



HAL
open science

Etude de la capacité limite de déformation dans le procédé de relevage de bord par expansion

Ahmed Kacem

► **To cite this version:**

Ahmed Kacem. Etude de la capacité limite de déformation dans le procédé de relevage de bord par expansion. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université de Bretagne Sud, 2013. Français. NNT: . tel-00840726

HAL Id: tel-00840726

<https://theses.hal.science/tel-00840726>

Submitted on 2 Jul 2013

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.



THESE / UNIVERSITE DE BRETAGNE-SUD

sous le sceau de l'Université européenne de Bretagne

pour obtenir le titre de

DOCTEUR DE L'UNIVERSITE DE BRETAGNE-SUD

Mention : Sciences Pour l'Ingénieur

Ecole doctorale SICMA

présentée par

Ahmed KACEM

Préparée au LIMATB (EA 4250)

Laboratoire d'Ingénierie des
MATériaux de Bretagne

Etude de la capacité limite de déformation dans le procédé de relevage de bord par expansion

Thèse soutenue le 10 Janvier 2013

devant le jury composé de :

Khémaïs SAANOUNI

Professeur, Université de Technologie de Troyes, France / *président*

René BILLARDON

Professeur, Université Paris 6, France / *rapporteur*

Zoubeir TOURKI

Professeur, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sousse, Tunisie / *rapporteur*

Kacem SAÏ

Professeur, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, Tunisie / *examineur*

Pierre-Olivier BOUCHARD

MCF HDR, Mines ParisTech / *examineur*

Abdelkader KRICHEN

MCF HDR, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, Tunisie / *directeur de thèse*

Pierre-Yves MANACH

Professeur, Université de Bretagne-Sud, France / *directeur de thèse*

Table des matières

Remerciements	5
Introduction générale	6
1 Procédé de relevage de bord des matériaux métalliques	10
1.1 Relevage de bord	11
1.2 Relevage de bord d'un trou	14
1.2.1 Principe	14
1.2.2 Paramètres et conditions de relevage de bord d'un trou	15
1.2.3 Effets des paramètres du procédé	16
1.2.4 Autres Techniques de relevage de bord d'un trou	21
1.3 Principales limitations du relevage de bord d'un trou	25
1.4 Méthodes de prédiction des limites de relevage	27
1.4.1 Approches en post-traitement	27
1.4.2 Approche couplée	37
1.5 Conclusion	42
2 Matériaux et techniques	43
2.1 Matériaux	45
2.1.1 Choix des matériaux	45
2.1.2 Equipements	46
2.1.3 Essais de traction	48
2.1.4 Essais de Cisaillement	52
2.2 Essais de relevage de bord d'un trou	53
2.2.1 Configuration de relevage	53
2.2.2 Dispositif expérimental	54
2.2.3 Modélisation numérique	56
2.3 Modélisation du comportement mécanique	59
2.3.1 Lois de comportement	59
2.3.2 Identification des paramètres	61
2.4 Conclusion	64
3 Conditions de relevage de bord	66
3.1 Etude expérimentale et modélisation	67
3.2 Cinématique du procédé	68
3.3 Paramètres du procédé de relevage de bord	71
3.4 Géométrie du bord relevé	74

3.4.1	Epaisseur du bord relevé	76
3.4.2	Profil extérieur	79
3.4.3	Profil intérieur	80
3.5	Conclusion	82
4	Influence de l'anisotropie sur le relevage	83
4.1	Méthodologie	85
4.2	Conditions de relevage	86
4.3	Paramètres de mise en forme	89
4.4	Paramètres géométriques	89
4.4.1	Epaisseur du bord	91
4.4.2	Profil intérieur	93
4.5	Conclusion	95
5	Analyse des défauts et simulation numérique par approche non couplée	97
5.1	Défauts et méthodologie d'analyse	99
5.2	Modèle d'endommagement non couplé	103
5.2.1	Critère de rupture macroscopique	103
5.2.2	Modélisation de l'écroutissement	104
5.2.3	Dégradation après amorçage de la rupture	104
5.2.4	Modélisation de l'essai de traction	106
5.3	Identification des paramètres	108
5.3.1	Courbe de traction	108
5.3.2	Identification de la loi de comportement après striction	109
5.3.3	Identification du critère de rupture	110
5.3.4	Identification des paramètres de la dégradation totale	112
5.4	Simulation du relevage par approche non couplée	114
5.4.1	Analyse du bord relevé sans laminage	114
5.4.2	Analyse du bord relevé avec laminage	116
5.5	Conclusion	120
6	Prédiction des limites de relevage par approche couplée	122
6.1	Identification de la loi de comportement	123
6.1.1	Identification de la loi de comportement sans endommagement	123
6.1.2	Identification de la loi de comportement avec endommagement	124
6.2	Prédiction de l'endommagement	125
6.2.1	Prédiction de l'endommagement d'un bord relevé sans laminage	125
6.2.2	Prédiction de l'endommagement d'un bord relevé avec laminage	128
6.2.3	Evolution de l'endommagement avec le taux de réduction	130
6.3	Comparaison entre l'approche non couplée et l'approche couplée	132
6.4	Conclusion	134
	Conclusion générale et perspectives	136
	Références Bibliographiques	141

Remerciements

Ce travail a été réalisé au sein de l'équipe Technologie de Formage Métallique (TFM) de l'Unité de recherche de Génie de Production Mécanique et Matériaux (UGPM2) de l'Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax (ENIS) et au sein de l'équipe Génie Mécanique et Matériaux (EG2M) du Laboratoire d'Ingénierie des Matériaux de Bretagne (LIMATB) sous la direction de Monsieur Abdelkader KRICHEN et Monsieur Pierre-Yves MANACH. En premier lieu, je voudrais remercier mes directeurs de thèse pour leurs visions profondes, leurs immenses connaissances et leurs idées enrichissantes. Je voudrais leur exprimer tous mes remerciements pour leur disponibilité, leur soutien et leurs encouragements permanents.

Je remercie également Monsieur René BILLARDON et Monsieur Zoubair TOURKI de m'avoir fait l'honneur d'être rapporteurs de ma thèse. Merci aussi à Monsieur Khémaïs SAANOUNI, Monsieur Kacem SAI et Monsieur Pierre-Olivier BOUCHARD d'avoir accepté de faire partie de mon jury de thèse en tant qu'examineurs.

Mes remerciements vont également à Madame Sandrine THUILLIER pour ses suggestions et ses précieux conseils. J'associe à ces remerciements Monsieur Anthony JEGAT et Monsieur Moncef HBAIEB pour leur aide très appréciable dans la réalisation des essais expérimentaux.

Merci également à tous mes amis thésards et docteurs de LIMATB et de UGPM2 de m'avoir aidé ainsi que d'avoir rendu ce travail plus sympathique et agréable.

Enfin, j'adresse un grand merci à ma famille et mes amis qui m'ont toujours encouragé.

Introduction générale

Les procédés de mise en forme par déformation plastique (ou formage métallique) sont un ensemble de techniques qui permettent de transformer un matériau métallique livré généralement sous forme de tôle ou de lopin, en pièces de formes complexes. Ce type de procédé repose sur la capacité du métal à subir de grandes déformations permanentes après le dépassement d'un certain seuil de contrainte. Les déformations sont souvent obtenues suite à un déplacement relatif d'outillages spécifiques au procédé. Il peut être exécuté en une ou plusieurs passes sur une presse mécanique ou hydraulique. Le métal est alors sollicité entièrement ou localement dans le domaine des déformations plastiques s'il s'agit de l'élaboration d'un détail géométrique.

Actuellement la conception des produits obtenus par formage fait appel de plus en plus à une large gamme de détails géométriques dont la forme ne cesse de se compliquer. L'obtention de ces formes est principalement basée sur la localisation des déformations dans une zone spécifique (souvent le bord d'une tôle ou d'un tube, périphérie d'un trou, etc.). Bien que la taille de ces détails géométriques soit généralement réduite, les conséquences d'une défaillance sont souvent économiquement très importantes. Par conséquent, les industriels de nombreux secteurs leur accordent toujours une attention particulière que ce soit dans le domaine de l'automobile, du mobilier métallique, de l'électroménager ou tout autre type de pièces mécaniques. Cette particularité est née de l'exigence de la réussite de l'opération en respectant des cahiers des charges qui mettent l'accent sur la qualité des produits, ce qui contraint les industriels à bien maîtriser la capacité limite de déformation des matériaux au cours de la mise en forme afin de prévenir l'apparition des défauts impliquant le rejet des pièces. Cette capacité n'est limitée que par les phénomènes d'endommagement et de rupture.

L'utilisation de logiciels de simulation numérique s'impose aujourd'hui dans le domaine de mise en forme comme outil irremplaçable pour évaluer certains paramètres inaccessibles ou difficilement accessibles expérimentalement. Dans ce contexte, la simulation numérique s'est montrée très utile par exemple dans la description des cinématiques au cours d'un procédé donné ou encore l'évaluation de ses divers paramètres spécifiques. A ces atouts viennent s'ajouter les progrès réalisés au niveau

de l'intégration de modules permettant de prédire l'endommagement et la rupture sans oublier le gain significatif permis par l'évolution de l'outil informatique dans les coûts et les délais de développement.

Cette thèse s'inscrit dans le cadre de la recherche d'une bonne maîtrise de l'un des procédés de formage agissant partiellement sur le matériau. Les travaux sont entrepris en vue de développer une méthodologie avancée permettant l'analyse de la capacité limite de déformation. Le choix s'est porté sur l'un des procédés de relevage de bord qui consiste à effectuer un relevage de bord d'un trou préalablement percé ou poinçonné dans une tôle métallique.

Sur la base d'une analyse bibliographique, le premier chapitre présente tout d'abord d'une façon générale le procédé de relevage de bord. Une attention particulière est portée aux différentes techniques utilisées et aux différents paramètres intervenant dans le relevage de bord d'un trou. Dans une deuxième partie de ce chapitre sont synthétisées quelques méthodes expérimentales et numériques permettant la détermination et/ou la prédiction des limites de formage. Un intérêt particulier a porté sur l'application de ces méthodes au cas du relevage de bord d'un trou.

Les matériaux et les techniques adoptés pour réaliser cette étude font l'objet du deuxième chapitre. D'abord, une première partie regroupe les résultats classiques de la caractérisation du comportement mécanique effectuée sur les tôles métalliques sélectionnées pour cette étude à savoir, un alliage d'aluminium de la série 6000 (A6061-O) et un aluminium non allié (A1050-H14). Puis, une deuxième partie est consacrée à la description des moyens expérimentaux et les modèles éléments finis adoptés pour réaliser l'étude numérique. Enfin, les résultats d'identification des lois d'écrouissage et des critères de plasticité, indispensables pour les modèles EF, sont exposés à la fin de ce chapitre.

Le troisième chapitre est consacré à l'analyse des deux conditions de relevage de bord, à savoir le relevage de bord avec laminage ou sans laminage. Un intérêt particulier est porté à l'étude de l'effet des conditions de relevage sur la cinématique du procédé, les paramètres de mise en forme et la géométrie de la forme finale.

Le quatrième chapitre est dédié à l'étude de l'influence de l'anisotropie des matériaux sur le procédé de relevage de bord. En particulier, l'analyse est centrée sur l'effet des hypothèses d'anisotropie par rapport à la fiabilité des prédictions des modèles sur l'ensemble des paramètres géométriques et technologiques du procédé.

Le cinquième chapitre présente, en premier lieu, une analyse expérimentale des défauts qui apparaissent lors de relevage de bord d'un trou. Dans un deuxième temps, l'étude porte sur la prédiction de ces défauts à partir d'un modèle numérique utilisant une approche non couplée basée sur la notion d'amorçage de la rupture.

Le dernier chapitre est orienté sur la simulation numérique du procédé de relevage du bord d'un trou par une approche couplée en se basant sur le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN). Après une identification des paramètres de ce modèle, le travail est focalisé sur la prédiction de l'endommagement du bord relevé dans les deux conditions de relevage : avec et sans laminage. Une comparaison entre l'approche non couplée et l'approche couplée est proposée au terme de ce chapitre.

Enfin, le mémoire est terminé par une conclusion générale reprenant les principaux résultats obtenus au cours de ce travail et quelques perspectives sont esquissées pour améliorer quelques points particuliers.

Chapitre 1

Procédé de relevage de bord des matériaux métalliques

Dans la première partie de ce chapitre, on présente de façon générale, le procédé de relevage de bord d'un trou. Une attention particulière est portée aux différentes techniques utilisées et aux nombreux paramètres intervenant dans ce procédé ainsi que leur influence. Dans une deuxième partie, on synthétise les travaux publiés dans le cadre des études de la limitation de ce procédé. L'accent est principalement mis sur les méthodes et les critères de prédiction de l'endommagement au cours du procédé.

1.1 Relevage de bord

Le relevage de bord trouve son application dans de nombreux secteurs d'activités (Fig. 1.1). Il est souvent pratiqué pour conférer aux pièces plus de résistance et de rigidité au niveau de leur bord ou pour donner une meilleure esthétique à la pièce. Il est également pratiqué pour avoir des formes élémentaires fonctionnelles telles que l'assemblage des pièces mécaniques.



FIGURE 1.1 – Exemples d'articles industriels à bord relevé

Le relevage de bord est un procédé de mise en forme par déformation plastique appliqué essentiellement sur des métaux en feuilles. Il consiste à relever le bord d'une tôle ou d'une pièce en faisant appel, dans la majorité des cas, au mouvement relatif d'un poinçon ou d'une matrice. Ce procédé peut s'effectuer sur un bord rectiligne ou un bord courbé. Le relevage de bord rectiligne consiste à effectuer une simple opération de pliage le long d'une ligne droite (Fig. 1.2).

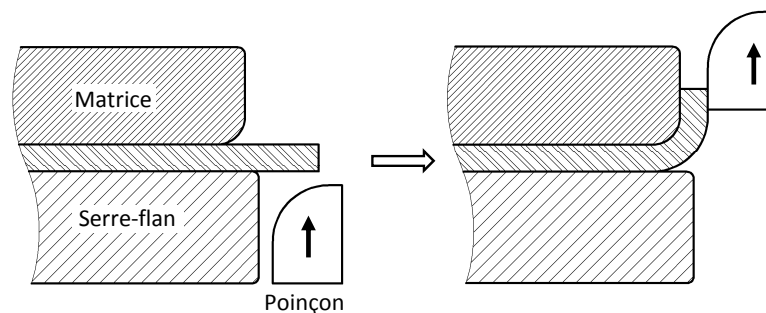


FIGURE 1.2 – Principe du relevage de bord rectiligne

Ce type de relevage de bord se distingue du procédé de pliage classique par le fait que la partie relevée est très petite par rapport à la taille totale de la pièce. Par contre, pour les bords courbés, le pliage n'est plus dominant. Dans ce cas, le bord est sollicité suivant l'un des deux modes de formage : rétreint ou expansion. En effet, le relevage de bord est effectué par rétreint lorsqu'il est réalisé suivant une ligne de courbure convexe (Fig. 1.3.a). En revanche, le procédé est effectué par expansion lorsqu'il est réalisé suivant une ligne de courbure concave (Fig. 1.3.b).

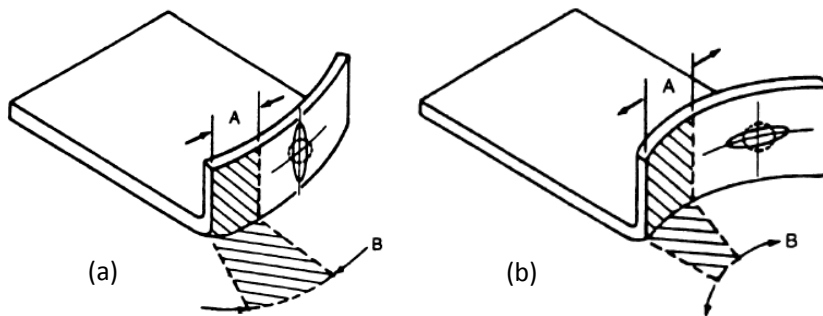


FIGURE 1.3 – Relevage de bord par : (a) rétreint (b) expansion [1]

La différence principale entre ces deux modes réside dans la nature des champs de contraintes développés dans le bord de la tôle au cours du relevage. Le relevage de bord par rétreint génère des contraintes de compression dans la direction circonférentielle. Par contre, des contraintes de traction dans la direction circonférentielle sont générées au cours du relevage de bord par expansion. L'impact d'une telle différence se manifeste notamment lorsque la déformation dépasse la capacité limite de formage. Dans le premier cas, un champ de contraintes de compression excessive donne naissance à des plis associés parfois à un flambement local (Fig. 1.4.a). Dans le deuxième cas, des strictions et même des déchirures apparaissent suite à un amincissement excessif (Fig. 1.4.b).

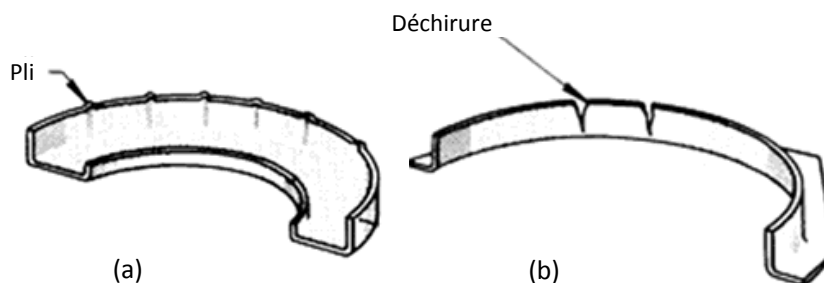


FIGURE 1.4 – Défauts en relevage de bord : (a) formation de plis (b) apparition de déchirures [2]

Lorsque le relevage de bord est pratiqué suivant une ligne fermée circulaire ou elliptique, la forme obtenue est appelée soyage (Fig. 1.5.a). Dans le cas d'un relevage partiel, la forme est nommée embrèvement (Fig. 1.5.b).

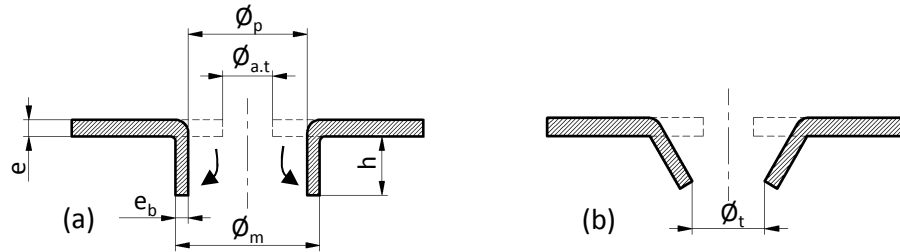


FIGURE 1.5 – Section de : (a) soyage (b) embrèvement

Pour une tôle d'épaisseur e , les caractéristiques géométriques du soyage les plus significatives sont les suivantes : diamètre intérieur ϕ_p , diamètre extérieur ϕ_m , l'épaisseur du bord relevé e_b et la hauteur du bord relevé h (Fig. 1.5.a). Au cours du relevage ou dans le cas d'un embrèvement, le diamètre intérieur caractéristique est noté ϕ_t (Fig. 1.5.b).

En pratique, la forme est obtenue en relevant par expansion le bord d'un avant-trou de diamètre $\phi_{a.t}$ préalablement poinçonné ou percé sur une tôle (Fig. 1.5). Le bord obtenu peut servir pour le guidage d'un axe, logement à un roulement ou logement pour la tête d'une vis. Il peut être taraudé afin d'éviter le sertissage d'un écrou dans le cas d'assemblage par visserie. Des exemples d'applications industrielles des trous à bords relevés (soyages) sont présentés sur la figure 1.6.



FIGURE 1.6 – Exemples d'applications industrielles des trous à bords relevés (soyages)

1.2 Relevage de bord d'un trou

1.2.1 Principe

Sur le plan industriel, la technique classique de relevage de bord d'un avant-trou est la plus répandue (Fig. 1.7). Cette technique fait appel aux éléments standards d'outillage de presse : poinçon, matrice et serre-flan. Elle s'appuie sur la démarche ordinaire de la mise en forme par déformation plastique. La partie non-relevée est fermement tenue entre la matrice et le serre-flan durant tout le procédé pour empêcher son gauchissement. L'opération se déroule suite à la descente du poinçon qui entre en contact avec la périphérie de l'avant-trou. Le poinçon oblige ainsi une partie de la tôle, maintenue en porte-à-faux, à pénétrer dans la cavité de la matrice. Cette action provoque la déformation de la partie de la tôle située aux alentours de l'avant-trou par combinaison des phénomènes de pliage et d'étirement. Le diamètre du trou après relevage de bord est plus grand que le diamètre de l'avant-trou, ce qui provoque l'expansion locale de la tôle et la formation d'un bord cylindrique relevé (soyage). Une forme cylindrique est souvent ajoutée au poinçon pour jouer le rôle d'un pilote permettant le centrage de l'avant-trou avant le relevage.

