande découpée, les étapes de découpage/cisailage sont modélisées par des conditions aux limites

5.2 Sensibilité du réglage de la came appliquée au cambrage du contact B

L'opération de calibrage vient après une opération de cambrage afin de compenser le retour élastique qui survient après le cambrage. Cette étape de calibrage est réalisée à l'aide d'un système de came et son poinçon rotatif. Le rôle de la came est de conférer au poinçon un mouvement de rotation en plus de son mouvement vertical. Le réglage de la position de la came est généralement fait par l'opérateur lors de la mise en route de sa ligne de production. Avant chaque mise en production, l'opérateur procède à des tests et à des réglages de son outil afin de s'assurer la conformité des pièces produites. C'est une méthode par essais-erreurs qui est utilisée pour le choix de la position de la came. Cette méthode peut être contraignante en termes de temps et de coût matière. Ceci justifie l'intérêt de la modélisation de ces opérations.

5.2.1 Description du modèle de la cinématique de la came

L'**étape 2-1** du modèle 3D de la gamme de cambrage du **contact B** consiste en une étape de calibrage à l'aide d'un système de came et d'un poinçon rotatif. Pour des raisons de simplification et de gain de temps de calcul, le choix a été fait de ne pas modéliser la came. La cinématique du poinçon est reproduite à l'aide de conditions aux limites en déplacement et rotation. Un modèle 3D en élasticité de l'interaction entre la came et le poinçon rotatif est proposé afin de prédire le mouvement de rotation de la came en fonction du réglage de la position de la came. La cinématique prédite pourra être utilisée en entrée de l'**étape 2-1** du modèle de cambrage.

La figure 5.3 reprend les géométries de la came et du poinçon rotatif tel que défini par la CAO. La came est caractérisée par un angle de 70° avec l'horizontale. Le rayon du poinçon r_c en contact avec la came est de 2 mm. Dans sa position initiale définie par la CAO, la came est située à une distance de 0,69 mm par rapport au poinçon. Le réglage de la position de la came est défini par X avec $X = 0$ mm dans la position initiale telle décrite par la figure 5.3c.

Le mouvement de la came peut être décomposé en 2 temps (figure 5.3c). Dans un premier temps, la fixation du poinçon dans l'outil est considérée suffisamment rigide pour assimiler le poinçon à un mouvement vertical jusqu'au contact de ce dernier avec la came. Une fois que le poinçon est en contact avec la came, le poinçon continue son mouvement vertical auquel s'ajoute un mouvement de rotation du poinçon. Le mouvement de rotation est fonction du déplacement vertical. Les modèles de la cinématique prennent en compte uniquement la phase de contact entre la came et le poinçon.

Pour pouvoir décrire la cinématique du poinçon en rotation, il faut définir un repère local associé au poinçon. Comme illustré sur la figure 5.3b, le poinçon est en contact avec

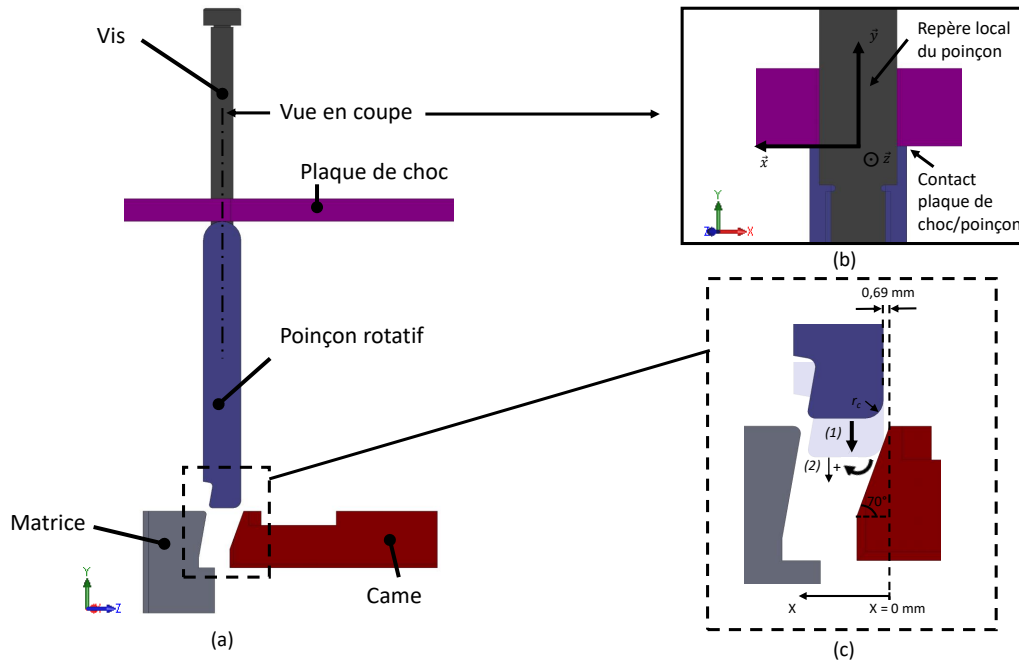


FIGURE 5.3 – CAO du système de came et poinçon rotatif et ses paramètres géométriques (rayon du poinçon (r_c) en contact avec la came, angle d'inclinaison de la came, distance de la came avec le poinçon rotatif), une vue de coupe du contact entre la plaque de choc et le poinçon permet la définition d'un repère local

la plaque de choc. L'extrémité supérieure du poinçon peut être assimilée à un cylindre et la plaque de choc à un plan. Le contact est fait selon une ligne (contact linéaire rectiligne) autour de laquelle le poinçon est en rotation. Cette ligne est la direction \vec{x} du repère local. L'origine est définie comme l'intersection entre le centre de la vis de fixation du poinçon et l'axe \vec{x} . \vec{y} est la direction de translation verticale du poinçon.

La figure 5.4 reprend les éléments du modèle de la cinématique du poinçon rotatif. Le poinçon est modélisé à l'aide d'un corps déformable maillé avec des éléments de type 3D hexaèdres quadratiques à 8 nœuds C3D8R. La taille de maillage globale est de 0,4 mm, une taille correspondant à la valeur du rayon divisée par 10 est utilisée pour décrire les rayons. La came est représentée par une surface discrète rigide maillée avec des éléments 3D discrets rigides quadrangles à 4 nœuds R3D4. La taille des éléments est de 0,4 mm.

Le frottement entre la came rigide et le poinçon déformable est modélisé par une loi de Coulomb. Le coefficient de frottement μ est fixé à 0,108. Il correspond à un coefficient dynamique entre deux aciers trempés en présence de lubrifiant [119].

Lors du calcul, tous les degrés de liberté de la came sont bloqués. Pour chaque position de la came testée, le poinçon est mis en contact avec la came, c'est l'instant du début du calcul. Ceci nécessite d'imposer un déplacement vertical U_y différent pour chaque position de la came. Ce déplacement est ajusté de manière à ce que le poinçon atteigne sa position verticale finale quelque soit la position de la came. De même, le poinçon est libre en rotation selon \vec{x} dans le repère local.

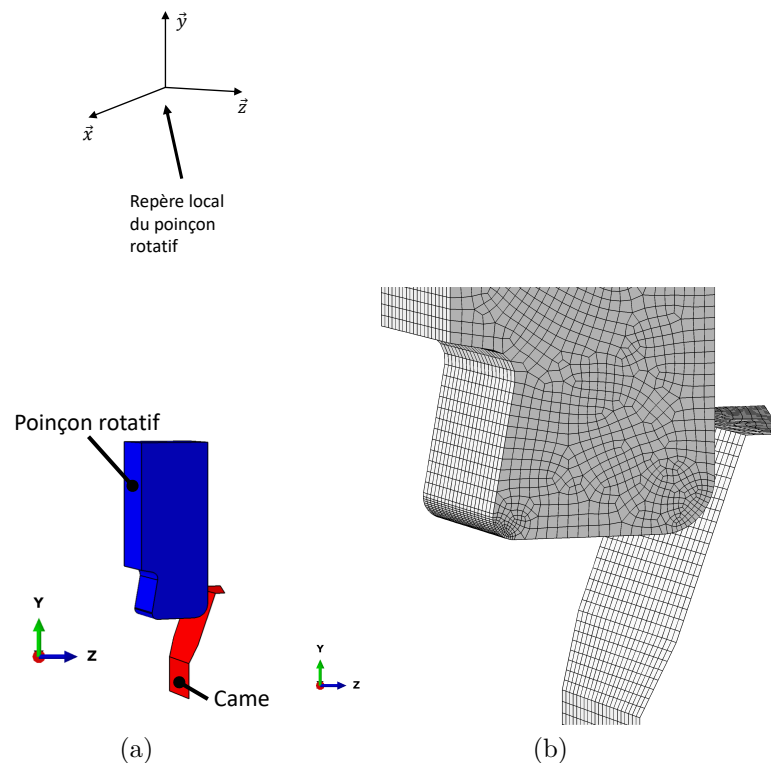


FIGURE 5.4 – Éléments du modèle de la cinématique du poinçon rotatif piloté dans son repère local (a) et maillage associé (b)

Les outils sont fabriqués à partir d'acier trempé (AISI M3 :2). Un module d'Young ($E = 220,3 \text{ GPa}$) est un coefficient de Poisson ($\nu = 0,28$) de l'acier [120] sont utilisés pour le calcul en élasticité.

5.2.2 Modélisation de l'étape de calibrage 2-1 à partir des conditions aux limites issues du modèle de la came

Modélisation du mouvement du poinçon rotatif

Le graphe de la figure 5.5 montre l'évolution de l'angle de rotation du poinçon pour plusieurs positions de la came (X égal à 0, 0,05, 0,175, 0,35, 0,525 et 0,69 mm). L'angle UR_x correspond à celui obtenu en fin de course du poinçon. Pour une position de came allant de 0 à 0,69 mm, l'angle de rotation varie de 0,0008 rad ($0,046^\circ$) à 0,0116 rad ($0,664^\circ$). L'angle de rotation évolue de manière linéaire avec l'avancée de la came.

Modélisation de l'étape de calibrage 2-1

Le modèle de la cinématique du poinçon rotatif permet d'en déduire les conditions aux limites à appliquer au poinçon de l'étape 2-1 (figure 5.6). La mise en donnée de l'étape 2-1 est décrite plus en détail dans la section qui suit (section 5.3). Les conditions

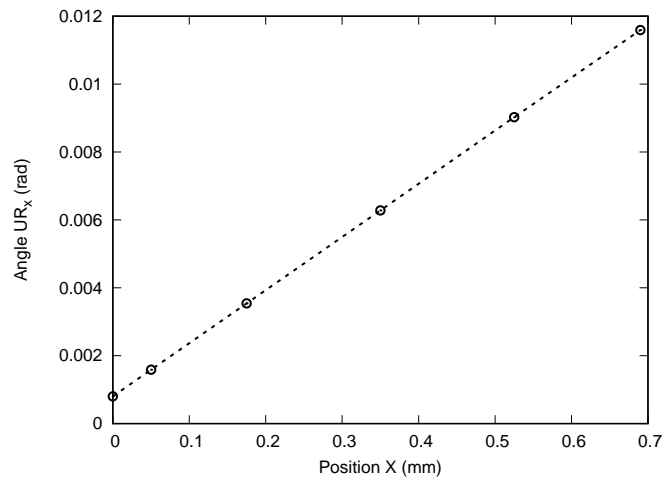


FIGURE 5.5 – Évolution de l'angle de rotation du poinçon pour plusieurs positions de la came (X égal à 0, 0,05, 0,175, 0,35, 0,525 et 0,69 mm)

aux limites en déplacement (U_y) et en rotation (UR_x) pour 3 positions de la came (X égal à 0, 0,05, et 0,175 mm) sont données sur la figure 5.7 pour un temps de calcul de 1 s. Pour connaître l'influence de l'action de la came, une configuration sans came est aussi modélisée. Pour cela, la rotation UR_x est bloquée, ainsi le poinçon garde uniquement son degré de liberté en déplacement U_y .

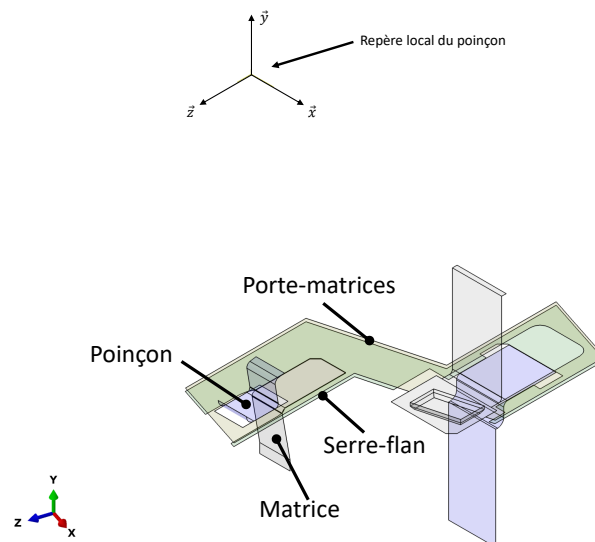


FIGURE 5.6 – Illustration de l'étape de calibrage 2-1 et les éléments (matrice, serre-flan et porte-matrices) ainsi que le poinçon piloté à partir de son repère local, la direction \vec{y} correspond à la normale au plan du flan

La figure 5.8 présente l'évolution de l'effort en valeur absolue en fonction du déplacement du poinçon au cours de l'étape de calibrage pour les différentes configurations de came testées. L'effort est donné pour la composante verticale \vec{y} (figure 5.8a) et horizontale \vec{z} (figure 5.8b). Quelle que soit la composante en effort, les courbes de la configuration sans came présentent une tendance similaire avec une augmentation de l'effort vers une

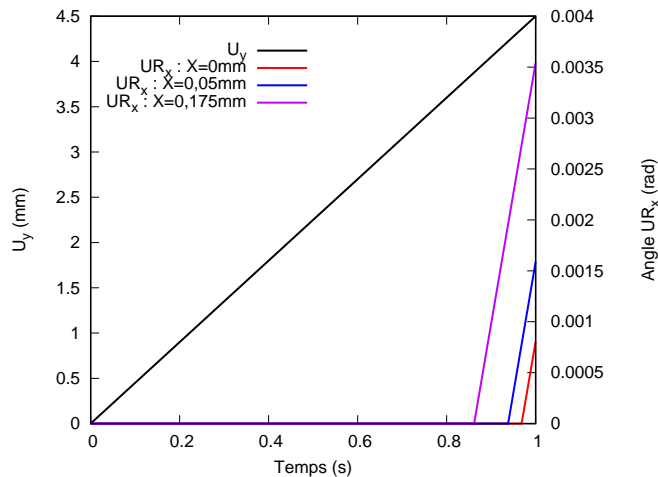


FIGURE 5.7 – Conditions aux limites de l'étape 2-1 en déplacement (U_y) et en rotation (UR_x) pour 3 positions de la came (X égal à 0, 0,05, et 0,175 mm), pour un temps de calcul de 1 s

valeur maximale puis une chute de l'effort. De même, pour les configurations avec came, la chute d'effort est suivie par une nouvelle augmentation de l'effort qui a lieu au moment de la rotation du poinçon. Plus la came est avancée, et plus tôt a lieu cette augmentation de l'effort. La configuration $X = 0$ mm présente le début de l'augmentation de l'effort pour un déplacement de 4,36 mm, c'est aussi le déplacement à partir duquel la rotation UR_x devient non nulle (figure 5.7). Les efforts maximaux pour les deux composantes (\vec{y} et \vec{z}) sont atteints pour un même déplacement de poinçon de 3,38 mm. Ces efforts sont de 41,0 N et 177,2 N pour respectivement les composantes verticales et horizontales, soit un facteur d'environ 4,3 entre les deux composantes. Ceci montre que pour l'étape de calibrage, la contribution en effort de calibrage se fait principalement selon la composante verticale \vec{z} qui correspond à la direction selon laquelle la tôle va être comprimée entre la matrice et le poinçon.

L'angle α est obtenu après deux opérations successives de cambrage et de calibrage. La valeur de l'angle ciblé par le cahier des charges est de 90° avec une tolérance de $\pm 2^\circ$ comme illustré sur le graphe de la figure 5.9. Ce graphe fait également apparaître la valeur de l'angle avant calibrage qui est de $91,60^\circ$. De même, cette figure reprend les valeurs d'angle obtenues pour les différentes configurations de came testées. Pour la configuration sans came, l'angle passe de $91,60^\circ$ à $91,44^\circ$, avant et après calibrage soit un écart relatif absolu de 0,17 % par rapport à l'état avant calibrage. L'absence de came lors du calibrage a une faible influence sur l'évolution de l'angle et ne permet pas d'atteindre l'angle ciblé.

L'évolution de l'angle de calibrage avec l'avancée de la came est linéaire. L'angle passe de $90,05^\circ$ à $83,19^\circ$ pour une position de came allant de 0 à 0,175 mm. Ceci permet de calculer une sensibilité de la position de la came sur l'angle de calibrage qui est égale à $39,44^\circ/\text{mm}$. L'angle a tendance à se refermer avec l'avancée de la came comme illustré par les déformées des différentes configurations avec et sans came obtenues en fin d'étape

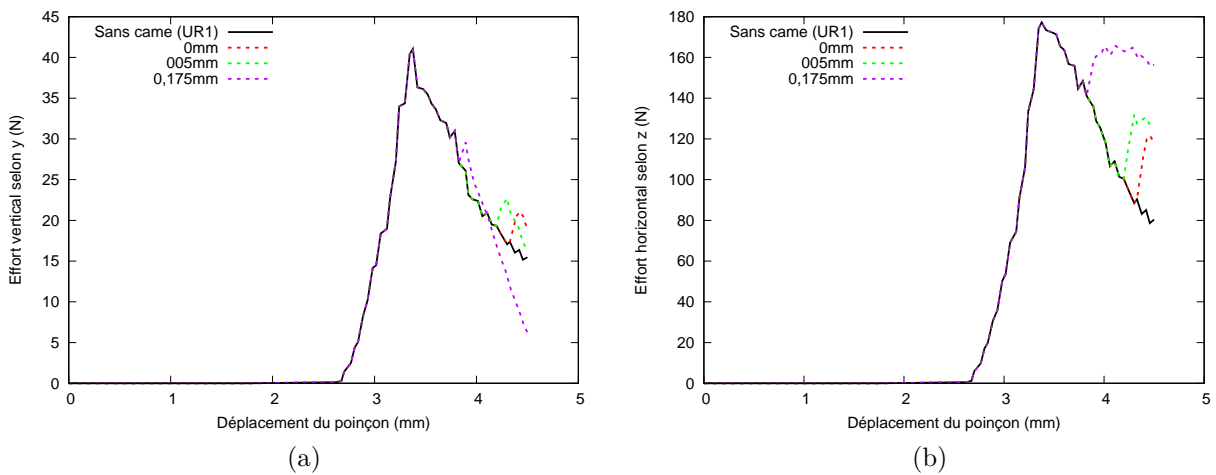


FIGURE 5.8 – Évolution de l'effort en valeur absolue en fonction du déplacement du poinçon au cours de l'étape de calibrage pour les différentes configurations avec et sans came testées : (a) Effort selon \vec{y} ; (b) Effort selon \vec{z}

de calibrage pour un déplacement de 4,5 mm (figure 5.10). Le point correspondant à une position de came de 0,175 mm se situe en dehors de la tolérance, ce réglage semble extrême. De manière générale, les angles obtenus avant calibrage, sans came, et pour les positions de came de 0 et 0,05 mm respectent la tolérance. Cependant, l'utilisation de la came avec un réglage adapté montre qu'il est possible d'améliorer la géométrie finale et de se rapprocher des critères de tolérance géométrique définis par le cahier des charges. Ici, la position de came à 0 mm permet d'obtenir un angle de $90,05^\circ$ proche de l'angle ciblé de 90° . Finalement, cette position de came est retenue pour la suite du modèle de la gamme de cambrage du **contact B**.

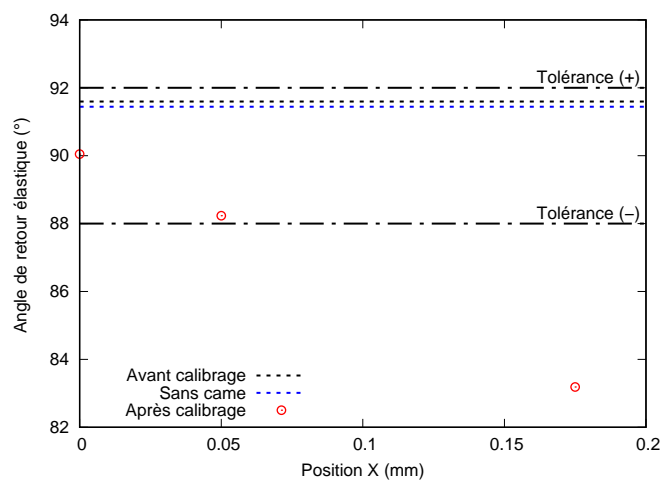


FIGURE 5.9 – Évolution de l'angle α de calibrage avec l'avancée de la came (X égal à 0, 0,05, et 0,175 mm), ainsi que l'angle sans came et avant calibrage

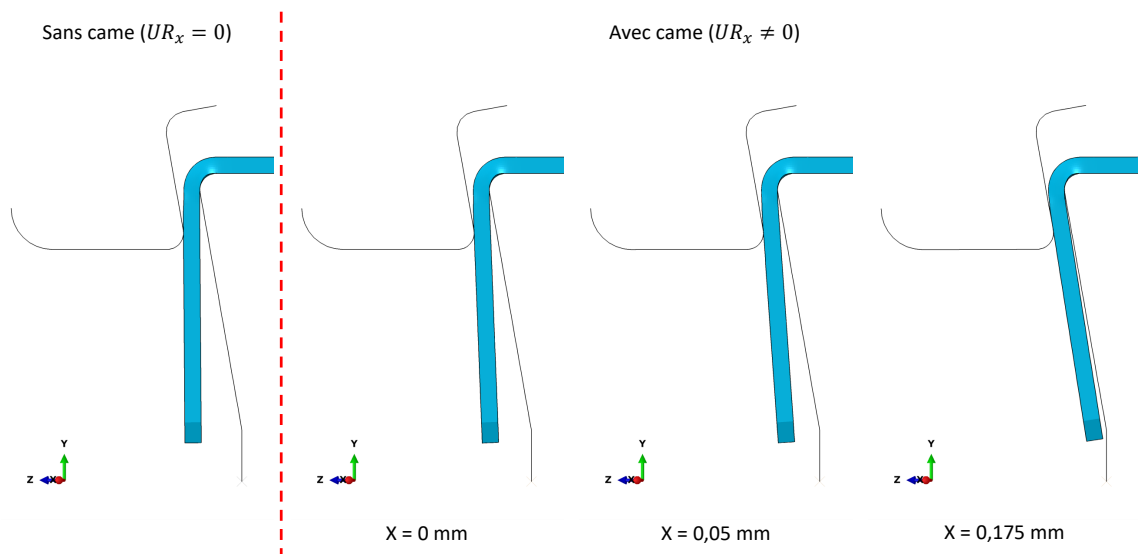


FIGURE 5.10 – Déformées des différentes configurations avec (X égal à 0, 0,05, et 0,175 mm) et sans came obtenu en fin d'étape de calibrage pour un déplacement de 4,5 mm

5.3 Modélisation de la gamme de cambrage du contact B

Description du modèle numérique

Le modèle 3D de la gamme de cambrage du **contact B** est réalisé avec Abaqus (Standard). La loi de comportement du cuivre Cu-ETP utilisée pour les modèles de cambrage du Chapitre 4 est reprise ici. Le comportement du cuivre est modélisé à l'aide d'un écrouissage isotrope ainsi qu'un critère de plasticité isotrope de von Mises. La géométrie finale est obtenue à la suite de six étapes de calcul successives avec un schéma de résolution implicite. Les **étapes** de cambrage **1**, **2** et **3** sont suivies d'une étape de simulation du retour élastique. Les géométries du flan découpé et des outils (poinçons, matrices, serre-flans et porte-matrices) proviennent de la CAO fournie par le partenaire industriel. Les étapes de cambrage provenant du modèle numérique sont illustrées sur la figure 5.11. La conception des outils est faite pour une épaisseur de tôle théorique de 0,8 mm. Le positionnement des outils et indirectement le jeu entre le poinçon et la tôle (J_{pt}) sont imposés par la CAO. Les rayons des matrices (r_m) et des poinçons (r_p), ainsi que les largeurs des outils au niveau des rayons de la matrice (l_m) et du poinçon (l_p) et le jeu (J_{pt}) sont définis par le schéma de la figure 5.12a et le tableau 5.1. En comparaison avec les largeurs du flan à cambrer, les outils sont plus larges.

Les outils sont décrits par des surfaces discrètes rigides. Ils sont maillés avec des éléments 3D discrets rigides quadranglés à 4 nœuds R3D4. Les surfaces planes des outils sont

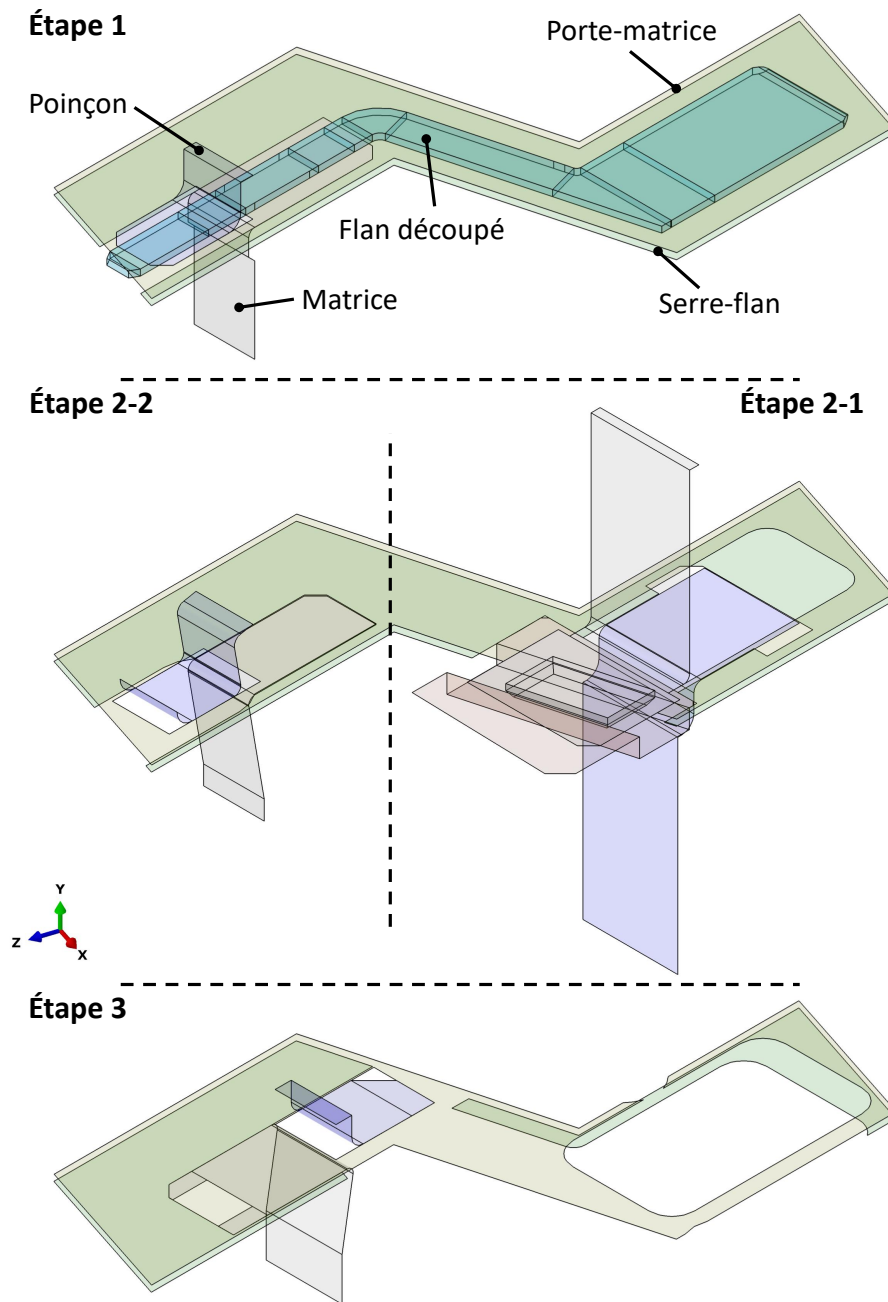


FIGURE 5.11 – Illustration des étapes de cambrage du modèle numérique avec la pièce découpée déformable en bleu turquoise et les surfaces rigides des outils (poinçons en violet, matrices en gris, serre-flans en vert kaki, porte-matrices en vert, presse-flan en rose) et définition du repère global de l'étude, la direction \vec{y} correspond à la normale flan

maillées avec une taille d'élément de 0,4 mm, et les rayons avec une taille correspondant à la valeur du rayon divisée par 10. Le flan découpé est maillé avec des éléments de type 3D hexaèdres quadratiques à 8 nœuds, à intégration réduite, C3D8R. Les dimensions du maillage définies dans les simulations du Chapitre 4 sont reprises ici. Un maillage raffiné est utilisé pour les **zones** déformées **a**, **b** et **c** où les dimensions de l'élément dans la longueur et la largeur de cambrage sont de 0,08 et 0,3 mm. Huit couches d'éléments sont

TABLEAU 5.1 – Géométries des outils, le jeu entre la tôle et le poinçon donnés par la CAO et le déplacement d du poinçon en valeur absolue

Étapes	l_m (mm)	l_p (mm)	r_m (mm)	r_p (mm)	J_{pt} (μm)	d (mm)
1	8	7,5	0,8	1,5	0	4,5
2-1	8	7,5	0,8	0,8	0	4,5
2-2	13	12,5	0,8	1	0	5
3	10	8	0,8	1,5	12	4

utilisées dans l'épaisseur. En dehors des zones raffinées, une taille de maillage globale de 0,4 mm est utilisée. Le maillage du flan est illustré sur la figure 5.12b.

Le frottement entre les outils rigides et le flan déformable est modélisé par une loi de Coulomb. Le coefficient de frottement μ est fixé à 0,2 entre le poinçon et la tôle et à 0,05 entre le flan et les autres outils.

Les conditions aux limites des étapes de cambrage sont définies dans le tableau 5.2. Dans le Chapitre 4, il a été montré que l'effort de serrage de la tôle a peu d'influence sur l'effort de cambrage et sur la géométrie cambrée. C'est pourquoi l'effort serre-flan est négligé dans ce modèle. L'action du serre-flan est modélisée par le blocage de ses degrés de liberté, il est bloqué dans une position fixe lors du cambrage. De même, tous les degrés de liberté des matrices et des porte matrices sont bloqués. Lors du cambrage du flan dans l'outil, le flan est libre de se déplacer dans la direction normale au plan de la tôle car le dévêtisseur va venir exercer son action de maintien de la tôle. Le flan est aussi contraint par les points d'attache avec le squelette qui empêchent le flan de se déplacer dans le plan de la tôle. Les points d'**attache 1** et **2** sont donc modélisés par le blocage en déplacement des nœuds des surfaces correspondantes dans le plan de la tôle. Seul le déplacement dans la direction normale au plan de la tôle est laissé libre. Lors de l'**étape 3**, les degrés de liberté de l'**attache 1** sont laissés libres pour modéliser le découpage de ces attaches. Les poinçons sont pilotés en déplacement, ils se déplacent d'une quantité d (valeurs données dans le tableau 5.1). En plus, d'un déplacement vertical, le poinçon rotatif de l'**étape 2-1** est piloté en rotation afin de modéliser l'action de la came. Le choix a été fait de modéliser l'action de la came par des conditions aux limites. La prise en compte de la came aurait nécessité de modéliser le poinçon par un corps déformable et de ce fait aurait conduit à augmenter les temps de calcul. Il est à noter que le poinçon rotatif est piloté à partir d'un repère local présenté plus tôt (section 5.2.2, figure 5.6).

La simulation des étapes de cambrage est suivie par une étape de calcul du retour élastique. Lors de ces étapes de calcul, le contact entre les outils et le flan est désactivé. Les nœuds des points d'**attache 1** et **2** sont utilisés pour bloquer le flan et éviter un mouvement de corps rigide. Pour la dernière étape de retour élastique, seuls les nœuds des surfaces des points d'**attache 2** sont bloqués. Les nœuds des points d'**attache 1** sont libres.