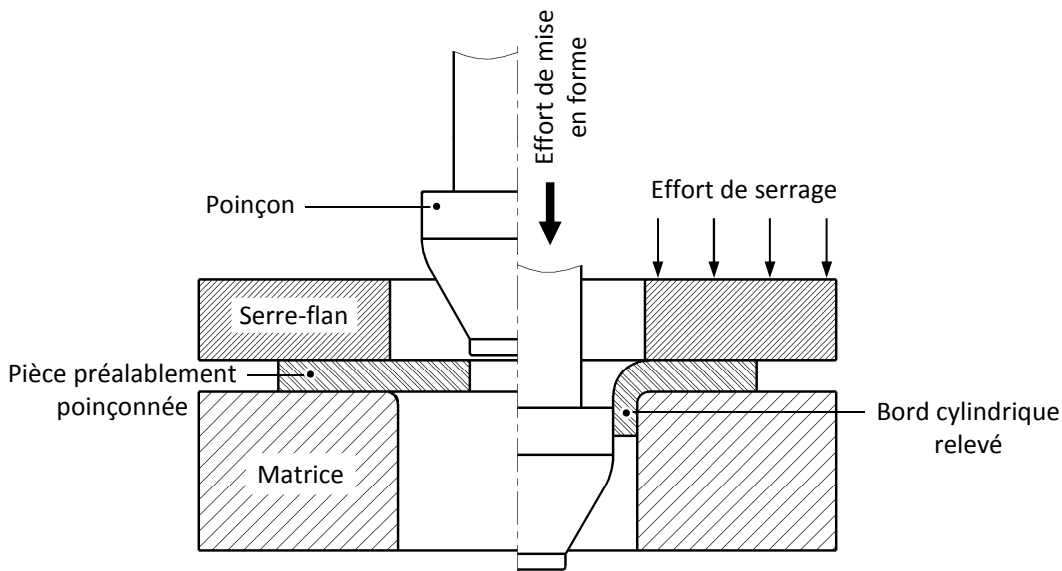


FIGURE 1.7 – Schéma de principe de relevage de bord d'un trou par la technique classique

1.2.2 Paramètres et conditions de relevage de bord d'un trou

Les parties actives de l'outillage (matrice et poinçon) possèdent plusieurs paramètres qui affectent le déroulement du procédé de relevage par la technique classique. La matrice est caractérisée principalement par son rayon R_m et son rayon d'entrée matrice R_{em} (Fig. 1.8.a). Le poinçon est caractérisé par sa forme et ses dimensions : il peut être de forme cylindrique, hémisphérique ou conique (Fig. 1.8). Chaque forme est définie par un ou deux paramètres géométriques tels que le rayon du nez de poinçon R_n , l'angle de conicité α , le rayon de raccordement R_{pp} , etc. En outre, d'autres facteurs liés au serre-flan peuvent éventuellement s'ajouter à ce groupe de paramètres tels que l'intensité et la nature de son effort presseur au cours du procédé. Ce dernier, dépend principalement du type de machine utilisée : presse simple ou double effets, mécanique ou hydraulique. Comme dans tout autre procédé classique de mise en forme, la nature de l'interface entre la tôle et l'outillage (avec ou sans lubrification) fait aussi partie des paramètres à contrôler au cours du relevage.

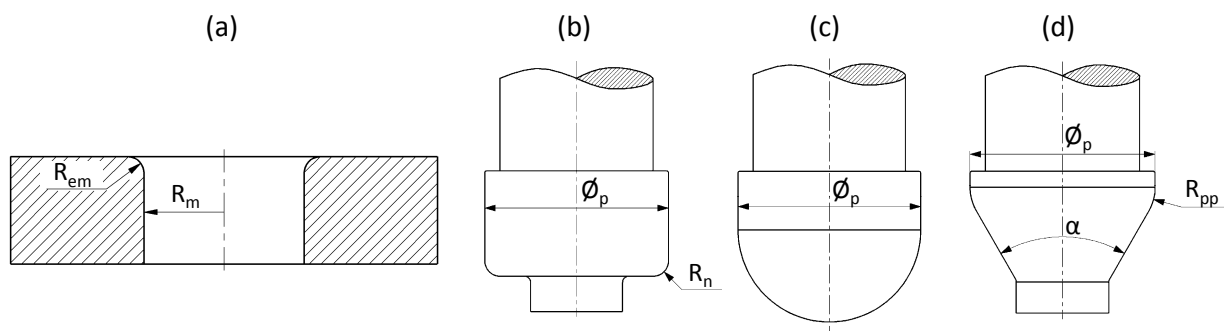


FIGURE 1.8 – Paramètres de l'outillage : (a) matrice (b) poinçon cylindrique (c) poinçon hémisphérique (d) poinçon conique

Le jeu j entre le poinçon et la matrice, défini par l'équation (1.1) est un paramètre technologique qui nécessite souvent un soin bien particulier lors de la conception de l'outillage. Il conditionne la réussite du procédé et présente une influence importante sur l'aspect et la qualité du trou à bord relevé.

$$j = \frac{\phi_m - \phi_p}{2} \quad (1.1)$$

D'un point de vue pratique, il est plus commode de rapporter le jeu j à l'épaisseur initiale de la tôle e . Le rapport obtenu est appelé "taux de réduction", T_r , tel que :

$$T_r = \frac{j}{e} = \frac{\phi_m - \phi_p}{2e} \quad (1.2)$$

Suivant les valeurs du taux T_r , le relevage par la technique classique peut être pratiqué avec ou sans laminage. Pour les valeurs élevées de T_r , le relevage est réalisé sans laminage. Dans ce cas, la mise en forme du bord est principalement gouvernée par le phénomène d'expansion qui provoque un amincissement local du bord relevé (Fig. 1.9.a). En revanche, pour les valeurs faibles de T_r , le relevage est réalisé avec laminage. Dans ce cas, en plus de l'expansion, le poinçon oblige une partie du métal à pénétrer dans la cavité de la matrice par écrasement. Cette action produit un bord plus long mais avec une épaisseur plus faible (Fig. 1.9.b).

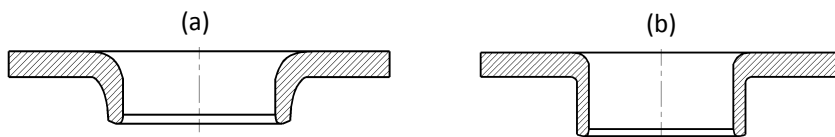


FIGURE 1.9 – Bord d'un trou relevé : (a) sans laminage (b) avec laminage

La connaissance de l'effet de certains paramètres est fondamentale pour la maîtrise du procédé de relevage de bord d'un trou, voire même pour sa réussite. L'analyse des différents paramètres qui régissent ce procédé a permis de les classer en quatre groupes : ceux liés au matériau à mettre en forme, ceux liés à la préparation du brut avant relevage, ceux liés à la forme recherchée et enfin ceux liés à la conception de l'outillage. Le paragraphe suivant présente une synthèse de l'effet de quelques éléments technologiques sur les paramètres de mise en forme par relevage. L'accent est principalement mis sur les paramètres les plus influents dans la maîtrise technologique du procédé. Les travaux développés sur la capacité limite de déformation de la tôle au cours de ce procédé sont analysés ultérieurement dans le dernier paragraphe de ce chapitre.

1.2.3 Effets des paramètres du procédé

Épaisseur et taux de réduction. La nature du procédé de relevage fait que l'épaisseur de la tôle possède une grande influence sur les paramètres de mise en forme. Kumagai et al. [3] ont effectué des relevages sur des tôles d'aluminium d'épaisseur 3 mm, 4 mm et 6 mm. Ils ont montré que plus la tôle est épaisse plus l'effort maximal et la course du poinçon sont élevés. Par contre, les travaux de Kumagai et al. [4] menés sur des tôles bi-feuilles (aluminium-cuivre) ont montré que la diminution du taux de réduction engendre uniquement une augmentation de l'effort. L'effet sur la course reste relativement faible.

Avant-trou. Le diamètre de l'avant-trou $\phi_{a.t}$ permet de faire varier la hauteur h du bord relevé. Thipprakmas et al. [5] ont montré que cette hauteur h augmente d'une manière quasi linéaire avec la réduction du diamètre de l'avant-trou. Dans certains cas extrêmes, le relevage peut être effectué par perforation et sans enlèvement de la matière (Fig. 1.10.a). Dans d'autres cas, l'avant-trou peut être poinçonné au cours du relevage en utilisant un poinçon épaulé (Fig. 1.10.b). Puisque le poinçonnage est effectué sans matrice, son diamètre est de l'ordre de la moitié du diamètre intérieur du soyage ϕ_p .

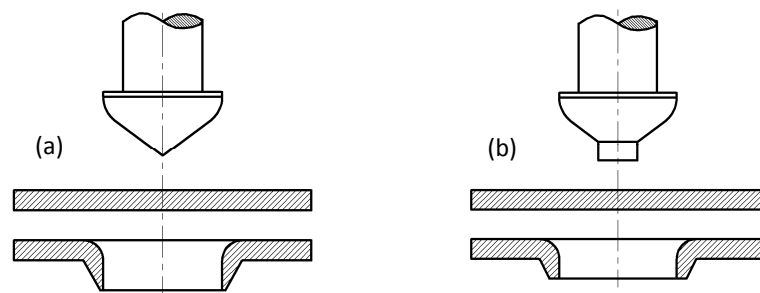


FIGURE 1.10 – Relevage de bord par : (a) perforation (b) poinçon épaulé

Pour les paramètres de mise en forme, Huang [6] a montré que le diamètre de l'avant-trou $\phi_{a.t}$ affecte principalement la course du poinçon lorsque ce dernier est de forme conique (Fig. 1.11.a). En terme d'effort maximal, Leu et al. [7] ont mis en évidence que l'effet du diamètre de l'avant-trou $\phi_{a.t}$ dépend de la forme du poinçon (Fig. 1.11.b).

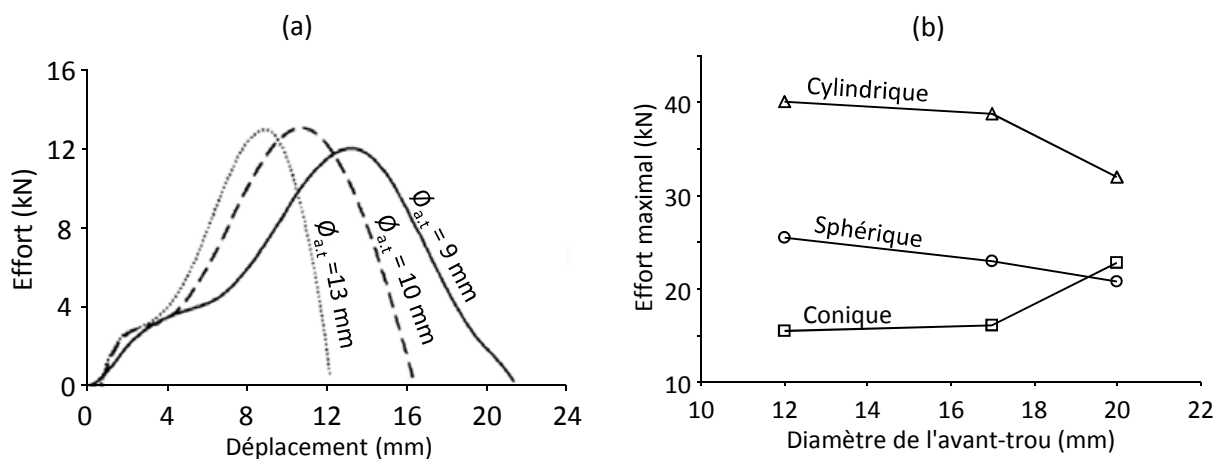


FIGURE 1.11 – (a) Influence du diamètre de l'avant-trou sur la courbe effort-déplacement pour un diamètre du poinçon conique de 18 mm et un taux de réduction de 0,49 [6]. (b) Effort maximal sur le poinçon en fonction du diamètre de l'avant-trou pour différentes formes du poinçon [7]

Outre le diamètre $\phi_{a.t}$, la qualité de la surface du bord de l'avant-trou influe considérablement sur le procédé de relevage [5]. En pratique, l'aspect de la paroi de l'avant-trou est très variable. Il dépend principalement de la tôle et de la nature de son obtention (poinçonnage ou perçage). Dans le cas d'un bord cisailé par poinçonnage, l'examen approfondi révèle l'existence de plusieurs parties qui peuvent être définies comme étant des caractéristiques du bord et qui restent liées à l'historique de l'opération de cisaillement (Fig. 1.12.a) : une partie supérieure arrondie, une partie lisse qui correspond aux zones de cisaillement, une zone rugueuse qui a subi la rupture et, enfin, une bavure. Ces zones dépendent principalement du jeu entre le poinçon et la matrice (découpage ordinaire ou fin produisant un écoulement localisé) et de l'état d'usure de l'outillage de poinçonnage.

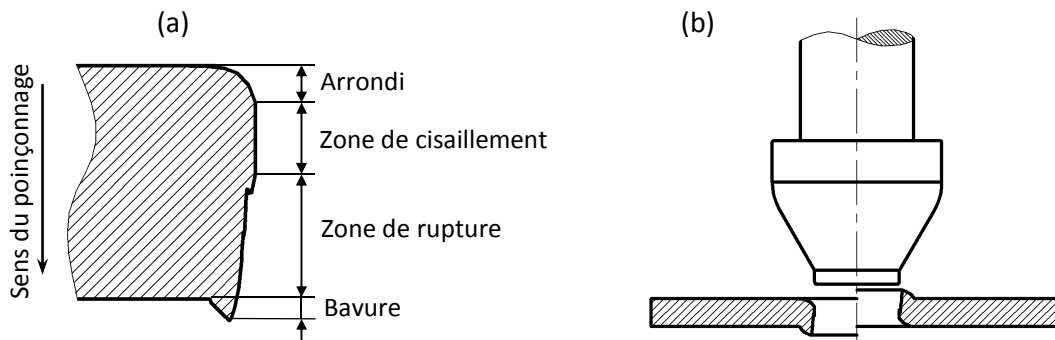


FIGURE 1.12 – (a) Qualité du bord de l'avant-trou obtenu par poinçonnage. (b) Disposition de la tôle par rapport à la direction de relevage : dans le sens du poinçonnage (à gauche) et dans les sens inverse du poinçonnage (à droite).

Dans le cas où l'avant-trou est produit par poinçonnage, la position de la tôle par rapport à la direction de relevage vient s'ajouter à la liste des paramètres technologiques à contrôler (Fig. 1.12.b). L'existence de la bavure après poinçonnage sur un côté et de l'arrondi de l'autre fait que la position de la tôle par rapport à la direction de relevage (sens du poinçonnage ou sens inverse) influe sur la qualité de la forme obtenue. En plus de la différence géométrique, la différence entre les états de contraintes sur les deux lèvres est à considérer. Par exemple, Thipprakmas et al. [8] ont étudié l'effet de la disposition de l'avant-trou par rapport à la direction de relevage sur la qualité géométrique du trou à bord relevé. Ces auteurs ont considéré le taux d'expansion T_e défini par :

$$T_e = \frac{\phi_t - \phi_{a.t}}{\phi_{a.t}} \quad (1.3)$$

Ils ont montré que le relevage dans le sens du poinçonnage est plus approprié pour les taux d'expansion faibles alors que le relevage dans le sens inverse du poinçonnage est plus convenable pour les taux d'expansion élevés.

Géométrie du poinçon. La forme et les dimensions du poinçon sont aussi des paramètres prépondérants du procédé. En effet, Tang [9] a montré que la forme du poinçon affecte considérablement l'effort maximal et la course du poinçon (Fig. 1.13).

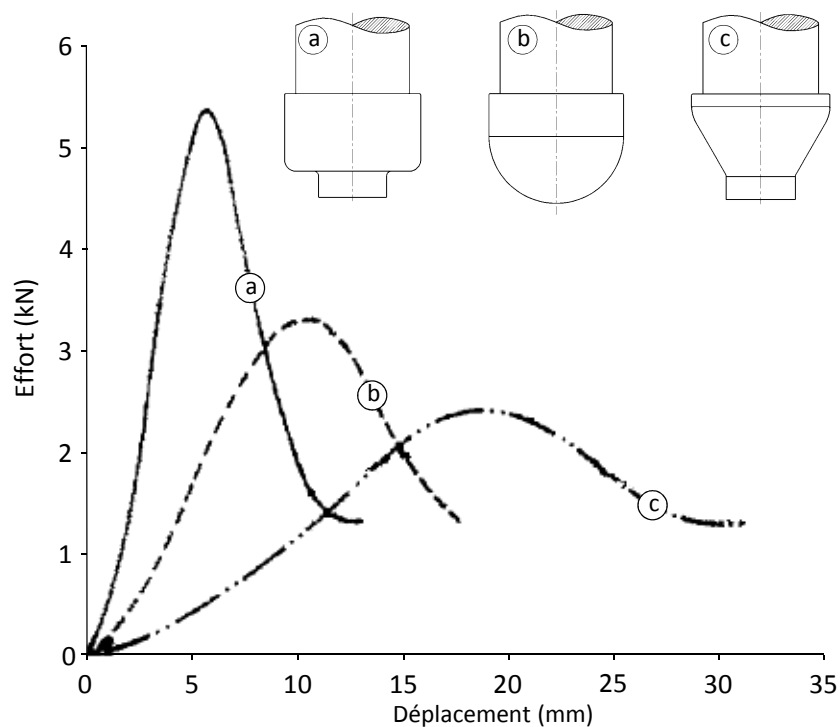


FIGURE 1.13 – Influence de la forme du poinçon sur la courbe effort-déplacement [9]

Outre la forme du poinçon, plusieurs études ont été réalisées sur l'effet des dimensions du poinçon. Huang et al. [10] ont montré que le rayon du nez du poinçon cylindrique R_n influe sur la forme finale obtenue après le relevage. Li et al. [11] ont observé que ce paramètre influe sur l'effort maximal de mise en forme. De même, Huang et al. [12] ont trouvé que l'augmentation de l'angle de conicité d'un poinçon conique ou tronconique engendre un accroissement de l'effort de mise en forme et une diminution de la course du poinçon (Fig. 1.14.a). En utilisant un poinçon cylindrique, Li et al. [11] ont identifié une diminution de l'effort maximal avec l'augmentation du rayon de nez du poinçon R_n (Fig. 1.14.b).

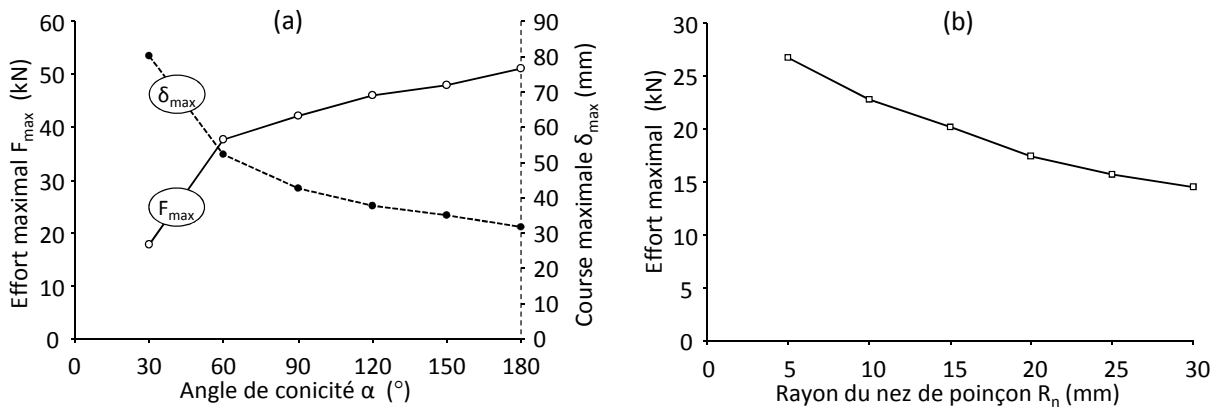


FIGURE 1.14 – (a) Influence de l'angle α du poinçon conique sur l'effort maximal de relevage et la course maximale du poinçon (courbes tracées à partir de [12]). (b) Influence du rayon du nez de poinçon R_n sur l'effort maximal de relevage [11]

Effort de serrage. L'effort de serrage appliqué par le serre-flan nécessite souvent une attention particulière. En effet, une mauvaise maîtrise de ce paramètre peut induire un défaut de non-planéité de la partie non-relevée ou un excès de serrage technologiquement non justifié. Krichen et al. [13] ont corrélié l'application du serrage au type de presse utilisée dans le but de trouver les configurations de serrage appropriées pour chaque type de presse. Ils ont tout d'abord calculé la réaction sur le serre-flan au cours du relevage (Fig. 1.15).

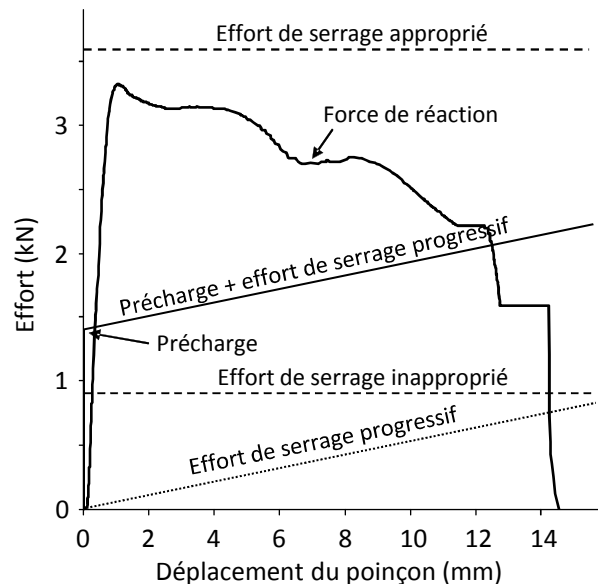


FIGURE 1.15 – Réaction sur le serre-flan et effort de serrage en fonction de déplacement du poinçon [13]

En s'appuyant sur l'analyse de cette réaction, dans le cas d'une presse double effet, un effort de serrage de l'ordre de 80 % de l'effort maximal de relevage de bord permet d'assurer un serrage capable de prévenir complètement la montée de la partie non-relevée au cours du procédé. En revanche, dans le cas d'une presse simple effet, où l'effort de serrage est progressif, l'application d'une précharge sur les ressorts du serrage est essentielle pour assurer une meilleure planéité de la partie non-relevée.

Lubrification. La lubrification est souvent nécessaire pour franchir des difficultés liées au frottement, l'adhésion ou à l'usure au cours d'une opération de mise en forme. Son introduction dans le procédé permet aussi d'améliorer la qualité des pièces obtenues. Du point de vue des paramètres de mise en forme, Leu et al. [7] ont montré que, indépendamment de la forme du poinçon, l'augmentation du coefficient de frottement provoque une augmentation de l'effort de relevage. De même, Li et al. [11] ont montré que le frottement n'affecte pas significativement la course du poinçon (Fig. 1.16).

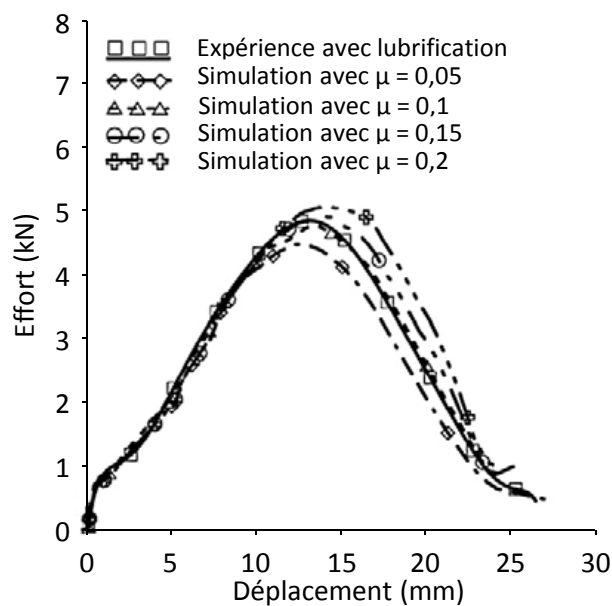


FIGURE 1.16 – Effet du coefficient de frottement sur la courbe effort-déplacement [11]

1.2.4 Autres Techniques de relevage de bord d'un trou

Dans le but de répondre à des exigences industrielles spécifiques d'ordre technologique et/ou économique, plusieurs autres solutions ont été proposées. La première famille de solutions consiste à effectuer des modifications sur le procédé de relevage en conservant l'aspect classique de sa technique : relevage par perforation, poinçonnage au cours du relevage par un poinçon épaulé [14], ajout

d'un contre-poinçon [5] ou multiplication des passes de relevage [11]. La deuxième famille de solutions fait appel à d'autres techniques de relevage de bord. Dans les paragraphes suivants, le principe, les avantages et les inconvénients de quelques solutions alternatives sont présentés.

Technique de Maslennikov. A l'origine, cette technique a été développée pour le procédé d'emboutissage. Maslennikov a eu l'idée de remplacer l'un des éléments actifs de l'outillage classique par un élément déformable en élastomère. Ceci permet de réduire le coût de fabrication en éliminant une (ou plusieurs) pièce(s) métallique(s) de l'outillage. Il permet également de s'affranchir de dépenses supplémentaires dues à la qualité nécessaire pour avoir un montage précis. En 2004, Thiruvarudchellvan et al. [15] ont utilisé cette technique pour la réalisation d'un bord relevé (Fig. 1.17.a).

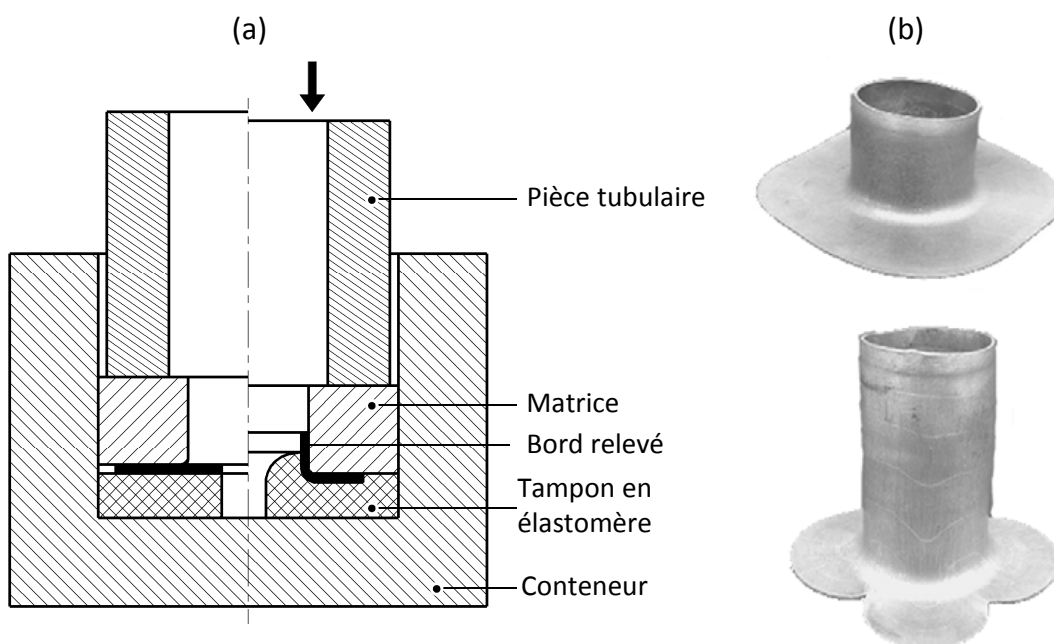


FIGURE 1.17 – Relevage de bord par la technique de Maslennikov : (a) schéma de principe (b) exemples du bord relevé [16]

Le procédé débute par la mise en place d'une rondelle entre la matrice et un corps déformable en élastomère. L'application d'un déplacement axial sur la matrice provoque une compression et génère des forces de frottement importantes suite à la déformation de l'élastomère. Les forces de frottement ainsi générées et la déformation de la rondelle entraînent le bord de l'avant-trou vers la cavité de la matrice (Fig. 1.17.a). Contrairement à la technique classique, le relevage peut être continué après le formage de la partie en porte-à-faux. En effet, les contraintes axiales générées au niveau de la paroi du bord relevé peuvent provoquer un écoulement permanent de la matière autour du rayon

d'entrée matrice aboutissant ainsi à un relevage spectaculaire du bord (Fig. 1.17.b). Le relevage par cette technique a donc indiscutablement le mérite de produire des bords relevés plus longs. Mais ses inconvénients résident dans la limitation de la durée de vie du corps en élastomère et la faible précision dimensionnelle.

Technique d'extrusion. En 2007, Lin et al. [17, 18] ont proposé une technique de relevage de bord d'un trou par extrusion. Son principe est inspiré du procédé d'extrusion communément utilisé pour la mise en forme des pièces à partir d'un lopin. L'opération est effectuée à partir d'une coquille emboutie et trouée au centre (Fig. 1.18.a). L'outillage comprend un poinçon, une matrice fixe, un serre-flan et un conteneur. Le poinçon est en contact avec le bord supérieur de la coquille. L'application d'une action sur le poinçon provoque l'écoulement de la matière à travers la cavité de la matrice formant ainsi le bord relevé. Un rayon d'entrée matrice différent de zéro et un raccordement sont réalisés sur la matrice pour faciliter l'écoulement de la matière. Au cours du procédé, le serre-flan est maintenu afin de générer une contre-pression sur la face supérieure de la coquille pour prévenir la formation des plis. Le contrôle de l'effort de serrage est nécessaire pour la réussite de l'opération. Le conteneur est animé en mouvement avec le poinçon dans le but d'éliminer la résistance au frottement. Le contact permanent de la coquille avec le conteneur ainsi qu'avec la périphérie du serre-flan évite son flambement.

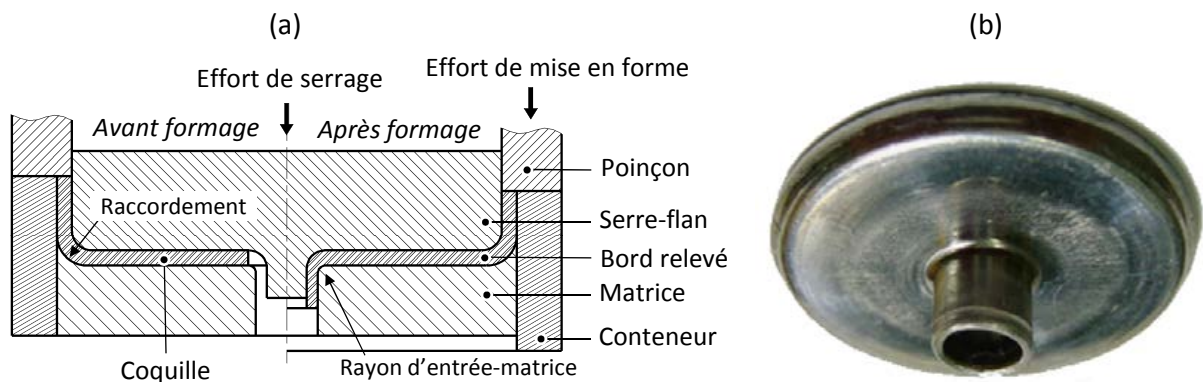


FIGURE 1.18 – Relevage de bord par extrusion : (a) schéma de principe (b) exemple typique [18]

Cette technique permet d'obtenir, même pour un trou de faible diamètre, un bord relevé ayant une épaisseur quasiment uniforme (Fig. 1.18.b). Il est important de préciser que la combinaison de ces caractéristiques géométriques à savoir le diamètre du trou faible, la hauteur élevée et l'épaisseur uniforme du bord est spécifique à cette technique. Cette conjugaison reste encore difficile, voire même impossible à réaliser avec les autres techniques de relevage. Cependant, en plus du besoin d'une étape

supplémentaire de préparation de la coquille, l'inconvénient majeur de cette technique est la nécessité d'un niveau important de l'effort de serrage, de 4 à 6 fois l'effort du poinçon [17].

Technique de formage incrémental. Cette technique est basée sur la substitution des éléments actifs de l'outillage classique (poinçon/matrice) par un outil de forme hémisphérique de petite taille. Elle consiste à appliquer des déformations locales successives et des repoussages progressifs sur une tôle pour développer des formes en relief (Fig. 1.19.a). L'incrémental est pilotée par une machine à commande numérique qui fait suivre à l'outil une trajectoire prédéterminée suivant une stratégie donnée. L'outil peut passer plusieurs fois sur une même zone de la tôle. Elle trouve souvent son application dans la réalisation rapide de pièces prototypes obtenues industriellement par emboutissage, relevage de bord, etc. Les modifications de la géométrie des pièces sont prises en compte facilement par l'utilisation de la commande numérique.

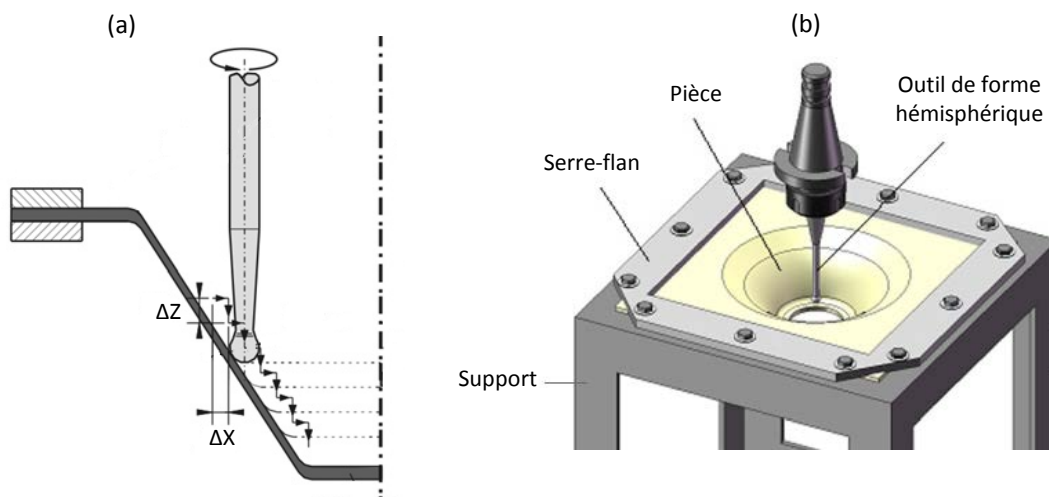


FIGURE 1.19 – (a) Principe de formage incrémental [19]. (b) Application au relevage de bord [20]

Au niveau industriel, cette technique représente une solution adéquate pour la production de petites séries des pièces de forme complexe. Cependant, le formage incrémental présente quelques inconvénients comme l'augmentation de la durée du procédé qui dépend de la complexité de la forme à réaliser et des paramètres du procédé. Il présente également une mauvaise garantie de la géométrie de la pièce finale et de l'état de surface.

Dans le cas de relevage de bord d'un trou, le bord est relevé par une succession de déformations locales appliquées sur une tôle trouée [20, 21] (Fig. 1.19.b). Cui et al. [22] ont montré que la stratégie de repoussage constitue un paramètre déterminant sur la capacité limite de déformation par cette technique (Fig. 1.20).

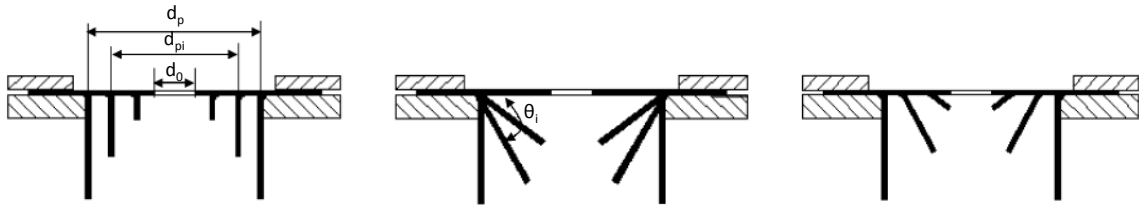


FIGURE 1.20 – Différentes stratégies de formage incrémental appliquées au relevage de bord [22]

1.3 Principales limitations du relevage de bord d'un trou

Comme dans tout autre procédé de mise en forme par déformation plastique, le procédé de relevage de bord d'un trou est limité par l'apparition de plusieurs types de défauts. Au cours du procédé, l'épaisseur décroît avec la progression du relevage. Après amincissement, les strictions sont les premiers défauts observés (Fig. 1.21.a). Ils sont la conséquence de contraintes de traction excessives générées dans la direction circonférentielle à l'extrémité du bord. Une pièce présentant ce type de défaut est souvent réputée mauvaise car la striction représente une faiblesse pouvant se propager très rapidement en une rupture même sous des sollicitations relativement faibles. Dans certains cas, les strictions se forment au premier stade du procédé de relevage ce qui provoque leur progression lors du relevage et la formation de déchirures (Fig. 1.21.b). Dans la plupart des applications industrielles, l'apparition de ce défaut constitue la première cause de rejet d'une pièce après le relevage de bord.

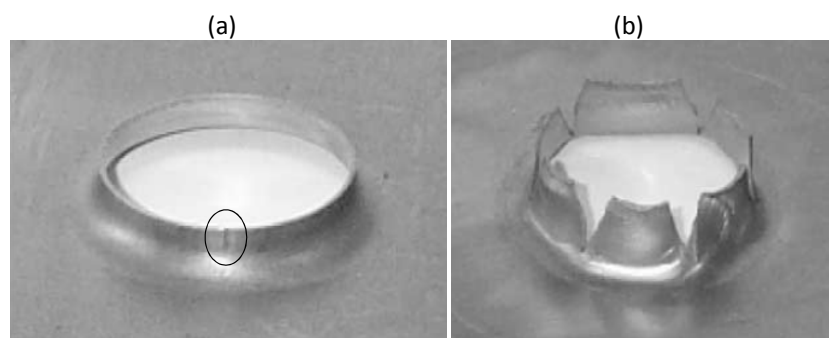


FIGURE 1.21 – Exemples de défauts : (a) strictions (b) déchirures axiales [23]

La réussite de relevage de bord passe par la maîtrise de plusieurs paramètres allant du choix du matériau jusqu'à l'optimisation des paramètres technologiques de mise en forme. Pour le choix d'un matériau adéquat, certaines règles primordiales, inspirées d'autres procédés de formage ou propre au relevage, régissent la sélection des paramètres caractéristiques de son comportement. A titre d'exemple, un allongement à la rupture le plus élevé possible est recommandé pour augmenter la capacité du métal à se déformer. De même, un coefficient d'écrouissage n le plus élevé possible est nécessaire pour augmenter la consolidation et améliorer l'homogénéité de la répartition des déformations dans la pièce. Un coefficient d'anisotropie r élevé, caractérisant l'aptitude naturelle du métal à se déformer plutôt dans le plan qu'en épaisseur, améliore la résistance à l'amincissement et par conséquent la formabilité. Enfin, une anisotropie planaire Δr faible permet d'homogénéiser l'amincissement dans le plan de la tôle. Cette règle découle du fait que ce paramètre conditionne les lieux d'amorçage des défauts dans la direction de la tôle possédant la plus faible valeur de r [24].

Toutefois, la stratégie de sélection d'un matériau apte à la réussite d'une opération de relevage donnée n'est pas toujours optimale pour la résolution d'un problème industriel. En effet, la préoccupation industrielle majeure s'oriente souvent vers la prédiction fiable des défauts pour un matériau donné puis l'optimisation des paramètres technologiques. Plusieurs méthodes expérimentales, analytiques et numériques ont été mises en œuvre afin de consolider cette stratégie. En particulier, les méthodes numériques sont souvent utilisées pour la prédiction des défauts et des limites dans les procédés de mise en forme par déformation plastique, en particulier dans le cas du relevage de bord d'un trou. Notamment, l'intégration de lois de comportement permettant l'évaluation de l'endommagement et de la rupture des pièces au cours de leur mise en forme est maintenant couramment utilisée dans les logiciels de calcul par éléments finis.

Dans le paragraphe suivant, les différentes méthodes développées pour la détection des limites de formage sont présentées. L'accent est principalement mis sur les méthodes utilisées et les résultats obtenus en relevage de bord d'un trou.