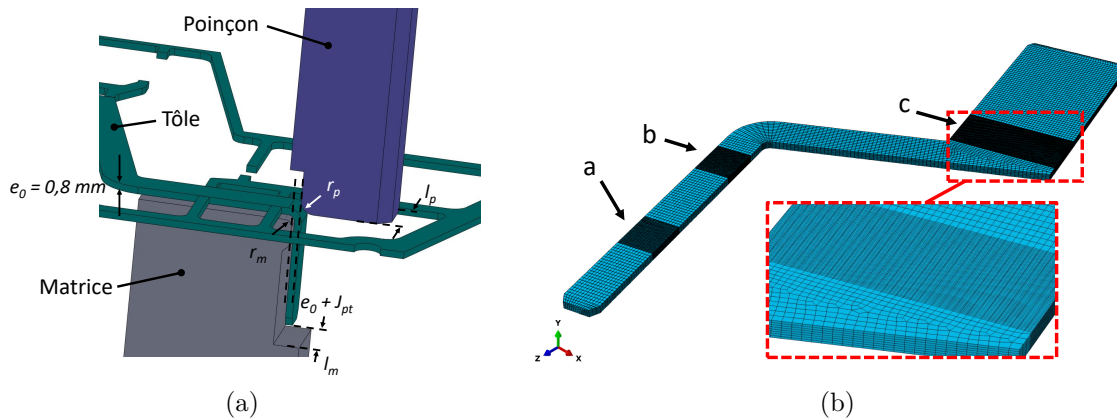


FIGURE 5.12 – (a) Géométries des outils; (b) Maillage de la pièce et ses 3 zones cambrées, le maillage est composé de 63 912 éléments pour un total de 75 411 nœuds

TABLEAU 5.2 – Conditions aux limites des étapes de cambrage

Géométries	Étapes	Conditions aux limites
Matrices		
Porte-matrices	1; 2-1; 2-2; 3	$U_x = U_y = U_z = UR_x = UR_y = UR_z = 0$
Serre-flans		
Poinçons	1; 2-2; 3	$U_x = U_z = UR_x = UR_y = UR_z = 0; U_y = d$
	2-1	$U_x = U_z = UR_y = UR_z = 0; U_y = d; UR_x = \theta(d)$
Points d'attache 1	1; 2-1; 2-2	$U_x = U_z = 0$ et U_y libre
	3	$U_x; U_y; U_z$ libres
Points d'attache 2	1; 2-1; 2-2; 3	$U_x = U_z = 0$ et U_y libre

Le temps de calcul est de 16 heures avec l'utilisation de 16 unités de calcul avec une machine équipée de deux processeurs Intel(R) Xeon(R) Gold 6128.

5.3.1 Efforts de cambrage

Les courbes d'effort obtenues pour les différentes étapes de cambrage sont présentées sur le graphe de la figure 5.13a, l'effort est donné en valeur absolue.

La comparaison des efforts de cambrage et de calibrage des **étapes 1** et **2-1** montre que le calibrage nécessite moins d'effort que le cambrage car la tôle est déjà déformée plastiquement. Les valeurs d'effort maximal sont de 198,3 N et 41,0 N respectivement pour les **étapes 1** et **2-1**. Il existe un facteur de 4,83 entre ces valeurs d'effort. De même, le calibrage étant effectué sur une tôle cambrée, le contact entre le poinçon et la tôle se fait plus tardivement.

Les courbes des **étapes 1** et **3** ont des niveaux d'effort proches du fait d'une largeur cambrée identique lors de ces étapes (largeur de 4 mm). Les valeurs d'effort maximal sont de 198,3 N et 189,2 N pour respectivement pour les **étapes 1** et **3**. Ces derniers sont du même ordre de grandeur.

Le cambrage de l'**étape 2-2** nécessite un effort plus important en comparaison des **étapes 1** et **3**, l'effort maximal constaté est de 671,4 N, ceci s'explique en partie par une largeur cambrée plus importante (largeur de 12 mm).

La proportionnalité de l'effort avec la largeur cambrée a été montrée précédemment pour des éprouvettes rectangulaires (voir Chapitre 4). Une façon de mettre en évidence cette proportionnalité est de tracer les courbes avec un effort par unité de largeur cambrée. Les courbes d'effort par unité de largeur sont tracées sur la figure 5.13b, seules les étapes de cambrage sont considérées (**étapes 1, 2-2 et 3**). La comparaison des courbes montre que l'hypothèse de proportionnalité de l'effort avec la largeur n'est pas vérifiée ici. En effet, les cambrages des **étapes 1, 2-2 et 3** ne sont pas équivalents en terme de paramètres de cambrage. La différence de niveau d'effort entre les **étapes 1** et **3** peut s'expliquer par l'utilisation d'un jeu entre le poinçon et la tôle différent. Les cambrages des **étapes 1** et **3** sont réalisés respectivement avec un jeu nul et un jeu de 12 μm . L'analyse de sensibilité du jeu poinçon/tôle à l'aide d'un modèle numérique d'une géométrie rectangulaire avait déjà permis de mettre en évidence l'effet du jeu sur l'effort lors du Chapitre 4.

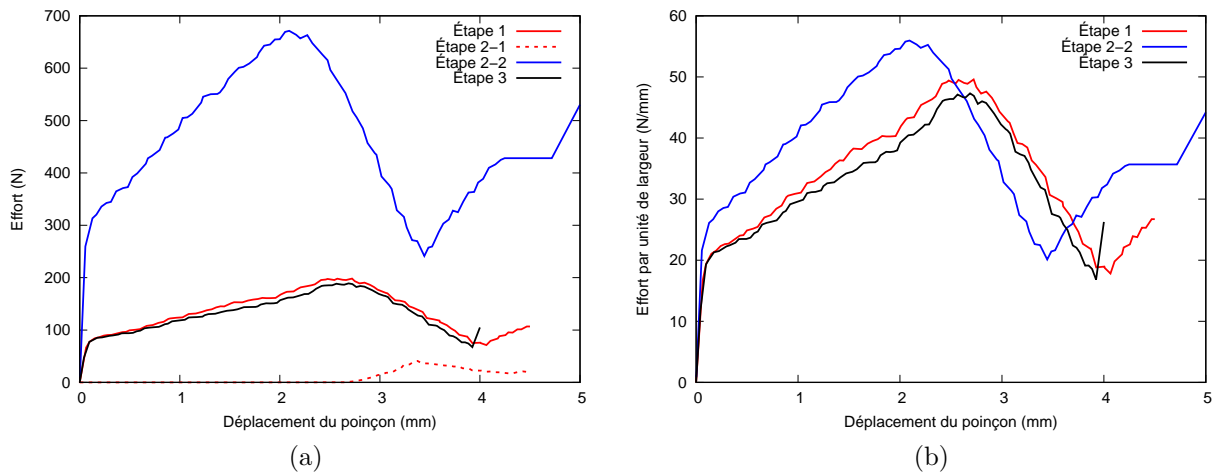


FIGURE 5.13 – Évolution de l'effort en valeur absolue en fonction du déplacement du poinçon au cours des étapes de cambrage (a), ainsi que l'effort exprimé par unité de largeur (b)

Pour un jeu poinçon/tôle équivalent (jeu nul), les courbes des **étapes 1** et **2-2** présentent une différence de niveau d'effort par unité de largeur pouvant aller jusqu'à 6,4 N/mm sur la valeur maximale. Les valeurs maximales étant de 49,6 N/mm et 56,0 N/mm pour respectivement les **étapes 1** et **2-2**. De plus, ces valeurs maximales sont atteintes pour des déplacements de 2,72 mm et 2,09 mm pour respectivement les **étapes 1** et **2-2**. Un décalage de la position de la valeur maximale de l'effort est observé en plus du niveau d'effort. Ces observations peuvent être expliquées par une différence de rayon de poinçon entre les **étapes 1** et **2-2**. Les rayons de poinçons sont de 1,5 mm et 1 mm pour respective-

ment les **étapes 1** et **2-2**. Ces tendances sont cohérentes avec les résultats expérimentaux obtenus par Livatyali et Altan [73] sur l'influence du rayon du poinçon appliquée à une opération de cambrage.

5.3.2 Déformée et déformation plastique équivalente

Les déformées des différentes zones cambrées ainsi que l'isovaleur de la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$ pour l'état final de la pièce sont illustrées sur la figure 5.14. La valeur maximale de la déformation plastique équivalente sur la surface extérieure du cambrage est obtenue au milieu de la largeur. Pour chaque zone cambrée, la figure fait apparaître les valeurs de $\bar{\varepsilon}^p$ évaluées en trois nœuds où $\bar{\varepsilon}^p$ est maximale. Les valeurs de $\bar{\varepsilon}^p$ varient de 0,409 à 0,435 sur les différentes zones cambrées. Ces valeurs sont cohérentes avec le modèle de cambrage unitaire des éprouvettes rectangulaires où $\bar{\varepsilon}^p$ maximale varie de 0,435 à 0,437 (géométrie 40×15 pour J_{pt} allant de 0 à $11 \mu\text{m}$).

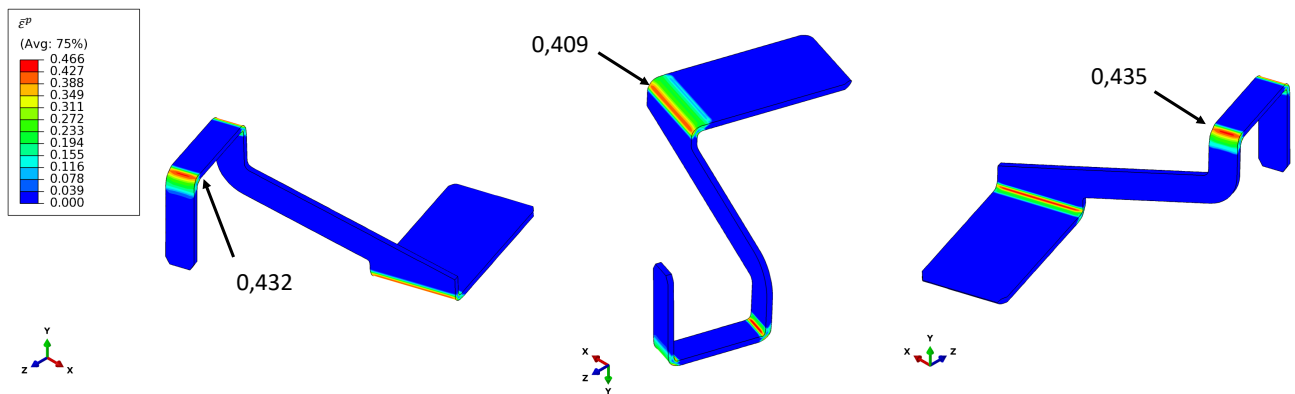


FIGURE 5.14 – Déformées des différentes zones cambrées ainsi que l'isovaleur de la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$ pour l'état final. Les valeurs $\bar{\varepsilon}^p$ maximales sont évaluées en un nœud situé sur le rayon extérieur, au milieu de la largeur cambrée

5.3.3 Retour élastique

Les spécifications géométriques de la pièce finale sont imposées par un cahier des charges. La valeur de l'angle ciblé est de 90° avec une tolérance de $\pm 2^\circ$ pour les **angles a** et **c** et de $\pm 3^\circ$ pour l'**angle b**. La feuille de contrôle qualité permet le suivi du procédé au cours de la production, le contrôle est réalisé sur la géométrie finale de la pièce en sortie de procédé. Les **angles a** et **c** sont contrôlés à l'aide d'un projecteur de profil, les valeurs des angles sont reportées sur la feuille de contrôle. À partir de ces mesures il a été possible de calculer des **angles** moyens **a** et **c** et leurs écarts-types sur 26 mesures. L'**angle c** est contrôlé à l'aide d'un gabarit, c'est un contrôle qualitatif d'où l'absence de mesures. Les valeurs des angles ciblés, ainsi que les données expérimentales en termes d'angle moyen, d'écart-type et de valeurs d'angle minimal et maximal sont reportées dans le tableau 5.3.

TABLEAU 5.3 – Valeurs des angles ciblés par le cahier des charges pour les **angles a, b et c**, ainsi que les données expérimentales (angle moyen, écart-type, valeurs d'angle minimal et maximal), le caractère « - » correspond à une donnée non connue

Angles	Théorique	Expérimental			
	Angle ciblé	Angle moyen	Écart type	Angle minimal	Angle maximal
<i>a</i>	$90^\circ \pm 2^\circ$	$89,36^\circ$	$0,45^\circ$	$89,00^\circ$	$90,50^\circ$
<i>b</i>	$90^\circ \pm 3^\circ$	-	-	-	-
<i>c</i>	$90^\circ \pm 2^\circ$	$89,82^\circ$	$0,80^\circ$	$88,00^\circ$	$92,00^\circ$

La figure 5.15 présente les valeurs numériques des angles mesurés sur la géométrie finale de la pièce obtenue à l'issue de toutes les étapes de cambrage et de retour élastique sauf pour l'**étape 1** où l'angle correspond à celui avant l'**étape 2** de calibrage. La figure montre également une comparaison avec les données expérimentales disponibles.

Le modèle numérique permet de mettre en évidence le rôle de la came. L'**angle a** passe de $91,54^\circ$ à $90,05^\circ$ suite à l'étape de calibrage. L'opération de calibrage permet de se rapprocher de la valeur de l'angle ciblé par le cahier des charges.

La valeur expérimentale de l'**angle a** est de $89,36^\circ$. De plus, la valeur numérique de l'**angle a** à l'issue de l'**étape 2** est de $90,05^\circ$. Le modèle numérique surestime de 0,8 % la valeur de l'**angle a** par rapport à la valeur expérimentale. De même, les valeurs de l'**angle c** expérimentales et numériques sont respectivement de $89,82^\circ$ et $92,14^\circ$ soit une surestimation de 2,6 % par le modèle numérique. Cette tendance du modèle numérique à surestimer l'angle après retour élastique d'une largeur cambrée de 4 mm est similaire à celle trouvée pour les géométries rectangulaires de largeur comparable de 5 mm.

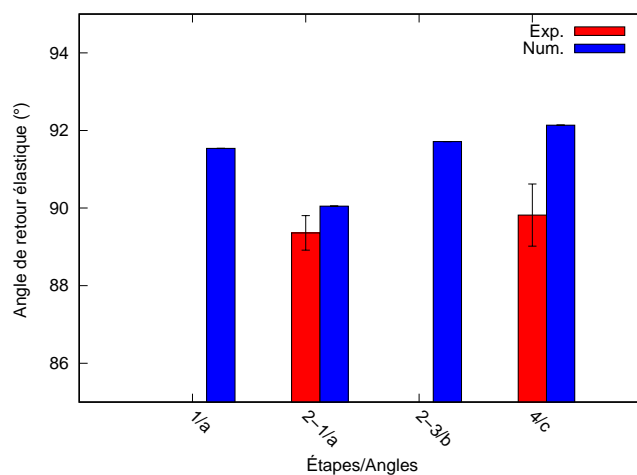


FIGURE 5.15 – Valeurs numériques des angles mesurés sur la géométrie finale de la pièce obtenues à l'issue de toutes les étapes de cambrage et de retour élastique, la valeur de l'angle de l'**étape 1** correspond à celui avant calibrage et comparaison avec les données expérimentales disponibles

5.3.4 Comparaison de l'effort de cambrage avec le modèle unitaire

La figure 5.16 présente une comparaison de la courbe d'effort par unité de largeur de l'**étape 1** est faite avec celle du modèle de cambrage unitaire (géométrie rectangulaire $40 \times 15 \times 0.8$). Ces deux courbes partagent des paramètres numériques identiques, le coefficient de frottement est de 0,2 et le jeu J_{pt} est nul. Les courbes sont quasiment confondues jusqu'à un déplacement d'environ 4,07 mm, le modèle de cambrage unitaire permet de retrouver l'effort maximal du modèle de la gamme de cambrage. À partir d'un déplacement de 4,07 mm, les courbes divergent, la courbe de l'**étape 1** a un effort par unité de largeur qui augmente alors que celui du modèle de cambrage unitaire continue à diminuer pour tendre vers une valeur constante. Cette différence de comportement est induite par la forme de la matrice qui est différente, l'**étape 1** a une matrice droite et une matrice inclinée (angle de 3° avec la verticale) est utilisée pour le cambrage unitaire comme illustré sur la figure 5.17.

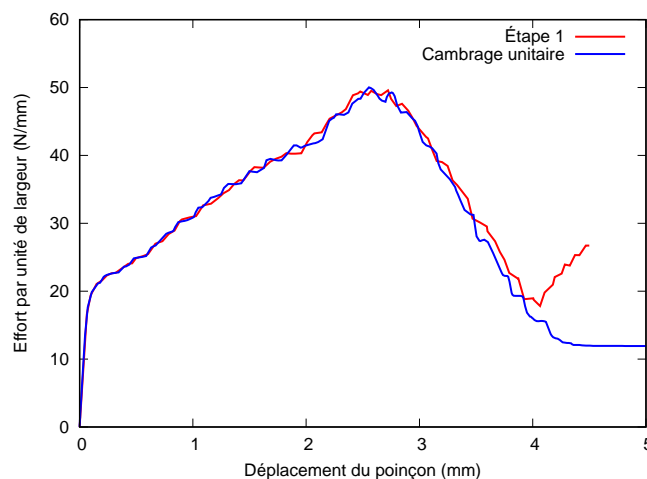
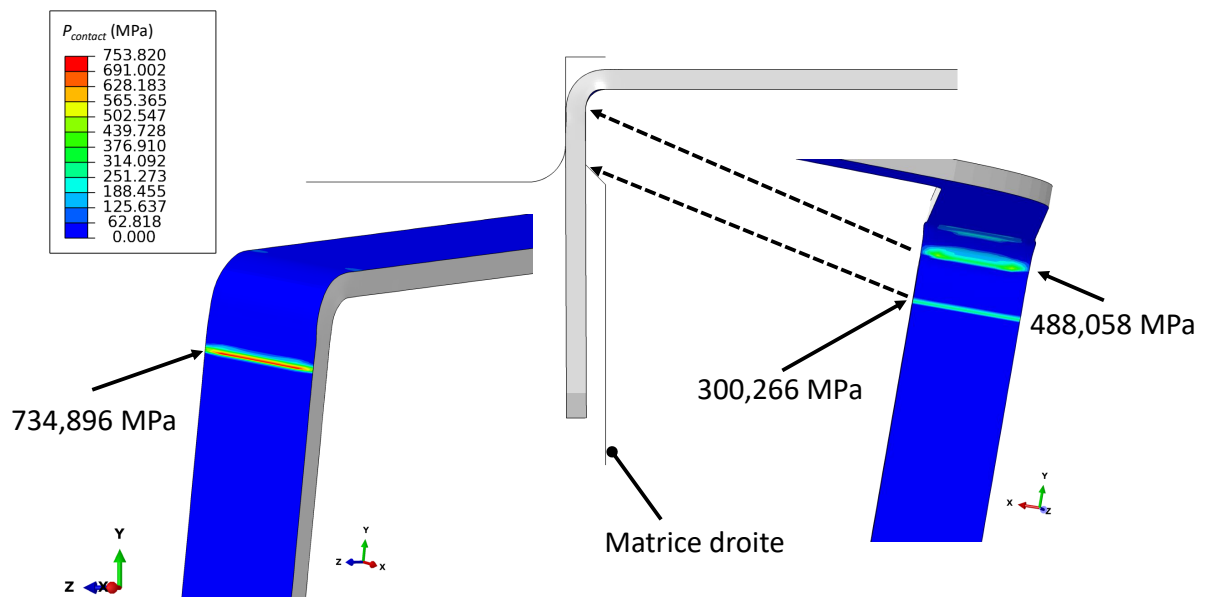
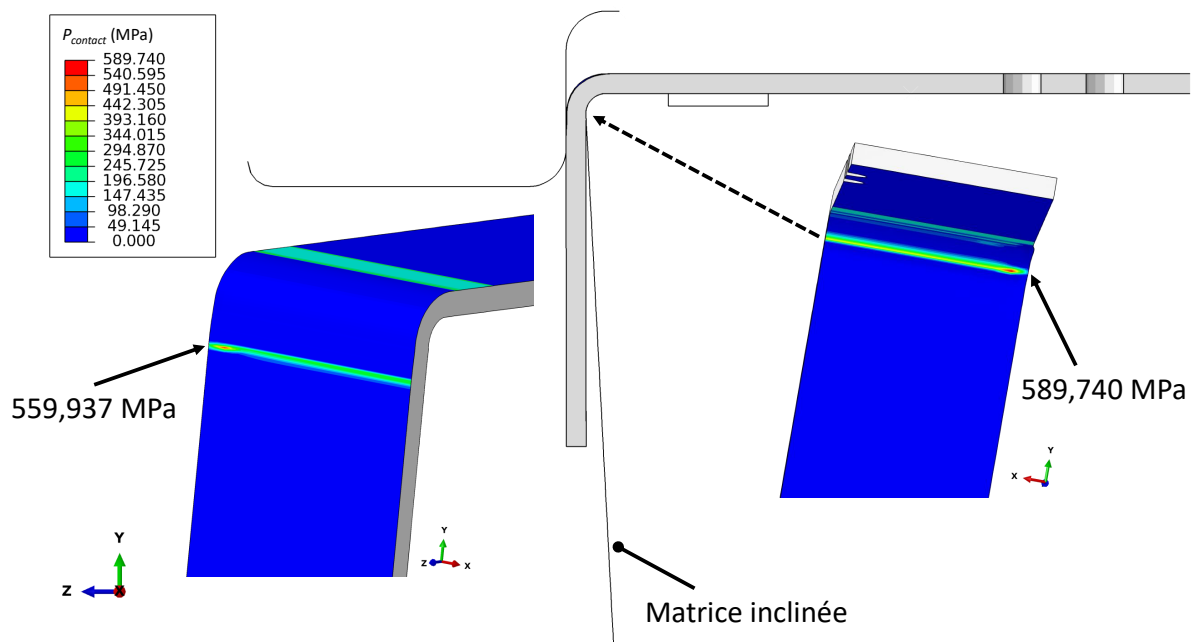


FIGURE 5.16 – Comparaison de la courbe d'effort par unité de largeur de l'**étape 1** avec celle du modèle de cambrage unitaire (géométrie rectangulaire $40 \times 15 \times 0.8$; épaisseur $e = 0,792$ mm ; frottement $\mu = 0,2$; jeu $J_{pt} = 0$ μ m)

La figure 5.17 présente les déformées et les isovaleurs de la pression de contact ($P_{contact}$) de l'**étape 1** et du cambrage unitaire prises pour un même déplacement de 4,5 mm. Pour un déplacement de 4,5 mm, l'observation des déformées ne montre pas de différences significatives. La comparaison de la surface de contact entre le flan et le poinçon montre une bande de localisation de la pression de contact plus marquée pour l'**étape 1**. Les valeurs de la pression de contact maximale sont respectivement de 734,9 MPa et 559,9 MPa pour l'**étape 1** et le cambrage unitaire. La comparaison de la surface de contact entre le flan et la matrice fait apparaître une bande de localisation située en sortie de rayon de matrice. La bande de localisation est plus étroite avec la matrice inclinée en comparaison avec la matrice droite. De même, les pressions de contact au milieu de la largeur cambrée



(a) Étape 1 de la gamme de cambrage



(b) Cambrage unitaire (40×15×0.8)

FIGURE 5.17 – Comparaison des déformées et des isovaleurs de la pression de contact ($P_{contact}$) de l'étape 1 et du cambrage unitaire (40×15×0.8) prises pour un même déplacement de 4,5 mm, la figure fait apparaître les valeurs de $P_{contact}$ maximale pour les différentes bandes de localisation

sont respectivement d'environ 440 MPa et 330 MPa pour la matrice inclinée et la matrice droite. La matrice droite induit une seconde bande de localisation de la pression de contact

qui n'existe pas avec la matrice inclinée. Elle se situe aux environs de la fin du contact entre la matrice et le flan, la pression de contact peut atteindre 300 MPa dans cette zone. Un niveau de pression de contact plus important entre le poinçon et le flan ainsi que l'apparition d'une seconde bande de localisation entre la matrice et le flan peut expliquer la forme de la courbe d'effort avec l'utilisation d'une matrice droite, la tôle se retrouve comprimée entre deux surfaces droites qui a pour effet une augmentation de l'effort de cambrage.

5.4 Conclusion

Au cours de ce chapitre, un modèle éléments finis 3D d'une gamme de cambrage permettant de fabriquer un contact a été proposée. Les différentes étapes du procédé ont été étudiées en termes d'effort de cambrage, de déformée et de retour élastique. Des données expérimentales obtenues lors du contrôle qualité en production ont permis une comparaison des angles de retour élastique. La gamme de cambrage fait intervenir une étape de calibrage avec un système de came et de poinçon rotatif dont la sensibilité a pu être étudiée numériquement et ainsi d'identifier un réglage de la position de la came qui permet de respecter les tolérances géométriques du cahier des charges de la pièce. La comparaison d'une étape de la gamme de cambrage avec le modèle de cambrage unitaire du Chapitre 4 a montré que l'approche du modèle unitaire donne des résultats similaires en terme d'effort et de déformation plastique. Ceci peut montrer l'intérêt du prototype de cambrage à bien représenter les opérations de cambrage intervenant dans une gamme plus complexe. De plus, ce dispositif expérimental trouve son intérêt à pouvoir caractériser en cambrage d'autres matériaux et ainsi construire des bases de données expérimentales plus riches. Finalement, la possibilité de modéliser une gamme complète de cambrage permet de développer des outils numériques qui ont un intérêt dans l'aide à la conception dans un cadre industriel.

CONCLUSIONS GÉNÉRALES ET PERSPECTIVES

Conclusions

L'objectif de la thèse portait sur le développement d'outils numériques afin d'une part, de prédire les efforts de découpe ainsi que la qualité des pièces découpées et d'autre part, de prédire les efforts de cambrage et la géométrie finale de la pièce cambrée. Un objectif annexe était l'étude de la variabilité du lot matière en entrée d'un procédé de mise en forme.

Le **premier chapitre** a abordé le contexte d'étude avec les tôles de cuivre pour l'industrie électronique, les outils à suivre, le découpage et le cambrage. Les études sur le découpage du cuivre partagées dans la littérature, ont montré qu'il n'existe pratiquement pas d'instrumentation de procédé industriel du découpage, la majorité des études est faite avec des outils simplifiés de type laboratoire. Ce constat a montré l'intérêt de travailler avec une instrumentation directe d'un outil de production. De même, la plupart des études sur le cambrage ont été faites pour des applications automobiles avec des matériaux pour l'automobile. Ce qui a montré l'intérêt de travailler avec du cuivre pour enrichir les connaissances sur ce matériau.

Le **second chapitre** a présenté la caractérisation mécanique d'un cuivre Cu-ETP R290 pour des vitesses de déformation quasi-statiques et intermédiaires. L'érouissage et l'anisotropie ont été caractérisés par des essais de traction quasi-statiques dans différentes directions par rapport à celle de laminage. La sensibilité du matériau aux effets de la vitesse de déformation a été étudiée à l'aide d'essais de gonflement quasi-statiques et dynamiques réalisés sur un système de barres d'Hopkinson. Enfin, des essais de cisaillement simple monotones et alternés ont été respectivement effectués pour caractériser le comportement en cisaillement simple et l'effet Bauschinger. De ces essais, il a été observé que le cuivre Cu-ETP présente une faible sensibilité à la vitesse de déformation pour la gamme de vitesses testées ($217\text{-}364\text{ s}^{-1}$). De même, le cuivre Cu-ETP présente des coefficients d'anisotropie plastique inférieurs à 1 et un coefficient d'anisotropie planaire assez faible, la différence de comportement dans le plan de la tôle est faible. De plus, les essais de cisaillement simple avec inversion ont mis en évidence un effet Bauschinger pour les pré-déformations testées. Le rôle de l'état initial du matériau avec un pré-érouissage provenant du laminage de la tôle a également été mis en avant. La sollicitation du matériau en traction, cisaillement simple ou en expansion équibiaxiale peut être à l'origine d'une

séquence de changement de trajets de déformation. Cela se traduit par une localisation précoce et un faible écrouissage sur les courbes de traction. Finalement, les essais de traction ont été exploités afin de caractériser l'écrouissage des nuances Cu-ETP et Cu-DHP pour les modèles numériques du cambrage.

L'étude sur le découpage présentée dans le **troisième chapitre**, a consisté à instrumenter un outil industriel afin de mesurer la force et le déplacement pour plusieurs nuances de cuivre lors du découpage en conditions industrielles. L'étude sur la nuance Cu-ETP a également été étendue à l'analyse du profil du bord découpé à partir d'images obtenues au MEB.

Un modèle 2D déformations planes du découpage pour la nuance Cu-ETP a été développé dans le troisième chapitre. Le modèle numérique permet de bien reproduire l'allure des courbes d'effort, cependant, il a tendance à surestimer l'effort de 10 %. Cette surestimation peut provenir de la loi de comportement qui ne prend pas en compte l'adoucissement par échauffement local de la tôle lors du découpage. L'hypothèse 2D déformations planes, en substitution d'un calcul 3D, pourrait également être à l'origine de ces différences. Ces pistes d'amélioration nécessitent des investigations supplémentaires.

Le **quatrième chapitre** présente l'étude du cambrage du point de vue expérimental et numérique. Une base de données expérimentales a été construite à l'aide d'un prototype de cambrage instrumenté sur une presse mécanique. À la suite de ces essais, le comportement au cambrage est étudié à partir des courbes d'effort-déplacement et de la valeur de l'effort maximal F_{max} . Des mesures d'angle sur les pièces cambrées ont permis de quantifier le retour élastique. L'état des déformations à l'issue du cambrage a pu être mesuré par stéréocorrélation d'images.

Quel que soit le matériau, l'augmentation de la longueur cambrée n'a pas d'influence sur l'effort de cambrage. L'effort de cambrage est principalement influencé par la largeur cambrée, il augmente lorsque la largeur augmente. La valeur maximale de l'effort est trouvée proportionnelle à la valeur de la largeur. De plus, les matériaux Cu-DHP d'épaisseurs 0,8 et 1,2 mm montrent une proportionnalité de la valeur de F_{max} avec l'épaisseur.

Pour tous les matériaux utilisés, le retour élastique est plus grand lorsque la largeur cambrée augmente. Les géométries 3 contacts et rectangulaire (40×15) ont pu montrer l'influence de la largeur cambrée sur l'état des déformations grâce à des mesures de champs de déformation. Lorsque la largeur diminue, l'état de déformation passe de la traction plane vers la traction uniaxiale.

Des modèles numériques du cambrage avec Abaqus/Standard ont été proposés pour chaque configuration testée lors des essais expérimentaux. Des analyses de sensibilité du maillage, du coefficient de frottement ainsi que du jeu entre la tôle et le poinçon ont permis une calibration des paramètres du modèle.

Les modèles des géométries rectangulaires permettent de retrouver certaines tendances de l'expérience telles que la proportionnalité de l'effort maximal avec la largeur et l'épais-

seur cambrées. L'allure des courbes d'effort est plutôt bien prédite pour les géométries de largeur 15 mm pour les matériaux Cu-ETP et Cu-DHP d'épaisseur 0,8 mm. La simulation prédit moins bien l'allure des courbes des géométries de largeur 5 mm où la chute d'effort est sous-estimée par la simulation. De manière générale, l'allure des courbes d'effort est moins bien prédite pour le matériau Cu-DHP d'épaisseur 1,2 mm. Cependant, la prédiction de la valeur de l'effort maximal reste satisfaisante.

Globalement, les modèles des matériaux Cu-ETP et Cu-DHP d'épaisseur 0,8 mm arrivent à bien prédire le retour élastique. L'augmentation du retour élastique avec celle de la largeur cambrée est aussi retrouvée par la simulation. Le retour élastique est moins bien prédit pour le matériau Cu-DHP d'épaisseur 1,2 mm. Cela peut être un effet du modèle de comportement qui ne prend pas en compte l'érouissage mixte et l'anisotropie.

Le **dernier chapitre** a présenté un modèle éléments finis 3D d'une gamme de cambrage permettant de fabriquer un contact. Les différentes étapes du procédé ont été étudiées en termes d'effort de cambrage, de déformée et de retour élastique. Des données expérimentales obtenues lors du contrôle qualité en production ont permis une comparaison des angles de retour élastique. La gamme de cambrage fait intervenir une étape de calibrage avec un système de came et de poinçon rotatif dont la sensibilité a pu être étudiée numériquement et ainsi identifier un réglage de la position de la came qui permet de respecter les tolérances géométriques du cahier des charges de la pièce. La comparaison d'une étape de la gamme de cambrage avec le modèle de cambrage unitaire du quatrième chapitre a montré que l'approche du modèle unitaire donne des résultats similaires en terme d'effort et de déformation plastique. Ceci peut montrer l'intérêt du prototype de cambrage à bien représenter les opérations de cambrage intervenant dans une gamme plus complexe. De plus, ce dispositif expérimental trouve son intérêt à pouvoir caractériser en cambrage d'autres matériaux et ainsi construire des bases de données expérimentales plus riches. Finalement, la possibilité de modéliser une gamme complète de cambrage permet de développer des outils numériques qui ont un intérêt dans l'aide à la conception dans un cadre industriel.