1.4 Méthodes de prédiction des limites de relevage

Il existe deux approches permettant la prédiction et/ou la modélisation du processus d'apparition des défauts au cours des opérations de mise en forme. La première approche est effectuée en post-traitement sans participation à l'équilibre de la structure. Elle est basée sur l'analyse des paramètres après calcul pour déterminer l'état d'endommagement du matériau. Dans la deuxième approche, dite couplée, des paramètres d'endommagement sont introduits dans la formulation du comportement intrinsèque du matériau. Cette approche a le mérite de modéliser de façon plus réaliste l'endommagement progressif du matériau.

1.4.1 Approches en post-traitement

L'état d'endommagement, caractérisant l'apparition des défauts, est contrôlé en analysant soit l'évolution de l'épaisseur de la structure, soit les valeurs extrêmes des déformations ou des contraintes principales, soit la vérification d'un critère de rupture. On présente ici une synthèse des différentes approches et critères ainsi que leurs applications au relevage de bord d'un trou.

Epaisseur critique. Le contrôle de l'épaisseur est basé sur le fait que la rupture apparaît systématiquement lorsque la diminution de l'épaisseur atteint une valeur critique. L'épaisseur critique est déterminée expérimentalement en considérant la valeur de l'épaisseur minimale mesurée sur une éprouvette de traction jusqu'à la rupture. Comme pour la prédiction des limites du procédé d'emboutissage, plusieurs auteurs ont appliqué ce critère au cas du procédé de relevage de bord d'un trou. Parmi eux, Leu et al. [7] ont validé l'usage de ce critère en relevage en effectuant une comparaison entre les épaisseurs mesurées à l'amorçage de la rupture du bord relevé (obtenues par trois différentes formes de poinçon) par rapport à une éprouvette de traction (Tab. 1.1).

TABLE 1.1 – Comparaison entre les épaisseurs mesurées lors de l'apparition de la striction au cours du relevage ($T_r = 5$) et au cours d'un essai de traction réalisés sur des tôles en acier [7]

Forme de poinçon	Epaisseur à rupture	
	Relevage	Traction
Sphérique	0,63	0,66
Conique	0,65	
Cylindrique	0,7	

La mesure de l'évolution de l'épaisseur le long de la tôle au cours du procédé de relevage (Fig. 1.22) a permis à Huang et al. [25] de prévoir l'apparition et le lieu de la rupture, par un calcul d'éléments finis, et d'en déduire la réussite ou l'échec de l'opération de relevage.

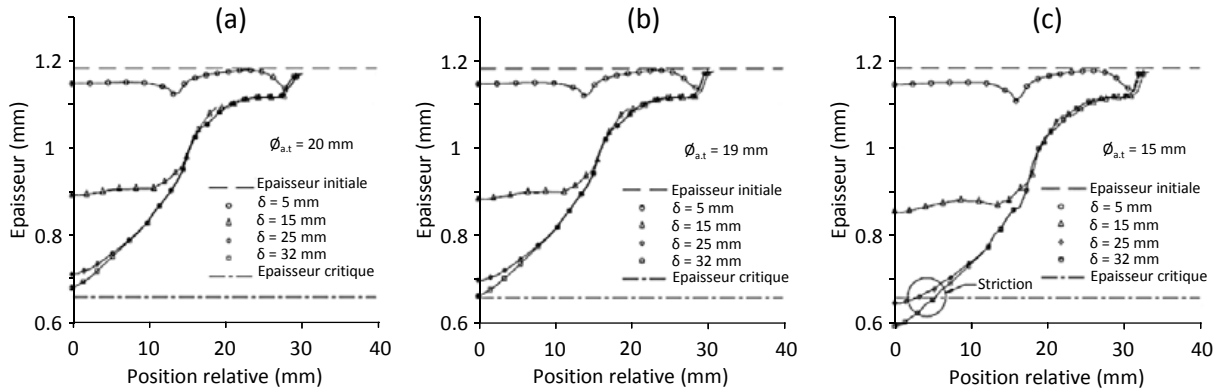


FIGURE 1.22 – Application du critère d'épaisseur critique par rapport à l'épaisseur du bord relevé en fonction de la position relative : (a) pas de rupture (b) cas limite (c) rupture [25]

Plusieurs études paramétriques ont été menées pour déterminer la limite de relevage en adoptant ce critère. Huang et al. [10, 12, 25] ont étudié l'effet du diamètre de l'avant-trou sur la limite de relevage. Ils ont déterminé le diamètre de l'avant-trou minimal à partir duquel la rupture de la tôle apparaît (Fig. 1.23.a). Ils ont aussi déterminé une courbe limite permettant de délimiter une zone de succès de relevage en traçant l'évolution du diamètre de l'avant-trou minimal en fonction du diamètre du trou relevé (Fig. 1.23.b).

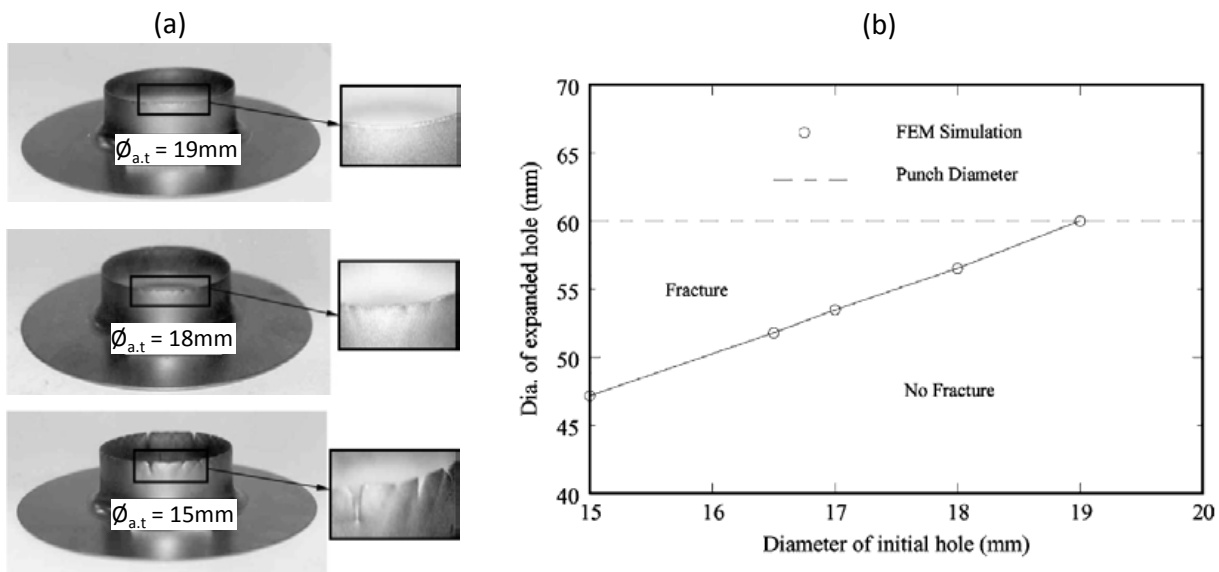


FIGURE 1.23 – (a) Aspect du bord relevé en fonction du diamètre de l'avant-trou. (b) Courbe limite de relevage de bord d'un trou [25]

A travers ces études, il apparaît que la zone de succès du relevage n'est pas sensible aux dimensions caractéristiques du poinçon : rayon du nez de poinçon cylindrique R_n [10] et l'angle de conicité du poinçon conique α [12]. Li et al. [11] ont aussi utilisé ce critère pour montrer que la multiplication des passes de relevage par la technique classique augmente sensiblement la capacité limite de formage de la tôle.

Toutefois, l'inconvénient majeur de ce critère est qu'il est fondé sur l'hypothèse que l'état de déformation est gouverné par un seul mode de sollicitation, en l'occurrence de traction uniaxiale, ce qui n'est pas toujours vérifié dans ce type de procédé.

Courbe limite de formage (CLF)

Dans le but de décrire de manière quantitative les déformations maximales admissibles par le matériau pour divers modes de sollicitation, Keeler et al. [26] et Goodwin [27] ont introduit la notion de courbe limite de formage (CLF). Il s'agit de la frontière entre les zones de réussite et d'échec d'une pièce obtenue par déformation plastique tracée dans le diagramme de la plus petite et la plus grande déformation principale dans le plan de la tôle ($\varepsilon_{mineure}$, $\varepsilon_{majeure}$) (Fig. 1.24).

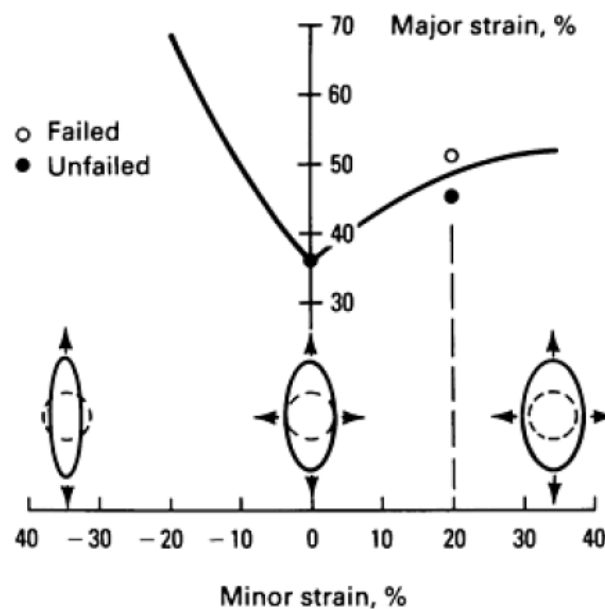


FIGURE 1.24 – Exemple typique d'une courbe limite de formage [2]

Grâce à leur simplicité, les CLF sont de plus en plus utilisées dans l'industrie pour évaluer les chances de réussite ou d'échec d'une pièce ou encore pour diagnostiquer les causes d'un échec éventuel.

Toutefois, leur utilisation est souvent limitée à la comparaison de formabilité de différents matériaux ou à la mise en évidence de l'influence de paramètres intervenants dans les procédés de mise en forme.

Pour obtenir expérimentalement les CLF, on utilise un ensemble d'essais qui reproduisent tous les types de déformations planes susceptibles d'entraîner la striction localisée et la rupture allant du cisaillement à l'expansion biaxiale. Les CLF sont construites pour des trajets de déformation constants. Pour pouvoir mesurer les déformations, il est nécessaire de déposer sur la tôle une grille ou trame, c'est-à-dire un réseau de dimensions connues. A l'origine, les courbes limites de formage (CLF) ont été tracées à la rupture. Cependant, la rupture est considérée comme un stade trop avancé de la ruine d'une pièce, c'est pourquoi les CLF sont maintenant tracées à l'apparition de la striction localisée.

Les CLF dépendent largement du trajet de déformation défini par le rapport des déformations rationnelles principales. Cette caractéristique présente l'une des limitations de son emploi généralisé pour les procédés de mise en forme par déformation plastique, dont le trajet de déformation évolue au fur et à mesure que la déformation progresse. Pour palier cette limitation, Arrieux et al. [28] ont eu l'idée d'établir les CLF dans un diagramme de contraintes. Ce traçage a abouti à une courbe unique valide pour tous les trajets de déformation. Toutefois, du fait de la difficulté de mesure de la contrainte, l'obtention de ce type de CLF n'est pas une tâche facile expérimentalement. Devant la difficulté expérimentale d'obtention des CLF, son élaboration par modélisations numériques constitue souvent un moyen rapide et économique.

Pour le procédé de relevage de bord d'un trou, la CLF n'est pas souvent considérée comme étant un critère de prédiction de la réussite ou l'échec de l'opération. Au contraire, la majorité des travaux antérieurs ont montré ses limitations pour ce procédé. Asnafi [29] a souligné que cette méthode ne permet pas une prédiction fiable des limites de relevage. Worswick et al. [30] ont trouvé que l'usage de la CLF tracée dans le diagramme des déformations, en utilisant différents critères de plasticité et différents types de modèles par éléments finis, a permis aux différents modèles d'éléments finis de prédire plusieurs points dans la zone d'échec, alors qu'expérimentalement ces points n'ont présenté aucun défaut (Fig. 1.25.a).

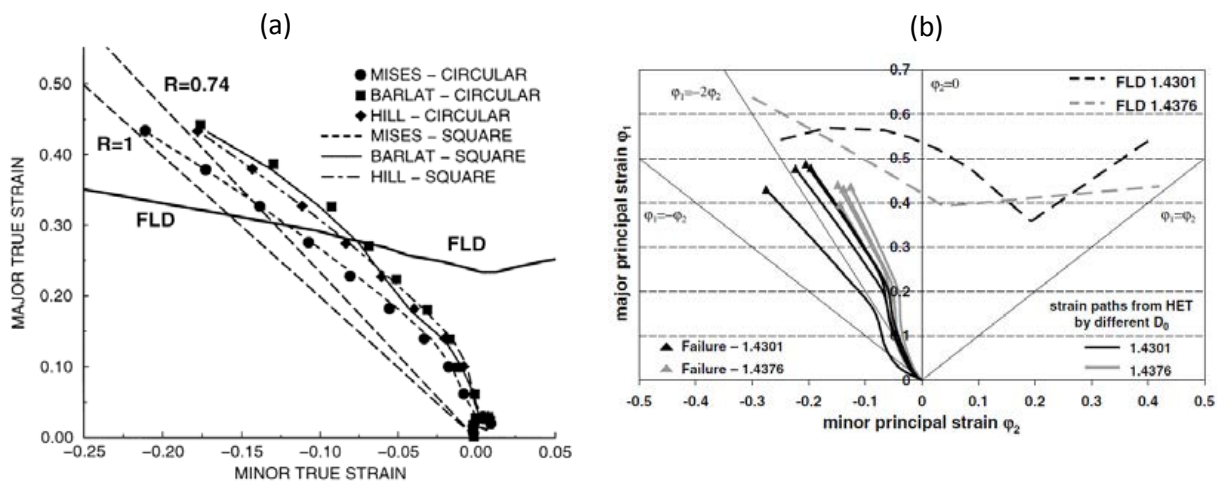


FIGURE 1.25 – Exemples montrant l'imprécision de la prédiction de l'échec ou de la réussite du relevage par la CLF en déformations : (a) [30] et (b) [31]

Enfin, Uthaisangsuk et al. [31] ont observé expérimentalement des défauts, alors que la prédiction par la CLF en déformations (Fig. 1.25.b) annonce le succès de relevage. Ils ont conclu que le trajet de déformation non linéaire au cours du relevage de bord fait que la CLF en déformations ne peut pas être adoptée pour la prédiction du succès ou d'échec. Pour y remédier, ils ont utilisé une CLF en contraintes qui prédit mieux les lieux de rupture (Fig. 1.26).

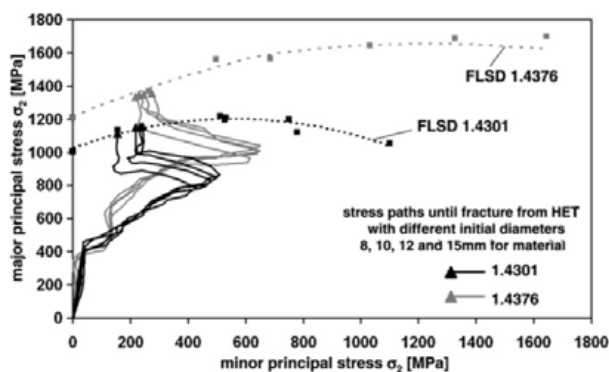


FIGURE 1.26 – Prédiction de la Limite de relevage par CLF en contraintes [31]

Critère de rupture macroscopique (approche non couplée)

Cette approche nécessite la connaissance des champs de déformations et de contraintes, obtenus généralement par l'intermédiaire d'un calcul par éléments finis du procédé à analyser. La rupture est considérée comme un processus qui s'active lorsque les états de déformation et de contrainte atteignent un niveau requis. Dans cette approche, appelée approche non couplée, un critère dépendant

d'un ou plusieurs paramètres évoluant avec l'histoire de la déformation plastique est défini. Il caractérise l'état d'endommagement du matériau sans participer à l'équilibre de la structure. Cet état est exprimé sous la forme d'une intégrale sur le chemin de déformation plastique sous la forme suivante :

$$\omega = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} f(\boldsymbol{\sigma}, \dots) d\bar{\varepsilon}_p \quad (1.4)$$

avec f une fonction dépendant de différentes grandeurs mécaniques, $\boldsymbol{\sigma}$ le tenseur des contraintes de Cauchy, $\bar{\varepsilon}_p$ la déformation plastique équivalente et $\bar{\varepsilon}_f$ la déformation plastique équivalente à l'amorçage de la rupture.

Le paramètre ω est utilisé comme un indicateur permettant d'apprécier l'état d'endommagement du matériau. Quand une valeur critique C est atteinte, l'état d'endommagement indique l'amorçage d'une rupture macroscopique (Eq. 1.5), d'où son nom de "critère de rupture macroscopique" :

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} f(\boldsymbol{\sigma}, \dots) d\bar{\varepsilon}_p = C \quad (1.5)$$

Plusieurs critères ont été proposés dans la littérature en fonction de la forme de la fonction f et de la valeur de C . Dans ce qui suit, on présente les principaux critères de rupture macroscopique utilisés en mise en forme.

a) Critère de la déformation plastique équivalente critique. Il s'agit du critère le plus simple qui consiste à prendre la fonction f égale à 1 et C égale à $\bar{\varepsilon}_f$. Dans ce cas, le critère de rupture s'écrit de la manière suivante :

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} d\bar{\varepsilon}_p = \bar{\varepsilon}_f \quad (1.6)$$

La rupture commence alors lorsque $\bar{\varepsilon}_p$ atteint la déformation plastique équivalente critique $\bar{\varepsilon}_f$. La dépendance entre la déformation plastique équivalente à l'amorçage de la rupture et l'état des contraintes n'est pas prise en compte. L'endommagement peut être apprécié, par l'examen de la distribution des déformations plastiques équivalentes dans la pièce, sachant que du fait de sa simplicité, il a été largement utilisé dans les procédés de mise en forme par déformation plastique.

Leu [32] a utilisé ce critère pour formuler une expression analytique permettant l'estimation de la limite entre la réussite de l'opération de relevage de bord et l'apparition des strictions. Pour cela,

l'auteur a exprimé le taux de déformation limite T_{dl} , défini par le rapport entre le diamètre du bord relevé à l'apparition des strictions $\phi_{t.ultime}$ et le diamètre de l'avant-trou $\phi_{a.t}$ ($T_{dl} = \phi_{t.ultime}/\phi_{a.t}$), en fonction du coefficient d'écroutissage n , du coefficient d'anisotrope r et du facteur de concentration de contrainte K :

$$T_{dl} = \exp[K^{1/n}(1+r)n] \quad \text{avec} \quad K = (3 - e^{-n})/2 \quad (1.7)$$

En se basant sur cette expression, Leu [32] a montré que l'augmentation des coefficients d'anisotropie et d'écroutissage améliore la formabilité (Fig. 1.27).

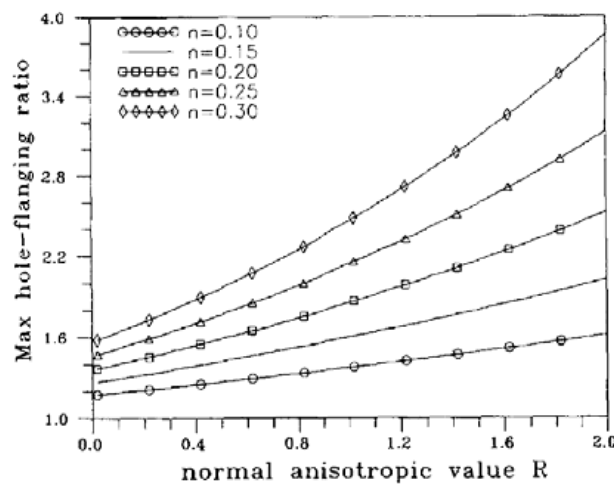


FIGURE 1.27 – Evolution de T_{dl} en fonction de r pour différentes valeurs de n [32]

b) Critère de Oh. Oh et al. [33] ont exprimé un critère dépendant de la plus grande des contraintes principales σ_I normée par la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$:

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \frac{\max(\sigma_I, 0)}{\bar{\sigma}} d\bar{\epsilon}_p = C \quad (1.8)$$

Il s'agit d'une variante normée du critère de Cockroft and Latham (1968) [34] qui repose sur l'hypothèse que seules les contraintes de traction provoquent l'endommagement. Son application au relevage de bord d'un trou a été réalisée par Thipprakmas et al. [8] qui ont utilisé ce critère pour analyser l'effet de la disposition de la tôle par rapport à la direction de relevage pour un avant-trou poinçonné. Ils ont trouvé que la distribution de l'endommagement dépend peu de ce paramètre (Fig. 1.28). La figure 1.28 montre que l'état d'endommagement dans le cas d'un relevage réalisé suivant le sens inverse est plus faible que celui calculé par un relevage suivant le sens du poinçonnage

(1,08 et 1,23, respectivement). Ce constat est cohérent avec les recommandations de Semiatin [2] qui préconise que le risque d'apparition des striction est réduit en effectuant le relevage suivant le sens inverse du poinçonnage.

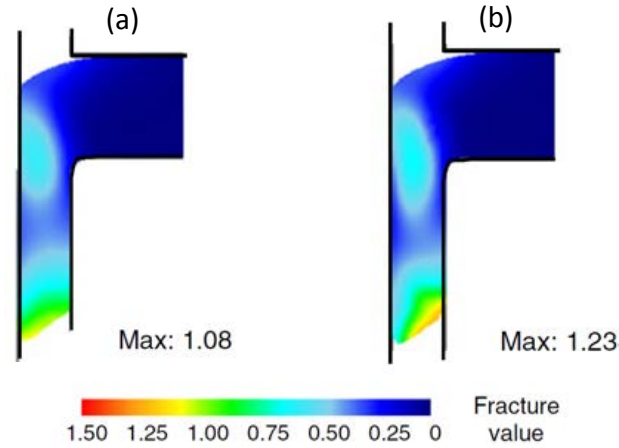


FIGURE 1.28 – Distribution de l'endommagement dans le cas de relevage : (a) suivant le sens inverse du poinçonnage (b) suivant le sens du poinçonnage [8]

c) Critère de Oyane et critère de Ayada. Oyane et al. [35] ont proposés un critère de rupture qui prend en compte l'histoire du taux de triaxialité ($\eta = tr(\boldsymbol{\sigma})/3\bar{\sigma}$), qui affecte l'apparition de la rupture ductile :

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} (\eta + a) d\bar{\epsilon}_p = b \quad (1.9)$$

avec a et b deux constantes caractéristiques du matériau. Pour $a=0$, ce critère s'écrit sous la forme particulière (critère de Ayada [36]) :

$$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \eta d\bar{\epsilon}_p = b \quad (1.10)$$

Takuda et al. [37, 38] ont utilisé le critère de Oyane pour étudier les effets de la forme et des dimensions du poinçon sur la réussite ou l'échec du procédé de relevage. Ils ont analysé l'évolution du taux d'expansion limite T_{el} qui correspond au taux d'expansion T_e (Eq. 1.3) lors de l'apparition des striction. Ils ont montré notamment que l'utilisation d'un poinçon conique augmente la valeur de T_{el} (Fig. 1.29.a). Ce paramètre augmente également avec l'augmentation du rayon R_n du nez de poinçon cylindrique (Fig. 1.29.b). Pour les faibles valeurs de R_n , la rupture a lieu sous le nez du poinçon et non pas à l'extrémité du bord. Ces auteurs ont montré également que ce critère permet de bien estimer les lieux et le déplacement du poinçon correspondant à l'amorçage de la rupture.

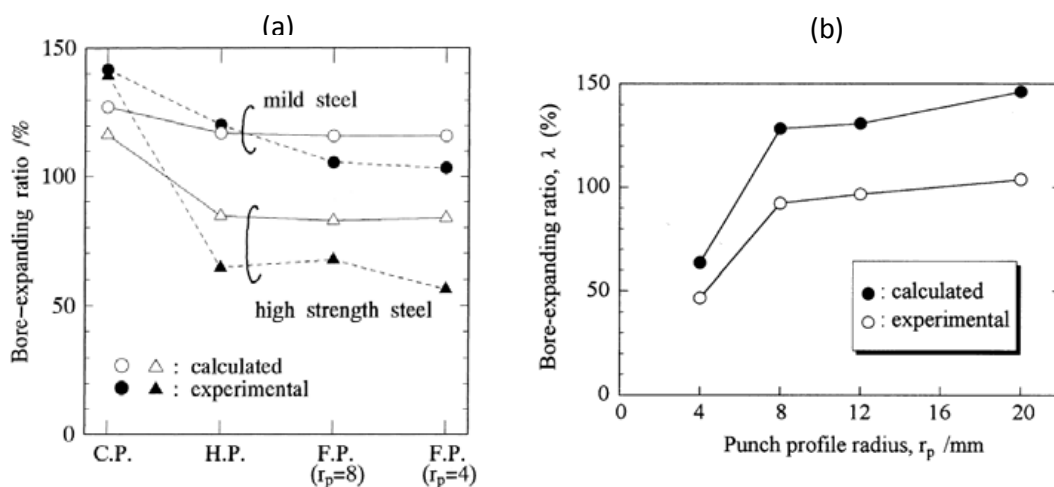


FIGURE 1.29 – Evolution de taux d’expansion limite T_{el} en fonction : (a) de la forme du poinçon (b) du rayon R_n du poinçon cylindrique [37, 38]

Enfin, Thipprakmas et al. [5] ont utilisé le critère de Ayada dans le cadre d’une étude de l’effet de la technique d’obtention de l’avant-trou sur le procédé de relevage, et notamment sur l’effet de la qualité de la surface du bord de l’avant-trou (détaillé au paragraphe 1.2.3). Ils ont modélisé successivement l’opération de poinçonnage ordinaire ou de poinçonnage par découpage fin suivie par une opération de relevage. Ils ont montré que l’obtention de l’avant-trou par découpage fin améliore nettement la formabilité caractérisée par une augmentation de la hauteur effective h_e et par l’absence de strictions (Fig. 1.30).

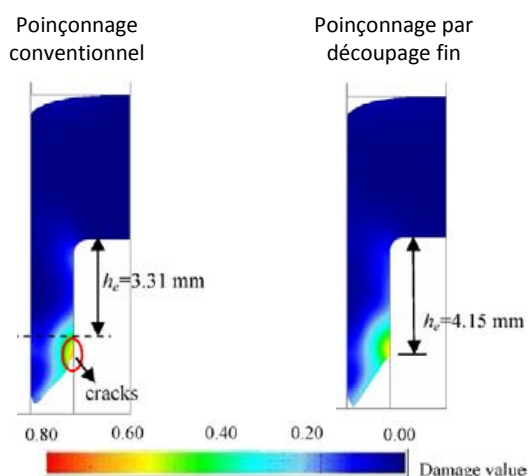


FIGURE 1.30 – Prédiction de l’endommagement dans un bord relevé après un poinçonnage : (a) conventionnel et (b) par découpage fin [5]

d) Critère de Bao-Wierzbicki (BW). Bao (2003) [39] a postulé un lien entre la déformation plastique équivalente à l'amorçage de la rupture $\bar{\varepsilon}_f$ et le type de trajet de chargement (traction, compression, cisaillement, sollicitation combinée, etc.) caractérisé par plusieurs taux de triaxialité différents. L'équation proposée est décrite par la relation suivante :

$$\omega = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f(\eta)} = 1 \quad (1.11)$$

Différentes fonctions sont définies pour prédire l'amorçage de la rupture dans différents domaines de taux de triaxialité (définies par intervalles). L'évolution de $\bar{\varepsilon}_f$ en fonction de η est généralement déterminée expérimentalement en se basant sur des essais réalisés sur des éprouvettes de différentes formes. La figure 1.31 montre deux exemples de ces courbes pour deux matériaux différents.

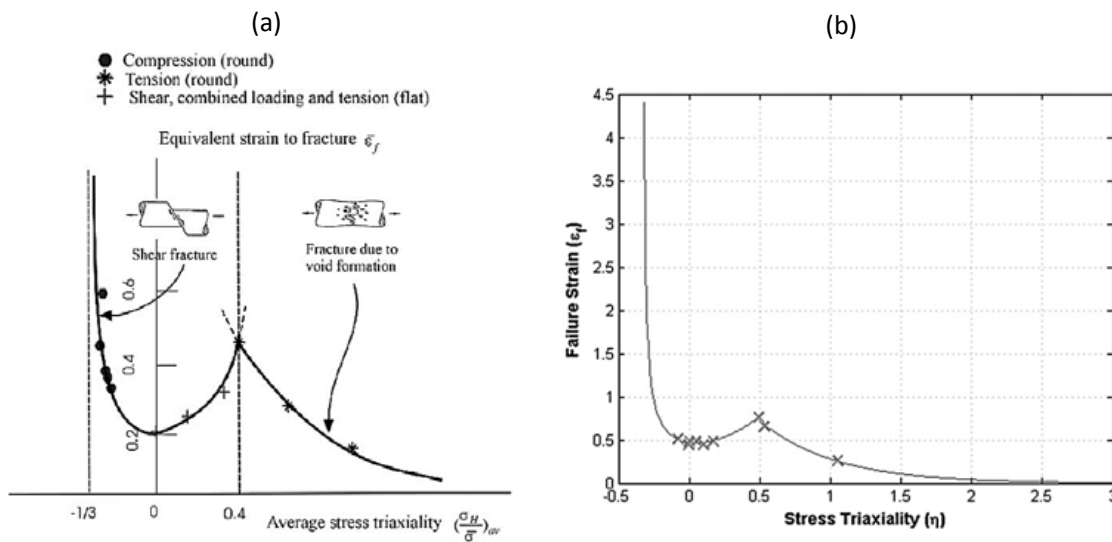


FIGURE 1.31 – Exemples d'évolution de $\bar{\varepsilon}_f$ en fonction du taux de triaxialité pour : (a) l'alliage d'aluminium 2024-T351 [40] (b) l'alliage de titane Ti-6Al-4V [41]

Pour évaluer l'effet du procédé d'obtention de l'avant-trou sur le procédé de relevage, Chung et al. [42] ont utilisé ce critère pour analyser l'influence des contraintes résiduelles dues à l'opération du poinçonnage qui précède le relevage sur les limites du procédé. En comparant des résultats numériques et expérimentaux sur un relevage de bord réalisé sur un avant-trou obtenu par poinçonnage et par perçage (supposé sans contraintes résiduelles), les auteurs ont montré que les contraintes résiduelles induites par poinçonnage réduisent sensiblement la formabilité (Fig. 1.32).

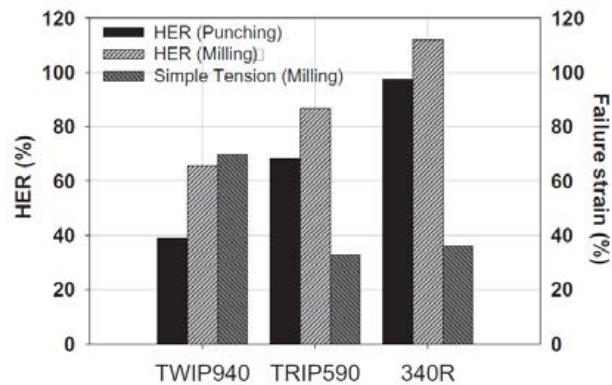


FIGURE 1.32 – Influence du procédé d’obtention de l’avant-trou sur le taux d’expansion limite pour 3 aciers différents [42]

1.4.2 Approche couplée

Cette approche considère que les défauts qui apparaissent lors de la mise en forme par déformation plastique sont principalement la conséquence de l’endommagement du matériau. La prédiction de ces défauts passe donc par une modélisation des mécanismes d’endommagement à l’échelle du matériau, à savoir la germination des microcavités, leur croissance et puis leur coalescence au cours de la déformation plastique conduisant à la rupture ductile du matériau. La rupture macroscopique est généralement précédée par une détérioration du matériau affectant son comportement mécanique intrinsèque et qui se traduit par une chute des propriétés de la contrainte d’écoulement à l’approche de la rupture. Plusieurs modèles ont été développés pour décrire ces phénomènes couplés se produisant entre l’état vierge et l’amorçage de la rupture macroscopique. Parmi ces modèles, on peut citer les modèles basés sur la notion de contrainte effective comme celui de Lemaitre (1985) [43], ou encore les modèles basés sur la plasticité des matériaux poreux tels que le modèle de Gurson (1977) [44] repris et étendu par Tvergaard (1981,1982) [45, 46] et Tvergaard et Needleman (1984) [47]. Dans ce qui suit, une brève revue de ces modèles est présentée.

a) Modèle de Lemaitre. Ce modèle est fondé sur l’approche phénoménologique de la mécanique de l’endommagement continu où la nucléation, la croissance et la coalescence de microcavités sont représentées par l’évolution d’une variable continue macroscopique notée D (Eq. 1.12). Cette variable représente la densité surfacique de microcavités et de vides dans une section d’un élément de volume du matériau :

$$D = \frac{S_d}{S} \leq 1 \quad (1.12)$$

avec S_d l'aire de la surface occupée par les cavités et S l'aire de la surface totale considérée (Fig. 1.33). Pour un matériau vierge $D=0$ et pour un matériau complètement endommagé $D=1$.

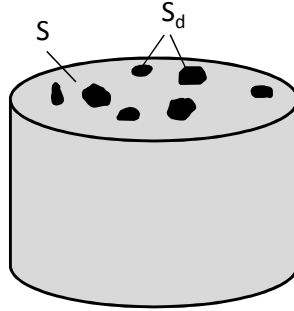


FIGURE 1.33 – Élément endommagé considéré dans le modèle de Lemaître

Il en résulte que la contrainte réelle qui résiste effectivement aux efforts est celle rapportée à la section effective $\tilde{S} = S - S_d$. Cette contrainte est appelée contrainte effective $\tilde{\sigma}$, et son expression en fonction de la contrainte usuelle σ est donnée par la relation suivante :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad (1.13)$$

L'intégration de la contrainte effective dans la loi de comportement du matériau permet de prendre en compte l'effet de l'endommagement sur les paramètres de la loi et de réaliser ainsi le couplage écrouissage-endommagement. Cette intégration est basée sur le principe d'équivalence en énergie qui postule que le comportement d'un matériau endommagé est représenté par la loi de comportement du matériau vierge dans laquelle on substitue la contrainte usuelle par la contrainte effective [48]. Par exemple, le report de $\tilde{\sigma}$ dans la relation d'élasticité conduit à la loi d'élasticité du matériau endommagé :

$$\boldsymbol{\sigma} = (1 - D) [2\mu \boldsymbol{\varepsilon}^e + \lambda \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^e) \mathbf{I}] \quad (1.14)$$

avec μ et λ les deux coefficients de Lamé et \mathbf{I} le tenseur unité de second ordre.

Encore, en considérant un endommagement isotrope et un écrouissage uniquement isotrope, la loi d'évolution de la variable d'endommagement D s'exprime sous la forme suivante :

$$dD = \begin{cases} 0 & \text{si } \bar{\varepsilon} < \varepsilon_D \\ \frac{D_C}{\varepsilon_R - \varepsilon_D} \left[\frac{2}{3} (1 + \nu) + 3 (1 - 2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma} \right)^2 \right] d\bar{\varepsilon} & \text{si } \bar{\varepsilon} \geq \varepsilon_D \end{cases} \quad (1.15)$$

avec ν le coefficient de Poisson, ε_D la valeur de la déformation à partir de laquelle l'endommagement apparaît, ε_R la valeur de la déformation à rupture et D_C la valeur de l'endommagement à rupture.

Le modèle de Lemaître a l'avantage de posséder peu de paramètres à identifier. Il a été largement utilisé pour la prédiction des limites de déformation dans les procédés de mise en forme.

b) Modèle de Gurson, Tvergaard et Needleman (GTN). Le modèle GTN est une version améliorée du modèle initial de Gurson, fondée sur une approche micromécanique considérant le matériau comme un assemblage de matrices poreuses possédant chacune une cavité sphérique (Fig. 1.34). En supposant que chaque matrice est rigide parfaitement plastique, obéit au critère de plasticité de von Mises avec une contrainte seuil σ_0 , Gurson [44] a proposé un critère d'écoulement macroscopique qui prend en compte la présence de cavités (Eq. 1.16).

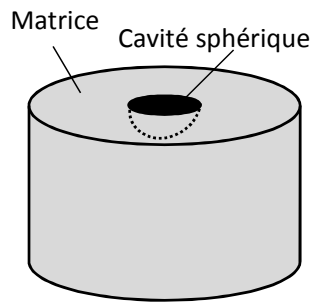


FIGURE 1.34 – Élément endommagé considéré dans le modèle de Gurson

$$\Phi(\bar{\sigma}, \sigma_H, \sigma_0, f) = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0}\right)^2 + 2f \cosh\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_H}{\sigma_0}\right) - 1 - f^2 = 0 \quad (1.16)$$

$\Phi(\bar{\sigma}, \sigma_H, \sigma_0, f)$ est la fonction de charge. En plus de la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$, la contrainte hydrostatique σ_H et la contrainte d'écoulement σ_0 , l'effet des cavités sur le comportement mécanique du matériau est introduit par l'intermédiaire de la fraction volumique des cavités ($f = \text{volume des cavités} / \text{volume total}$). Ce scalaire mesure la fraction volumique des cavités et quantifie ainsi l'état d'endommagement du matériau. Notons bien que pour un matériau non poreux ($f = 0$), ce critère est équivalent au critère de von Mises :

$$\left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_0}\right)^2 - 1 = 0 \quad (1.17)$$

Cependant, ce modèle ne tient pas compte des interactions entre les cavités et surestime donc la ductilité du matériau. C'est pourquoi, Tvergaard [45, 46] a modifié ce modèle par l'intégration de 3 coefficients q_1 , q_2 et q_3 et par la prise en compte de l'érouissage du matériau en remplaçant la limite d'écoulement σ_0 par la contrainte d'écoulement équivalente $\bar{\sigma}_y$:

$$\Phi(\bar{\sigma}, \sigma_H, \bar{\sigma}_y, f) = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_y}\right)^2 + 2q_1 f \cosh\left(\frac{3}{2}q_2 \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}_y}\right) - 1 - q_3 f^2 = 0 \quad (1.18)$$

Ce modèle modifié reste encore limité car il ne permet pas de simuler la chute de contraintes dans la phase de coalescence. Pour y remédier, Tvergaard et Needleman [47] ont introduit une porosité effective f^* afin de modéliser l'augmentation rapide de la fraction volumique des cavités due à la coalescence et conduisant à la chute de contraintes (Fig. 1.35). Dans ce cas le modèle s'écrit :

$$\Phi(\bar{\sigma}, \sigma_H, \bar{\sigma}_y, f^*) = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}_y}\right)^2 + 2q_1 f^* \cosh\left(\frac{3}{2}q_2 \frac{\sigma_H}{\bar{\sigma}_y}\right) - 1 - q_3 f^{*2} = 0 \quad (1.19)$$

avec :

$$f^* = \begin{cases} f & \text{si } f \leq f_c \\ f_c + \delta(f - f_c), \delta = \frac{f_u^* - f_c}{f_f - f_c} & \text{si } f \geq f_c \end{cases} \quad (1.20)$$

avec f_c la fraction volumique des cavités au début de la coalescence, f_f la valeur finale de f à la rupture ductile et f_u^* la valeur ultime de f^* ($= 1/q_1$).

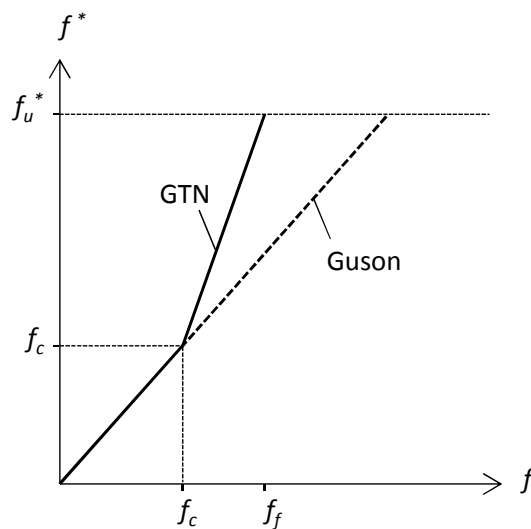


FIGURE 1.35 – Graphe de la fonction ($f^*(f)$)

En tenant compte de la croissance des cavités existantes et de la germination de nouvelles cavités, l'évolution des cavités est exprimée comme suit :

$$\dot{f} = \dot{f}_{croissance} + \dot{f}_{germination} \quad (1.21)$$

En négligeant l'élasticité, l'évolution des cavités due à la croissance des cavités existantes est donnée par :

$$\dot{f}_{croissance} = (1 - f) \text{tr}(\dot{\epsilon}_p) \quad (1.22)$$

avec $\dot{\epsilon}_p$ le tenseur de la vitesse de déformation plastique.