Perspectives

Au cours de ces travaux, le découpage du cuivre Cu-ETP a été modélisé avec une approche 2D en déformations planes ainsi qu'avec un critère de rupture simplifié basé sur la déformation plastique équivalente. La comparaison expérience-numérique a mis en évidence une surestimation de la prédiction de l'effort. Cette surestimation pourrait provenir de la loi de comportement qui ne prend pas en compte l'adoucissement. Une nouvelle loi de comportement peut être envisagée dans un premier temps. Par ailleurs, l'hypothèse en déformations planes pourrait également être confrontée à une approche 3D pour la validation de l'hypothèse.

Le modèle numérique a également montré plusieurs états de contrainte au cours du découpage dont la traction, le cisaillement et la compression. C'est pourquoi le critère de rupture pourrait être amélioré dans un second temps avec par exemple un critère qui tient compte de la triaxialité des contraintes.

La campagne d'essais en découpage sur plusieurs nuances de cuivre a permis de construire une base de données expérimentales qui peut être utilisée pour la validation du modèle numérique sur d'autres nuances.

Les modèles numériques du cambrage ont été réalisés avec une loi d'écroutissage isotrope et un critère de plasticité isotrope. Cependant, la caractérisation mécanique du cuivre Cu-ETP a montré la présence d'une anisotropie et d'un effet Bauschinger. Le modèle de comportement pourrait être amélioré avec l'utilisation d'un écroutissage mixte et d'un critère de plasticité anisotrope. De même, les écarts constatés pour les nuances Cu-DHP peuvent provenir du modèle de comportement.

De plus, le dévêtitseur ayant un rôle sur la mesure de l'effort, il serait intéressant de modéliser l'action du dévêtitseur dans le modèle numérique.

La modélisation d'une gamme de cambrage a montré que le prototype de cambrage unitaire est représentatif de l'outil à suivre. De ce fait, le dispositif expérimental trouve un intérêt à être utilisé pour d'autres matériaux.

L'étude sur la variabilité du bronze a été présentée dans la **première annexe**, elle met en évidence la différence de comportement et de microstructure de deux lots de matière. Ces différences peuvent être à l'origine de l'apparition des défauts constatés en production. Cette étude trouve un intérêt à être poursuivie par une approche numérique afin d'identifier des critères (propriétés matériaux, épaisseur, etc.) permettant de juger de la conformité de la matière avant sa mise en production.

BIBLIOGRAPHIE

1. RIZZI, M., *Contribution à l'étude de la fiabilité des modules de puissance pour application automobile* thèse de doct. (Université de Bordeaux I, 2008).
2. BARRALIS, J. & MAEDER, G., *Métallurgie : élaboration, structures-propriétés, normalisation* ISBN : 2-09-179582-8 2-12-260131-0 (Afnor Nathan, 2005).
3. Development ASSOCIATION, C., A1360 : The Copper Advantage-A Guide to Working With Copper and Copper Alloys, www.copper.org.
4. AFNOR, NF EN 1758 | Août 1998 : Cuivre et alliages de cuivre - Bandes pour grilles de composants (lead frames) (1998).
5. AFNOR, NF EN 1652 | Mars 1998 : Cuivre et alliages de cuivre - Plaques, tôles, bandes et disques pour usages généraux (1998).
6. AFNOR, NF EN 1654 | Mars 1998 : Cuivre et alliages de cuivre - Bandes pour ressorts et connecteurs (1998).
7. MEUNIER, S., *Analyse expérimentale du découpage progressif de précision à grande vitesse d'un alliage cuivreux en faible épaisseur* thèse de doct. (Université de Franche-Comté, 2005).
8. GRÉBAN, F., *Découpabilité du cuivre et des alliages cuivreux* thèse de doct. (Université de Franche-Comté, 2006).
9. COL, A. & COLOMBIÉ, M., *L'emboutissage des aciers* ISBN : 2-10-055097-7 (Dunod, 2010).
10. MAILLARD, A. & CABARET, M., *Outils de presse BM7520* (Ed. Techniques Ingénieur, 2012).
11. LEMIALE, V., *Contribution à la modélisation et à la simulation numérique du découpage des métaux* thèse de doct. (Université de Franche-Comté, 2004).
12. MAILLARD, A., *Découpage des tôles à la presse BM7500* (Ed. Techniques Ingénieur, 2009).
13. CHABENAT, A. & MARTIN, R., *Découpage. Poinçonnage B7561* (Ed. Techniques Ingénieur, 1978).
14. ASM INTERNATIONAL, *ASM Handbook. Volume 14B, Metalworking : Sheet Forming* ISBN : 978-1-61583-433-4 (ASM International, 2006).
15. MAILLARD, A., *Étude expérimentale et théorique du découpage* thèse de doct. (Université de Technologie de Compiègne, 1991).

-
16. WONG, V. G. & DAS, M. K., in *Proceedings of the Fifteenth International Machine Tool Design and Research Conference* (éd. TOBIAS, S. A. & KOENIGSBERGER, F.) 617-624 (Macmillan Education UK, 1975), ISBN : 978-1-349-01988-5 978-1-349-01986-1.
 17. HAMBLI, R., *Étude expérimentale, numérique et théorique du découpage des tôles en vue de l'optimisation du procédé* thèse de doct. (ENSAM Angers, 1996).
 18. HUSSON, C., *Simulation numérique de la mise en forme des tôles métalliques appliquées à la connectique : Etude de la découpe* thèse de doct. (Université Louis Pasteur de Strasbourg, 2004).
 19. GRÉBAN, F., MONTEIL, G. & ROIZARD, X., Influence of the structure of blanked materials upon the blanking quality of copper alloys, *Journal of Materials Processing Technology* **186**, 27-32, ISSN : 09240136 (2007).
 20. TEKINER, Z., NALBANT, M. & GÜRÜN, H., An experimental study for the effect of different clearances on burr, smooth-sheared and blanking force on aluminium sheet metal, *Materials & Design* **27**, 1134-1138, ISSN : 02613069 (2006).
 21. WU, X., BAHMANPOUR, H. & SCHMID, K., Characterization of mechanically sheared edges of dual phase steels, *Journal of Materials Processing Technology* **212**, 1209-1224, ISSN : 09240136 (2012).
 22. SPIŠÁK, E., MAJERNÍKOVÁ, J. & SPIŠÁKOVÁ, E., The Influence of Punch-Die Clearance on Blanked Edge Quality in Fine Blanking of Automotive Sheets, *Materials Science Forum* **818**, 264-267, ISSN : 1662-9752 (2015).
 23. PAETZOLD, I. *et al.*, Influence of shear cutting parameters on the fatigue behavior of a dual-phase steel, *Journal of Physics : Conference Series* **896**, 012107, ISSN : 1742-6588, 1742-6596 (2017).
 24. HUSSON, C., CORREIA, J., DARIDON, L. & AHZI, S., Finite elements simulations of thin copper sheets blanking : Study of blanking parameters on sheared edge quality, *Journal of Materials Processing Technology* **199**, 74-83, ISSN : 09240136 (2008).
 25. CETIM, *Données matériaux en découpage - emboutissage* (Les ouvrages du CETIM, 2017).
 26. GRÜNBAUM, M., *Influence of high cutting speeds on the quality of blanked parts* (The Ohio State University (USA), 1996).
 27. WANG, K. & WIERZBICKI, T., Experimental and numerical study on the plane-strain blanking process on an AHSS sheet, *International Journal of Fracture* **194**, 19-36, ISSN : 0376-9429, 1573-2673 (2015).
 28. SUBRAMONIAN, S., *Improvement of Punch and Die Life and Part Quality in Blanking of Miniature Parts* thèse de doct. (The Ohio State University (USA), 2013).

-
29. MAKICH, H., *Etude théorique et expérimentale de l'usure des outils de découpe : Influence sur la qualité des pièces découpées* thèse de doct. (Université de Franche-Comté, 2011).
 30. SUBRAMONIAN, S., ALTAN, T., CAMPBELL, C. & CIOCIRLAN, B., Determination of forces in high speed blanking using FEM and experiments, *Journal of Materials Processing Technology* **213**, 2184-2190, ISSN : 09240136 (2013).
 31. STEGEMAN, Y. *et al.*, An experimental and numerical study of a planar blanking process, *Journal of Materials Processing Technology* **87**, 266-276, ISSN : 09240136 (1999).
 32. GOJJAERTS, A. M., *Prediction of Ductile Fracture in Metal Blanking* thèse de doct. (Université technique d'Eindhoven (Pays-Bas), 1999).
 33. MAROUANI, H., BEN ISMAIL, A., HUG, E. & RACHIK, M., Numerical investigations on sheet metal blanking with high speed deformation, *Materials & Design* **30**, 3566-3571, ISSN : 02613069 (2009).
 34. TOUACHE, A., *Contribution à la caractérisation et à la modélisation de l'influence de la vitesse et de la température sur le comportement en découpage de tôles minces* thèse de doct. (Université de Franche-Comté, 2006).
 35. DEMMEL, P., HOFFMANN, H., GOLLE, R., INTRA, C. & VOLK, W., Interaction of heat generation and material behaviour in sheet metal blanking, *CIRP Annals* **64**, 249-252, ISSN : 00078506 (2015).
 36. BALENDRA, R. & TRAVIS, F., Static and dynamic blanking of steel of varying hardness, *International Journal of Machine Tool Design and Research* **10**, 249-271, ISSN : 00207357 (1970).
 37. TAUPIN, E., BREITLING, J., WU, W.-t. & ALTAN, T., Material fracture and burr formation in blanking results of FEM simulations and comparison with experiments, *Journal of Materials Processing Technology* **59**, 68-78, ISSN : 09240136 (1996).
 38. LANGE, K., *Handbook of metal forming* 1st ed, 1176 p., ISBN : 978-0-87263-457-2 (Society of Manufacturing Engineers, 1995).
 39. HAMBALI, R., *Modélisation et simulation du découpage des tôles* **BM7505** (Ed. Techniques Ingénieur, 2012).
 40. HU, D.-C., CHEN, M.-H., OUYANG, J.-D. & YIN, L.-M., Finite element analysis of the thermal effect in high-speed blanking of thick sheet metal, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **80**, 1481-1487, ISSN : 0268-3768, 1433-3015 (2015).

-
41. POIZAT, C. *et al.*, Modeling and Simulation of Thin Sheet Blanking Using Damage and Rupture Criteria, *International Journal of Forming Processes* **8**, 29-47, ISSN : 12927775 (2005).
 42. SAMUEL, M., FEM simulations and experimental analysis of parameters of influence in the blanking process, *Journal of Materials Processing Technology* **84**, 97-106, ISSN : 09240136 (1998).
 43. BROKKEN, D., BREKELMANS, W. & BAAIJENS, F., Predicting the shape of blanked products : a finite element approach, *Journal of Materials Processing Technology* **103**, 51-56, ISSN : 09240136 (2000).
 44. THIPPRAKMAS, S., JIN, M., TOMOKAZU, K., KATSUHIRO, Y. & MURAKAWA, M., Prediction of Fineblanked surface characteristics using the finite element method (FEM), *Journal of Materials Processing Technology* **198**, 391-398, ISSN : 09240136 (2008).
 45. LEMIALE, V., CHAMBERT, J. & PICART, P., Description of numerical techniques with the aim of predicting the sheet metal blanking process by FEM simulation, *Journal of Materials Processing Technology* **209**, 2723-2734, ISSN : 09240136 (2009).
 46. MAITI, S., AMBEKAR, A., SINGH, U., DATE, P. & NARASIMHAN, K., Assessment of influence of some process parameters on sheet metal blanking, *Journal of Materials Processing Technology* **102**, 249-256, ISSN : 09240136 (2000).
 47. BOUCHARD, P. & BAY, F., *Damage and crack propagation theories applied to sheet metal cutting* in *Proc. of the 14th European Conference on Fracture ECF14* (2002), 8-13.
 48. BOUCHARD, P., SIGNORELLI, J., BOUSSETTA, R. & FOURMENT, L., Damage and Adaptive Remeshing applied to 3D modeling of blanking and Milling, *Computational Plasticity VII (COMPLAS)*, Barcelona (2003).
 49. BOUCHARD, P., ELDAHSHAN, H., PINO MUNOZ, D., ALVES, J. & PERCHAT, E., 3D fracture modeling based on the coupling between damage criteria, phase field and crack propagation, *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering* **1238**, 012022, ISSN : 1757-8981, 1757-899X (2022).
 50. HAMBALI, R. & RESZKA, M., Fracture criteria identification using an inverse technique method and blanking experiment, *International Journal of Mechanical Sciences* **44**, 1349-1361, ISSN : 00207403 (2002).
 51. RACHIK, M., ROELANDT, J. & MAILLARD, A., Some phenomenological and computational aspects of sheet metal blanking simulation, *Journal of Materials Processing Technology* **128**, 256-265, ISSN : 09240136 (2002).

-
52. GHOSH, S., LI, M. & KHADKE, A., 3D modeling of shear-slitting process for aluminum alloys, *Journal of Materials Processing Technology* **167**, 91-102, ISSN : 09240136 (2005).
 53. RAMDE, S., *Simulation numérique d'une opération de découpage et méthodologie de calcul pour optimiser la qualité de la pièce découpée et les sollicitations de l'outillage* thèse de doct. (Université Toulouse III - Paul Sabatier, 2010).
 54. BOHDAL, L. *et al.*, 3D finite element modelling of sheet metal blanking process in *Proc. of the 21th Esaform Conference on Material Forming* (2018), 070006, doi :10.1063/1.5034902.
 55. POIZAT, C., HUSSON, C., AHZI, S., BAHLOULI, N. & MERLE, L., Modeling of Thin Sheet Blanking with a Micromechanical Approach Application of the MTS Model, *International Journal of Forming Processes* **5**, 423-432, ISSN : 12927775 (2002).
 56. HAMBALI, R. & POTIRON, A., Finite element modeling of sheet-metal blanking operations with experimental verification, *Journal of Materials Processing Technology* **102**, 257-265, ISSN : 09240136 (2000).
 57. CANALES, C., BUSSETTA, P. & PONTHOT, J.-P., On the numerical simulation of sheet metal blanking process, *International Journal of Material Forming* **10**, 55-71, ISSN : 1960-6206, 1960-6214 (2017).
 58. TOUACHE, A., THIBAUD, S., CHAMBERT, J. & PICART, P., Characterization and Thermo-Elasto-Viscoplastic Modelling of Cunip Copper Alloy in Blanking Process, *Mechanics, Materials Science & Engineering*, 7-13 (2016).
 59. JOHNSON, G. R. & COOK, W. H., Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, *Engineering Fracture Mechanics* **21**, 31-48, ISSN : 00137944 (1985).
 60. CAO, T. S. & BOUCHARD, P.-O., *Modélisation de l'endommagement ductile en mise en forme des métaux M3033* (Ed. Techniques Ingénieur, 2016).
 61. GOIJAERTS, A., GOVAERT, L. & BAAIJENS, F., Evaluation of ductile fracture models for different metals in blanking, *Journal of Materials Processing Technology* **110**, 312-323, ISSN : 09240136 (2001).
 62. GOIJAERTS, A. M., GOVAERT, L. E. & BAAIJENS, F. P. T., Prediction of Ductile Fracture in Metal Blanking, *Journal of Manufacturing Science and Engineering* **122**, 476, ISSN : 10871357 (2000).
 63. CANALES, C., BOMAN, R. & PONTHOT, J.-P., Thermomechanical simulations of blanking process operated over a wide range of punch velocities, *Journal of Physics : Conference Series* **1063**, 012014, ISSN : 1742-6588, 1742-6596 (2018).

-
64. LEMIALE, V., PICART, P. & MEUNIER, S., *Numerical simulation of blanking process for industrial applications* in *Proc. of the 6th Esaform Conference on Material Forming* (2003), 211-214.
 65. KOMORI, K., Simulation of shearing by node separation method, *Computers & Structures* **79**, 197-207, ISSN : 00457949 (2001).
 66. SIDHU, K., PESHEKHODOV, I. A. & BEHRENS, B.-A., *Numerical Modelling of High Speed Blanking Considering Thermoviscoplastic Effects* in *3rd International Conference on High Speed Forming* (2008), doi :10.17877/DE290R-8637.
 67. BROKKEN, D., BREKELMANS, W. & BAAIJENS, F., Numerical modelling of the metal blanking process, *Journal of Materials Processing Technology* **83**, 192-199, ISSN : 09240136 (1998).
 68. MKADDEM, A. & SAIDANE, D., Experimental approach and RSM procedure on the examination of springback in wiping-die bending processes, *Journal of Materials Processing Technology* **189**, 325-333, ISSN : 09240136 (2007).
 69. ALGHTANI, A. H., *Analysis and Optimization of Springback in Sheet Metal Forming* Publisher : University of Leeds, thèse de doct. (University of Leeds (Royaume-Uni), 2015).
 70. LE MAOÛT, N., *Analyse des procédés de sertissage de tôles métalliques* thèse de doct. (Université de Bretagne-Sud, 2009).
 71. KALPAKJIAN, S., SCHMID, S. R. & KOK, C.-W., *Manufacturing processes for engineering materials* 5. ed. in SI units, 1010 p., ISBN : 978-981-06-7953-8 (Pearson, Prentice Hall, 2008).
 72. MUDERRISOGLU, A., MURATA, M., AHMETOGLU, M. A., KINZEL, G. & ALTAN, T., Bending, flanging, and hemming of aluminum sheet—an experimental study, *Journal of Materials Processing Technology* **59**, 10-17, ISSN : 09240136 (1996).
 73. LIVATYALI, H. & ALTAN, T., Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer aided design methods : Part 1. Experimental investigations, *Journal of Materials Processing Technology* **117**, 262-268, ISSN : 09240136 (2001).
 74. RECHE, D., *Relations entre microstructure et aptitude au pliage des aciers à effet TRIP pour application automobile* thèse de doct. (MINES ParisTech, 2011).
 75. KME, *Fiche technique CuETP* (2019).
 76. CHAN, K. & WANG, S., The effect of a coating on the springback of integrated circuit leadframes, *Journal of Materials Processing Technology* **116**, 231-234, ISSN : 09240136 (2001).

-
77. FU, M., CHAN, K., LEE, W. & CHAN, L., Springback in the roller forming of integrated circuit leadframes, *Journal of Materials Processing Technology* **66**, 107-111, ISSN : 09240136 (1997).
 78. LANGE, C., *Étude physique et modélisation numérique du procédé de sertissage de pièces de carrosserie* thèse de doct. (École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2006).
 79. BAHLOUL, R., *Optimisation of the bending process of high strength low alloy sheet metal* thèse de doct. (Arts et Métiers ParisTech (Angers), 2005).
 80. GILDEMYN, E., *Caractérisation des procédés de fabrication de pièces de sécurité automobile. optimisation multiobjectifs de la mise en forme* Theses (Arts et Métiers ParisTech (Angers), 2008).
 81. ADZIMA, F., BALAN, T. & MANACH, P. Y., Springback prediction for a mechanical micro connector using CPFEM based numerical simulations, *International Journal of Material Forming* **13**, 649-659, ISSN : 1960-6206, 1960-6214 (2020).
 82. ADZIMA, F., *Modélisation et simulation de procédés de mise en forme de tôles métalliques ultrafines* thèse de doct. (ENSAM Metz, 2016).
 83. BIZET, L., *Caractérisation et modélisation du comportement thermomécanique des matériaux métalliques : vers la prise en compte des hétérogénéités micro-structurales intrinsèques.* thèse de doct. (Université Grenoble Alpes, 2016).
 84. LIVATYALI, H., WU, H. & ALTAN, T., Prediction and elimination of springback in straight flanging using computer-aided design methods : Part 2 : FEM predictions and tool design, *Journal of Materials Processing Technology* **120**, 348-354, ISSN : 09240136 (2002).
 85. BAHLOUL, R., MKADDEM, A., DAL SANTO, P., POTIRON, A. & SAÏDANE, D., Optimisation du procédé de pliage pour la mise en forme de pièces de sécurité automobile, *European Journal of Computational Mechanics* **17**, 323-348, ISSN : 1779-7179, 1958-5829 (2008).
 86. GASSARA, F., HAMBLI, R., BOURAOUI, T., HALOUANI, F. E. & SOULAT, D., Optimization of springback in L-bending process using a coupled Abaqus/Python algorithm, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology* **44**, 61-67, ISSN : 0268-3768, 1433-3015 (2009).
 87. FARSI, M. A., AREZOO, B., ALIZADEH, V. & MIRZAEI, S., The study of spring-back in wipe-bending processes for perforated components, *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B : Journal of Engineering Manufacture* **225**, 2007-2014, ISSN : 0954-4054, 2041-2975 (2011).

-
88. BEN-ELECHI, S., BAHLOUL, R. & POTIRON, A., Optimisation des paramètres du procédé de pliage en tombé de bord par plan d'expériences numérique et méthode des surfaces de réponse, *Mécanique & Industries* **7**, 475-485, ISSN : 1296-2139, 1765-2960 (2006).
 89. CHEN, F.-K. & KO, S.-F., Deformation Analysis of Springback in L-Bending of Sheet Metal, *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* **18** (2006).
 90. BOK, H. H., OH, K. S. & KANG, Y. S., Simulation of springback in cyclic wipe-bending, *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering* **967**, 012073 (2020).
 91. OLIVEIRA, M. C., NETO, D. M., PEREIRA, A., ALVES, J. L. & MENEZES, L., Evaluating the influence of the deformation of the forming tools in the thickness distribution along the wall of a cylindrical cup, *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering* **1238**, 012079, ISSN : 1757-8981, 1757-899X (2022).
 92. HA, G., OLIVEIRA, M. G., ANDRADE-CAMPOS, A., MANACH, P. & THUILLIER, S., Prediction of coupled 2D and 3D effects in springback of copper alloys after deep drawing, *International Journal of Material Forming* **14**, 1171-1187, ISSN : 1960-6206, 1960-6214 (2021).
 93. SOUTO, N., *Computational design of a technological mechanical test for material characterization by inverse analysis* thèse de doct. (Université de Bretagne Sud, 2015).
 94. ASTM, E8/E8M-13a : Standard test methods for tension testing of metallic materials (2013).
 95. ZANG, S., THUILLIER, S., LE PORT, A. & MANACH, P., Prediction of anisotropy and hardening for metallic sheets in tension, simple shear and biaxial tension, *International Journal of Mechanical Sciences* **53**, 338-347, ISSN : 00207403 (2011).
 96. AFNOR, NF EN ISO 16808 | Août 2014 : Matériaux métalliques - Tôles et bandes - Détermination de la courbe contrainte-déformation biaxiale au moyen de l'essai de gonflement hydraulique avec systèmes de mesure optiques (2014).
 97. LAFILÉ, V., GALPIN, B., MAHÉO, L., ROTH, C. & GROLLEAU, V., Toward the use of small size bulge tests : Numerical and experimental study at small bulge diameter to sheet thickness ratios, *Journal of Materials Processing Technology* **291**, 117019, ISSN : 09240136 (2021).
 98. SCHMITT, J., AERNOUDT, E. & BAUDELET, B., Yield loci for polycrystalline metals without texture, *Materials Science and Engineering* **75**, 13-20, ISSN : 00255416 (1985).

-
99. FERNANDES, J. V. & VIEIRA, M. F., Strain distribution in copper tensile specimens prestrained in rolling, *Metallurgical and Materials Transactions A* **28**, 1169-1179, ISSN : 1073-5623, 1543-1940 (1997).
 100. AYACHI, N., *Caractérisation et modélisation de la formabilité des tôles ultra-fines de cuivre* thèse de doct. (Université de Bretagne Sud, 2021).
 101. REES, D., A tensor function for the R-value of sheet metal, *Applied Mathematical Modelling* **21**, 579-590, ISSN : 0307904X (1997).
 102. VIEIRA, M. & FERNANDES, J., Complex strain paths in polycrystalline copper : microstructural aspects, *Materials Research* **2**, 185-189, ISSN : 1516-1439 (1999).
 103. HOFFMANN, H. & HONG, S., Tensile Test of very thin Sheet Metal and Determination of Flow Stress Considering the Scaling Effect, *CIRP Annals* **55**, 263-266, ISSN : 00078506 (2006).
 104. HWANG, Y. & WANG, C., Flow stress evaluation of zinc copper and carbon steel tubes by hydraulic bulge tests considering their anisotropy, *Journal of Materials Processing Technology* **209**, 4423-4428, ISSN : 09240136 (2009).
 105. GUTSCHER, G., WU, H.-C., NGAILE, G. & ALTAN, T., Determination of flow stress for sheet metal forming using the viscous pressure bulge (VPB) test, *Journal of Materials Processing Technology* **146**, 1-7, ISSN : 09240136 (2004).
 106. WALKER, A., *Mechanical behaviour of copper at high strain rates* thèse de doct. (Loughborough University (Royaume-Uni), 1987).
 107. JOHNSON, G. & COOK, W. H., *A constitutive model and data for materials subjected to large strains, high strain rates, and high temperatures* in, Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics (1983).
 108. FOLLANSBEE, P. & KOCKS, U., A constitutive description of the deformation of copper based on the use of the mechanical threshold stress as an internal state variable, *Acta Metallurgica* **36**, 81-93, ISSN : 00016160 (1988).
 109. JORDAN, J. L., SIVIOUR, C. R., SUNNY, G., BRAMLETTE, C. & SPOWART, J. E., Strain rate-dependant mechanical properties of OFHC copper, *Journal of Materials Science* **48**, 7134-7141, ISSN : 0022-2461, 1573-4803 (2013).
 110. AGIRRE, J., OTEGI, N., ABEDUL, D., ORUNA, A. & GALDOS, L., Monitoring of a Hammer Forging Testing Machine for High-Speed Material Characterization, *Procedia Manufacturing* **47**, 321-328, ISSN : 23519789 (2020).
 111. ROLLETT, A., STOUT, M. & KOCKS, U., *Polycrystal Plasticity as Applied to the Problem of In-Plane Anisotropy in Rolled Cubic Metals* in *Advances in Plasticity 1989* (1989), 69-72, ISBN : 978-0-08-040182-9, doi :10.1016/B978-0-08-040182-9.50025-4.

-
112. HÉRAULT, D., THUILLIER, S., LEE, S.-Y., MANACH, P.-Y. & BARLAT, F., Calibration of a strain path change model for a dual phase steel, *International Journal of Mechanical Sciences* **194**, 106217, ISSN : 00207403 (2021).
113. SCHREPFER, A. *et al.*, Reduction of adhesive wear with use of tool coating reducing thermoelectric currents, *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering* **1238**, 012033, ISSN : 1757-8981, 1757-899X (1^{er} mai 2022).
114. SCHREIBER, P., RIZK, J., RACHIK, M. & MAILLARD, A., Optimum blanking clearance choice method by an approach coupling experimental trials and simulations, *IOP Conference Series : Materials Science and Engineering* **1238**, 012037, ISSN : 1757-8981, 1757-899X (2022).
115. ABAQUS, *Version 6.14 Documentation* (2014).
116. KACEM, A., LAURENT, H. & THUILLIER, S., Influence of experimental boundary conditions on the calibration of a ductile fracture criterion, *Engineering Fracture Mechanics* **248**, 107686, ISSN : 00137944 (2021).
117. KACEM, A., LAURENT, H. & THUILLIER, S., Experimental and numerical investigation of ductile fracture for AA6061-T6 sheets at room and elevated temperatures, *International Journal of Mechanical Sciences* **222**, 107201, ISSN : 00207403 (2022).
118. BOSCHMAN ADVANCED PACKAGING TECHNOLOGY, *Boschman Advanced Packaging Technology* Boschman Advanced Packaging Technology, <https://www.boschman.nl/>.
119. FULLER, D. D., 2d. coefficients of friction, *American Institute of Physics handbook*. New York : Columbia Univ (1963).
120. DENKENA, B., KRÖDEL-WORBES, A., KEITEL, M. & WOLTERS, P., Influence of dressing strategy on tool wear and performance behavior in grinding of forming tools with toric grinding pins, *Production Engineering* **16**, 513-522, ISSN : 0944-6524, 1863-7353 (2022).
121. INSTITUT EUROPÉEN DU CUIVRE, C. A., *CuSn6P* Copper Alliance, <https://copperalliance.fr/le-cuivre/les-alliages-de-cuivre/les-bronzes/cusn6p/> (2019).
122. BORDIGNON, M., *Limites d'utilisation des revêtements d'étain en connectique automobile* thèse de doct. (École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2009).
123. INTERNATIONAL DIGITAL IMAGE CORRELATION SOCIETY *et al.*, *A Good Practices Guide for Digital Image Correlation* Edition : 1 (International Digital Image Correlation Society, 8 oct. 2018), doi :10.32720/idics/gpg.ed1, <http://idics.org/guide/> (2022).

ÉTUDE SUR LA VARIABILITÉ DU BRONZE APPLIQUÉE À LA FABRICATION DE CONNECTEURS

A.1 Introduction

Cette étude s'intéresse au procédé à suivre permettant la fabrication de connecteurs de type enfichage. La matière première est une bande en bronze CuSn6P R560 avec une largeur nominale de 27 mm et une épaisseur nominale de 0,63 mm. Le procédé est constitué de plusieurs étapes, la bande de bronze passe dans un premier outil à suivre qui regroupe plusieurs postes de découpage. Ensuite, cette bande est étamée avant de passer dans un second outil à suivre qui va réaliser des opérations de cambrage et la mise en vrac du produit final (figure A.1). Lors d'un changement de lot matière, il a été constaté que les pièces fissuraient après l'étape de cambrage au niveau du rayon extérieur de cambrage.

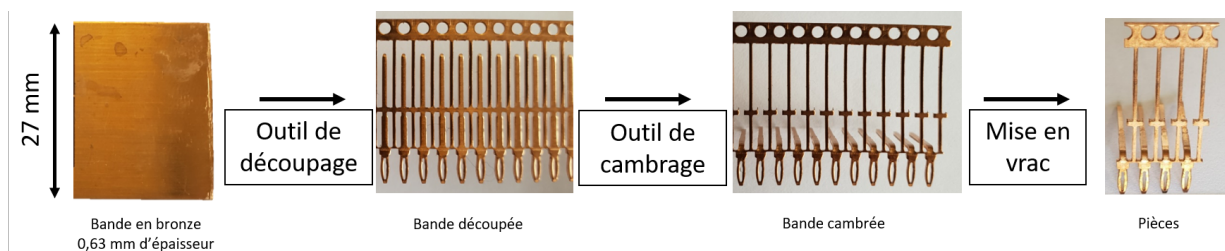


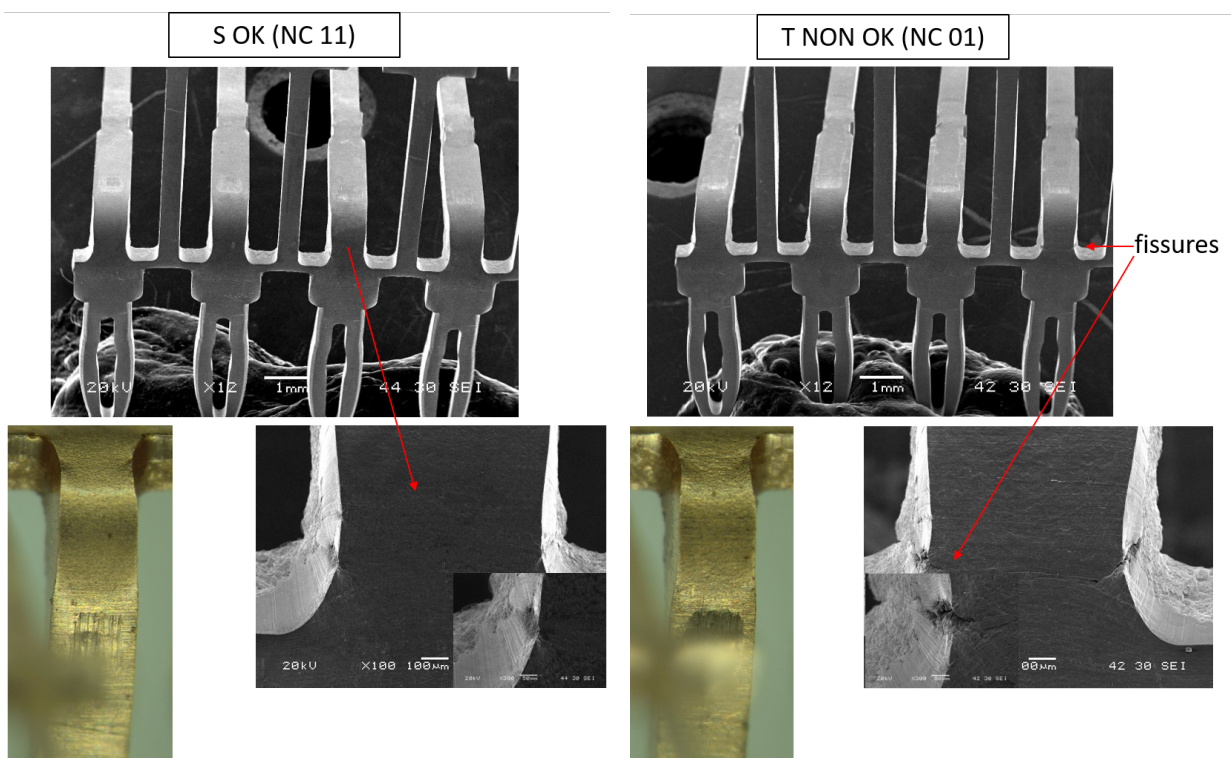
FIGURE A.1 – Schéma du procédé de fabrication des connecteurs de type enfichage

Dans cette étude, deux lots de matière CuSn6P R560 provenant du même fournisseur sont considérés : matériaux **S** et **T** (respectivement coulées S498 et T407). Le matériau **S** est considéré comme la matière qui produit des pièces acceptables (dite OK) et le matériau **T**, la matière qui produit des pièces fissurées (dite NON OK).