L'évolution des cavités due à la germination de nouvelles cavités est supposée régie par la loi de probabilité de Gauss [49] :

$$\dot{f}_{germination} = \frac{f_N}{S_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\epsilon}_p - \epsilon_N}{S_N} \right)^2 \right] \dot{\epsilon}_p \quad (1.23)$$

avec f_N la fraction volumique d'inclusions pouvant participer à la germination, ϵ_N la déformation plastique équivalente moyenne pour laquelle la germination est maximale et S_N l'écart type de distribution.

L'un des inconvénients majeurs de ce modèle réside dans le fait que son intégration dans les codes de calcul nécessite l'identification de 9 paramètres ($q_1, q_2, q_3, f_c, f_f, f_N, \epsilon_N, S_N$ et f_0 correspondant à la fraction volumique initiale des cavités). Malgré cet inconvénient, le modèle GTN a été abondamment utilisé pour la prédiction des limites des procédés de mise en forme.

Cependant, les applications de ces modèles couplés au procédé de relevage de bord sont très restreintes. Elles s'inscrivent dans le cadre d'une validation des développements au niveau des modèles d'endommagement et non pas dans le cadre d'une étude propre à ce procédé. En utilisant le modèle de Lemaitre, Badreddine et al. [50] ont initié une étude sur l'effet des contraintes résiduelles créées par le poinçonnage sur la distribution de l'endommagement après un relevage partiel du bord. Uthaisangskuk et al. [51] ont utilisé le relevage de bord pour valider le modèle GTN dans le cas des

aciers biphasés (DP) qui présentent une phase ferritique douce dont l'endommagement est décrit par le modèle GTN, et une phase martensitique dure, non soumise à l'endommagement.

1.5 Conclusion

Ce chapitre présente une synthèse bibliographique du procédé de relevage de bord. Une première partie porte sur l'aspect technologique du procédé de relevage de bord d'un trou : en premier lieu, ce procédé est présenté parmi l'ensemble des procédés de relevage de bord. En deuxième lieu, l'accent a été mis sur la présentation des différents paramètres et leurs effets sur le procédé ainsi que sur les différentes conditions opératoires. Cette partie est conclue par la présentation des différentes techniques de relevage de bord d'un trou en précisant le contexte de leurs applications.

Dans une deuxième partie, et après la présentation de la limitation du procédé de relevage, différentes méthodes de prédiction des limites de formage pour les procédés de mise en forme par déformation plastique sont présentées, en insistant sur le cas particulier du procédé de relevage de bord. Les critères les plus utilisés dans le domaine de mise en forme par déformation plastique sont passés en revue. On a conclu que la simplicité de l'approche non couplée de l'endommagement, traité en post-traitement, et sa disponibilité en standard dans la plupart des codes de calcul par éléments finis ont amené de nombreux auteurs à l'utiliser pour étudier la capacité limite de déformation dans le procédé de relevage. Toutefois, l'approche couplée permet de modéliser l'adoucissement progressif apparent du matériau et tend donc à mieux décrire phénoménologiquement le comportement du matériau pour des grandes déformations plastiques. En revanche, elle donne lieu à des problèmes numériques fortement non linéaires et nécessite l'identification d'un nombre important de paramètres. Les données bibliographiques synthétisées dans ce chapitre seront, au fur et à mesure, exploitées dans la suite du mémoire.

Chapitre 2

Matériaux et techniques

Dans ce chapitre sont décrites les propriétés des matériaux ainsi que la configuration de relevage de bord faisant l'objet de cette étude. En s'appuyant sur la recherche bibliographique présentée au chapitre précédent, on présente ensuite les techniques expérimentales, numériques et analytiques indispensables pour pratiquer la méthodologie d'analyse présentée dans cette étude. L'accent est mis sur l'importance des lois de comportement afin de résoudre rigoureusement le problème de relevage de bord pour cette configuration. Les bases de la formulation et de l'identification des deux modèles de comportement des matériaux destinés à être utilisés dans la simulation numérique viennent clore ce chapitre.

2.1 Matériaux

2.1.1 Choix des matériaux

Les matériaux les plus couramment utilisés dans les études du procédé de relevage de bord d'un trou sont majoritairement des aciers à faible teneur en carbone [9, 10, 12, 25] et des alliages d'aluminium [8, 29, 30]. Pour cette étude, le choix des matériaux s'est porté sur les alliages d'aluminium qui apparaissent de nos jours comme un concurrent potentiel de l'acier dans l'industrie de mise en forme. Sur le plan pratique, du fait de la résistance mécanique relativement faible de ces alliages, ce choix permet de réduire le coût des dispositifs expérimentaux tout en assurant une bonne aptitude à la mise en forme par déformation plastique. Sur la base de ce choix, deux nuances d'aluminium présentant des comportements mécaniques relativement différents ont été sélectionnées. Il s'agit de l'aluminium non allié A1050 et de l'alliage d'aluminium-magnésium-silicium A6061. Ces deux matériaux ont été utilisés sous forme de tôle d'épaisseur 2 mm. Le premier a été utilisé à l'état de livraison (écroui et mi dur) A1050-H14. Quant au deuxième, des essais préliminaires ont montré que l'état de livraison (trempé et mûré) A6061-T4 présente une mauvaise aptitude au relevage de bord des trous dans les conditions d'essai retenues. Il a été donc soumis à un traitement thermique de recuit (A6061-O) pour lui conférer plus de ductilité avant le procédé de relevage de bord. Le traitement thermique consiste en un chauffage jusqu'à 430°C puis un maintien à cette température pendant deux heures suivi d'un refroidissement lent au four.

La maîtrise et la mise au point des procédés de mise en forme exigent généralement une bonne connaissance du comportement mécanique des matériaux. Ainsi, deux types d'essais mécaniques (traction et cisaillement) ont été réalisés pour caractériser le comportement mécanique de chaque alliage sous différents types de sollicitations monotones. Ces essais ont été réalisés sur des éprouvettes rectangulaires découpées initialement à la cisaille puis usinées au bord pour réduire la zone écrouie et augmenter le domaine des déformations homogènes. Pour s'assurer de la reproductibilité des résultats, au moins trois essais ont été effectués pour chaque configuration.

Pour caractériser l'anisotropie de contrainte ou de déformation de la tôle, des essais de traction et de cisaillement ont été réalisés sur des éprouvettes découpées suivant trois directions différentes, à savoir, 0° , 45° et 90° par rapport à la direction de laminage (DL). Enfin, dans le but d'identifier la présence éventuelle d'effet Bauschinger et de mettre en évidence une éventuelle contribution cinématique de l'écrouissage, des essais de cisaillement avec inversion de charge ont aussi été réalisés.

2.1.2 Equipements

Les essais de caractérisation mécanique ont été réalisés sur la machine de traction INSTRON 8803 de capacité 500 kN du laboratoire LIMATB de l'UBS. Cette machine peut être équipée d'un dispositif spécifique développé par Thuillier et al. [52] pour la réalisation des essais de cisaillement. La figure 2.1 montre un schéma détaillé de ce dispositif qui est conçu pour que le déplacement imposé au mors mobile permette de respecter la symétrie de la machine. La partie supérieure est reliée à la cellule de force pour mesurer les efforts au cours de l'essai.

Pour l'ensemble des essais de traction et de cisaillement réalisés, l'effort a été mesuré par une cellule de force de capacité 50 kN montée en série. Pour quelques essais de traction, la déformation longitudinale a été calculée à partir de la mesure du déplacement obtenue par un extensomètre de longueur initiale $L_0 = 12,5$ mm. Pour tous les essais de cisaillement et la majorité des essais de traction, la déformation a été mesurée directement par une technique d'analyse d'images. Cette technique de mesure sans contact consiste à acquérir les images de l'éprouvette lors de l'essai au moyen d'une caméra numérique. La surface de l'éprouvette étant recouverte d'un mouchetis noir et blanc aléatoire (Fig. 2.2.a). Les images ainsi enregistrées sont ensuite traitées par le logiciel Aramis en procédant par comparaison des images de la surface avant et après incrémentation de

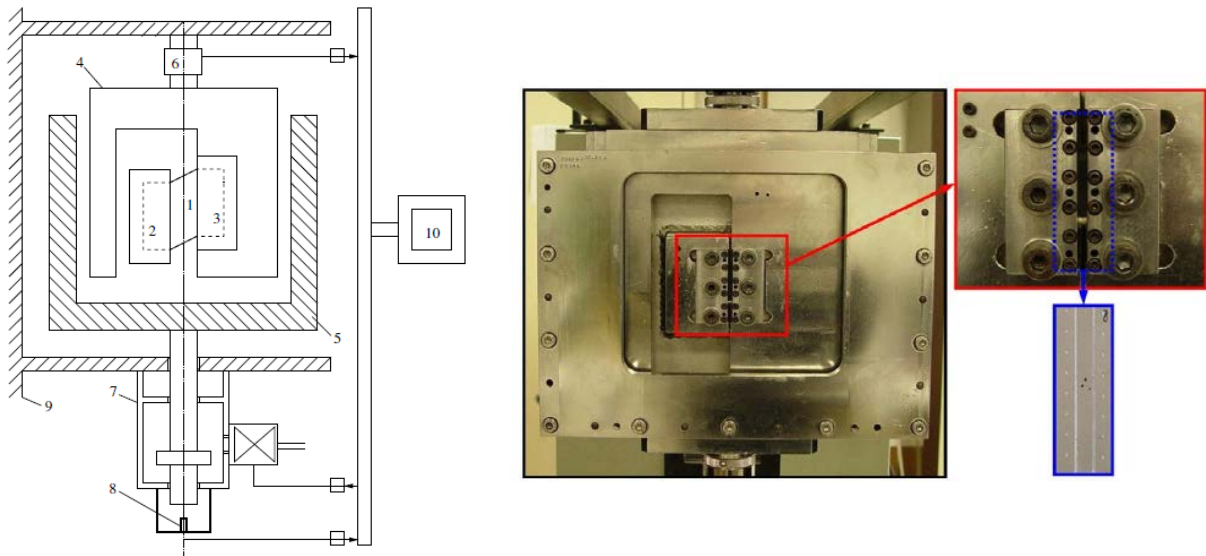


FIGURE 2.1 – Dispositif de cisaillement (1) éprouvette ; (2) mors mobile ; (3) mors fixe ; (4) bâti supérieur ; (5) bâti inférieur ; (6) cellule de force ; (7) vérin hydraulique ; (8) capteur LVDT ; (9) bâti ; (10) ordinateur [52]

la sollicitation. La corrélation des images permet d'évaluer les deux composantes du champ de déformations (la déformation longitudinale ε_{11} et la déformation transverse ε_{22}) sur toute l'éprouvette et à chaque instant de l'essai (Fig. 2.2.b).

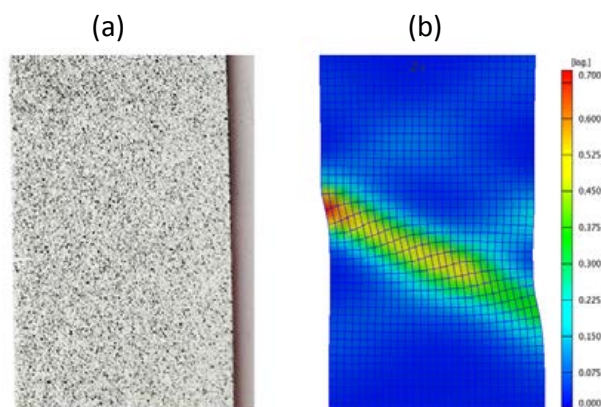


FIGURE 2.2 – Méthode d'analyse d'images : (a) partie de l'éprouvette de traction recouverte d'un mouchetis aléatoire (b) champ de déformation plastique longitudinale de l'essai déterminé par Aramis avant l'amorçage de la rupture

La mesure du champ de déformation par le système d'analyse d'images permet aussi d'accéder aux propriétés d'anisotropie. En effet, les coefficients d'anisotropie plastique r_α (Eq. 2.1) suivant les différentes directions α peuvent être déterminés à partir du traitement des données recueillies par le système d'analyse d'images (méthode directe). Il est à noter que les coefficients r_α peuvent aussi être

évalués par un traitement des courbes contrainte-déformation (méthode inverse).

$$r_\alpha = \frac{d\varepsilon_{22}^p}{d\varepsilon_{33}^p} \quad (2.1)$$

avec ε_{22}^p la déformation plastique transverse et ε_{33}^p la déformation plastique suivant l'épaisseur.

2.1.3 Essais de traction

Les essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes rectangulaires de longueur totale 200 mm et de largeur 20 mm. Lorsque le serrage est effectué, la longueur utile est d'environ 150 mm. La vitesse de déplacement de la traverse est maintenue constante au cours de l'essai à 5 mm/min, ce qui correspond à une vitesse de déformation de l'ordre de $5 \cdot 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. Les éprouvettes ont été légèrement poncées au milieu afin d'amorcer et localiser la rupture à cet endroit. Lorsque les essais sont pilotés par la mesure optique, la déformation logarithmique ε_{11} est déterminée directement par le logiciel Aramis. Dans le cas de l'utilisation de l'extensomètre, la déformation logarithmique ε_{11} est déduite à partir de l'allongement ΔL de l'éprouvette dans la zone utile de l'extensomètre par :

$$\varepsilon_{11} = \ln \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right) \quad (2.2)$$

La contrainte de Cauchy σ est déterminée à partir de la déformation logarithmique et la contrainte nominale σ_N par :

$$\sigma = \sigma_N \exp(\varepsilon_{11}) \quad \text{avec} \quad \sigma_N = \frac{F}{S_0} \quad (2.3)$$

avec F l'effort mesuré et S_0 la section initiale de l'éprouvette.

Cette relation est déterminée à partir de l'hypothèse de conservation de volume dans le domaine de déformation plastique (Eq. 2.4) (hypothèse de l'incompressibilité plastique) et l'équation 2.2.

$$\sigma = \sigma_N \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right) \quad (2.4)$$

L'évolution de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation logarithmique a été calculée pour les deux alliages d'aluminium en utilisant les relations précédentes (Fig. 2.3). Il est à noter que la partie de la courbe après l'apparition de la striction correspondant au maximum de l'effort n'est

présentée qu'à titre indicatif. La superposition de plusieurs courbes issues de différents échantillons illustre clairement la reproductibilité des résultats obtenus. Pour l'aluminium A1050-H14, l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation montre un écrouissage saturant. On observe que les courbes d'écrouissage de l'alliage A6061-O présentent un effet Portevin-Le Chatelier caractérisé par des serrations sur la courbe. Cet effet est dû à un phénomène de vieillissement dynamique engendré par la présence d'atomes de magnésium dans cet alliage.

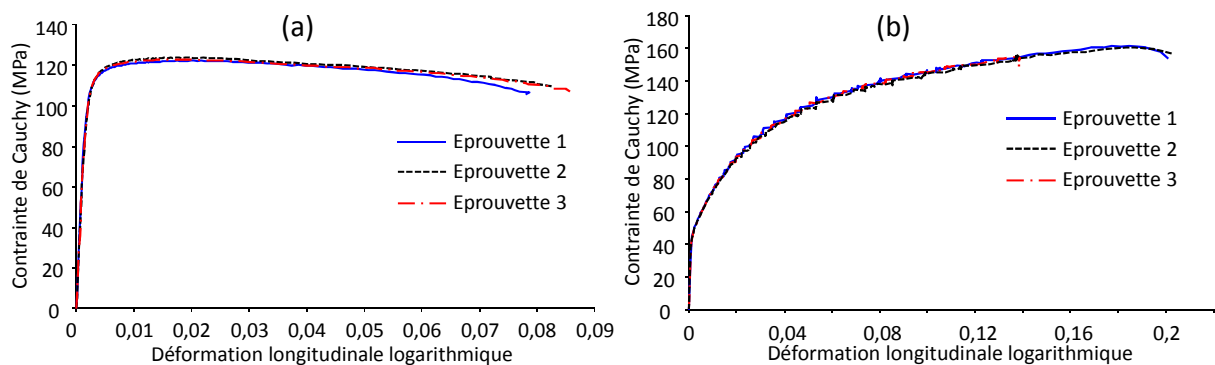


FIGURE 2.3 – Reproductibilité des courbes de traction à 90°/DL : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

La figure 2.4 présente des courbes issues d'essais de traction réalisés sur chaque alliage et suivant chacune des trois orientations considérées (0°, 45° et 90°). On observe une dépendance de la courbe d'écrouissage par rapport à l'orientation pour l'aluminium A1050-H14 (Fig. 2.4.a) caractéristique de la présence d'une anisotropie de la contrainte d'écoulement. Par contre, l'alliage A6061-O montre une très faible dépendance de la relation contrainte-déformation vis-à-vis l'orientation (Fig. 2.4.b). Cet alliage montre donc une faible anisotropie de la contrainte d'écoulement. On remarque également des écarts entre les différentes orientations par rapport à la DL sur la valeur de déformation à rupture. Une déformation à rupture plus importante est observée à la DL.

Les propriétés mécaniques ont été déterminées à partir des courbes de traction en considérant les différentes orientations et sont présentées dans le tableau 2.1 pour les deux alliages.

L'anisotropie des deux tôles a été en premier temps illustrée par l'analyse de la dépendance du comportement des deux tôles à l'orientation à l'aide de l'évaluation des constantes ($R_{p0,2}$ et R_m) dont les valeurs sont indiquées au tableau 2.1. Mais elle peut être également mise en évidence par l'analyse de l'anisotropie de déformation en déterminant le coefficient d'anisotropie plastique r_α

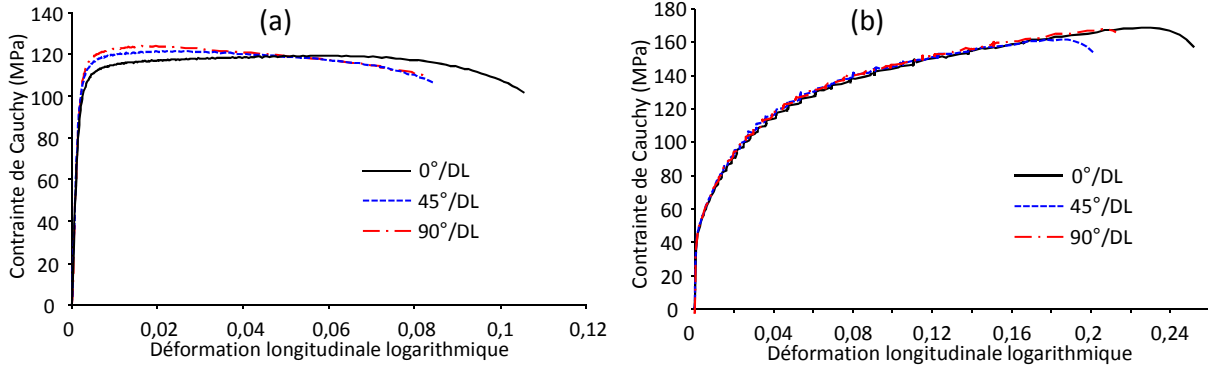


FIGURE 2.4 – Essais de traction monotones à 0°, 45° et 90° par rapport à la direction de laminage : (a) A1050-H14 et (b) A6061-O

TABLE 2.1 – Caractéristiques mécaniques des alliages A1050-H14 et A6061-O

Direction/DL	A1050-H14			A6061-O		
	0°	45°	90°	0°	45°	90°
E (GPa)	66	67	68	70	70	70
$R_{p0,2}$ (MPa)	105	110	114	50	51	51
R_m (MPa)	115	119	122	136	136	138

suyant chaque direction par une mesure directe. Dans ce cas, on exploite le fait que ce coefficient est le rapport entre la vitesse de la déformation plastique transverse ε_{22}^p et la vitesse de la déformation plastique suivant l'épaisseur ε_{33}^p (Eq. 2.1).

Il est tout d'abord nécessaire de déterminer les composantes du tenseur des déformations plastiques ε_{11}^p et ε_{22}^p exprimées, par les équations 2.5 et 2.6, en fonction des déformations totales ε_{11} et ε_{22} déterminées par le système d'analyse d'images. Par l'intermédiaire de la relation 2.7, issue de l'hypothèse d'incompressibilité plastique ($tr(\varepsilon^p) = 0$), on peut calculer la déformation plastique suivant l'épaisseur ε_{33}^p à partir des deux premières composantes.

$$\varepsilon_{11}^p = \varepsilon_{11} - \frac{\sigma_{11}}{E} \quad (2.5)$$

$$\varepsilon_{22}^p = \varepsilon_{22} + \frac{\nu\sigma_{11}}{E} \quad (2.6)$$

$$\varepsilon_{33}^p = -(\varepsilon_{11}^p + \varepsilon_{22}^p) \quad (2.7)$$

L'évolution de la déformation transverse plastique ε_{22}^p en fonction de la déformation plastique suivant l'épaisseur ε_{33}^p (Fig. 2.5) permet ensuite de déterminer les coefficients d'anisotropie r_α pour chaque direction et pour les deux alliages par régression linéaire.

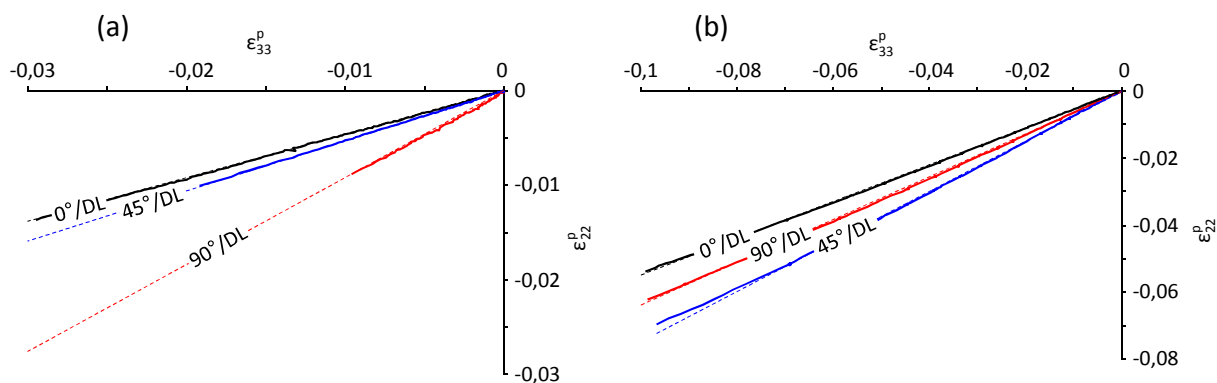


FIGURE 2.5 – Evolution de la déformation plastique transverse ε_{22}^p en fonction de la déformation plastique suivant l'épaisseur ε_{33}^p pour les différentes directions : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

Le coefficient d'anisotropie normale \bar{r} , correspondant à la valeur moyenne de r_α , et le coefficient de l'anisotropie planaire Δr peuvent alors être déterminés par les relations 2.8 et 2.9.

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (2.8)$$

$$\Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{2} \quad (2.9)$$

Le tableau 2.2 regroupe les coefficients déterminés pour les deux alliages. L'anisotropie de déformation a révélé une dépendance importante du comportement des deux tôles vis-à-vis l'orientation par rapport à la DL.

TABLE 2.2 – Coefficients d'anisotropie pour les différentes orientations et matériaux

Direction/DL	A1050-H14			A6061-O		
	0°	45°	90°	0°	45°	90°
r_α	0,45	0,55	0,89	0,54	0,74	0,63
\bar{r}	0,61			0,66		
Δr	0,12			-0,15		

2.1.4 Essais de Cisaillement

L'éprouvette de l'essai de cisaillement est de dimension $18 \times 50 \times 2 \text{ mm}^3$. La surface utile de l'éprouvette est de dimension $4 \times 50 \text{ mm}^2$. Afin de prévenir le glissement de l'éprouvette au niveau des mors du dispositif de cisaillement, une pression de serrage de l'ordre de 400 bars a été employée. Les essais ont été réalisés en imposant une vitesse de traverse constante de 1 mm/min correspondant à une vitesse de déformation $\dot{\gamma}$ de 4.10^{-3} s^{-1} . La déformation de cisaillement γ est mesurée directement par le système de mesure optique. La contrainte de cisaillement τ est déterminée par :

$$\tau = \frac{F}{S_0} \quad (2.10)$$

avec F l'effort mesuré et S_0 la section initiale de l'éprouvette de cisaillement.

La figure 2.6 présente les résultats issus des essais de cisaillement monotone, suivant les différentes orientations par rapport à DL. On note que pour les deux nuances, les résultats sont très proches montrant ainsi une très faible anisotropie de la contrainte d'écoulement en cisaillement.

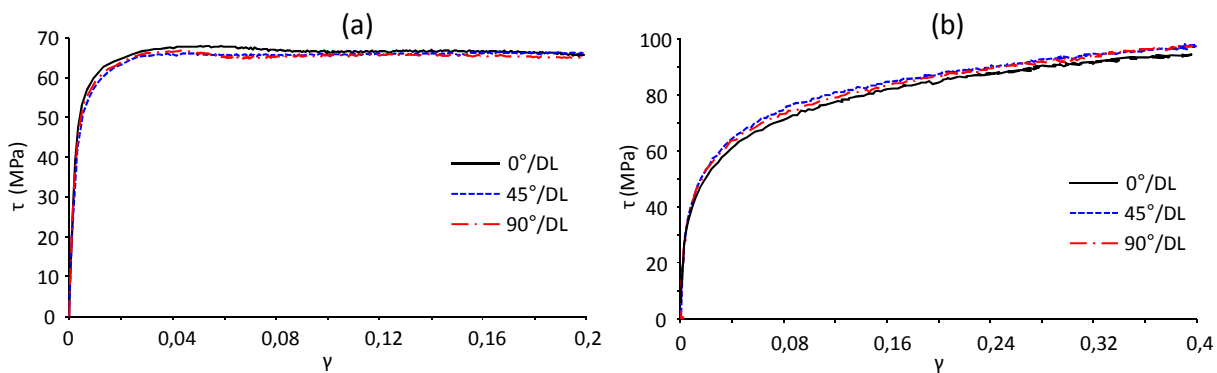


FIGURE 2.6 – Essais de cisaillement monotones à 0° , 45° et 90° par rapport à la direction de laminage : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

Les essais de cisaillement avec inversion de charge ont été effectués en appliquant un déplacement jusqu'à atteindre une déformation prédéfinie puis un déplacement dans le sens inverse. Ces essais ont été réalisés uniquement dans la direction de laminage. Les résultats issus de ces essais sont représentés sur la figure 2.7 pour chaque nuance. Ces courbes sont superposées avec celles obtenues par un chargement monotone.

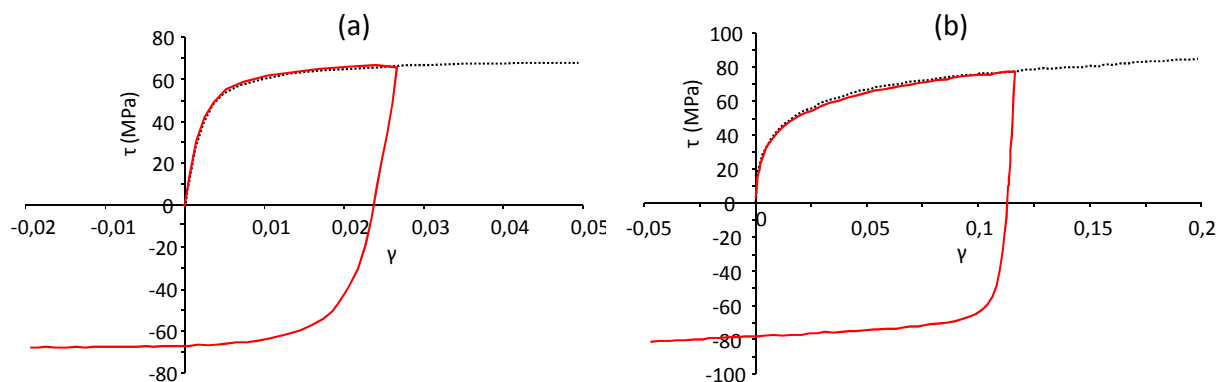


FIGURE 2.7 – Essais de cisaillement avec inversion de charge : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

L'analyse de ces courbes montre que l'amplitude de l'effet Bauschinger, caractérisé par une limite d'élasticité à la recharge plus faible que la contrainte maximale atteinte en charge, est peu important pour les deux nuances. Ces résultats montrent que la contribution cinématique de l'écrouissage peut être, dans un premier stade, négligée.

2.2 Essais de relevage de bord d'un trou

2.2.1 Configuration de relevage

La technique classique de relevage de bord d'un trou cylindrique a été choisie. L'opération est effectuée en utilisant un outillage conventionnel comportant un poinçon, une matrice et un serre-flan. Le principe de base du procédé, les caractéristiques géométriques de l'outillage et de l'éprouvette sont illustrées sur la figure 2.8.

L'éprouvette comporte un avant-trou de rayon $R_{a,t}$ de 3 mm. La forme tronconique du poinçon a été retenue pour minimiser l'effort de mise en forme [7]. Afin d'assurer un bon compromis entre l'effort maximal et la course, le poinçon a été conçu avec un demi-angle au sommet $\alpha/2$ de 30° [12]. Le poinçon comporte une partie pilote ajustée avec l'avant-trou cylindrique pour assurer un bon centrage de l'éprouvette dans l'outillage. Le rayon du poinçon R_p et le rayon de coin du poinçon R_{pp} sont fixés à 6 mm et 4 mm, respectivement. La matrice est cylindrique de rayon R_m et de rayon d'entrée matrice $R_{em} = 0,2$ mm. Le rayon R_m est un paramètre variable permettant d'ajuster le taux de réduction T_r (Eq. 1.2) au cours de l'analyse de la sensibilité paramétrique, tout en conservant un seul diamètre du poinçon. Afin d'empêcher la remontée de la partie non relevée de l'échantillon

sans exercer un serrage superflue, la procédure décrite dans Krichen et al. [13] a été adoptée pour déterminer l'effort de serrage du serre-flan.

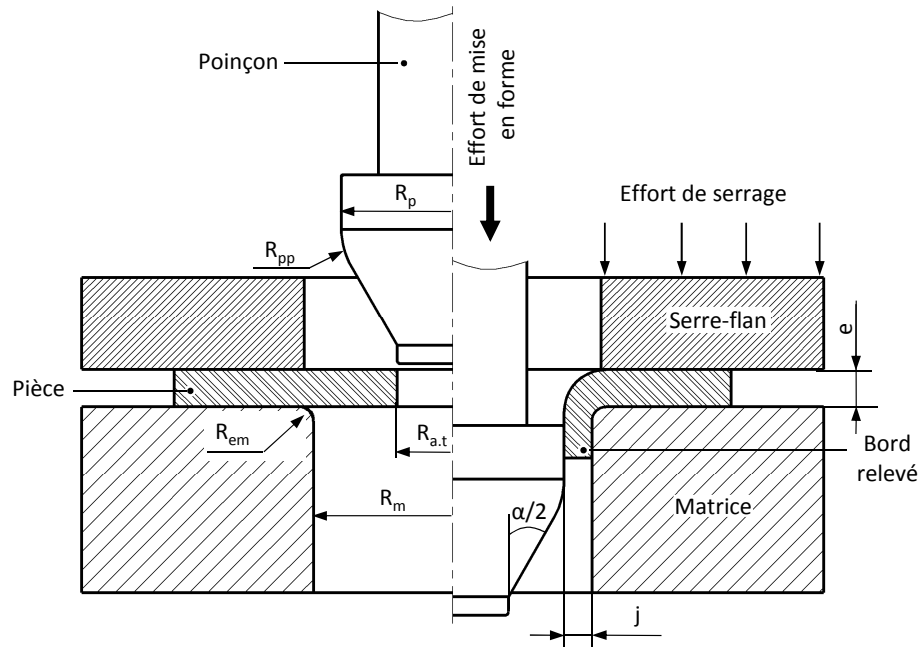


FIGURE 2.8 – Paramètres géométriques de l'outillage et de l'éprouvette

En raison de la complexité des phénomènes physiques et le nombre de paramètres qui interviennent dans ce procédé (déformation plastique, pliage, amincissement, frottement, laminage, etc.), la démarche retenue combine à la fois des études expérimentales, des simulations numériques par éléments finis et des solutions analytiques provenant de la littérature. On présente, dans ce qui suit, les différentes techniques utilisées et une partie de l'identification pour les modèles de comportement.

2.2.2 Dispositif expérimental

Le procédé de relevage de bord a été réalisé expérimentalement sur trois machines : une machine hydraulique BUP 200 (Zwick/Roell) de capacité maximale 200 kN d'effort poinçon, disponible au laboratoire LIMATB de l'UBS et deux machines électromécaniques à vis disponibles à l'ENI-Sfax (machine de traction LLOYD, de capacité 50 kN et une machine uniaxiale fabriquée par UGPM2 en collaboration avec la société FONTEC). L'instrumentation de ces machines a permis d'accéder à l'évolution de l'effort appliqué sur le poinçon en fonction de son déplacement au cours du procédé.

La machine d'essai BUP 200 est spécialement conçue pour les tests de mise en forme par déformation plastique. En plus du coulisseau de mise en forme, cette machine est équipée d'un deuxième coulisseau permettant de contrôler l'effort de serrage. Pour les essais réalisés sur les deux machines électromécaniques, le serrage est assuré par des éléments filetés. L'usage de trois machines différentes a nécessité la conception et la fabrication de différents outillages à parties actives identiques (Fig. 2.9). Ce point particulier a exigé la vérification de la reproductibilité des résultats d'une machine à une autre et d'un outillage à l'autre, consolidant ainsi la confiance vis à vis des résultats expérimentaux.

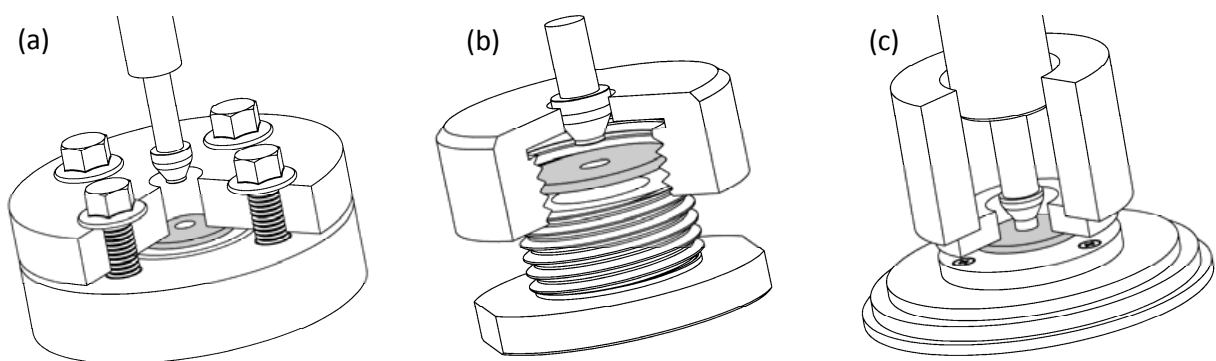


FIGURE 2.9 – Outils de relevage de bord d'un trou conçus et fabriqués pour être montés sur : (a) une machine de traction (b) une machine uniaxiale à vis (c) une machine hydraulique BUP 200 (Zwick/Roell)

Le poinçon est fabriqué en acier à outils, traité puis rectifié pour obtenir une dureté de l'ordre de 60 HRC avec une bonne précision géométrique. Il a été utilisé pour tous les essais. Au cours du procédé, le poinçon est animé d'une vitesse de déplacement constante de l'ordre de 5 mm/min. Les diverses matrices et serre-flans sont en acier et ont subi un traitement thermique. Dans la majorité des cas, l'échantillon est une rondelle de diamètre extérieur 30 mm, et pour la machine BUP 200, il se présente sous la forme d'un carré de côté 32 mm. Ces dimensions sont choisies de façon à ce que le changement de la forme extérieure de l'échantillon et les effets des bords extérieurs n'affectent pas le procédé de relevage. L'avant-trou est obtenu par perçage à l'aide d'un foret de diamètre 6 mm en ARS à 5 % de cobalt. L'opération de perçage est effectuée dans un dispositif spécifique assurant à la fois un maintien rigoureux de la tôle et un guidage du foret par un canon de perçage au cours de l'usinage. Cela a permis d'améliorer la qualité de l'avant-trou ainsi que sa reproductibilité. Pour la nuance A1050-H14, l'échantillon est testé après perçage. Pour la nuance A6061, l'échantillon a subi, après perçage, le même traitement thermique que celui effectué pour les échantillons de la

caractérisation mécanique permettant d'obtenir la nuance A6061-O. Pour chaque condition d'essai, l'effort de serrage est ajusté pour être compris entre 0,8 et 1 fois l'effort maximal [13]. Les essais sont réalisés à sec. Pour s'assurer de la reproductibilité des résultats, chaque essai est répété cinq fois.

2.2.3 Modélisation numérique

La simulation numérique du procédé de relevage de bord nécessite souvent un soin très particulier compte tenu des nombreuses non linéarités induites par la géométrie, le comportement du matériau et les phénomènes associés au procédé. Par conséquent, le choix d'un code de calcul qui prend en compte de manière précise ces phénomènes non linéaires est primordial. Le choix s'est porté sur le code de calcul par éléments finis Abaqus dans ses deux versions, standard et explicite. La version standard utilise un schéma d'intégration implicite alors que la version explicite utilise un schéma d'intégration explicite. Bien qu'elle soit principalement dédiée aux simulations numériques des problèmes dynamiques, elle peut aussi être utilisée moyennant quelques précautions pour des analyses quasi-statiques. En effet, la stabilité de la solution doit être vérifiée en examinant le rapport entre l'énergie cinétique et l'énergie interne qui doit être inférieur à 5 %.

Suivant les hypothèses prises en considération, des modèles 2D et 3D ont été définis. Les hypothèses sont principalement liées à l'objectif de la partie du travail à effectuer : étude de la condition de relevage, de l'effet de l'anisotropie ou de l'endommagement. En effet, le procédé peut être considéré comme un problème axisymétrique (2D) compte tenu de la symétrie de révolution de la pièce et des conditions aux limites. Cette modélisation nécessite aussi de considérer le comportement du matériau comme étant soit isotrope, soit isotrope transverse (Fig. 2.10.a). En revanche, l'utilisation d'un modèle de comportement orthotrope nécessite l'utilisation d'un modèle 3D. Pour des raisons de symétrie, uniquement un quart de la géométrie est modélisé dans ce cas (Fig. 2.10.b).

Compte tenu de la géométrie de l'outillage, la nature du procédé et afin de diminuer les temps de calculs, les différents outils en contact avec la pièce sont considérés comme des solides rigides. Une attention particulière a été accordée au maillage de la tôle qui influe considérablement sur les résultats de calcul en recherchant un compromis raisonnable entre précision et temps du calcul. Pour le même objectif, le choix du type d'éléments finis est également essentiel. Pour le modèle axisymétrique, des éléments rectangulaires à 4 noeuds et à intégration réduite et des éléments triangulaires à 3 noeuds

de type CAX4R et CAX3, respectivement, ont été utilisés. L'utilisation des éléments à intégration réduite a permis de réduire considérablement le temps de calcul en diminuant le nombre des points d'intégration. Pour limiter la distorsion excessive des éléments et améliorer la précision des résultats obtenus, la technique de remaillage a été utilisée. Un maillage typique obtenu par cette technique est présenté sur la figure 2.10.a. Concernant le modèle 3D, les simulations ont été réalisées avec des éléments volumiques à interpolation linéaire et à intégration réduite (C3D8R). Pour ce modèle, la technique de remaillage n'a pas été utilisée mais les zones de la pièce fortement déformées ont été finement maillées. Quant aux zones de faible déformation, un maillage grossier a été appliqué. Le nombre total d'éléments est de l'ordre de 20000 pour les modèles 3D et de 4000 pour les modèles 2D.