Comme illustré sur la figure A.2, les images obtenues à la trinoculaire et au MEB montrent la présence de fissures au niveau du rayon extérieur de cambrage sur les pièces produites avec le matériau **T**. La comparaison des pièces produites avec les matériaux **S** et **T** montre qu'avec le matériau **T**, le rayon extérieur de cambrage présente un aspect peau d'orange plus prononcé, ainsi qu'une striction dans la largeur plus marquée. La zone

fissurée présente des cupules caractéristiques de la rupture ductile. Bien que les fissures apparaissent au bord, il n'y a pas d'influence du sens du profil du bord découpé sur le cambrage (position des zones cisailées et arrachées). Il est à noter que les pièces observées sur la figure A.2 ont été obtenues pour des rayons de cambrage de respectivement 0,2 et 0,6 mm pour les matériaux **S** et **T**. Suite à l'apparition des défauts, l'outil a été modifié de manière à avoir un rayon de cambrage moins sévère mais les défauts étaient toujours présents malgré la modification de l'outil.

Par la suite, le comportement mécanique des deux matériaux est présenté, puis dans un second temps la microstructure de ces matériaux.



(a) Matériau **S** (rayon de cambrage de 0,2 mm)

(b) Matériau **T** (rayon de cambrage de 0,6 mm)

FIGURE A.2 – Observations à la trinoculaire et au MEB des pièces produites avec le matériau **S** (a) et **T** (b)

A.2 Caractérisation mécanique du comportement du bronze

Description des essais de traction

Les moyens d'essais pour la caractérisation mécanique en traction des matériaux **S** et **T** sont les mêmes que pour la nuance Cu-ETP (Chapitre 2).

Du fait de la faible largeur de la tôle de bronze (27 mm), une géométrie d'éprouvette miniature (dite Subsize) a été proposée (figure A.3). Des essais dans la direction de laminage (0° / DL) ainsi que dans la direction transverse (90° / DL) pourront être réalisés grâce à cette géométrie. Au moins trois essais de répétabilité ont été effectués pour une vitesse de déformation d'environ $0,001 \text{ s}^{-1}$.

Des essais complémentaires dans la direction de laminage ont été réalisés avec la géométrie normalisée ASTM E8/E8M. Pour cette géométrie, l'allongement est mesuré à l'aide d'un extensomètre de longueur initiale L_0 de 25 mm.

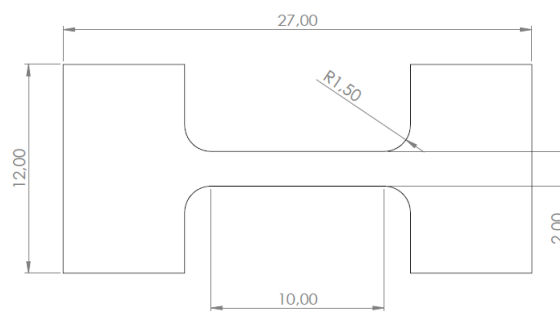


FIGURE A.3 – Géométrie de l'éprouvette de traction Subsize (dimensions en mm)

Le système de corrélation d'images Aramis 3D a été utilisé pour la mesure du champ de déformation sur la surface de l'éprouvette. Il permet de mesurer l'allongement à l'aide d'un extensomètre virtuel pour les éprouvettes Subsize, ainsi que les déformations dans la direction de traction ε_{yy} et la direction transverse ε_{xx} pour les deux géométries. Ces déformations locales seront exploitées comme la moyenne de la déformation sur une surface d'environ $19,5 \text{ mm} \times 5,5 \text{ mm}$ située au centre de la partie utile de l'éprouvette pour l'éprouvette ASTM et une surface d'environ $7 \text{ mm} \times 1,5 \text{ mm}$ pour l'éprouvette Subsize (figure A.4). Il est à noter que pour l'exploitation des données issues d'Aramis, une interpolation linéaire de la mesure de la force machine est réalisée sur la base de temps Aramis. La configuration du système de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D), ainsi que les paramètres d'analyse permettant le calcul des champs sont présentés en annexe B.

Les courbes contrainte-déformation sont obtenues de la même façon que la nuance Cu-ETP (Chapitre 2). Il en est de même pour la détermination du module d'Young E , de la limite élastique $R_{p0,2}$ et de la résistance mécanique R_m (annexe D). La détermination des coefficients d'anisotropie plastique r_0 et r_{90} nécessite le calcul des déformations plastiques longitudinales et transverse qui est fait avec $E = 118,3 \text{ GPa}$ pour le matériau **S**, $E = 113,7 \text{ GPa}$ pour le matériau **T** et $\nu = 0,28$ [121], les modules sont mesurés à partir d'un essai de traction charge-décharge dans la direction de laminage (annexe B).

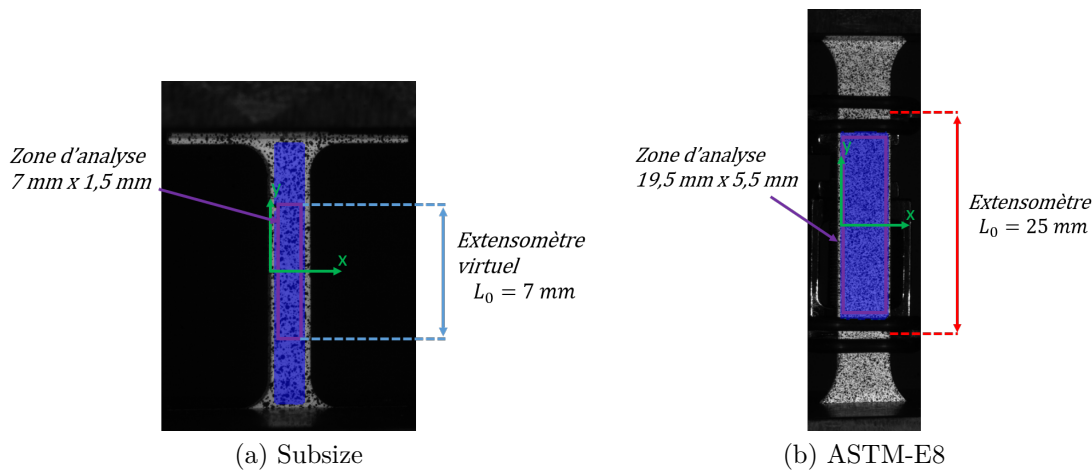


FIGURE A.4 – Mesures Aramis : extensomètre virtuel et zones d'analyse

Comparaison comportement ASTM/Sub. à 0°/ DL

Les champs de déformation ε_{yy} dans la direction de traction issue de la mesure Aramis représentatifs des géométries d'éprouvette Subsize et ASTM sont illustrés sur la figure A.5. Pour chaque géométrie, la figure de gauche représente le champ ε_{yy} à l'instant où la résistance à la traction est atteinte et la figure de droite, l'instant juste avant la rupture. L'instant où la contrainte atteint R_m correspond généralement au début de la striction, ici pour les deux géométries la déformation est homogène dans la zone utile de l'éprouvette jusqu'au début de la striction.

Les courbes contrainte-déformation avec la géométrie ASTM et Subsize dans la direction de laminage sont présentées sur la figure A.6. Les deux géométries ont été testées à des vitesses de déformation similaires proches de $0,001 \text{ s}^{-1}$ ($\dot{\varepsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ pour la géométrie ASTM et $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ pour la géométrie Subsize).

Les essais ASTM ont été réalisés de manière à vérifier la réponse donnée par les essais avec la géométrie Subsize. Malgré une validation de la géométrie Subsize par la simulation numérique, la comparaison des courbes expérimentales dans les mêmes conditions d'essais pour les deux géométries montre une différence en termes de niveau de contrainte. Pour une déformation de 0,1 la différence est de 18,5 MPa pour le matériau **S** et de 22,1 MPa pour le matériau **T**.

Ces différences pourraient s'expliquer par le facteur d'échelle entre la géométrie normalisée ASTM et la géométrie Subsize. De même, les éprouvettes ont été usinées par électroérosion par fil. L'état de surface induit par la méthode d'usinage peut aussi avoir une influence sur le comportement mécanique. On pourrait s'attendre à une influence plus marquée de l'état de surface sur les éprouvettes Subsize du fait de la faible largeur de 2 mm. La piste de l'effet de la vitesse est écartée, des vitesses de déformations similaires ont été utilisées.

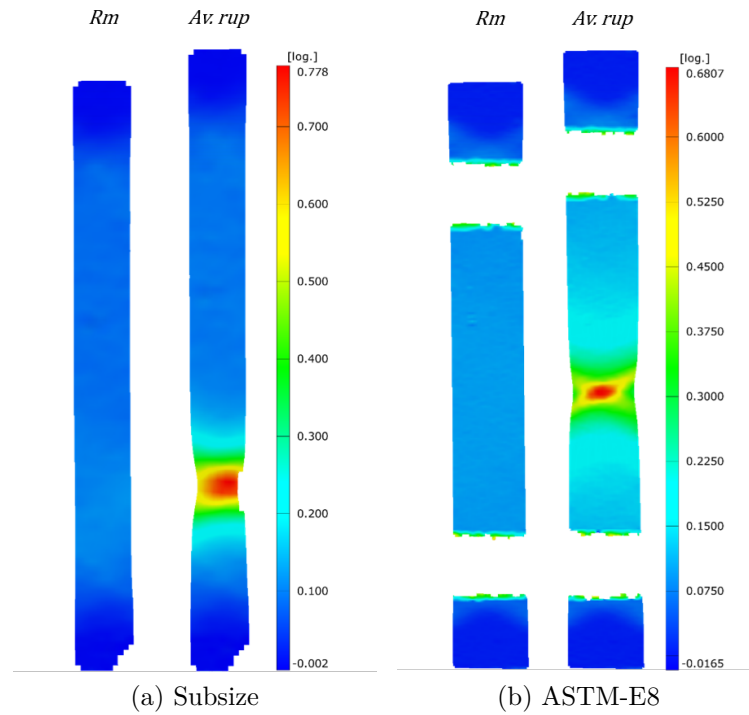


FIGURE A.5 – Champs de déformation ε_{yy} dans la direction de traction issue de la mesure Aramis représentatifs des géométries d'éprouvette Subsize et ASTM pour le matériau **S** dans la direction 0° / DL à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: (a) Subsize (Sub S V1 0DL 02) ; (b) ASTM (ASTM S V1 0DL 02)

Pour chaque géométrie, la comparaison des courbes contrainte-déformation du comportement global des matériaux **S** et **T** donnent les mêmes tendances. Le matériau **T** est plus résistant et plus ductile que le matériau **S**. De même, les valeurs des coefficients d'anisotropie sont cohérentes entre les deux géométries (tableau A.3 pour la géométrie ASTM et tableau A.4a pour la géométrie Subsize). Les données issues des essais avec les éprouvettes Subsize pourront être analysées de manière quantitative en termes d'anisotropie.

En termes de reproductibilité, il y a moins de dispersion sur les courbes contrainte-déformation avec la géométrie ASTM. Les courbes avec le matériau **T** sont plus dispersées à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ pour les essais réalisés avec la géométrie Subsize.

L'analyse de la reproductibilité dans la direction 0° / DL à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$, montre qu'il y a peu de dispersion dans les courbes contrainte-déformation pour le matériau **S** que ce soit pour la géométrie ASTM ou Subsize (annexe B, figures B.2 et B.4). Par ailleurs, les courbes obtenues pour le matériau **T** avec la géométrie Subsize présentent une dispersion plus importante contrairement à celle obtenue avec la géométrie ASTM (annexe B, figures B.3 et B.5). Une plus grande hétérogénéité dans la microstructure du matériau **T** pourrait expliquer la dispersion constatée avec une géométrie d'éprouvette plus petite. L'éprouvette étant usinée sur une surface de la tôle plus petite, un compor-

tement plus local est caractérisé avec la géométrie Subsize. Ceci montre l'importance de la taille de l'éprouvette lors de la caractérisation du comportement lorsque le matériau présente une hétérogénéité.

Les courbes de comportement obtenues avec la géométrie ASTM seront analysées de manière quantitative contrairement à la géométrie Subsize qui seront analysées de manière qualitative.

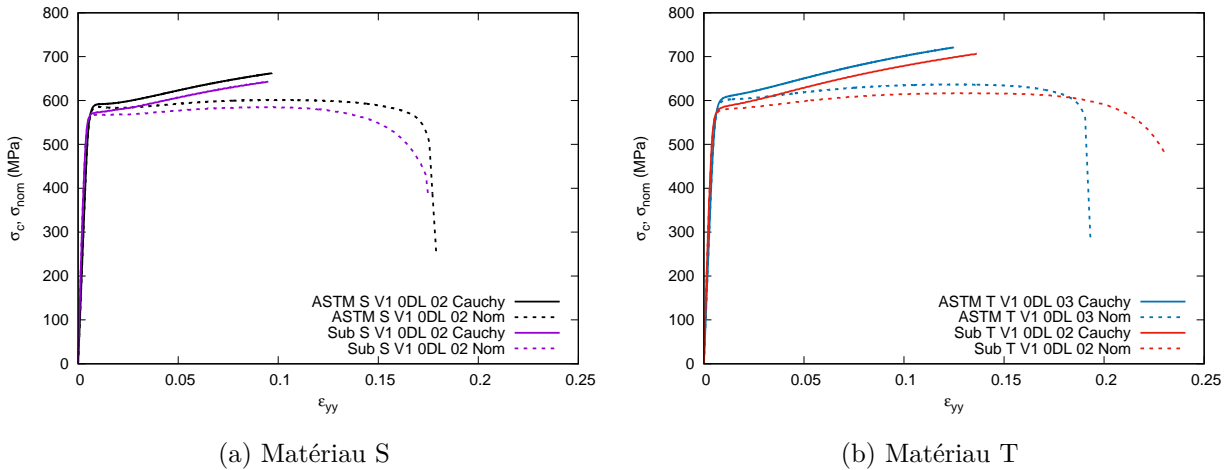


FIGURE A.6 – Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique avec les géométries ASTM et Subsize dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (V1) : (a) Matériau **S**; (b) Matériau **T** (nomenclature : Géométrie éprouvette/Matière/Vitesse/Orientation/N°éprouvette)

Comportement ASTM dans la direction de laminage

Lors des essais qui ont permis d'obtenir les courbes de la figure A.7, la rupture a été localisée à l'intérieur de la zone mesurée par l'extensomètre. La figure présente la comparaison des courbes contrainte-déformation avec la géométrie ASTM pour les matériaux **S** et **T** dans la direction 0° /DL. L'analyse des courbes du comportement global montre que le matériau **T** est plus résistant et plus ductile que le matériau **S**.

Fernandes et Vieira [99, 102] ont étudié un changement de trajet orthogonal sur du cuivre Cu-OF (99,95 %, 1 mm) avec un état initial recuit. Ils observent l'apparition d'une inflexion au niveau de la transition élastique-plastique sur les courbes contrainte-déformation pour un matériau ayant subi une pré-déformation en laminage. De manière similaire à la littérature, le matériau **S** présente une inflexion plus marquée que le matériau **T** sur ses courbes contrainte-déformation. La différence dans l'intensité de l'inflexion entre les matériaux **S** et **T** constitue un marqueur qui montre que les deux matériaux ne sont pas dans le même état. La présence de l'inflexion montre aussi que le traitement thermique subi par les tôles lors du procédé de fabrication ne permet pas d'effacer les

pré-déformations induites par le laminage.

Le tableau A.1 reprend les valeurs mesurées du module d'Young E , de la limite d'élasticité $R_{p0,2}$ et de la résistance à la traction R_m . Les valeurs de la limite d'élasticité et de la résistance à la traction sont plus importantes pour le matériau **T**. Le matériau **S** a une limite d'élasticité $R_{p0,2}$ de 582,8 MPa et une résistance à la traction R_m de 600,9 MPa contre 591,8 MPa et 638 MPa pour le matériau **T**.

Les données matériaux du fournisseur KME pour les matériaux **S** et **T** sont données dans le tableau A.2. Les données matériaux mesurées pour la matière **S** sont cohérentes avec les données KME. Cependant, les valeurs de $R_{p0,2}$ et de R_m mesurées lors des essais sont nettement supérieures aux valeurs données par le fournisseur pour le matériau **T**.

Le tableau A.3 reprend les valeurs des coefficients d'anisotropie plastique dans la direction de laminage. Les valeurs mesurées sont similaires pour les deux matériaux. On notera une faible dispersion des valeurs mesurées.

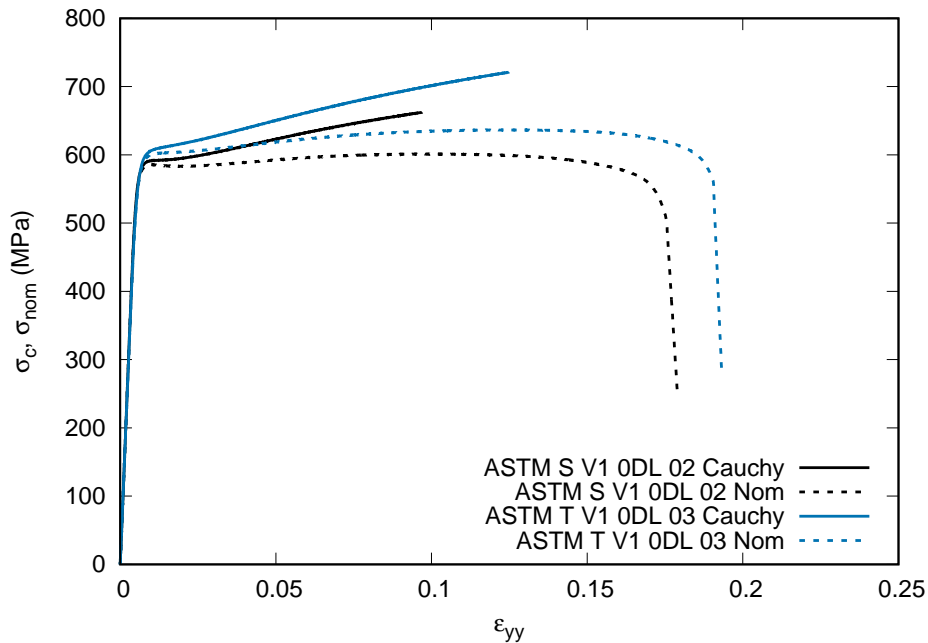


FIGURE A.7 – Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique pour les matériaux **S** et **T** avec la géométrie ASTM à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ (V1)

TABLEAU A.1 – Propriétés mécaniques des matériaux **S** et **T** avec la géométrie ASTM dans la direction 0°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ (V1)

Essais	E (GPa)	$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)
ASTM S V1 0DL 01	114,3	583,7	602,2
ASTM S V1 0DL 02	113,6	583,0	601,4
ASTM S V1 0DL 03	114,9	583,1	600,0
ASTM S V1 0DL 05	114,0	581,4	600,1
Moyenne/Écart type	$114,2 \pm 0,6$	$582,8 \pm 1,0$	$600,9 \pm 1,1$
ASTM T V1 0DL 01	112,5	592,6	639,5
ASTM T V1 0DL 02	114,0	592,4	637,7
ASTM T V1 0DL 03	111,4	590,4	636,7
Moyenne/Écart type	$112,6 \pm 1,3$	$591,8 \pm 1,2$	$638,0 \pm 1,4$

TABLEAU A.2 – Propriétés mécaniques : données du fournisseur KME

	E (GPa)	$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)	$A(\%)$ ($L_0 = 50 \text{ mm}$)
KME S 498	-	582	613	13
KME T 407	-	511	585	18

TABLEAU A.3 – Coefficients d'anisotropie r_0 pour les matériaux **S** et **T** avec la géométrie ASTM à la vitesse $\dot{\epsilon}_1 \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (V1)

Essais	r_0
ASTM S V1 0DL 01	0,793
ASTM S V1 0DL 02	0,784
ASTM S V1 0DL 05	0,801
Moyenne/Écart type	$0,793 \pm 0,009$
ASTM T V1 0DL 01	0,780
ASTM T V1 0DL 02	0,779
ASTM T V1 0DL 03	0,775
Moyenne/Écart type	$0,778 \pm 0,003$

Comportement Sub. à 0°/ DL et 90°/ DL

Lors des essais qui ont permis d'obtenir les courbes de la figure A.8, la rupture a été localisée à l'intérieur de la zone mesurée par l'extensomètre virtuel. La figure présente la comparaison des courbes contrainte-déformation avec la géométrie Subsize pour les matériaux **S** et **T** dans les directions 0°/ DL et 90°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$. De manière générale, l'analyse des courbes du comportement global montre d'une part que quelque soit l'orientation, le matériau **T** est plus résistant que le matériau **S** et d'autre part, que les niveaux de contrainte sont plus importants dans la direction 90°/ DL peu importe le matériau.

Le tableau A.4 reprend les valeurs des coefficients d'anisotropie plastique r_0 et r_{90} pour les matériaux **S** et **T**. On notera une plus faible dispersion des valeurs mesurées pour la

direction 0° / DL comparée à la direction 90° / DL. Pour la direction à 0° / DL, r_0 vaut environ 0,8 pour les deux matériaux. Le coefficient est inférieur à 1, la déformation va avoir tendance à se localiser dans l'épaisseur de la tôle. Pour la direction 90° / DL, r_{90} vaut respectivement 1,5 et 2,2 pour les matériaux **S** et **T**. On note une différence en termes d'anisotropie entre les deux matériaux à 90° / DL. Le coefficient étant supérieur à 1, la déformation aura tendance à se localiser dans la largeur.

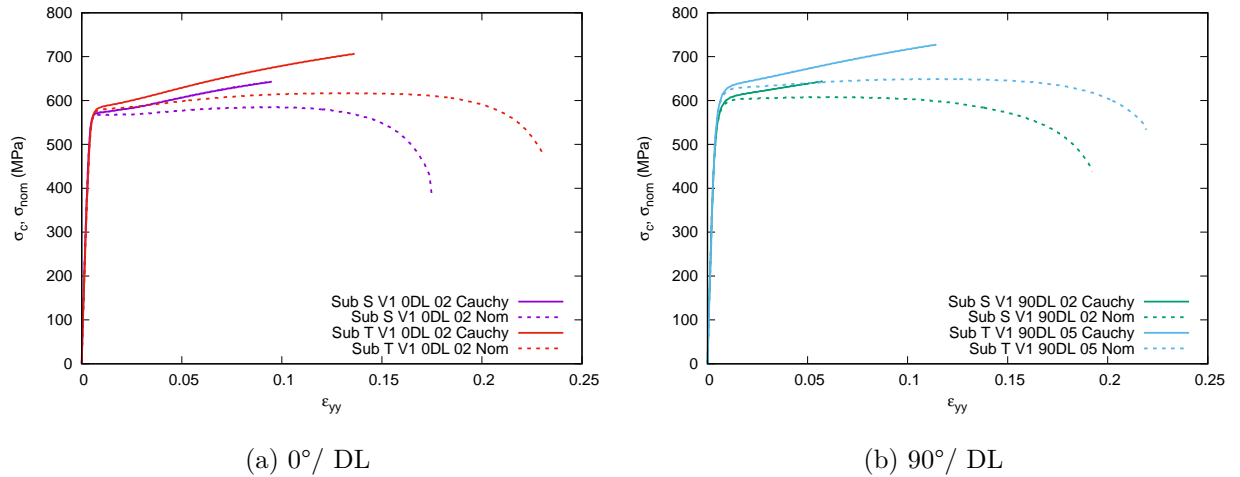


FIGURE A.8 – Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique avec la géométrie Subsize à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : (a) 0° / DL ; (b) 90° / DL

TABLEAU A.4 – Coefficients d'anisotropie r_0 et r_{90} pour les matériaux **S** et **T** avec la géométrie Subsize à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1)

(a) r_0		(b) r_{90}	
Essais	r_0	Essais	r_{90}
Sub S V1 0DL 02	0,792	Sub S V1 90DL 01	1,498
Sub S V1 0DL 04	0,785	Sub S V1 90DL 02	1,534
Sub S V1 0DL 05	0,795	Sub S V1 90DL 03	1,506
Moyenne/Écart type	$0,791 \pm 0,005$	Moyenne/Écart type	$1,512 \pm 0,019$
Sub T V1 0DL 01	0,793	Sub T V1 90DL 01	2,231
Sub T V1 0DL 02	0,791	Sub T V1 90DL 02	2,186
Sub T V1 0DL 04	0,786	Sub T V1 90DL 03	2,199
Sub T V1 0DL 05	0,782	Sub T V1 90DL 05	2,158
Moyenne/Écart type	$0,788 \pm 0,005$	Moyenne/Écart type	$2,193 \pm 0,030$

Application au procédé

Au cours du procédé, les connexions sont cambrées selon la direction transverse de la tôle (90° / DL). La largeur de cambrage est d'environ 0,85 mm, l'état des contraintes aura tendance à se rapprocher de la traction du fait de la faible largeur. En pliage, dans le cas d'un procédé où la déformation est homogène le long de la direction transverse, une formule théorique permet d'estimer la déformation dans la direction de pliage, la déformation dans la direction transverse au sens de pliage est déduite avec le coefficient d'anisotropie r_{90} :

- Déformation longitudinale : $\varepsilon_{yy} = \frac{e_0}{2R}$ où R est le rayon de pliage et e_0 l'épaisseur de la tôle.
- Déformation transverse : $\varepsilon_{xx} = \frac{-r_{90}}{1+r_{90}}\varepsilon_{yy}$ où ε_{yy} est la déformation longitudinale et r_{90} le coefficient d'anisotropie dans la direction 90° / DL.

Les valeurs de ε_{yy} et ε_{xx} théoriques sont présentées dans le tableau A.5 en supposant une déformation homogène. Pour un rayon R de 0,6 mm, la déformation longitudinale théorique ε_{yy} dans le sens du pliage est d'environ 0,53 pour les matériaux **S** et **T**, et les déformations transverses ε_{xx} sont respectivement de -0,32 et -0,36 pour les matériaux **S** et **T**. Lors du pliage on va avoir tendance à avoir une striction plus importante dans la largeur pour le matériau **T**. Cette différence entre les matériaux **S** et **T** peut suffire à franchir la limite acceptable/non acceptable du procédé dans le cas où le procédé fonctionnerait proche de cette limite.

Au cours des essais de traction, la mesure des champs de déformation locale avec le dispositif Aramis permet de déterminer une déformation locale à la rupture ε_{yy}^f selon la direction 90° / DL. Ces mesures permettent d'avoir une estimation de la formabilité des matériaux **S** et **T** pour un trajet de déformation en traction. Le tableau A.6 reprend les valeurs ε_{yy}^f mesurées lors des essais de traction pour les matériaux **S** et **T** dans la direction 90° / DL à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1). A la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$, les déformations à la rupture sont respectivement d'environ 0,8 et 0,7 pour les matériaux **S** et **T**. Localement, le matériau **S** serait plus ductile que le matériau **T**. On peut observer une tendance contraire au comportement global des matériaux.

La comparaison des valeurs à la rupture ε_{yy}^f avec la déformation théorique ε_{yy} montre qu'on travaille en dessous des limites du procédé pour un rayon de pliage R de 0,6 mm. Si on considère le rayon de pliage initial de 0,2 mm, la déformation théorique ε_{yy} est nettement supérieure à la déformation à la rupture des deux matériaux. Théoriquement, on pourrait s'attendre à des fissures pour le rayon R de 0,2 mm. Il est à noter que les essais de traction ainsi que la formule théorique de pliage consistent en une première approche pour l'estimation des déformations à la rupture ε_{yy}^f et des déformations théoriques en rayon de pliage ε_{yy} . Lors du procédé, l'effet de la vitesse de déformation ainsi que les conditions tribologiques vont avoir une influence sur le résultat de la rupture.

Les valeurs des déformations à la rupture dans la direction 0°/ DL sont présentées en Annexe C.

TABLEAU A.5 – Déformation longitudinale ε_{yy} et transverse ε_{xx} calculées à partir des formules théoriques en pliage

	e_0 (mm)	R (mm)	r_{90}	ε_{yy}	ε_{xx}
S 498	0,63	0,6	1,512	0,525	-0,316
T 407	0,63	0,6	2,193	0,525	-0,361
S 498	0,63	0,2	1,512	1,575	-0,948
T 407	0,63	0,2	2,193	1,575	-1,082

TABLEAU A.6 – Déformation à la rupture ε_{yy}^f dans la direction de traction mesurée avec Aramis, pour les matériaux **S** et **T** dans la direction 90°/ DL avec la géométrie Subsize à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) [* localisation initiée par une entaille sur un côté de l'éprouvette]

Essais	ε_{yy}^f
Sub S V1 90DL 01	0,796
Sub S V1 90DL 02	0,819
Sub S V1 90DL 03	0,782
Moyenne/Écart type	$0,799 \pm 0,019$
Sub T V1 90DL 01	0,697
Sub T V1 90DL 02	0,718
Sub T V1 90DL 03*	0,701
Sub T V1 90DL 05	0,694
Moyenne/Écart type	$0,702 \pm 0,011$

A.3 Étude de la microstructure

L'état de la microstructure conditionne le comportement du matériau et son aptitude à être mis en forme. C'est pourquoi nous allons nous intéresser à l'état de la microstructure des matériaux **S**498 et **T**407. L'observation de la microstructure au microscope optique nécessite une préparation métallographique. Elle a été réalisée à partir d'échantillons de matière **S** et **T** prélevés dans des bandes de 27 mm de large et d'épaisseur 0,63 mm (enrobage, polissage mécanique et attaque chimique). L'attaque chimique utilisée est une solution contenant 5 g de perchlorure de fer (FeCl_3), 15 mL d'acide chlorhydrique (HCl) et 100 mL d'éthanol [122]. Les matériaux **S** et **T** ont été plongés pendant respectivement 10 et 15 s dans la solution. Les observations ont été réalisées avec un microscope optique Olympus Provis AX70 (caméra Olympus SC50). Les figures A.9 et A.10 montrent les microstructures observées pour respectivement les matériaux **S** et **T** pour différents grossissements. La comparaison des images obtenues pour les matériaux **S** et **T** montre que le

matériau **S** présente une microstructure relativement homogène et plus fine que le matériau **T**. Le matériau **T** présente une distribution de la taille des grains. La microstructure est hétérogène avec la présence d'amas formant de gros grains. Les joints de grains n'étant pas si marqués, il est quand même possible d'estimer une taille de grains approximatif. La taille des grains est trouvée entre 8 et 9 μm pour les deux matériaux. Par contre, le matériau **T** présente des gros grains qui vont jusqu'à 20 μm . L'observation de l'état de la microstructure montre une différence dans la taille et la répartition des grains entre les matériaux **S** et **T**. La présence d'une distribution de la taille des grains pourrait être à l'origine de la différence de comportement au pliage du matériau **T**.

Matériau S



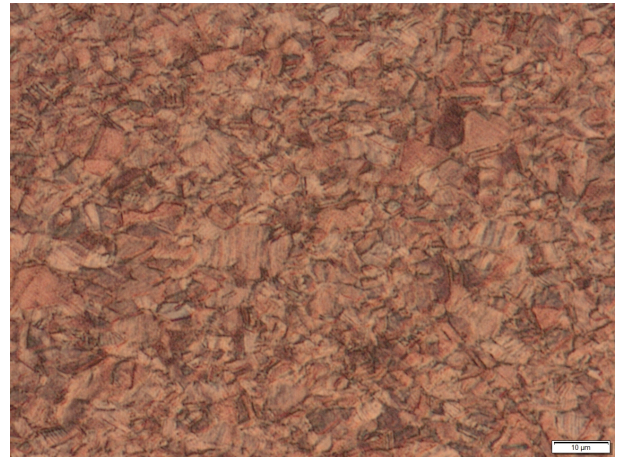
(a) Grossissement X20



(b) Grossissement X20



(c) Grossissement X50



(d) Grossissement X50



(e) Grossissement X100



(f) Grossissement X100

FIGURE A.9 – Observations au microscope optique de la microstructure du matériau S498 pour différents grossissements (observation dans le plan de la tôle : direction 0° / DL orientée dans la largeur de l'image ; attaque : 10 s)

Matériau T



(a) Grossissement X20



(b) Grossissement X20



(c) Grossissement X50



(d) Grossissement X50



(e) Grossissement X100



(f) Grossissement X100

FIGURE A.10 – Observations au microscope optique de la microstructure du matériau T407 pour différents grossissements (observation dans le plan de la tôle : direction 0° / DL orientée dans la largeur de l'image ; attaque : 14 s)

A.4 Conclusion

Au cours du procédé, le matériau **T** produit des pièces avec des fissures sur le rayon extérieur de cambrage contrairement au matériau **S** qui est le matériau de référence qui produit des pièces jugées acceptables. Lors de cette étude, la présence des fissures sur le rayon extérieur de cambrage sur les pièces produites avec la matière **T** a été mise en évidence par des images réalisées à la trinoculaire et au MEB. La présence de cupules montre une rupture ductile des pièces.

Le comportement mécanique des deux matériaux **S** et **T** a été étudié. Les essais dans la direction de laminage avec la géométrie ASTM ont montré des différences par rapport aux données du fournisseur. D'après les données KME, le matériau **T** est plus ductile mais moins résistant que le matériau **S**. Ici, nous avons montré que le matériau **T** est plus ductile et plus résistant que le matériau **S**. Les coefficients d'anisotropie plastique dans la direction 90° /DL sont de l'ordre de 2,2 pour le matériau **T** et 1,5 pour le matériau **S**. Ce sont des matériaux qui vont avoir tendance à se déformer plus dans la largeur lors du cambrage. La striction dans la largeur sera plus importante pour le matériau **T**. Ces valeurs sont en accord avec les observations des pièces qui montrent une striction plus prononcée pour le matériau **T**.

L'étude de la microstructure a montré la présence d'une distribution de la taille des grains avec la présence de gros grains dans le matériau **T** qui pourrait être à l'origine de la différence de comportement par rapport à la matière **S** qui a une microstructure plus fine et plus homogène.

DONNÉES COMPLÉMENTAIRES À LA CARACTÉRISATION MÉCANIQUE DU BRONZE

Paramètres de corrélation d'images

TABLEAU B.1 – Système et paramètres d'analyse Aramis 3D pour le bronze

Configurations	Config. Subzise	Config. ASTM
Camera	ARAMIS 4M	ARAMIS 4M
Image resolution	2352 x 1728 pixels ²	2352 x 1728 pixels ²
Lens (focal length)	50 mm	50 mm
Field-of-View/Measuring volume	50 x 35 x 20 mm ³	80 x 60 x 40 mm ³
Image Scale	45,9 pixels/mm	28,1 pixels/mm
Stereo-Angle	21,3 degrees	16,6 degrees
Stand-off Distance	250 mm	340 mm
Image Acquisition Rate	5 Hz	5 Hz
Shutter time	12 ms	15 ms
Subset Size	15 pixels / 0,327 mm	15 pixels / 0,535 mm
Step Size	4 pixels / 0,087 mm	4 pixels / 0,413 mm
Strain Noise-Floor	9 $\mu\text{m}/\text{m}$	16 $\mu\text{m}/\text{m}$

Détermination du module d'Young (E) par essais charge-décharge

Des essais de traction charge-décharge avec la géométrie ASTM ont été réalisés dans la direction de laminage sur les matériaux **S** et **T** à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$. La déformation est mesurée avec l'extensomètre. Les cycles ont été réalisés pour des contraintes allant de 10 MPa à 350 MPa de manière à rester dans le domaine d'élasticité. Lors des essais cycliques 6 pentes ont été mesurées, la première pente n'est pas prise en compte dans le calcul de la valeur moyenne du module. Les courbes charge-décharge ainsi que les valeurs des modules mesurées correspondent respectivement à la figure B.1 et au tableau B.2.

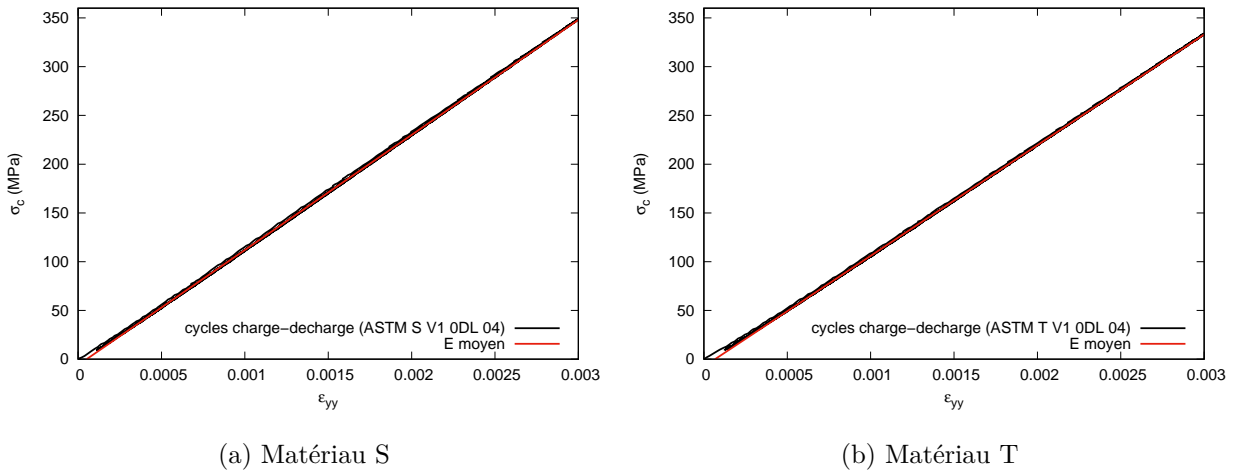


FIGURE B.1 – Courbes charge-décharge de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation logarithmique avec les géométries ASTM dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (V1) : (a) Matériau **S** ; (b) Matériau **T**

TABLEAU B.2 – Valeurs des modules d'Young mesurées lors des essais de charge-décharge avec la géométrie ASTM, dans la direction de laminage avec la géométrie à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (V1) pour les matériaux **S** et **T**

(a) Matériau S		(b) Matériau T	
Charge	E (GPa)	Charge	E (GPa)
Charge 1	117,5	Charge 1	112,6
Charge 2	118,3	Charge 2	113,6
Charge 3	118,4	Charge 3	113,7
Charge 4	118,4	Charge 4	113,6
Charge 5	118,4	Charge 5	113,7
Charge 6	118,3	Charge 6	113,7
Moyenne/Écart type	118,3 ± 0,05	Moyenne/Écart type	113,7 ± 0,03

Essais de répétabilité, courbes contrainte-déformation

ASTM à 0°/ DL pour $\dot{\epsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$

Matériau S

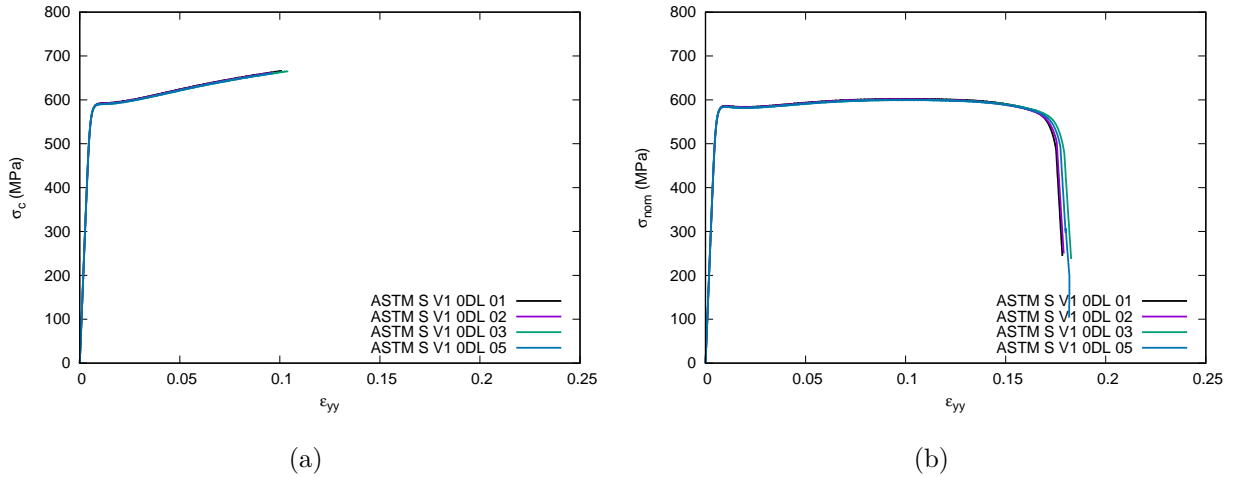


FIGURE B.2 – Essais de répétabilité pour le matériau S avec la géométrie ASTM dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Matériau T

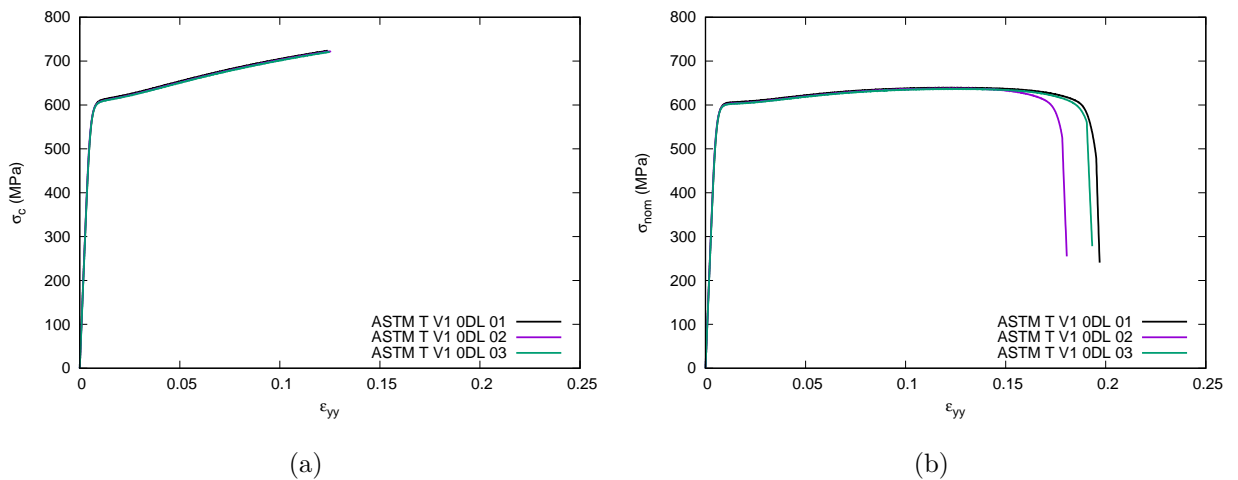


FIGURE B.3 – Essais de répétabilité pour le matériau T avec la géométrie ASTM dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0013 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Sub. à 0°/ DL pour $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$

Matériau S

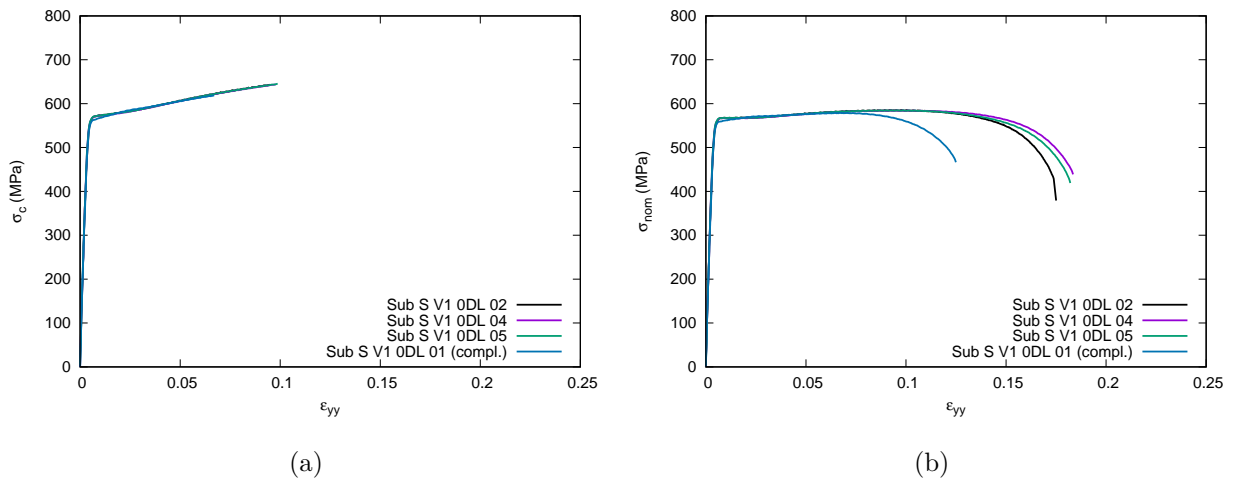


FIGURE B.4 – Essais de répétabilité pour le matériau **S** avec la géométrie Subsize dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Matériau T

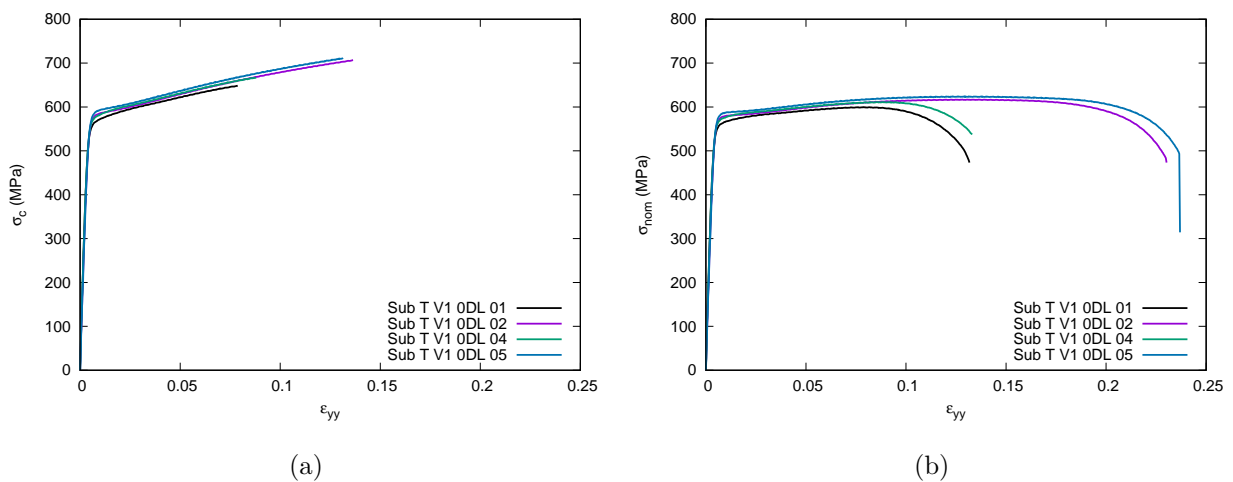


FIGURE B.5 – Essais de répétabilité pour le matériau **T** avec la géométrie Subsize dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Sub. à 90°/ DL pour $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$

Matériau S

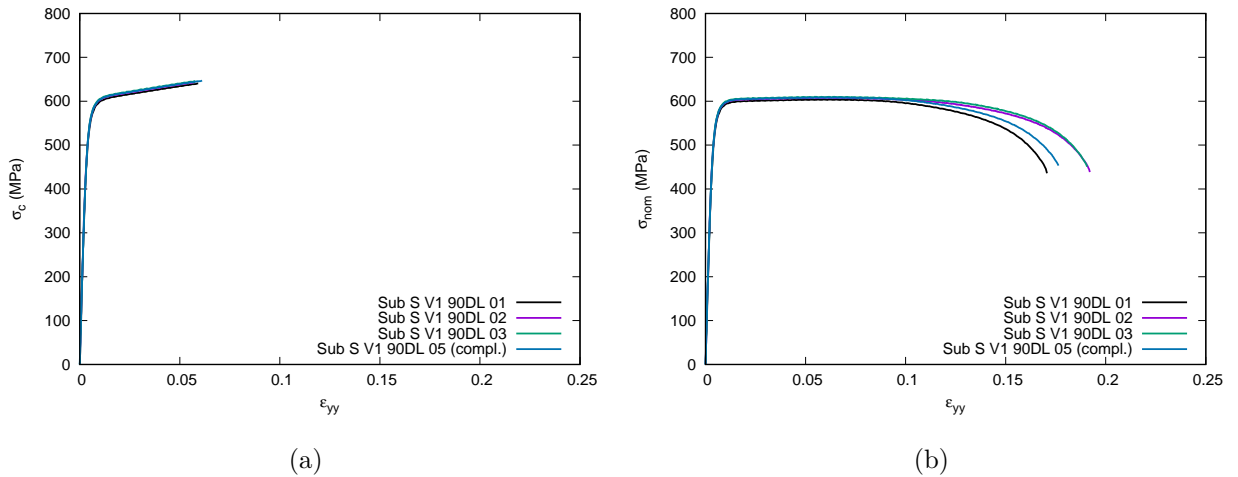


FIGURE B.6 – Essais de répétabilité pour le matériau **S** avec la géométrie Subsize dans la direction 90°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Matériau T

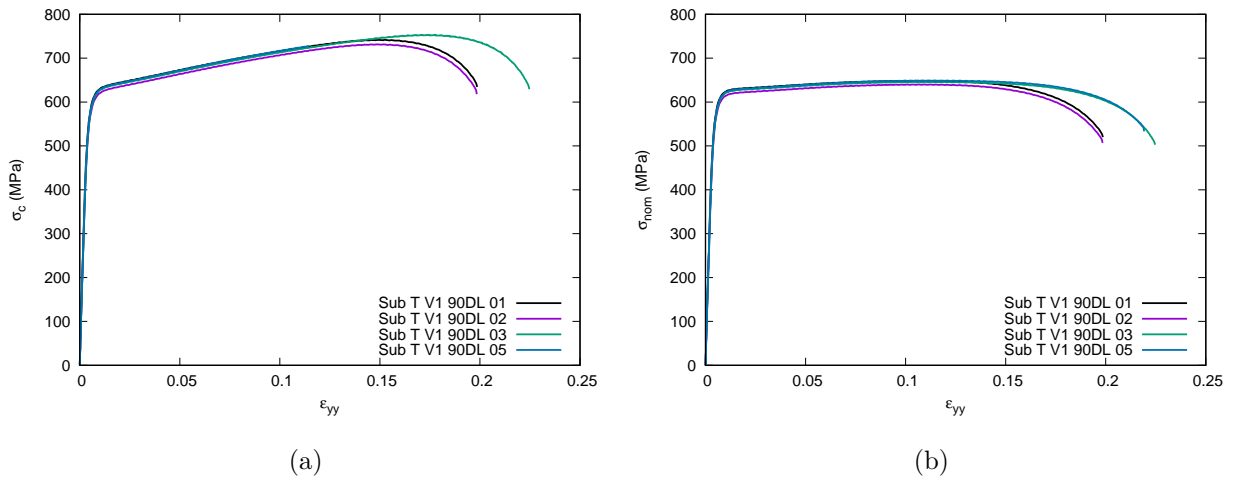


FIGURE B.7 – Essais de répétabilité pour le matériau **T** avec la géométrie Subsize dans la direction 90°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) : courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Déformations à la rupture

TABLEAU B.3 – Déformation à la rupture ε_{yy}^f dans la direction de traction mesurée avec Aramis, pour les matériaux **S** et **T** dans la direction de laminage avec la géométrie Subsize à la vitesse $\dot{\varepsilon} \approx 0,0014 \text{ s}^{-1}$ (V1) [* localisation initiée par une entaille sur un côté de l'éprouvette]

Essais	ε_{yy}^f
Sub S V1 0DL 02	0,779
Sub S V1 0DL 04	0,762
Sub S V1 0DL 05	0,776
Moyenne/Écart type	0,772 \pm 0,009
Sub T V1 0DL 01*	0,848
Sub T V1 0DL 02	0,802
Sub T V1 0DL 04*	0,680
Sub T V1 0DL 05	0,722
Moyenne/Écart type	0,763 \pm 0,076

CARACTÉRISATION MÉCANIQUE :

PARAMÈTRES DE CORRÉLATION

D'IMAGES

Essais de traction uniaxiale

La configuration du système de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D), ainsi que les paramètres d'analyse permettant le calcul des champs sont présentés dans le tableau C.1. La mesure du bruit a été réalisée à partir d'un jeu de 20 images enregistrées à vide. Ensuite, à partir d'une mesure moyenne de la déformation ε_{yy} sur une surface (25 mm \times 5,5 mm), l'image pour laquelle la déformation est maximale est repérée et cette déformation maximale est prise comme la valeur de l'erreur sur la mesure de la déformation.

TABLEAU C.1 – Système et paramètres d'analyse de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) pour les essais de traction uniaxiale, tableau proposé par [123]

Camera	ARAMIS 4M
Image resolution	2352 x 1728 pixels ²
Lens (focal length)	50 mm
Field-of-View/Measuring volume	65 x 45 x 30 mm ³
Image Scale	37,1 pixels/mm
Stereo-Angle	24,3°
Stand-off Distance	290 mm
Image Acquisition Rate	5 Hz
Subset Size	12 pixels / 0,324 mm
Step Size	6 pixels / 0,162 mm
Strain Noise-Floor (ε_{yy})	33 μ m/m

Essais de cisaillement simple

La configuration du système de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D), ainsi que les paramètres d'analyse permettant le calcul des champs sont présentés dans le tableau C.2. La mesure du bruit a été réalisée à partir d'un jeu de 10 images enregistrées à vide. Ensuite, à partir d'une mesure moyenne de la déformation ε_{xy} sur une surface (30 mm \times

1 mm), l'image pour laquelle la déformation est maximale est repérée et cette déformation maximale est prise comme la valeur de l'erreur sur la mesure de la déformation.

TABLEAU C.2 – Système et paramètres d'analyse de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) pour les essais de cisaillement simple

Camera	ARAMIS 4M
Image resolution	2352 x 1728 pixels ²
Lens (focal length)	50 mm
Field-of-View/Measuring volume	65 x 45 x 30 mm ³
Image Scale	61,8 pixels/mm
Stereo-Angle	24,3°
Stand-off Distance	290 mm
Image Acquisition Rate	0,5 Hz
Subset Size	20 pixels / 0,324 mm
Step Size	12 pixels / 0,194 mm
Strain Noise-Floor on ε_{xy}	33 $\mu\text{m}/\text{m}$

Essais de gonflement hydraulique quasi-statique

La configuration du système de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D), ainsi que les paramètres d'analyse permettant le calcul des champs sont présentés dans le tableau C.3. La mesure du bruit a été réalisée à partir d'un jeu de 20 images enregistrées à vide. Ensuite, à partir d'une mesure moyenne de la déformation ε_{zz} sur la surface disponible sur le flan, l'image pour laquelle la déformation est maximale est repérée et cette déformation maximale est prise comme la valeur de l'erreur sur la mesure de la déformation.

TABLEAU C.3 – Système et paramètres d'analyse de stéréo-corrélation d'images (Aramis 3D) pour les essais de gonflement hydraulique quasi-statique

Camera	ARAMIS 4M
Image resolution	2352 x 1728 pixels ²
Lens (focal length)	50 mm
Field-of-View/Measuring volume	90 x 65 x 45 mm ³
Image Scale	21,9 pixels/mm
Stereo-Angle	26,3°
Stand-off Distance	360 mm
Image Acquisition Rate	0,67 Hz
Subset Size	12 pixels / 0,547 mm
Step Size	7 pixels / 0,319 mm
Strain Noise-Floor on ε_{zz}	29 $\mu\text{m}/\text{m}$

Essais de gonflement hydraulique dynamique

La configuration du système de stéréo-corrélation d'images, ainsi que les paramètres d'analyse permettant le calcul des champs sont présentés dans le tableau C.4. La mesure du bruit a été réalisée à partir d'un jeu de 20 images enregistrées à vide. Ensuite, à partir d'une mesure moyenne de la déformation ε_{zz} sur la surface disponible sur le flan, l'image pour laquelle la déformation est maximale est repérée et cette déformation maximale est prise comme la valeur de l'erreur sur la mesure de la déformation.

TABLEAU C.4 – Système et paramètres d'analyse de stéréo-corrélation d'images avec le logiciel Aramis pour les essais de gonflement hydraulique dynamique

Camera	Fastcam SA5
Image resolution	512 x 272 pixels ²
Lens (focal length)	105 mm
Field-of-View/Measuring volume	74,4 x 73,9 x 53 mm ³
Image Scale	13,7 pixels/mm
Stereo-Angle	25,9°
Stand-off Distance	530 mm
Image Acquisition Rate	50 000 Hz
Subset Size	12 pixels / 0,877 mm
Step Size	6 pixels / 0,439 mm
Strain Noise-Floor on ε_{zz}	40 $\mu\text{m}/\text{m}$

CARACTÉRISATION MÉCANIQUE :

DONNÉES COMPLÉMENTAIRES EN

TRACTION

D.1 Détermination du module d'Young (E), de $R_{p0,2}$ et R_m

Les valeurs du module d'Young E , de la limite d'élasticité $R_{p0,2}$ et de la résistance à la traction R_m sont obtenues à partir des courbes contrainte-déformation issues de la mesure par stéréo-corrélation d'images (figure D.1 ; tableau D.1).

- E et $R_{p0,2}$ sont obtenues à partir des courbes contrainte de Cauchy-déformation logarithmique (figure D.1a). Une régression linéaire est effectuée sur la partie élastique de la courbe estimée dans l'intervalle de contrainte allant de 0 à 150 MPa. La pente de la droite correspond au module d'Young.

La valeur de $R_{p0,2}$ est obtenue en traçant une droite parallèle à celle qui a permis de déterminer le module, cette droite passe par le point qui a pour abscisse 0,2 % et une ordonnée nulle. $R_{p0,2}$ est la contrainte au point d'intersection de la droite et la courbe contrainte-déformation. Lors de la détermination de $R_{p0,2}$, E est pris comme le module moyen pour l'orientation considérée.

- La valeur de la résistance à la traction est obtenue à partir des courbes contrainte nominale-déformation logarithmique (figure D.1b). Elle correspond à la valeur maximale de la contrainte mesurée lors de la déformation de l'éprouvette.

D.2 Détermination du module d'Young (E) par essais charge-décharge

Un essai de traction charge-décharge a été réalisé dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$. L'allongement ΔL est mesuré à l'aide d'un extensomètre de longueur initiale L_0 de 25 mm. Ce qui permet de calculer la déformation logarithmique selon la formule $\varepsilon_{yy} = \ln\left(1 + \frac{\Delta L}{L_0}\right)$. Les cycles ont été réalisés pour des contraintes allant

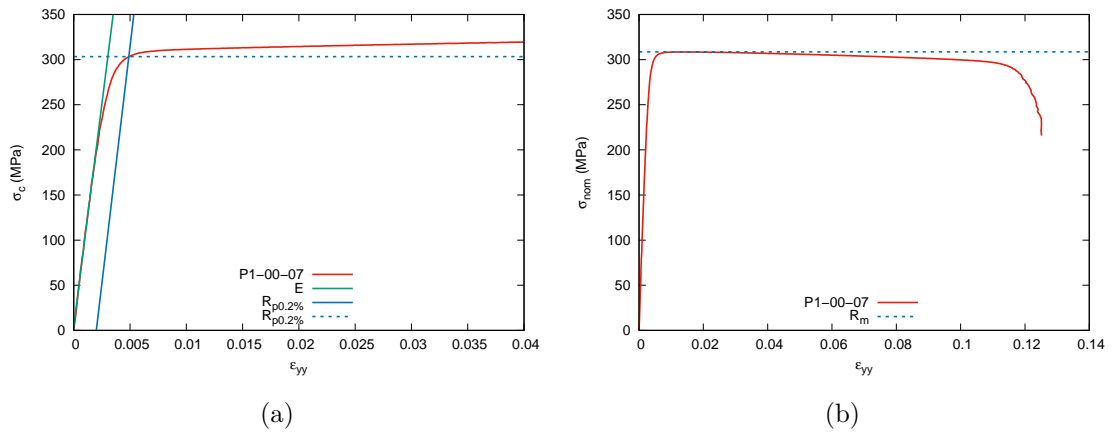


FIGURE D.1 – (a) Détermination de E et $R_{p0,2}$ à partir de la courbe contrainte de Cauchy-déformation logarithmique; (b) Détermination de R_m à partir de la courbe contrainte nominale-déformation logarithmique

de 10 MPa (50 N) à 150 MPa (720 N) de manière à rester dans le domaine d'élasticité. Lors des essais cycliques 6 pentes ont été mesurées, la première pente n'est pas prise en compte dans le calcul de la valeur moyenne du module. Les courbes charge-décharge ainsi que les valeurs des modules mesurées correspondent respectivement à la figure D.2 et au tableau D.2.

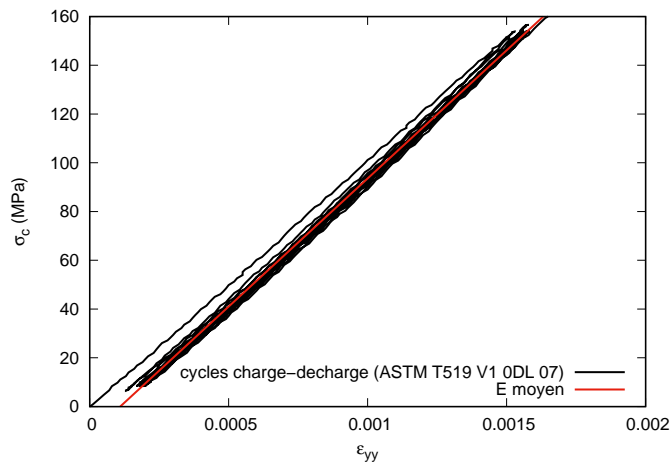


FIGURE D.2 – Courbes charge-décharge de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation logarithmique dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$

TABLEAU D.1 – Propriétés mécaniques pour différentes orientations (0°, 15°, 30°, 45°, 60°, 75°, 90°/DL) à une vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$ (valeurs barrées non prises en compte dans le calcul de la moyenne et l'écart type)

Essais	E (GPa)	$R_{p0,2}$ (MPa)	R_m (MPa)
P1-00-06	107,0	303,9	308,6
P1-00-07	102,6	303,3	308,6
T519 V1 0DL 04	95,4	303,1	307,9
Moyenne/Écart type	104,8 ± 3,1	303,6 ± 0,4	308,6 ± 0,0
P1-15-02	103,1	298,2	304,2
P1-15-03	97,3	297,7	304,5
P1-15-04	98,9	297,7	303,6
Moyenne/Écart type	99,8 ± 3,0	297,9 ± 0,3	304,1 ± 0,5
P1-30-01	111,0	290,3	299,8
P1-30-02	112,2	292,1	300,5
P1-30-03	114,6	293,0	301,2
Moyenne/Écart type	112,6 ± 1,9	291,8 ± 1,4	300,5 ± 0,7
P1-45-01	104,1	294,0	305,0
P1-45-02	109,8	292,6	304,8
P1-45-03	108,2	293,4	304,5
Moyenne/Écart type	107,4 ± 3,0	293,3 ± 0,7	304,8 ± 0,2
P2-60-01	109,9	292,2	302,8
P2-60-02	110,9	291,5	302,8
P2-60-03	102,6	289,4	303,1
P2-60-04	109,2	291,3	301,7
Moyenne/Écart type	108,2 ± 3,8	291,1 ± 1,2	302,6 ± 0,6
P1-75-01	109,5	296,9	306,4
P1-75-02	112,6	297,9	307,4
P1-75-03	108,8	295,2	304,9
Moyenne/Écart type	110,3 ± 2,0	296,7 ± 1,4	306,3 ± 1,3
P1-90-01	114,4	301,6	310,3
P1-90-02	111,4	300,5	310,1
P1-90-03	110,7	302,1	311,5
Moyenne/Écart type	112,2 ± 2,0	301,4 ± 0,8	310,6 ± 0,7

TABLEAU D.2 – Valeurs des modules d'Young mesurées lors des essais de charge-décharge dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$

Charge	E (GPa)
Charge 1	101,7
Charge 2	104,8
Charge 3	104,9
Charge 4	105,1
Charge 5	105,3
Charge 6	105,3
Moyenne/Écart type	105,1 ± 0,2

CARACTÉRISATION MÉCANIQUE : ESSAIS DE RÉPÉTABILITÉ EN TRACTION ET CISAILLEMENT

E.1 Essais de traction

Essais à 0°/ DL

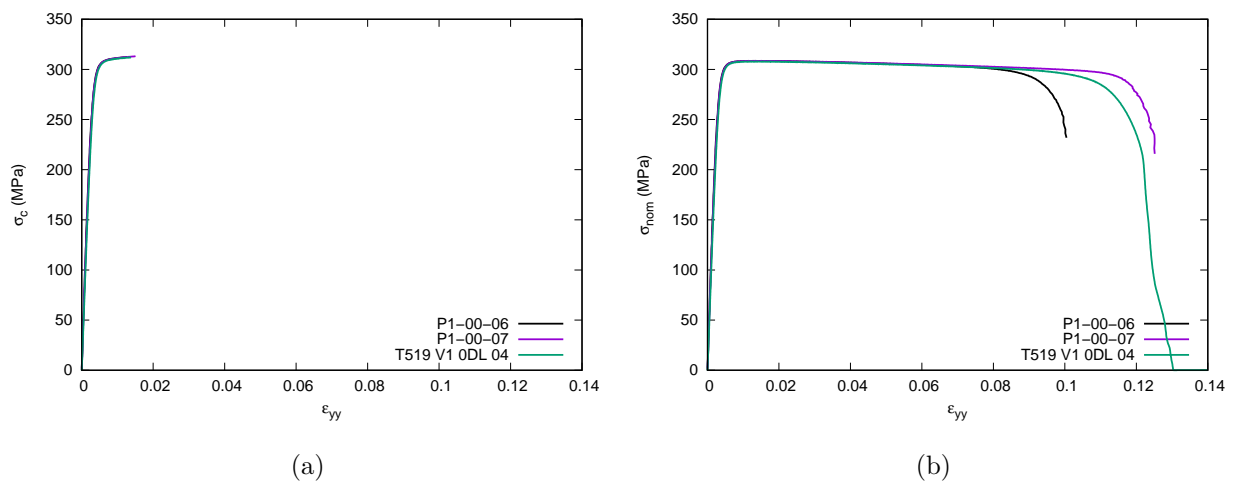


FIGURE E.1 – Essais de répétabilité dans la direction de laminage à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Essais à 15°/ DL

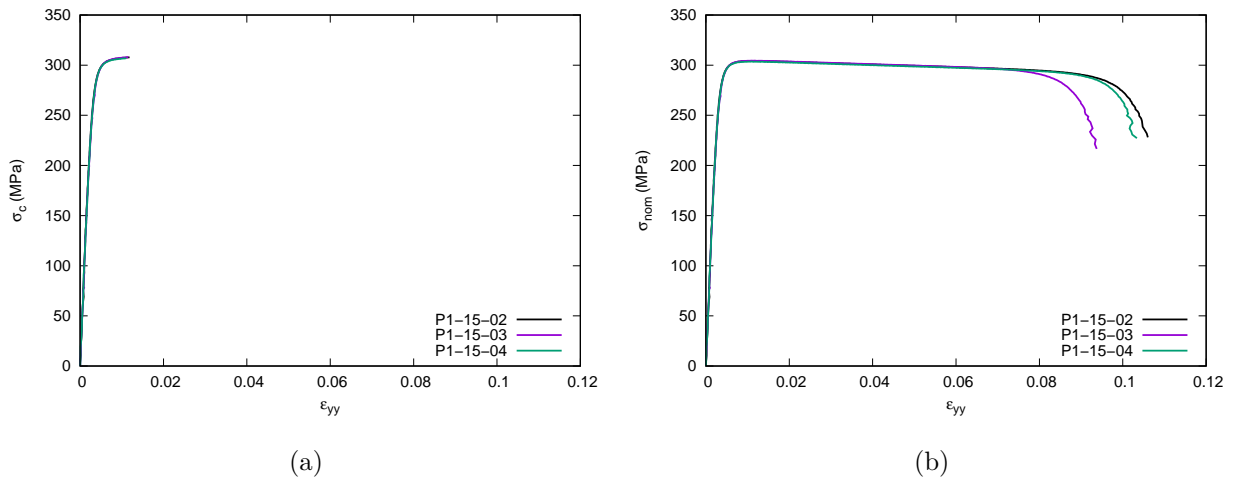


FIGURE E.2 – Essais de répétabilité dans la direction 15°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Essais à 30°/ DL

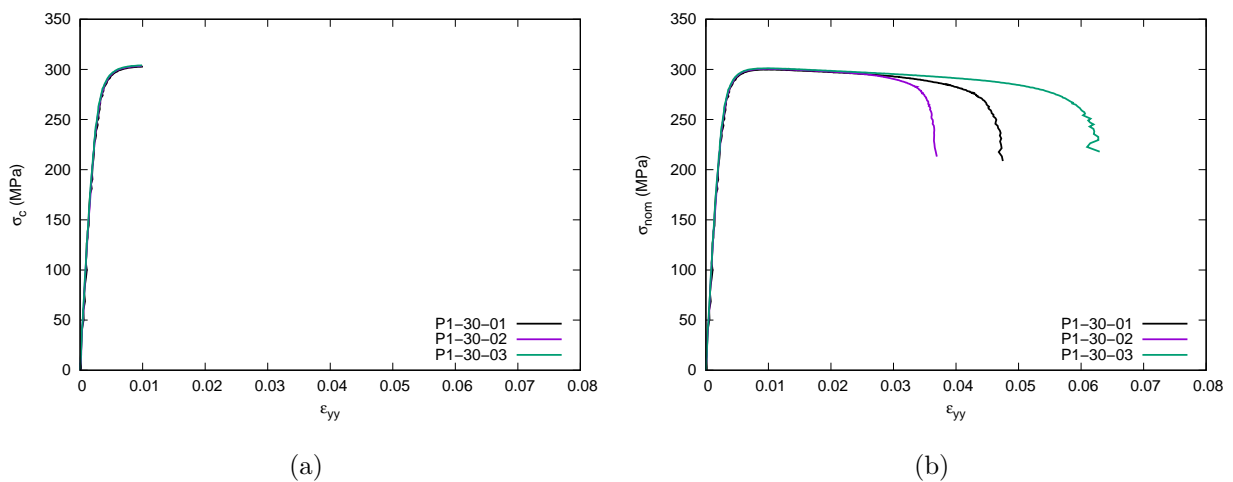


FIGURE E.3 – Essais de répétabilité dans la direction 30°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Essais à 45°/ DL

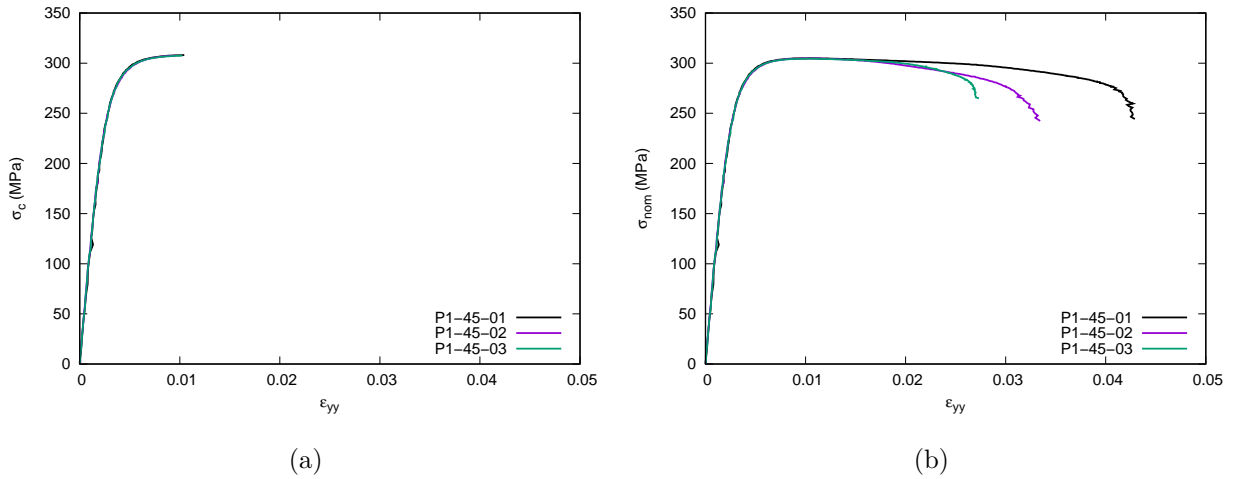


FIGURE E.4 – Essais de répétabilité dans la direction 45°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Essais à 60°/ DL

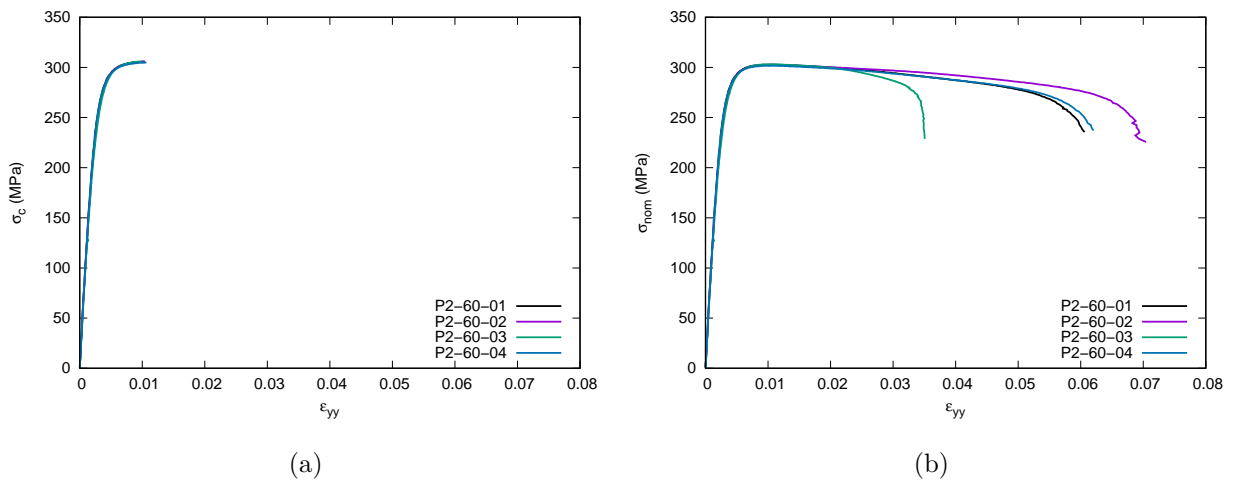


FIGURE E.5 – Essais de répétabilité dans la direction 60°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Essais à 75°/ DL

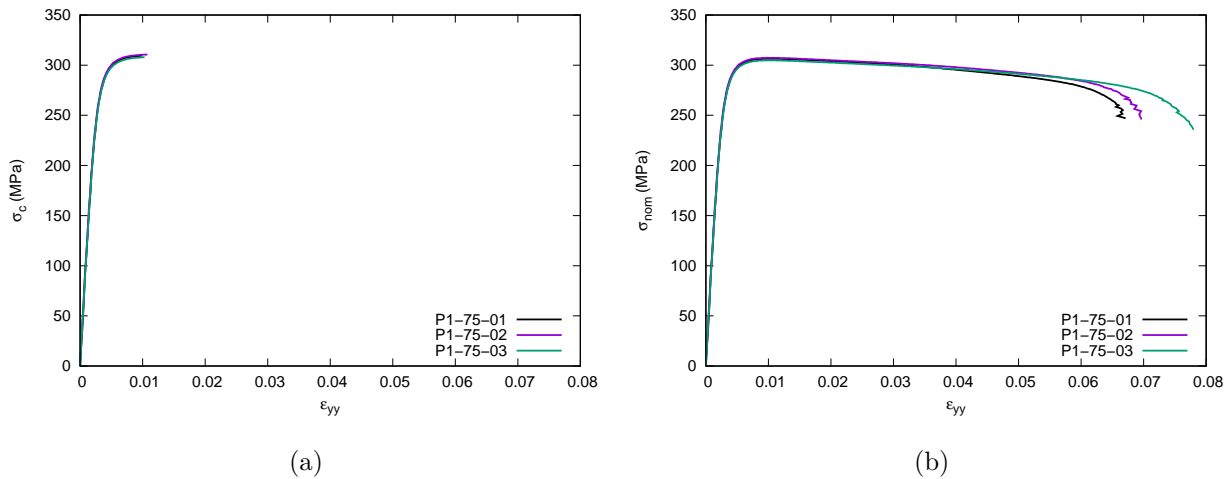


FIGURE E.6 – Essais de répétabilité dans la direction 75°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

Essais à 90°/ DL

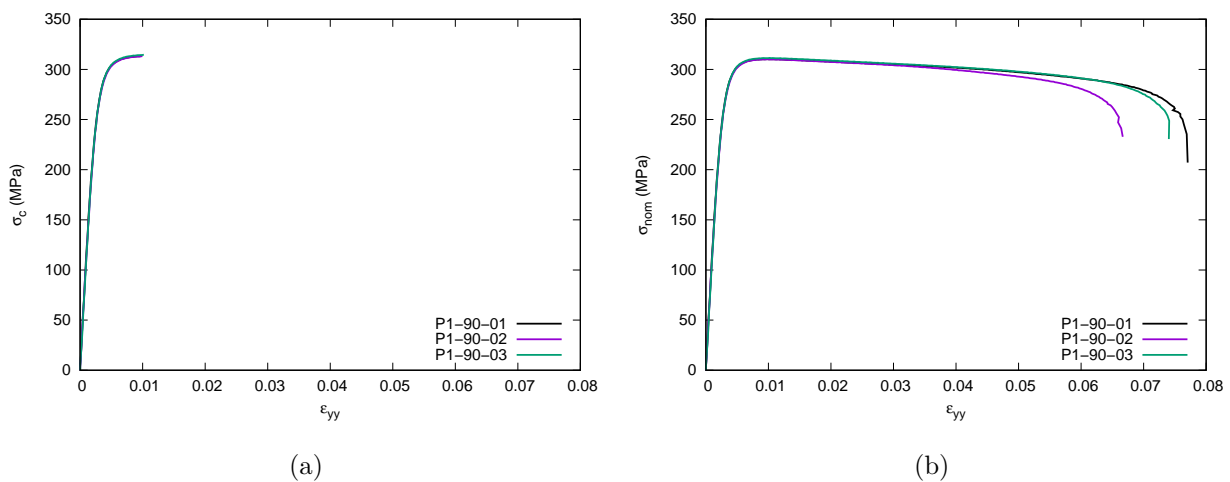


FIGURE E.7 – Essais de répétabilité dans la direction 90°/ DL à la vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,001 \text{ s}^{-1}$: courbes contrainte de Cauchy (a) et nominale (b) en fonction de la déformation logarithmique

E.2 Essais de cisaillement monotone

Essais à 0°/ DL

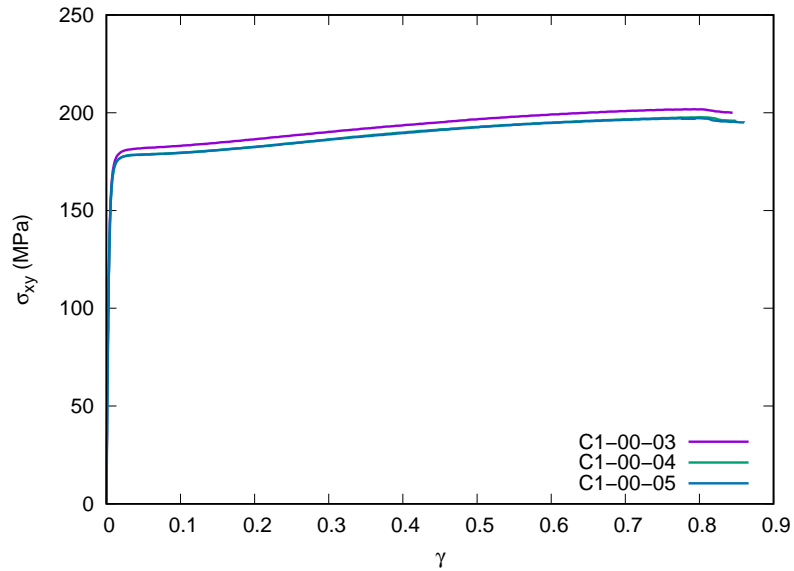


FIGURE E.8 – Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique dans la direction de laminage à une vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$

Essais à 45°/ DL

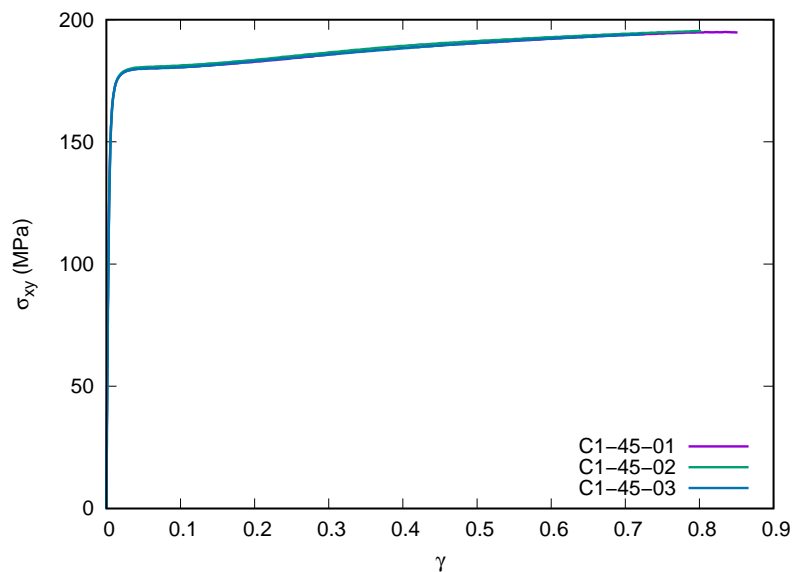


FIGURE E.9 – Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique pour l'orientation 45°/ DL à une vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$

Essais à 90°/ DL

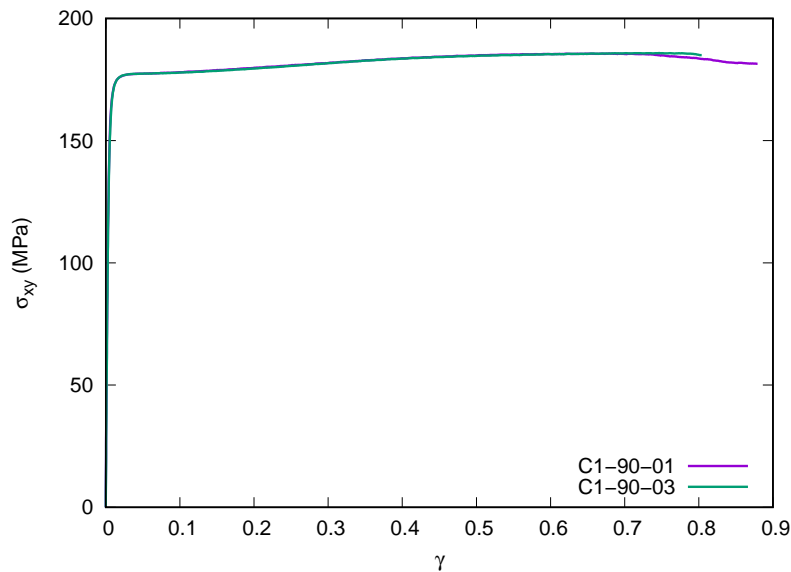


FIGURE E.10 – Courbes contrainte de Cauchy et nominale en fonction de la déformation logarithmique pour l'orientation 90°/ DL à une vitesse $\dot{\epsilon} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$

E.3 Essais de cisaillement avec inversions

Essais à 0°/ DL avec inversion pour $\gamma \approx 0,2$

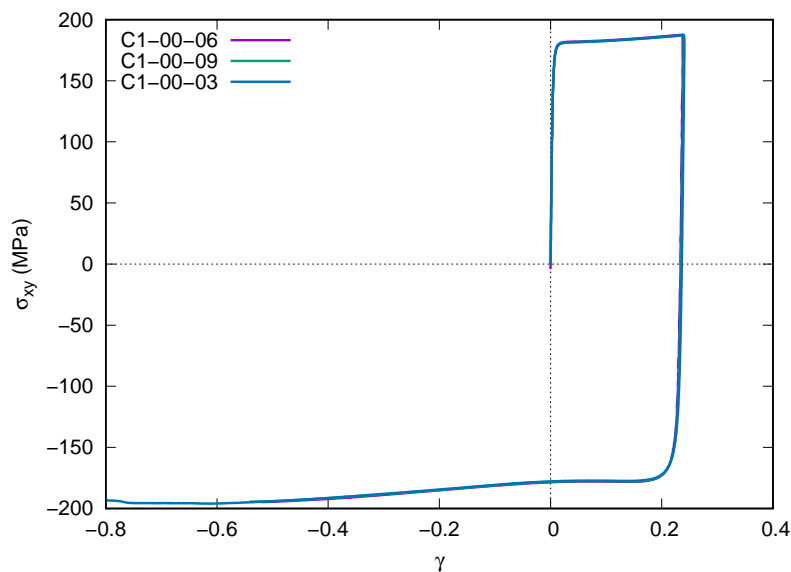


FIGURE E.11 – Courbes contrainte σ_{xy} en fonction de la déformation γ dans la direction de laminage à une vitesse $\dot{\gamma} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$: inversion pour $\gamma \approx 0,2$

Essais à 0°/ DL avec inversion pour $\gamma \approx 0,4$

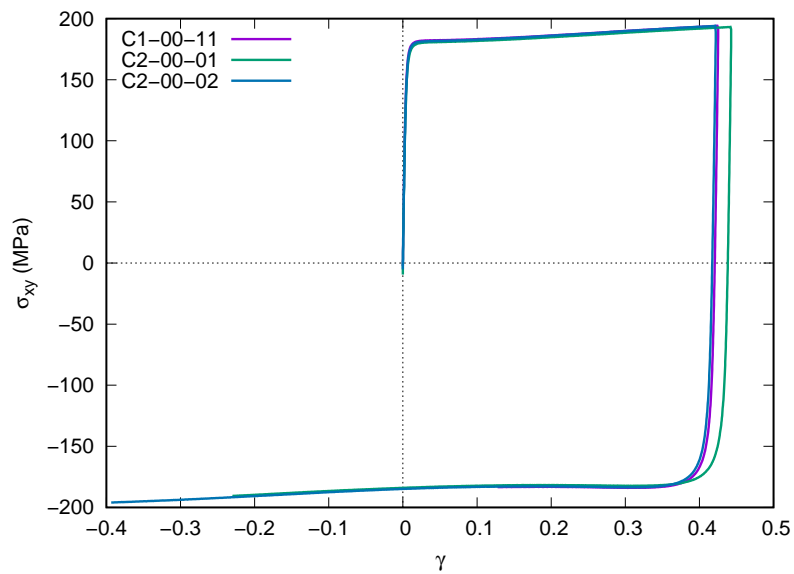


FIGURE E.12 – Courbes contrainte σ_{xy} en fonction de la déformation γ dans la direction de laminage à une vitesse $\dot{\gamma} \approx 0,0007 \text{ s}^{-1}$: inversion pour $\gamma \approx 0,4$

SENSIBILITÉ DES MODÈLES DU CAMBRAGE

Les sections suivantes sont dédiées à l'étude des paramètres du modèle numérique. Différentes conditions sont utilisées (épaisseur, frottement, maillage) pour chacune, car elles n'ont pas été réalisées chronologiquement.

F.1 Influence de l'effort serre-flan (dévêtitseur)

L'effort appliqué par le serre-flan (dévêtitseur) au cours du cambrage a une évolution linéaire qui dépend de la longueur des ressorts comprimés et indirectement du déplacement du poinçon. Pour un déplacement du poinçon allant de 0 à 7 mm, l'effort serre-flan varie linéairement de 1760 à 8064 N. Le modèle pour la géométrie 40×15 en Cu-ETP avec une épaisseur de 0,8 mm est repris pour l'étude de l'influence de la présence ou non d'un effort serre-flan. Le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon est fixé à 0,2 et le jeu poinçon/tôle à 80 μm. La condition sans effort serre-flan est modélisée en bloquant les degrés de liberté en déplacement du serre-flan.

La figure F.1 reprend les courbes d'effort-déplacement du poinçon avec et sans l'application d'un effort serre-flan. Dans la configuration étudiée, l'effort serre-flan n'a pas d'influence sur les courbes d'effort. Le tableau F.1 reprend les valeurs de la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$, et le déplacement U_z pris en un nœud situé sur la surface extérieure de l'éprouvette, au niveau de la ligne de symétrie où $\bar{\varepsilon}^p$ est maximale, ainsi que la longueur cambrée L_c définie comme la distance entre deux nœuds situés sur la surface plane de l'éprouvette et sur l'extrémité cambrée. L'extraction de ces données est illustrée sur la figure F.2, elles sont récupérées après l'étape de cambrage et après l'étape de retour élastique.

Pour une condition d'effort serre-flan donnée, avant ou après retour élastique, la valeur de $\bar{\varepsilon}^p$ n'évolue pas, le retour élastique a pour effet de faire diminuer légèrement les valeurs de U_z et L_c . Avec ou sans effort serre-flan, l'écart sur $\bar{\varepsilon}^p$ est faible, il est de l'ordre de 4×10^{-4} . De même, avant retour élastique, l'écart est de 4×10^{-3} mm pour U_z et L_c soit un écart relatif de $-0,10\%$ par rapport à la condition avec F_{sf} . Après retour élastique, cet écart est respectivement de 2×10^{-4} mm et de 3×10^{-3} mm pour U_z et L_c , ce qui

correspond respectivement à des écarts relatifs de $-0,12\%$ et $-0,02\%$ par rapport à la condition avec F_{sf} . Globalement, la présence ou non d'un effort serre-flan a peu d'influence sur la déformation locale $\bar{\varepsilon}^p$, le déplacement U_z et la longueur cambrée L_c . Cependant, l'étude de ces observables montre que lorsqu'il n'y a pas d'effort serre-flan, la valeur de $\bar{\varepsilon}^p$ est plus faible, et les valeurs de U_z et L_c sont plus grandes en comparaison avec la présence d'un effort serre-flan. La tôle n'étant pas bloquée par la pression du serre-flan, elle va avoir tendance à être entraînée dans la direction du mouvement du poinçon ce qui conduit à une longueur cambrée plus importante.

Finalement, la présence ou non d'un effort serre-flan a peu d'influence sur le résultat de la simulation. L'effort serre-flan utilisé pour les géométries de largeur 15 mm semble surestimé pour la largeur 5 mm, ce qui se traduit par des problèmes de convergence lors du calcul éléments finis. Expérimentalement, il est raisonnable de penser qu'une partie de cet effort est repris par les cales prévues à cet effet présentes dans le bloc inférieur. Il existe un rapport de 3 entre la surface sur laquelle est appliquée la pression de serrage entre la géométrie de largeur 15 et 5 mm. L'évolution de l'effort serre-flan pour la largeur 5 mm est obtenue en divisant par 3 celle de la largeur 15 mm.

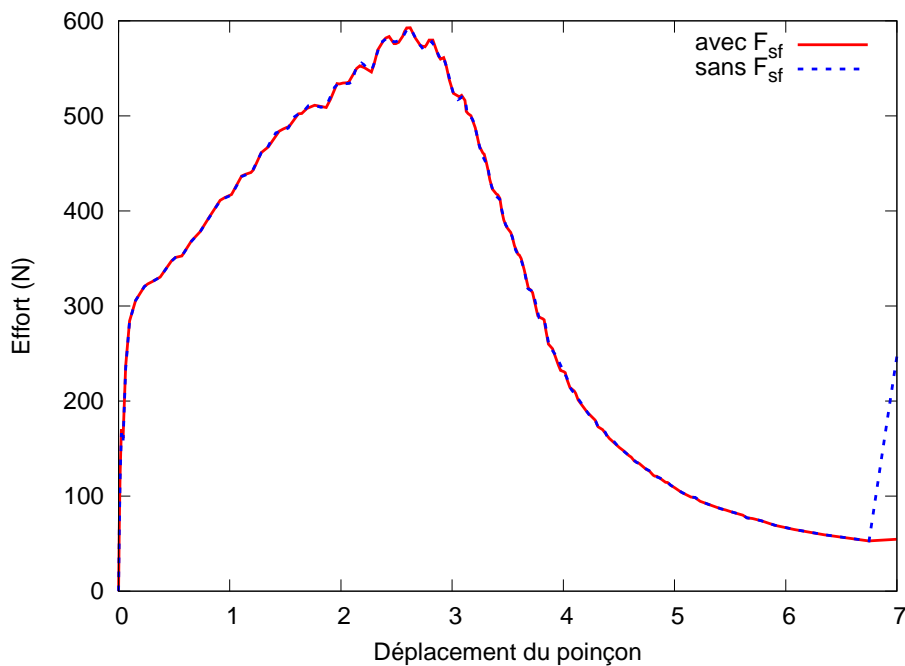


FIGURE F.1 – Courbes d'effort-déplacement du poinçon avec et sans effort serre-flan à partir de modèles de la géométrie 40×15 en Cu-ETP 0,8 mm ($\mu = 0,2$ entre le poinçon et la tôle, $J_{pt} = 80 \mu\text{m}$). Les deux courbes sont superposées

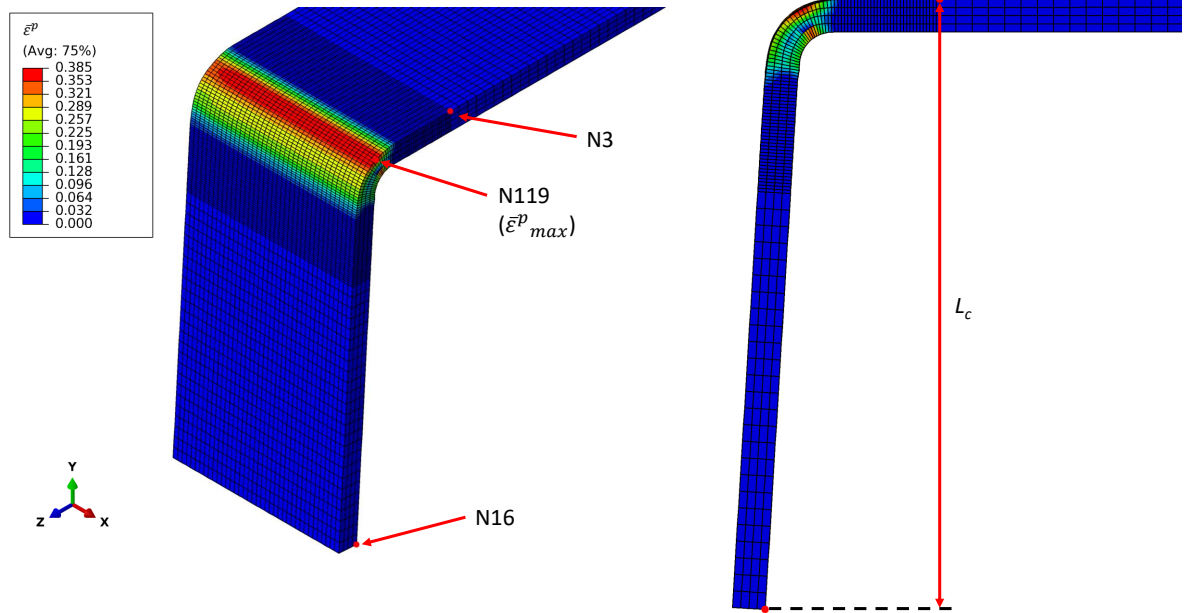


FIGURE F.2 – Extraction numérique au nœud (N119) situé sur la surface extérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie, où $\bar{\varepsilon}^p$ est maximale, et définition de la longueur cambrée L_c comme étant la distance entre deux nœuds situés sur la surface plane (N3) de l'éprouvette et sur l'extrémité cambrée (N16)

TABLEAU F.1 – Valeurs de $\bar{\varepsilon}^p$, U_z pris au nœud (N119) situé sur la surface extérieure au niveau de la ligne de symétrie et valeur de la longueur cambrée L_c . Valeurs obtenues en fin de cambrage et après retour élastique avec et sans effort de serre-flan

	Après cambrage			Après retour élastique		
	$\bar{\varepsilon}^p$	U_z (mm)	L_c (mm)	$\bar{\varepsilon}^p$	U_z (mm)	L_c (mm)
Avec F_{sf}	0,3850	0,1724	14,0557	0,3850	0,1669	14,0391
Sans F_{sf}	0,3846	0,1764	14,0597	0,3846	0,1671	14,0419

F.2 Sensibilité au maillage

Le modèle pour la géométrie 40×15 en Cu-ETP avec une épaisseur de 0,8 mm est utilisé pour l'étude de la sensibilité au maillage. Le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon est fixé à 0,01 et le jeu poinçon/tôle à 3 μm .

La demi-éprouvette de la géométrie 40×15 est maillée selon deux zones, une première zone avec un maillage raffiné correspondant à la zone de localisation de la déformation plastique et la seconde zone avec un maillage plus grossier (taille d'élément de 0,4 mm) correspondant au reste de l'éprouvette. Une étude de sensibilité au maillage est faite dans la zone d'intérêt du cambrage afin de choisir un maillage permettant d'avoir un calcul qui converge vers des résultats numériques en terme de courbe d'effort et de déformation locale. La taille de l'élément de type hexaèdre est définie selon 3 dimensions dans

l'espace. Pour l'étude de sensibilité, trois paramètres A , B , C sont introduits, A et B correspondent respectivement aux dimensions de l'élément dans la largeur et la longueur de l'éprouvette, la dimension de l'élément dans l'épaisseur est indirectement définie par le nombre d'éléments dans l'épaisseur C . Ces dimensions sont illustrées sur la figure ??.

Le plan d'expériences numériques est présenté dans le tableau F.2, une simulation avec un maillage initial (figure F.3a) est défini où les valeurs de A , B , C sont fixées ($A = 0,2 \text{ mm}$; $B = 0,08 \text{ mm}$; $C = 4 \text{ éléments}$), l'influence de chaque paramètre est ensuite étudiée en faisant varier un seul paramètre à la fois. Le tableau F.3 reprend le nombre de nœud, d'élément et le temps de calcul pour les différentes simulations du plan d'expériences numériques.

TABLEAU F.2 – Plan d'expériences numériques sur l'influence des dimensions (A , B et C) de l'élément de type hexaèdre, le caractère « - » prend la valeur de référence

Simulations	A (mm)	B (mm)	C (nombre d'élément dans l'épaisseur)
Référence	0,2	0,08	4
Influence de A.1	0,1	-	-
Influence de A.2	0,3	-	-
Influence de B.1	-	0,06	-
Influence de B.2	-	0,1	-
Influence de C.1	-	-	3
Influence de C.2	-	-	5
Influence de C.3	-	-	6
Influence de C.4	-	-	8
Influence de C.5	-	-	10

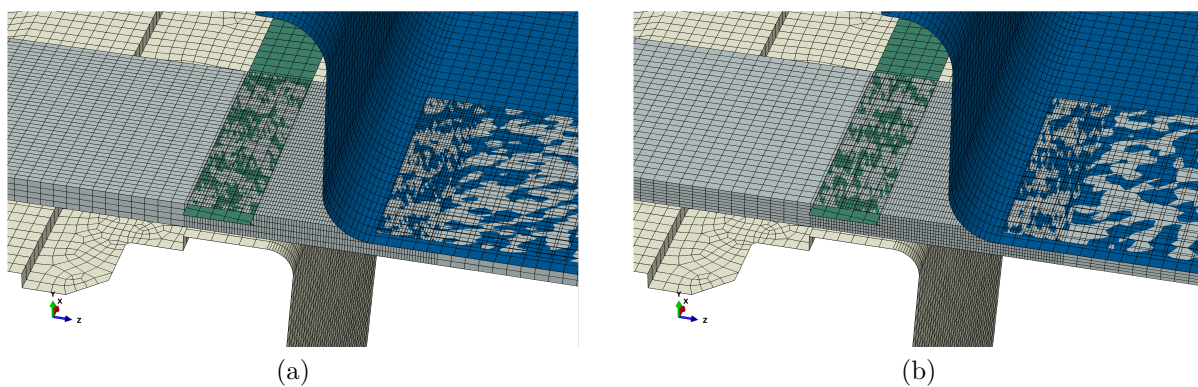


FIGURE F.3 – Maillage de l'éprouvette selon une zone avec un maillage raffiné et une zone avec un maillage plus grossier (taille d'élément de $0,4 \text{ mm}$) : (a) Maillage initial ($A = 0,2 \text{ mm}$; $B = 0,08 \text{ mm}$; $C = 4 \text{ éléments}$); (b) Maillage final ($A = 0,3 \text{ mm}$; $B = 0,08 \text{ mm}$; $C = 8 \text{ éléments}$)

La figure F.4 présente les courbes d'effort numériques pour différentes valeurs de A égales à $0,1$, $0,2$ et $0,3 \text{ mm}$ avec B et C fixes ($B = 0,08 \text{ mm}$; $C = 4 \text{ éléments}$). La compa-

TABLEAU F.3 – Nombre de nœud et d'élément de la demi-éprouvette maillée de la géométrie 40×15 et temps de calcul des simulations issues du plan d'expériences numériques de la sensibilité au maillage (calculs réalisés sur 1 cœur avec une machine équipée de deux processeurs Intel(R) Xeon(R) Gold 6128)

Simulations	Nombre de nœud	Nombre d'élément	Temps de calcul (hh :mm :ss)
Maillage initial	33485	25956	02:11:02
Influence de A.1	64390	50608	04:48:20
Influence de A.2	23000	17596	01:19:17
Influence de B.1	39560	30668	02:53:54
Influence de B.2	29780	23068	01:41:05
Influence de C.1	26788	19467	01:47:55
Influence de C.2	40182	32445	02:20:57
Influence de C.3	46879	38934	03:07:51
Influence de C.4	60273	51912	04:39:34
Influence de C.5	73667	64890	07:02:23
Maillage final	41400	35192	02:32:59

raison des courbes montre que la dimension A n'a pas d'influence sur l'évolution de l'effort. De même, les courbes d'effort de la figure F.5 montrent que la variation de B (B égal à 0,06, 0,08 et 0,1 mm) pour A et C fixes ($A = 0,2$ mm ; $C = 4$ éléments) n'a pas d'influence sur la courbe d'effort. En revanche, la variation du nombre d'élément dans l'épaisseur C (C égal à 3, 4, 5, 6, 8 et 10 éléments) pour A et B fixes ($A = 0,2$ mm ; $B = 0,08$ mm) a une influence sur l'allure des courbes ainsi que sur le niveau d'effort comme montré par les courbes de la figure F.6. La courbe pour $C = 3$ éléments se démarque des autres dès la fin de la transition élastique-plastique pour un déplacement de 0,06 mm, cette transition a lieu pour un niveau d'effort plus bas que les autres courbes. Les courbes pour C égal à 4 et 5 éléments partagent la même fin de transition élastique-plastique pour un déplacement de 0,2 mm puis se démarquent avec des pentes différentes. Elles présentent un changement de pente associé à un plateau d'effort ou une chute d'effort pour un déplacement d'environ 2 mm. Elles atteignent des valeurs d'effort maximales différentes.

Finalement, les courbes pour C égal à 6, 8 et 10 éléments présentent des allures similaires, par contre la courbe pour $C = 6$ éléments a un niveau d'effort maximal plus important et cette valeur est atteinte pour un déplacement plus grand. Les courbes pour 8 et 10 éléments dans l'épaisseur sont superposées, la convergence est donc atteinte à partir de 8 éléments dans l'épaisseur.

Le tableau F.4 reprend les valeurs de la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$ pris en un nœud situé sur la surface extérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie où $\bar{\varepsilon}^p$ est maximale pour les différents maillages testés (figure F.2). La variation du paramètre A montre une faible influence de ce paramètre sur les valeurs des déformations, l'écart relatif sur $\bar{\varepsilon}^p$ pour $A = 0,3$ mm par rapport à $A = 0,1$ mm est inférieur à 0,14 %. Le passage d'une valeur de A de 0,1 à 0,3 mm permet de diviser par 3,6 le temps de calcul. L'influence

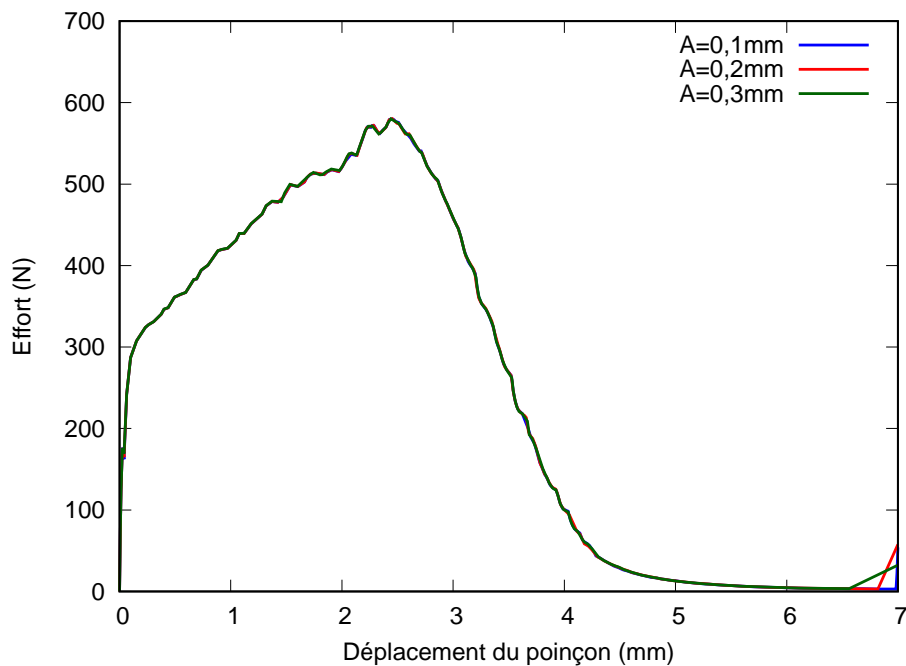


FIGURE F.4 – Courbes d’effort-déplacement du poinçon numériques pour A égale à 0,1, 0,2 et 0,3 mm ($B = 0,08$ mm, $C = 4$ éléments). Les trois courbes sont superposées

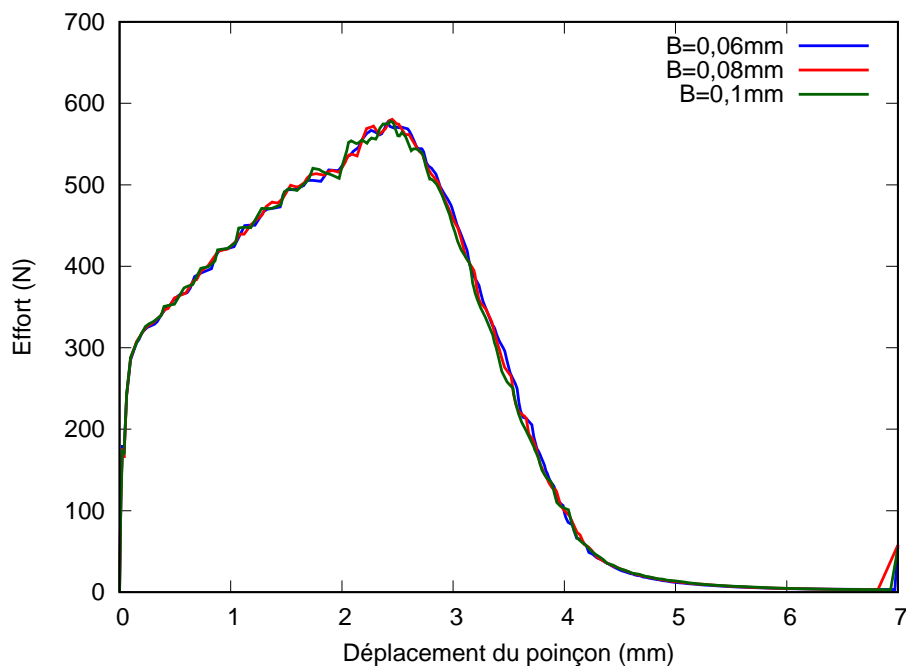


FIGURE F.5 – Courbes d’effort-déplacement du poinçon numériques pour B égale à 0,06, 0,08 et 0,1 mm ($A = 0,2$ mm, $C = 4$ éléments)

de la valeur de A étant négligeable sur l’effort et les déformations, l’utilisation de la valeur de A à 0,3 mm est validée pour le maillage final. Le paramètre B a peu d’influence sur l’effort, de plus l’écart relatif sur $\bar{\varepsilon}^p$ pour $B = 0,08$ mm par rapport à $B = 0,06$ mm est inférieur à 1 %, ce qui reste faible. Afin d’avoir un temps de calcul raisonnable, le choix de la valeur de B à 0,08 mm est un bon compromis. La stabilisation de l’effort par rapport à

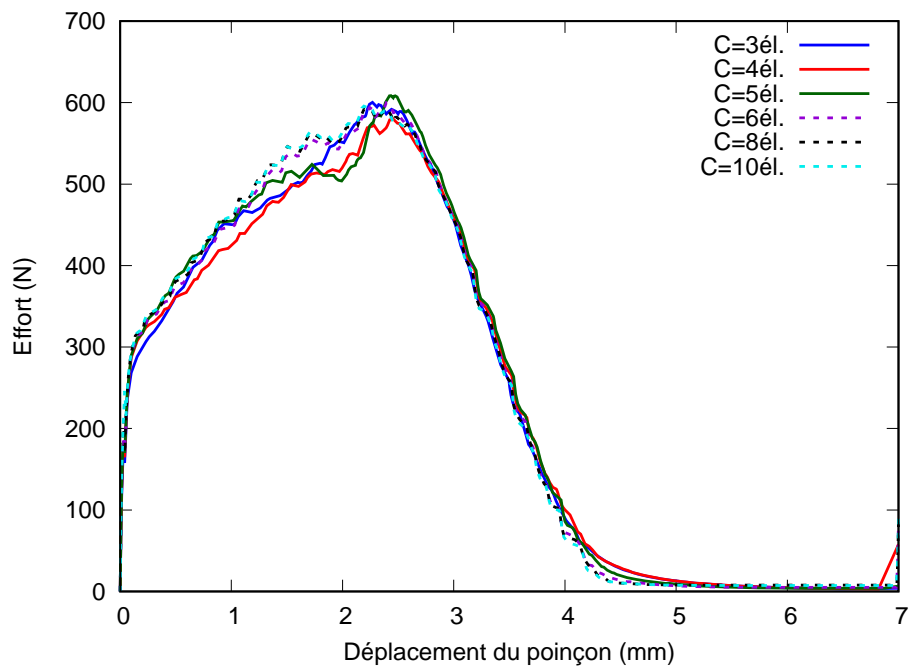


FIGURE F.6 – Courbes d’effort-déplacement du poinçon numériques pour C égal à 3, 4, 5, 6, 8 et 10 éléments ($A = 0,2$ mm, $B = 0,08$ mm)

la taille de maille a été obtenue à partir de 8 éléments dans l’épaisseur. L’écart relatif sur $\bar{\varepsilon}^p$ pour $C = 8$ éléments par rapport à $C = 10$ éléments est inférieur à 0,26 %, de même le passage de 10 à 8 éléments permet de diviser le temps de calcul par 1,5. La valeur de $C = 8$ éléments est retenue pour le maillage final. Finalement, l’analyse de sensibilité au maillage a permis d’identifier les paramètres $A = 0,3$ mm, $B = 0,08$ mm, $C = 8$ éléments qui permettent une convergence des calculs en terme d’effort et de déformation et un bon compromis sur le temps de calcul.

TABLEAU F.4 – Résultats numériques de F_{max} et de la valeur du déplacement du poinçon à F_{max} ($d(F_{max})$), ainsi que de la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$, pris en un nœud situé sur la surface extérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie où $\bar{\varepsilon}^p$ est maximale

Simulations	$d(F_{max})$ (mm)	F_{max} (N)	Numéro du nœud	$\bar{\varepsilon}^p$
Maillage initial	2,451	580,4	N119	0,3819
Influence de A.1	2,458	580,0	N156	0,3818
Influence de A.2	2,440	580,1	N106	0,3813
Influence de B.1	2,410	576,4	N137	0,3846
Influence de B.2	2,435	578,2	N108	0,3785
Influence de C.1	2,269	600,3	N120	0,3478
Influence de C.2	2,435	608,6	N119	0,4252
Influence de C.3	2,394	599,9	N119	0,3969
Influence de C.4	2,193	592,1	N118	0,4219
Influence de C.5	2,192	595,8	N118	0,4229
Maillage final	2,202	593,1	N105	0,4212

F.3 Sensibilité au frottement du contact poinçon/tôle

Le modèle pour la géométrie 40×15 en Cu-ETP avec une épaisseur de 0,792 mm est utilisé pour l'étude de la sensibilité au frottement entre le poinçon et la tôle, le jeu poinçon/tôle est celui fixé par la CAO de l'outil correspond à 11 μm . Lors de la simulation du cambrage, trois contacts avec la tôle sont considérés, les contacts de la tôle avec le serre-flan, la matrice et le poinçon. La simulation ne montre pas d'influence des contacts de la tôle avec la matrice ou le serre-flan sur le résultat de la simulation numérique, c'est pour cette raison que l'analyse de sensibilité est faite au niveau du contact tôle/poinçon. Des valeurs du coefficient de Coulomb allant de 0,01 à 0,5 pour le contact tôle/poinçon ont été testées en simulation.

Influence sur l'effort

La figure F.7 montre l'évolution de l'effort maximal de cambrage en fonction du coefficient de Coulomb. Cette évolution est linéaire, avec l'augmentation de F_{max} quand le coefficient de Coulomb augmente. La valeur F_{max} passe de 569,1 à 939,6 N pour un coefficient de frottement passant de 0,01 à 0,5 soit un écart relatif de 65 % par rapport au coefficient de 0,01.

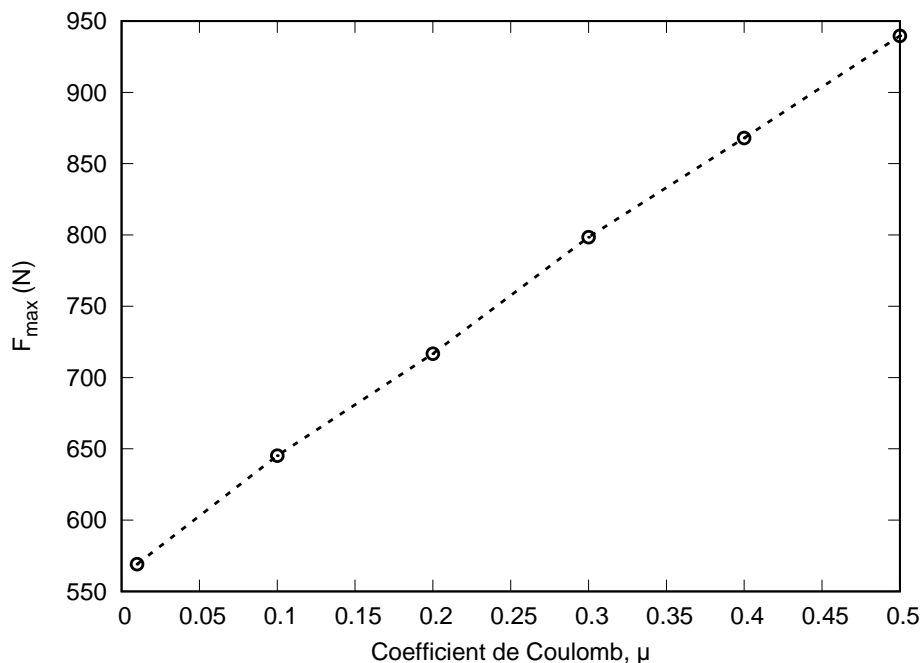


FIGURE F.7 – Influence du coefficient de frottement μ sur la valeur de F_{max}

Les courbes d'effort-déplacement du poinçon de la figure F.8 pour différentes valeurs du coefficient de frottement montrent que le cambrage nécessite des niveaux d'effort plus importants lorsque le coefficient de Coulomb augmente.

L'effet du coefficient de frottement sur la courbe d'effort est faible jusqu'à un déplacement du poinçon d'environ 0,52 mm qui correspond à un point d'inflexion sur les courbes. L'analyse de la simulation montre que ce point caractérise le début du cambrage de la tôle par l'action du rayon du poinçon. C'est à partir de ce point que les courbes se séparent, l'augmentation du coefficient de frottement a pour effet une augmentation de la pente de l'évolution de l'effort pour atteindre des valeurs de F_{max} plus importantes. À partir de F_{max} , la courbe d'effort chute pour atteindre une valeur d'effort constante en fin de cambrage. Cet effort semble proportionnel à la valeur du coefficient de frottement. Cette partie de courbe avec un effort constant correspond à la phase de l'opération de cambrage où la tôle est complètement cambrée et le contact se fait essentiellement selon les deux surfaces planes de la face verticale du poinçon et de la surface extérieure de la tôle.

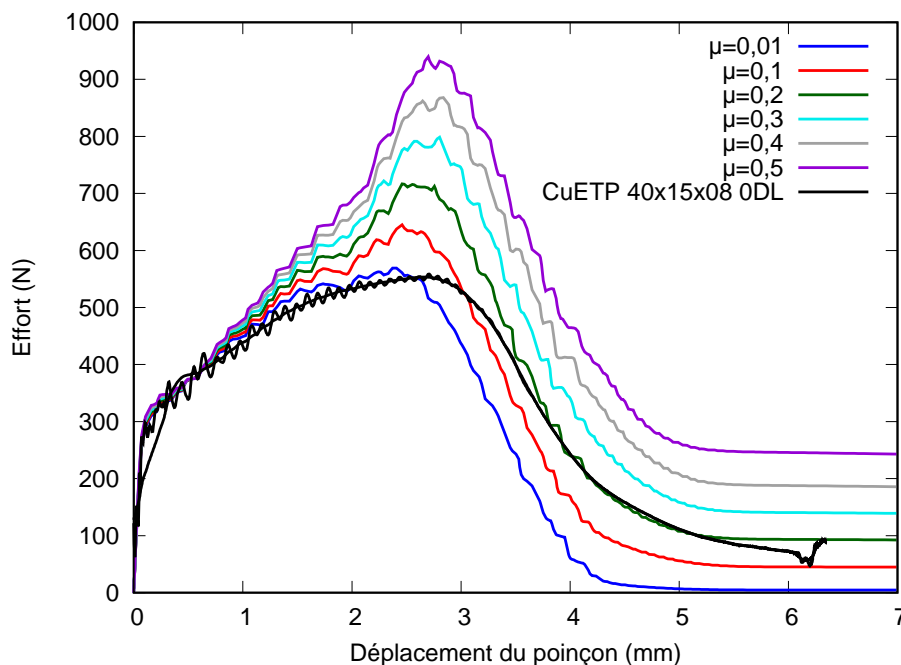


FIGURE F.8 – Influence du coefficient de frottement μ sur la courbe d'effort

Influence sur la déformation plastique équivalente et la déformée

Lors du cambrage, la tôle est sollicitée en flexion afin de former le rayon de cambrage imposé par le rayon de la matrice. La zone cambrée intérieure est sollicitée en compression contrairement à la zone cambrée extérieure qui est sollicitée en traction. La figure F.9a montre la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$ en fin de cambrage, cette déformation est prise en deux nœuds situés sur la surface extérieure et intérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie où $\bar{\varepsilon}^p$ est maximale (voir figure F.2). Le graphe montre que sur la zone cambrée intérieure, $\bar{\varepsilon}^p$ diminue lorsque le coefficient de frottement augmente, $\bar{\varepsilon}^p$ passe de 0,4680 à 0,4543 lorsque le coefficient de frottement passe de 0,01 à 0,5, soit un écart relatif de -3% par rapport au coefficient de 0,01. Au niveau de la zone cambrée

extérieure, $\bar{\varepsilon}^p$ a tendance à augmenter avec un coefficient de frottement plus grand, $\bar{\varepsilon}^p$ passe de 0,4289 à 0,4481 pour respectivement un coefficient de frottement égal à 0,01 et 0,5, soit un écart relatif de 4,6 % par rapport au coefficient de 0,01. Globalement, $\bar{\varepsilon}^p$ est plus grand sur la zone cambrée intérieure comparé à la zone cambrée extérieure, l'écart de $\bar{\varepsilon}^p$ tend à diminuer lorsque le frottement augmente. Pour un coefficient de frottement donné, la comparaison de $\bar{\varepsilon}^p$ entre le rayon de cambrage extérieur et intérieur montre un écart relatif de 9,1 % et 1,4 % par rapport à $\bar{\varepsilon}^p$ sur le rayon de cambrage extérieure pour respectivement un coefficient de frottement de 0,01 et 0,5. Cette analyse montre que le frottement a une influence sur le niveau de déformation atteint dans la zone cambrée. La zone cambrée extérieure étant sollicitée en traction, qui est une sollicitation critique en terme d'endommagement, la maîtrise des conditions tribologiques peut avoir une influence sur la formabilité de la tôle.

La figure F.9b montre l'évolution du déplacement U_z en un nœud correspondant à l'extrémité de l'éprouvette cambrée au cours de la mise en forme (cf. figure F.2) pour un coefficient de frottement de 0,01 et 0,5. Le suivi de la position de ce nœud au cours du cambrage permet d'avoir accès à l'évolution de la déformée. Les courbes sont quasi-superposées, l'influence du frottement est négligeable sur l'évolution de la déformée au cours du cambrage.

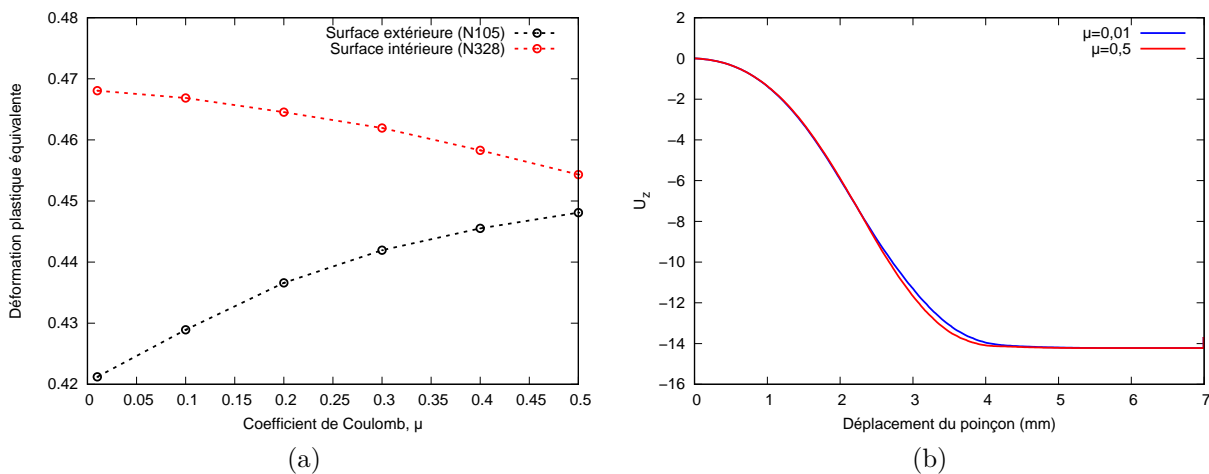


FIGURE F.9 – Influence du coefficient de frottement μ sur : (a) évolution de la déformation plastique équivalente maximale ; (b) évolution du déplacement U_z

Influence des surfaces utiles du poinçon

Le poinçon est composé de plusieurs surfaces fonctionnelles qui participent à la mise en forme de la tôle. Deux zones sur le poinçon sont définies, la zone notée R correspond à la base horizontale du poinçon ainsi que de son rayon, et la zone notée V au reste du poinçon avec notamment la surface verticale. Pour chaque zone un coefficient de frotte-

ment différent est appliqué afin de mettre en évidence l'influence de ces zones sur la courbe d'effort. La figure F.10 montre les courbes d'effort-déplacement pour les zones R et V avec respectivement un coefficient de frottement de 0,01 et 0,5 ($R : \mu = 0,01 ; V : \mu = 0,5$) ainsi que la condition inversée ($R : \mu = 0,5 ; V : \mu = 0,01$). La comparaison est faite avec les courbes où les coefficients 0,01 et 0,5 sont appliquées de manière homogène sur le poinçon. Pour la condition ($R : \mu = 0,01 ; V : \mu = 0,5$), la courbe se superpose à la courbe avec un frottement homogène $\mu = 0,01$ jusqu'à environ un déplacement de 4 mm puis vient se superposer à la courbe avec un frottement homogène $\mu = 0,5$ jusqu'à la fin de l'essai. Une observation similaire est faite pour la condition ($R : \mu = 0,5 ; V : \mu = 0,01$). L'analyse des courbes montre que jusqu'à environ 4 mm de déplacement du poinçon, le cambrage est réalisé selon le contact avec la zone R et plus particulièrement avec le rayon du poinçon. À partir de 4 mm, le cambrage est gouverné par le contact avec la surface verticale du poinçon et de la tôle de la zone V. À cet instant, la tôle est cambrée, sa déformée n'évolue pratiquement plus entre 4 et 7 mm. Cette condition peut s'apparenter à un essai de tribologie où la surface plane d'un outil est mise en contact avec une tôle afin de caractériser un coefficient de frottement. C'est pour cette raison que lors de l'analyse de sensibilité, cet intervalle de courbe est utilisé pour fixer un coefficient de frottement en s'appuyant sur les données expérimentales.

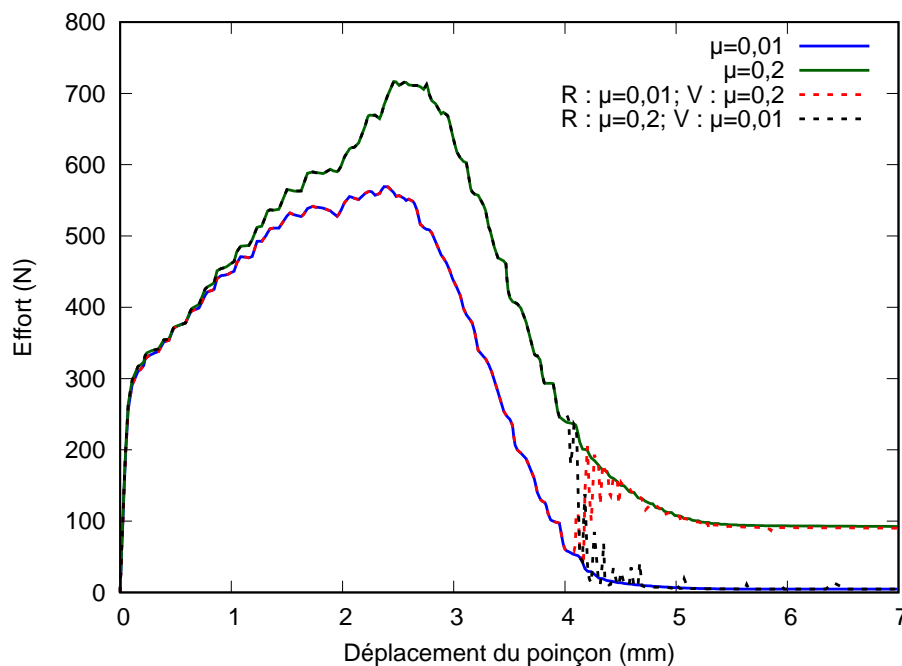


FIGURE F.10 – Influence du coefficient de frottement μ pour un coefficient de frottement uniforme et non uniforme sur les surfaces du poinçon

La comparaison des courbes effort-déplacement numériques avec une courbe expérimentale obtenue sur le matériau Cu-ETP avec une géométrie 40×15 est faite sur la figure F.8. Cette comparaison sur l'intervalle de déplacement défini précédemment montre qu'un coefficient de frottement de 0,2 permet de décrire la courbe expérimentale. Finalement,

l'analyse de sensibilité du coefficient de frottement permet d'identifier la valeur du coefficient ($\mu = 0,2$) pour la suite des calculs.

F.4 Sensibilité au jeu poinçon/tôle

Le modèle pour la géométrie 40×15 en Cu-ETP avec une épaisseur de $0,792$ mm est utilisé pour l'étude de la sensibilité au jeu poinçon/tôle. Le coefficient de frottement entre la tôle et le poinçon est fixé à $0,2$. Des jeux poinçon/tôle allant de 0 à 100 μm ont été testés en simulation avec le jeu de 11 μm correspondant à la valeur définie dans la CAO de l'outil.

Influence sur l'effort

La figure F.11 reprend les valeurs de l'effort maximal en fonction du jeu. Cet effort est maximal pour un jeu nul et décroît avec l'augmentation du jeu. Cette évolution est quasi-linéaire pour un jeu inférieur à 11 μm . L'effort maximal passe de $750,3$ à $564,0$ N, pour respectivement, un jeu nul et un jeu de 100 μm , soit un écart relatif de 25% par rapport au jeu nul.

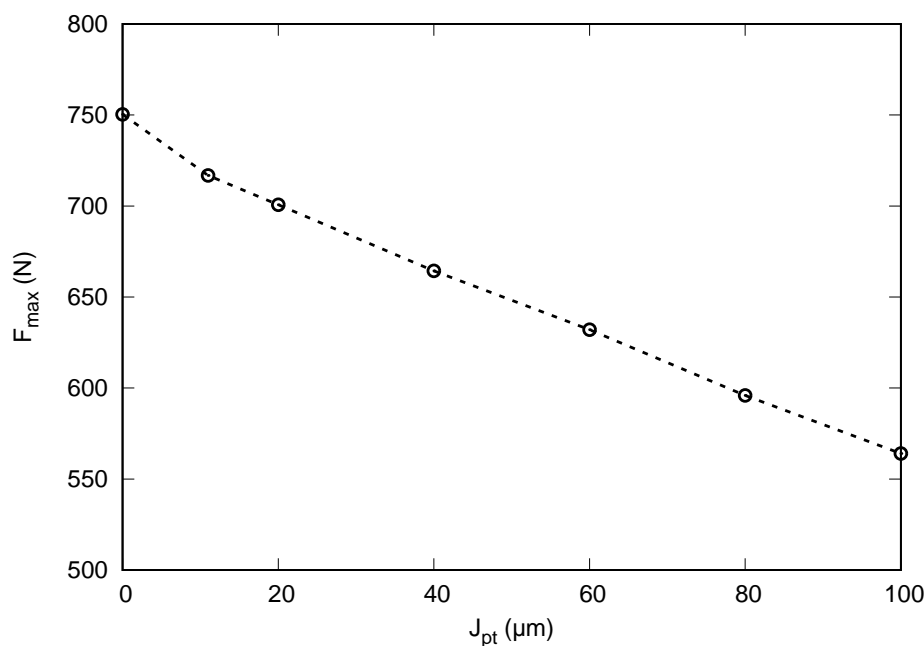


FIGURE F.11 – Influence du jeu J_{pt} sur F_{max}

Les courbes d'effort sont présentées sur la figure F.12, la comparaison des courbes montre que l'influence du jeu se concentre essentiellement sur l'intervalle de déplacement du poinçon allant de $0,07$ à 4 mm. Les courbes se différencient à la fin de la partie linéaire, la diminution du jeu a pour effet une augmentation de la pente de l'évolution de l'effort pour attendre des valeurs de F_{max} plus importantes. Pour des faibles valeurs (0 , 11 et

20 μm), une zone avec un effort constant peut apparaître sur la fin des courbes. Pour un jeu nul, l'effort devient constant à partir d'un déplacement d'environ 4,3 mm. Lors du cambrage, un moment de flexion est nécessaire afin de mettre en forme la tôle. Le moment de flexion correspond au produit d'une longueur et d'une force. Lorsque le jeu augmente, la longueur correspondant au bras de levier augmente aussi, ce qui nécessite un effort moins important pour pouvoir cambrer l'éprouvette. Ceci peut expliquer le fait que le niveau d'effort nécessaire au cambrage de l'éprouvette tend à diminuer lorsque le jeu augmente.

Ben-Elechi *et al.* [88], ont simulé une opération de pliage par tombé de bord d'une éprouvette trouée d'épaisseur 4 mm en acier avec Abaqus/Standard afin de prédire l'effort nécessaire au pliage et ont étudié l'influence du jeu poinçon/tôle. Ils observent des tendances cohérentes avec les résultats de cette étude, où la force nécessaire au pliage est plus importante lorsque le jeu devient nul.

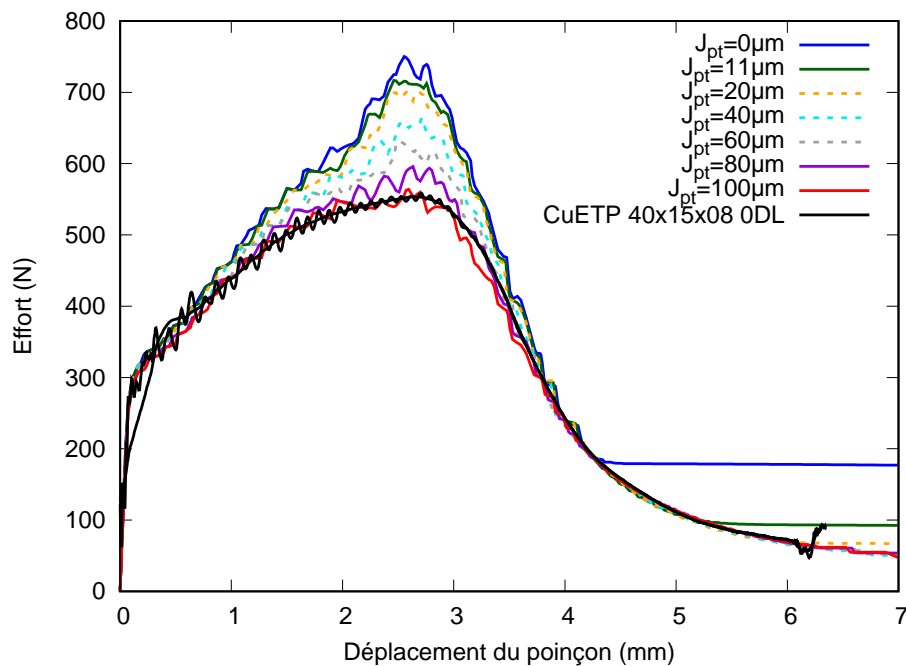


FIGURE F.12 – Influence du jeu J_{pt} sur la courbe d'effort

Influence sur la déformation plastique équivalente

La figure F.13 reprend la déformation plastique équivalente $\bar{\varepsilon}^p$ en fin de cambrage, cette déformation est prise en deux nœuds situés sur la surface extérieure et intérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie où $\bar{\varepsilon}^p$ est maximale (voir figure F.2). Le graphe montre que sur la zone cambrée intérieure, $\bar{\varepsilon}^p$ diminue lorsque le jeu augmente, $\bar{\varepsilon}^p$ passe de 0,4639 à 0,4710 lorsque le jeu passe d'une valeur nulle à 100 μm , soit un écart relatif de 1,5 % par rapport au jeu nul. De même, pour la zone cambrée extérieure, $\bar{\varepsilon}^p$ a tendance à augmenter avec un jeu plus grand, $\bar{\varepsilon}^p$ passe de 0,4354 à 0,4446 pour

respectivement un jeu nul et un jeu de 100 μm , soit un écart relatif de 2,1 % par rapport au jeu nul. Globalement, $\bar{\varepsilon}^P$ est plus grand sur la zone cambrée intérieure, et $\bar{\varepsilon}^P$ évolue de manière similaire avec l'augmentation du jeu que ce soit pour la zone cambrée intérieure et extérieure. En effet, pour un jeu donné, la comparaison de $\bar{\varepsilon}^P$ entre la zone cambrée extérieure et intérieure montre un écart relatif de 6,5 % et 5,9 % par rapport à $\bar{\varepsilon}^P$ sur la zone cambrée extérieure pour respectivement un jeu nul et un jeu de 100 μm , l'écart est du même ordre de grandeur entre les jeux. Cette analyse montre que le jeu peut avoir une influence sur la formabilité de la tôle mais son influence reste faible comparée à l'influence du frottement.

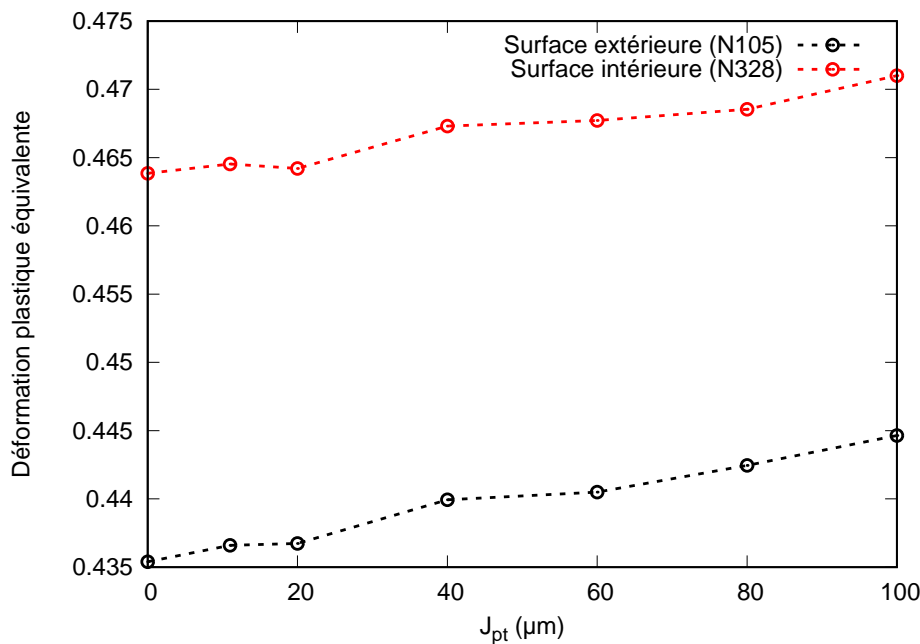


FIGURE F.13 – Influence du jeu J_{pt} sur la déformation plastique équivalente pour des nœuds situés sur les surfaces intérieure et extérieure de la zone cambrée au niveau de la ligne de symétrie où $\bar{\varepsilon}^P$ est maximale

La figure F.14a montre l'évolution de la déformation plastique équivalente au cours du déplacement du poinçon. La comparaison entre un jeu de 11 et 100 μm montre que lorsque le jeu diminue pour un même déplacement du poinçon, la déformation est plus grande lorsque le jeu est plus faible. Ce qui montre que plus le jeu est faible, et plus la forme finale de la pièce est atteinte pour un déplacement plus petit. Afin de mettre en évidence, ce phénomène, la figure F.14b montre l'évolution du déplacement U_z en un nœud correspondant à l'extrémité de l'éprouvette cambrée au cours de la mise en forme (cf. figure F.2) pour les jeux de 11 et 100 μm . La comparaison des courbes montre que pour un déplacement d'environ 5,40 mm, la géométrie finale avec le jeu de 11 μm est atteinte alors que l'éprouvette avec le jeu de 100 μm continue à se déformer. L'écart maximal en U_z est obtenu pour un déplacement du poinçon d'environ 3,49 mm, cet écart est de 1,09 mm et correspond à un écart relatif de 8,3 % par rapport au jeu de 11 μm .

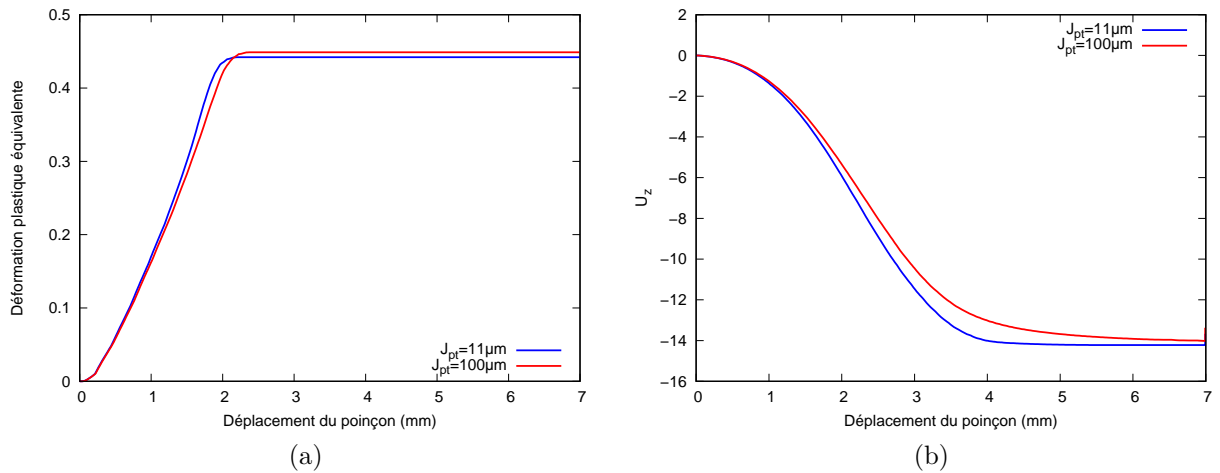


FIGURE F.14 – (a) Évolution de la déformation plastique équivalente avec le déplacement du poinçon; (b) évolution du déplacement U_z avec le déplacement du poinçon

La figure F.15 présente l'évolution de la déformation plastique équivalente le long de la ligne de symétrie située sur la surface extérieure pour un jeu de 11 et 100 μm . Sur cette ligne, se présente un pic de déformation correspondant à la zone du rayon de cambrage où $\bar{\varepsilon}^p$ est maximale.

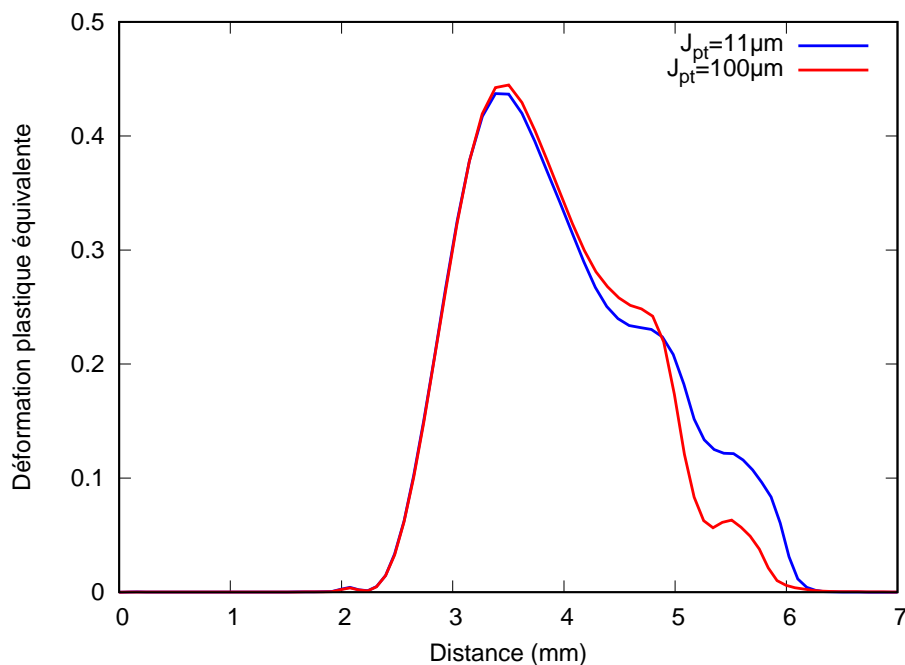
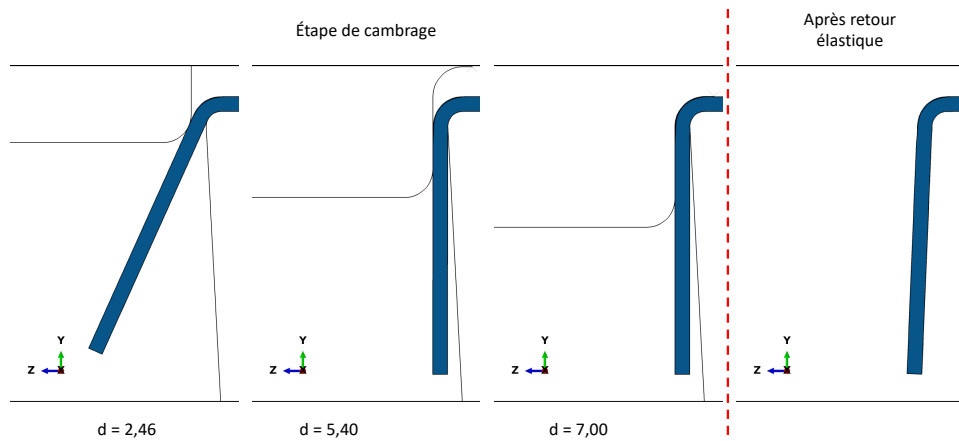


FIGURE F.15 – Influence du jeu J_{pt} sur l'évolution de la déformation plastique équivalente le long de la ligne de symétrie située sur la surface extérieure du cambrage

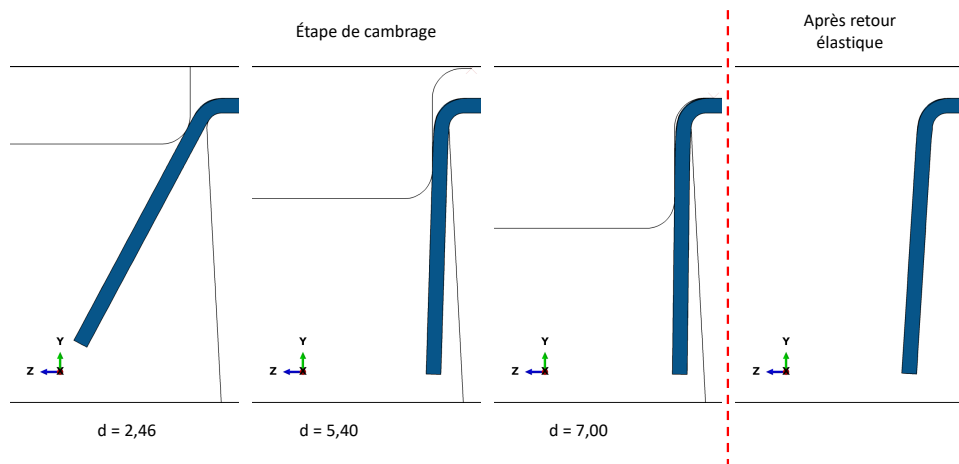
Localement, la déformation est légèrement plus grande lorsque le jeu est plus élevé. Cependant, pour un jeu plus faible, la zone de plastification présente un niveau de déformation moyen plus élevé sur une distance plus grande. Cette observation plus globale

pourrait expliquer le fait que l'éprouvette cambrée avec un jeu de 100 μm présente un retour élastique plus grand par rapport à celle cambrée avec un jeu de 11 μm malgré une déformation maximale locale plus grande lorsque le jeu est plus élevé.

La figure F.16 reprend l'évolution de la déformée pour différents instants lors du cambrage et aussi après l'étape du retour élastique pour un jeu de 11 et 100 μm .



(a) $J_{pt} = 11 \mu\text{m}$



(b) $J_{pt} = 100 \mu\text{m}$

FIGURE F.16 – Évolution de la déformée au cours du cambrage et après retour élastique en fonction du jeu J_{pt} (d en mm)

La déformée pour un déplacement de 2,46 mm correspond à l'instant où la valeur de F_{max} est obtenue lors de la simulation du jeu 11 μm . La comparaison avec le jeu de 100 μm montre une ouverture de l'angle de cambrage légèrement plus grande avec un jeu de 100 μm . À partir d'un déplacement de 5,40 mm la déformée pour un jeu de 11 μm n'évolue plus contrairement au jeu de 100 μm qui continue à se déformer pour un déplacement

de 7 mm. A la fin de l'étape de cambrage, l'angle d'ouverture de l'éprouvette cambrée est plus grand pour un jeu de 100 μm . La comparaison après l'étape de retour élastique montre un retour élastique plus important avec $J_{pt} = 100 \mu\text{m}$.

Influence sur l'angle de retour élastique

Une autre façon d'étudier l'influence du jeu sur le retour élastique est de calculer l'angle d'ouverture de l'éprouvette à partir de la géométrie simulée. Pour cela, la méthodologie expérimentale est reprise, la géométrie simulée étant parfaite, l'angle est calculé à partir d'un seul profil numérique pris sur la surface intérieure au niveau de la ligne de symétrie. La figure F.17a montre l'évolution de l'angle d'ouverture en fonction du jeu en fin d'étape de cambrage et après le retour élastique. Après cambrage, l'angle passe de 90,04 à 91,21° pour respectivement un jeu nul et de 100 μm soit un écart relatif de 1,3 % par rapport au jeu nul. De même, après retour élastique, l'angle passe de 92,08 à 93,67° pour respectivement un jeu nul et de 100 μm soit un écart relatif de 1,7 % par rapport au jeu nul. Que ce soit en fin de cambrage ou après le retour élastique l'angle augmente lorsque le jeu augmente. La figure F.17b montre l'évolution de l'écart absolu entre l'angle en fin de cambrage et après retour élastique. Cet écart passe de 2,04° à 2,46° pour respectivement un jeu nul et un jeu allant de 60 à 100 μm . Cela montre que plus le jeu est faible et plus l'angle en fin de cambrage va tendre vers un angle théorique final de 90°, ce qui va se traduire par un retour élastique moins important. Et inversement, plus le jeu est grand et plus l'angle en fin de cambrage est grand, l'éprouvette cambrée s'éloigne de sa forme finale théorique avec un angle de 90°, et plus le retour élastique est important. Il est à noter une valeur optimum à partir de laquelle l'amplitude du retour élastique est constant, l'écart d'angle absolu est de 2,46° pour un jeu allant de 60 à 100 μm .

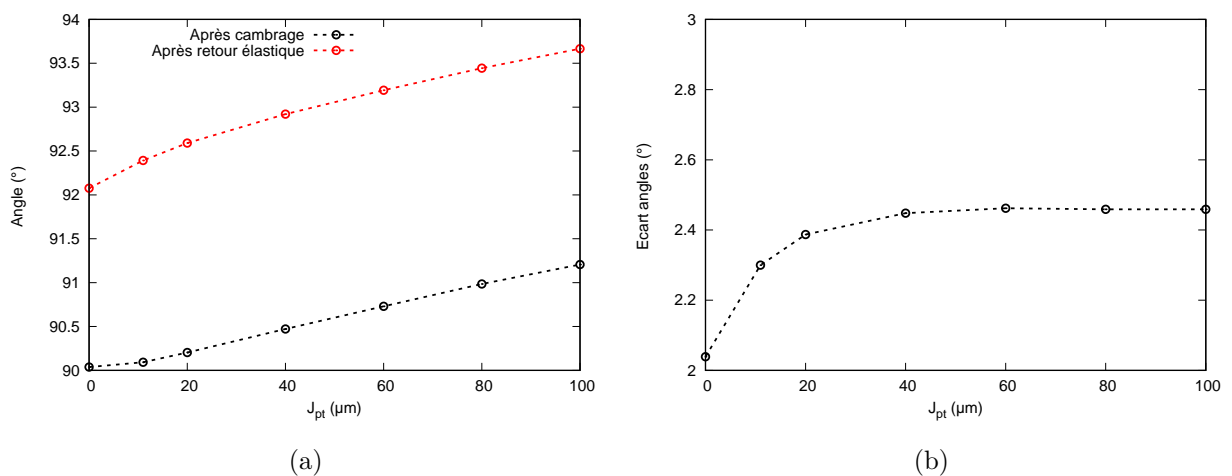


FIGURE F.17 – Influence du jeu J_{pt} sur le retour élastique

La comparaison des courbes d'effort-déplacement numériques avec une courbe expérimentale obtenue sur le matériau Cu-ETP avec une géométrie 40×15 est faite sur la figure F.12. Cette comparaison montre que pour un jeu de $100 \mu\text{m}$, la simulation donne une bonne représentation de la courbe expérimentale. Finalement, l'analyse de sensibilité du jeu permet d'identifier un jeu entre la tôle et le poinçon ($J_{pt} = 100 \mu\text{m}$) pour la suite des calculs du Chapitre 4.

RÉSULTATS NUMÉRIQUES DU CAMBRAGE POUR LES NUANCES CU-DHP

Épaisseur 0,8 mm

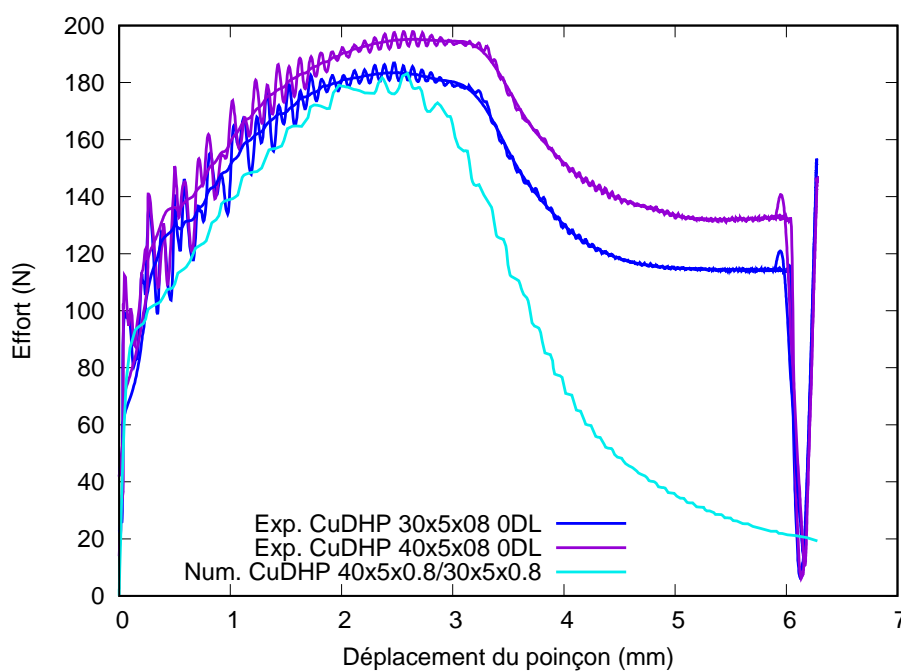
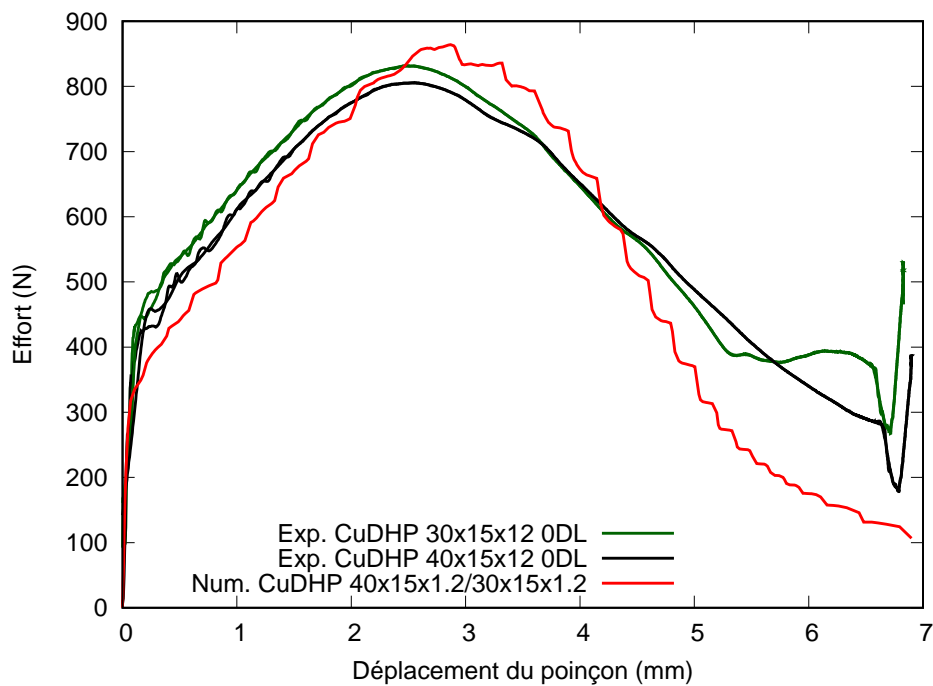
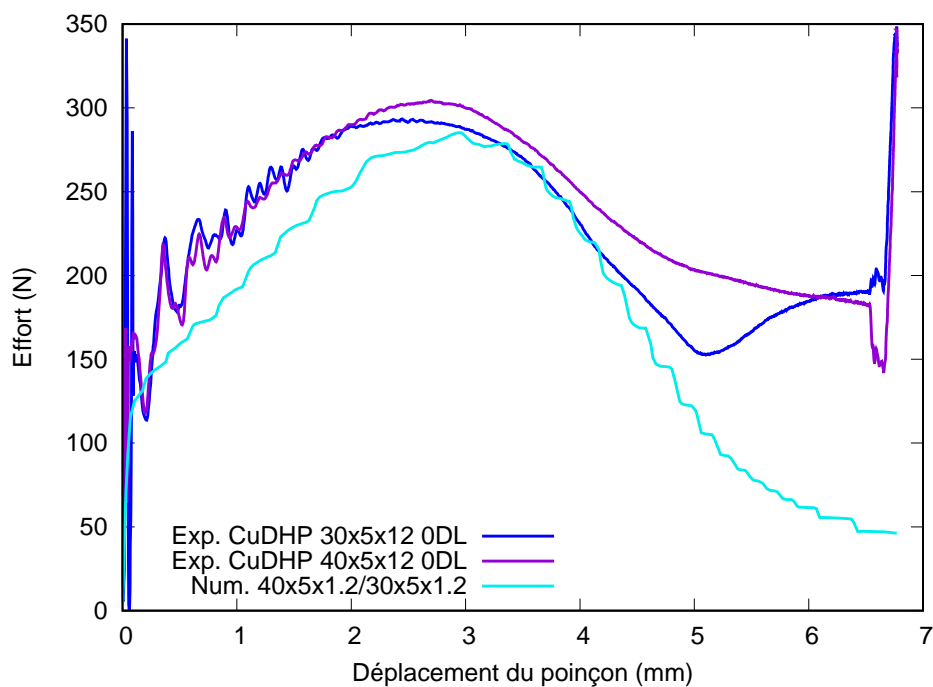


FIGURE G.1 – Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour les géométries de largeurs 5 mm (40×5, 30×5) en Cu-DHP (épaisseur 0,8 mm) pour l'orientation 0°/DL

Épaisseur 1,2 mm



(a) Largeur 15 mm



(b) Largeur 5 mm

FIGURE G.2 – Comparaison des courbes effort-déplacement expérimentales et numériques pour les différentes géométries (40×15, 30×15, 40×5, 30×5) d'éprouvette en Cu-DHP (épaisseur 1,2 mm) pour l'orientation 0°/DL

Titre : Conception virtuelle de la mise en forme progressive d'alliages de cuivre pour des applications électroniques

Mot clés : Alliages de cuivre, caractérisation mécanique, outils progressifs, découpage, cambrage, simulation numérique

Résumé : Dans le secteur de l'électronique, des éléments métalliques sont généralement fabriqués à partir de tôles en cuivre. Les pièces sont produites à l'aide d'outils progressifs, qui comprennent plusieurs étapes de découpage et de cambrage nécessaires à l'obtention de la pièce finale. Il y a un grand intérêt à prévoir numériquement ces procédés de mise en forme progressive afin de réduire les temps de conception et d'anticiper les problèmes de production. Dans le cadre de ces travaux, une caractérisation mécanique d'un cuivre pur (99,9 %) a été menée pour modéliser le comportement mécanique du cuivre pour les simulations du découpage et du cambrage. Des essais instrumentés d'une opération de découpage et de cambrage dans des conditions industrielles ont été effectués. Les essais permettent de mesurer l'évolution de la force au cours du décou-

page, ce qui permet d'identifier un effort maximal de découpage. Les zones caractéristiques du profil des bords découpés (zones bombées, cisailées, arrachées) sont mesurées à partir d'images obtenues au microscope électronique à balayage. Un modèle numérique 2D en déformations planes du découpage est proposé, il a tendance à surestimer l'effort de découpage. Le cambrage est étudié à partir de l'effort et des mesures d'angles sur les pièces cambrées qui ont permis de quantifier le retour élastique. L'état des déformations à l'issue du cambrage a pu être mesuré par stéréo-corrélation d'images. Un modèle numérique 3D du cambrage permet une bonne prédiction de l'effort maximal de cambrage et du retour élastique. Finalement, un modèle 3D d'un procédé de cambrage progressive est proposé, il permet la fabrication virtuelle d'un contact électrique.

Title: Virtual mechanical design of progressive forming of copper alloys for electronic applications

Keywords: Copper alloys, mechanical characterization, progressive tools, blanking, bending, numerical simulation

Abstract: In the electronics sector, metal parts are generally manufactured from copper sheets. The parts are produced using progressive tools, which include several blanking and bending steps necessary to obtain the final part. There is a great interest in predicting these progressive forming processes in order to reduce design times and prevent production issues. As part of this work, a mechanical characterization of pure copper (99,9 %) was conducted to model the copper mechanical behavior for blanking and bending simulations. Instrumented tests of a blanking and bending operation under industrial conditions were carried out. The evolution of the force during the blanking is recorded and the maximum blanking effort is iden-

tified. Characteristic zones (rollover, sheared, fracture) of the cut edge profile are measured from scanning electron microscopy images. A 2D plane strain model of blanking is proposed, it tends to overestimate the blanking force. Then, bending is studied from the force evolution. Angle measurements on the bent parts were used to quantify the springback. Strain state at the end of the bending process was measured by digital image correlation. A 3D numerical model of the bending process gives a good prediction of the maximum bending force and springback. Finally, a 3D numerical model of a progressive bending process is proposed as a numerical demonstrator of the virtual manufacturing of an electrical contact.