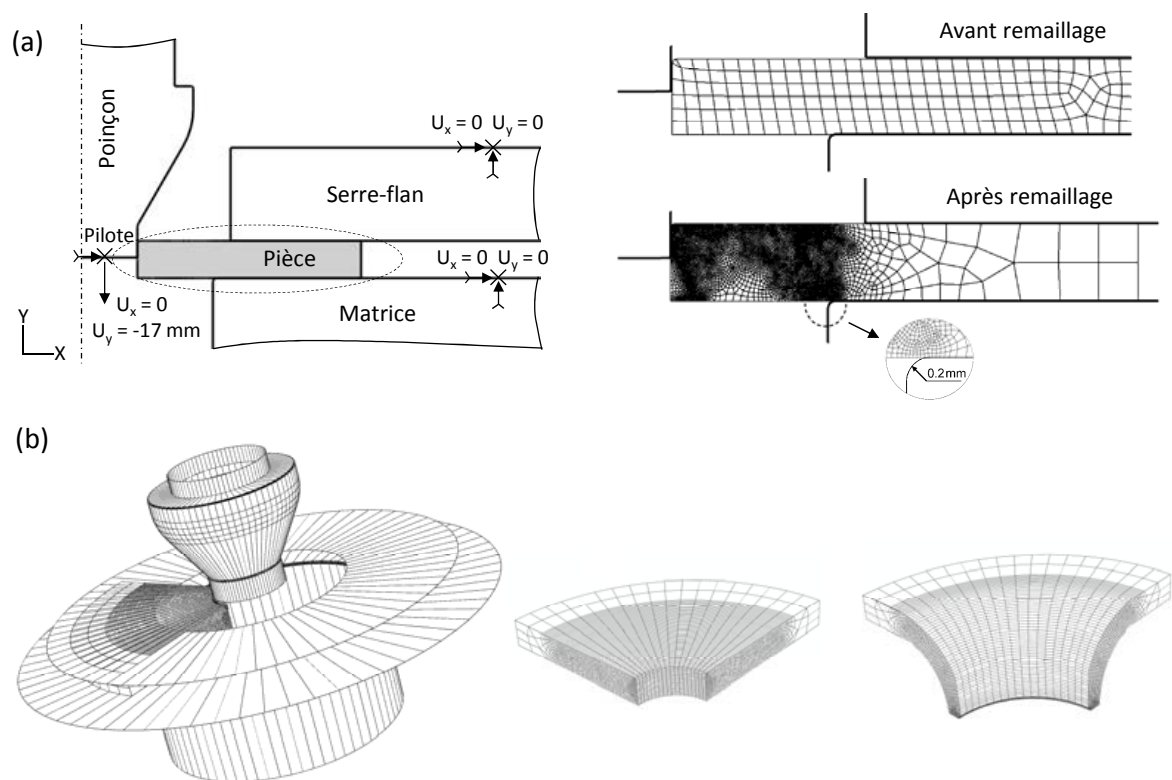


FIGURE 2.10 – Modèles éléments finis : (a) modèle axisymétrique 2D (b) modèle 3D

Les modèles de comportement de la pièce sont identifiés en considérant les données expérimentales issues de la caractérisation mécanique présentée au début de ce chapitre. Ils ont parfois été modifiés en intégrant l'endommagement du matériau pour déterminer les limites du procédé. Pour affecter les propriétés d'anisotropie à la tôle, un repère local dont les axes correspondent à la direction de laminage, transverse et normale est défini. Le contact entre la tôle et les outils a été modélisé par la loi de frottement de Coulomb avec un coefficient de frottement constant de valeur comprise entre 0,17 et 0,2.

Afin d'assurer un déroulement logique du procédé, le mode de chargement et les conditions aux limites sont proches du protocole expérimental du procédé de relevage de bord. Durant toute la simulation, la matrice et le serre-flan sont fixes. Le poinçon est soumis à un déplacement axial descendant assurant toute sa pénétration dans l'avant-trou. Pour les calculs avec la version explicite, le poinçon est piloté à une vitesse de déplacement fixe de l'ordre de 17 mm/s. Dans ce cas, pour réduire le temps de calcul, l'option "mass scaling" disponible sous Abaqus, a été utilisée avec des valeurs ajustées de telle sorte que l'énergie cinétique reste au dessous du seuil de 5 % de l'énergie interne évitant ainsi les effets d'inertie.

Bien que le développement des modèles 2D et 3D permet d'avoir une plateforme théorique, il est parfois intéressant de considérer aussi des solutions analytiques. Toutefois, il apparaît qu'une formulation analytique fine du problème est difficile à établir en raison de la complexité des problèmes physiques intervenant dans le procédé de relevage de bord, ce qui a conduit à des formulations analytiques limitées à quelques cas particuliers moyennant plusieurs hypothèses de simplification. Dans ce contexte, Asnafi (1999) [29] a développé une solution analytique permettant le calcul de certains paramètres géométriques après le relevage de bord (l'épaisseur e_b et la hauteur h) en fonction des paramètres de l'outillage, de la géométrie et de l'anisotropie normale de la tôle. Cette approche est inspirée du travail initial de Wang et al. (1974) [53], en considérant les hypothèses d'axisymétrie de la géométrie, de la conservation d'une épaisseur uniforme associée à une contrainte uniaxiale tout le long du bord, d'absence du frottement et d'égalité de l'épaisseur e_b au jeu j entre le poinçon et la matrice (Fig. 2.11).

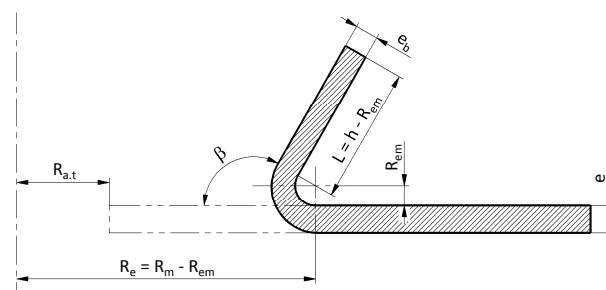


FIGURE 2.11 – Paramètres géométriques du relevage de bord axisymétrique

Dans la configuration de relevage étudiée (l'angle β est égal à 90°), les prédictions de l'épaisseur e_b et de la hauteur h du bord sont exprimées par les équations 2.11 et 2.12, respectivement :

$$\frac{e_b}{e} = \left(\frac{R_{a.t}}{R_m - e_b/2} \right)^{1/(1+\bar{r})} \quad (2.11)$$

$$h = \left(\frac{1 + \bar{r}}{1 + 2\bar{r}} \right) \left[(R_m - e_b/2) - R_{a.t} \left(\frac{R_{a.t}}{R_m - e_b/2} \right)^{1/(1+\bar{r})} \right] + R_{em} \quad (2.12)$$

avec $R_{a.t}$ le rayon de l'avant-trou, R_m le rayon de la matrice, e_b l'épaisseur du bord égale au jeu j , e l'épaisseur initiale de la tôle, R_{em} le rayon d'entrée matrice et \bar{r} le coefficient d'anisotropie normale.

2.3 Modélisation du comportement mécanique

La simulation numérique nécessite l'utilisation d'une loi de comportement qui reproduit le plus fidèlement possible les résultats expérimentaux obtenus lors de la caractérisation mécanique des deux nuances d'aluminium. On considère que le comportement des alliages d'aluminium est généralement bien décrit par des lois de comportement élastoplastiques à écrouissage isotrope utilisant un critère de plasticité isotrope ou anisotrope, dans le cas où la mise en forme est réalisée à froid en condition quasi-statique. Dans ce contexte, l'approche retenue consiste à négliger la sensibilité du comportement à la vitesse de déformation et à la température.

2.3.1 Lois de comportement

La description classique d'une loi de comportement élastoplastique est basée sur une décomposition additive du tenseur des déformations ε en une partie élastique ε^e et une partie plastique ε^p . Une telle description est composée d'une loi d'élasticité, d'un critère de plasticité délimitant le domaine d'élasticité et d'une règle d'écoulement définissant l'évolution des déformations plastiques.

Domaine élastique. Le domaine de déformation élastique est décrit par la loi de comportement élastique linéaire de Hooke en utilisant l'hypothèse d'isotropie élastique qui est généralement bien

vérifiée pour les matériaux métalliques. Cette loi relie le tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ et le tenseur des déformations élastiques $\boldsymbol{\varepsilon}^e$:

$$\boldsymbol{\sigma} = 2\mu\boldsymbol{\varepsilon}^e + \lambda \text{tr}(\boldsymbol{\varepsilon}^e) \mathbf{I} \quad (2.13)$$

avec μ et λ les deux coefficients de Lamé et \mathbf{I} le tenseur unité.

Critère de plasticité. Le critère de plasticité définit le domaine dans l'espace des contraintes à l'intérieur duquel toute variation de contrainte n'engendre que des variations de la déformation élastique. En introduisant la notion de surface de charge Φ (Eq. 2.14), ce critère traduit les différentes conditions d'écoulement (Eq. 2.15).

$$\Phi(\boldsymbol{\sigma}, R) = J_2(\boldsymbol{\sigma}) - R \quad (2.14)$$

$$\left\{ \begin{array}{ll} \Phi < 0 & \text{comportement élastique} \\ \Phi = 0 \text{ et } d\Phi = 0 & \text{écoulement plastique} \\ \Phi = 0 \text{ et } d\Phi < 0 & \text{décharge élastique} \end{array} \right. \quad (2.15)$$

J_2 représente le deuxième invariant du tenseur des contraintes et R une variable scalaire représentant l'écroutissage isotrope. Dans le cas d'un matériau isotrope, J_2 est classiquement exprimé par le critère de von Mises (Eq. 2.16). Dans le cas d'un matériau anisotrope, le critère de Hill (1948) [54] est le plus utilisé (Eq. 2.17).

$$J_2(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}} \quad (2.16)$$

$$J_2(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{\mathbf{S} : \mathbf{H} : \mathbf{S}} \quad (2.17)$$

avec \mathbf{S} la partie déviatorique du tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$ et \mathbf{H} le tenseur de Hill d'ordre 4 défini par les 6 coefficients indépendants : F, G, H, L, M et N . Ces coefficients sont reliés aux coefficients d'anisotropie plastique (r_0, r_{45} et r_{90}) par l'équation 2.18, lorsque l'écroutissage est purement isotrope.

$$G = \frac{1}{1+r_0} ; H = G r_0 ; F = \frac{G r_0}{r_{90}} ; N = G \left(\frac{r_0}{r_{90}} + 1 \right) (r_{45} + 0.5) \quad (2.18)$$

Du fait du manque d'informations sur le comportement de la tôle dans l'épaisseur, les coefficients L et M sont souvent pris égaux à leur valeur correspondant au cas isotrope, soit $L = M = 1,5$.

Domaine plastique. Ce domaine caractérise l'évolution de l'érouissage. L'hypothèse d'érouissage isotrope est retenue, les résultats des essais de cisaillement avec inversion de charge ayant montré une faible contribution de la part cinématique de l'érouissage.

L'évolution de l'érouissage isotrope étant homothétique, elle est décrite uniquement par la variable scalaire R . Il est à noter que l'évolution de la contrainte en fonction de la déformation présente un érouissage saturant pour les deux nuances d'aluminium. Par conséquent, l'évolution de l'érouissage est modélisée par des lois saturantes de type Hockett-Sherby (1975) [55] (Eq. 2.19) et Voce (1948) [56] (Eq. 2.20).

Pour l'alliage A1050-H14, on a utilisé la loi de Hockett-Sherby :

$$R = B - ((B - A) \exp(-C \bar{\varepsilon}_p^k)) \quad (2.19)$$

A , $(B - A)$ et $(C$ et $k)$ représentent respectivement, le seuil d'écoulement initial, l'amplitude de l'érouissage isotrope et la vitesse de saturation.

Pour l'alliage A6061-O, on a utilisé la loi de Voce :

$$R = R_0 + Q(1 - \exp(-b \bar{\varepsilon}_p)) \quad (2.20)$$

R_0 , Q et b représentent respectivement, le seuil d'écoulement initial, l'amplitude de l'érouissage isotrope et la vitesse de saturation.

2.3.2 Identification des paramètres

Après avoir caractérisé les deux matériaux puis sélectionné les deux modèles de comportement à utiliser, il reste à identifier les paramètres de chacun des deux modèles. Pour les paramètres d'élasticité, le coefficient de Poisson ν est fixé à 0,3 et le module d'Young E a été mesuré expérimentalement

à partir de l'essai de traction. Le tableau 2.1 présente les principales mesures expérimentales des propriétés mécaniques des deux alliages. Il s'agit maintenant d'évaluer les valeurs numériques des coefficients (A, B, C, k) et (R_0, Q, b) qui interviennent dans les modèles décrivant l'écrouissage et les coefficients du critère de plasticité de Hill48 qui décrivent l'anisotropie de la tôle (F, G, H, L, M et N).

Dan un premier temps, les valeurs des paramètres (A, B, C, k) et (R_0, Q, b) ont été déterminées par identification inverse tout en utilisant les paramètres de critère de Hill48 déterminés à partir des coefficients d'anisotropie plastique r_α par l'équation 2.18 (Tab. 2.3).

TABLE 2.3 – Paramètres de critère de Hill48 identifiés à partir des coefficients d'anisotropie plastique r_α pour les alliages d'aluminium A1050-H14 et A6061-O

	F	G	H	L	M	N
A1050-H14	0,35	0,69	0,31	1,5	1,5	1,09
A6061-O	0,56	0,65	0,35	1,5	1,5	1,49

L'identification inverse consiste à chercher un jeu de paramètres qui conduit à la meilleure représentation possible des expériences présentées au début de ce chapitre. Il s'agit donc de minimiser l'écart entre les valeurs de la courbe de traction issues de la caractérisation mécanique et les valeurs calculées à partir des expressions proposées par les modèles adoptés. L'identification de la loi d'écrouissage est basée sur l'essai de traction dans la direction de laminage et dans le domaine des déformations homogènes. Le tableau 2.4 regroupe les coefficients obtenus et la figure 2.12 présente la superposition de la courbe de traction expérimentale obtenue dans la direction longitudinale avec celle obtenue par le modèle proposé pour chaque matériau.

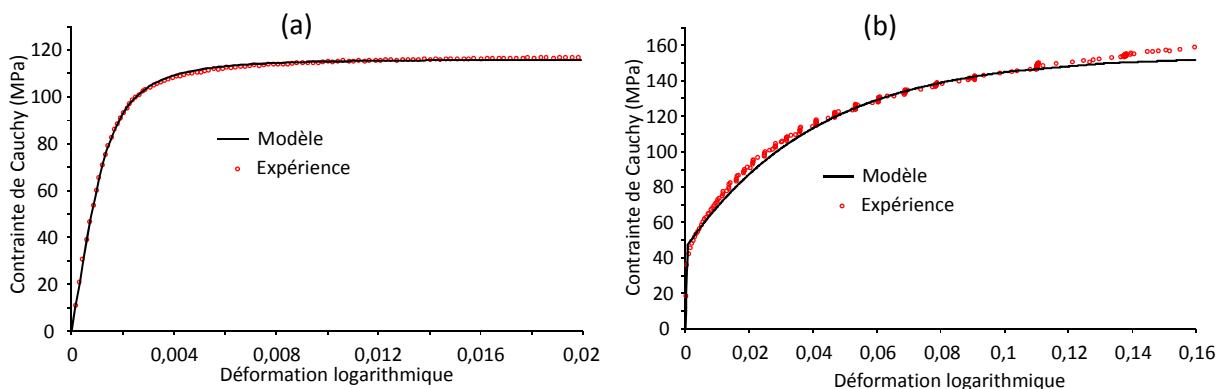


FIGURE 2.12 – Essais de traction suivant DL : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

TABLE 2.4 – Valeurs des coefficients des modèles d'écouissage des alliages d'aluminium A1050-H14 et A6061-O

A1050-H14				A6061-O		
A (MPa)	B (MPa)	C	k	R_0 (MPa)	Q (MPa)	b
33	116	52	0,5	48	106	25

La détermination des différentes constantes de l'écouissage et de l'anisotropie a permis de tester l'aptitude de chaque modèle à décrire le comportement de la nuance d'aluminium concernée. Les courbes expérimentales et les descriptions par les modèles de la contrainte en fonction de la déformation sont superposées sur la figure 2.13 pour les deux matériaux et suivant les trois directions.

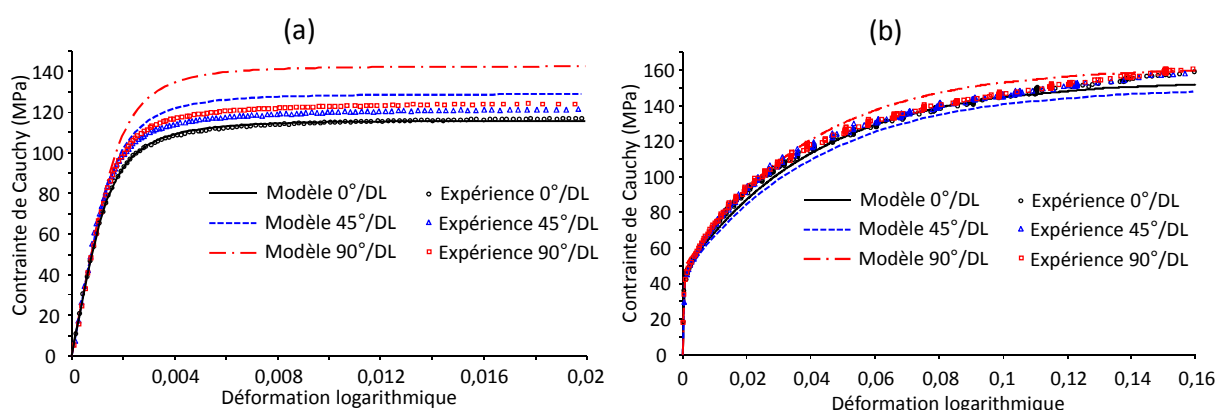


FIGURE 2.13 – Essais de traction dans le domaine des déformations homogènes et dans les différentes directions : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

Pour la nuance A6061-O, on observe une bonne description des résultats expérimentaux suivant la direction de laminage et la direction transverse, un écart a été observé à 45° par rapport à la DL. Par contre, pour la nuance A1050-H14, un écart plus significatif a été observé à 45° et 90° par rapport à la DL. On peut donc conclure que le critère de plasticité anisotrope utilisé ne permet pas de décrire à la fois l'anisotropie de contrainte et de déformation pour cette nuance d'aluminium. Par conséquent, d'autres valeurs de coefficients de critère de Hill48 ont été identifiées par l'analyse de l'anisotropie de contrainte. Autrement, la méthode inverse a été pratiquée pour chercher le jeu de paramètres permettant la meilleure description des trois courbes de traction. Cette optimisation a été effectuée sous contrainte de conserver quasiment la même valeur du coefficient d'anisotropie normale \bar{r} , déjà retrouvée par la méthode directe. Le tableau 2.5 et la figure 2.14 présentent, respectivement, les valeurs et les courbes obtenues avec cette deuxième méthode.

TABLE 2.5 – Paramètres de critère de Hill48 pour l’alliage A1050-H14 obtenus par identification inverse

F	G	H	L	M	N
0,49	0,63	0,37	1,5	1,5	1,25

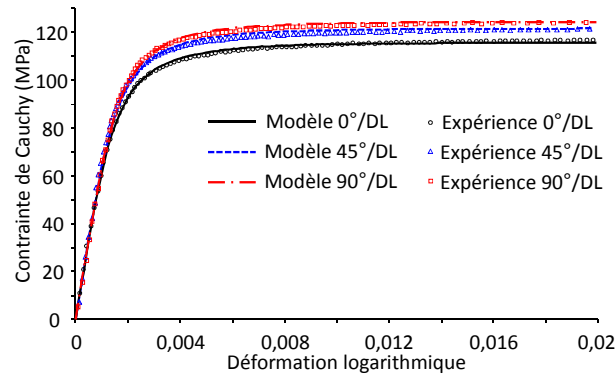


FIGURE 2.14 – Essais de traction dans le domaine des déformations homogènes et dans les différentes directions (2^{ème} méthode) pour l’alliage A1050-H14

L’existence de deux jeux de paramètres pour le modèle proposé dans le cas de l’alliage d’aluminium A1050-H14 peut être un handicap au niveau de la simulation numérique. Toutefois, ce point peut être enrichissant au cours de l’analyse de relevage de bord. Le jugement entre les deux jeux de paramètres ne sera pas donc effectué qu’après la comparaison entre leurs prédictions numériques et les expériences pour le procédé de relevage. Toutefois, une optimisation plus avancée ou un changement du critère de plasticité (utilisation du critère de Barlat par exemple) pourraient être envisagés.

2.4 Conclusion

Dans ce chapitre, on a décrit la configuration retenue de relevage de bord d’un trou, sélectionné les techniques adéquates et justifié le choix des matériaux (A1050-H14 et A6061-O) à la base de cette étude.

En raison de la complexité des phénomènes physiques qui interviennent dans la configuration retenue du procédé de relevage de bord (déformation plastique, pliage, amincissement, frottement, laminage, etc.), on a vu que l’analyse nécessite que les conditions de sollicitations locales soient maîtrisées. On a également souligné l’existence de limitations significatives des solutions analytiques. Ceci a conduit à envisager, à côté de l’expérimentation, une modélisation par éléments finis en 2D et 3D du procédé.

La caractérisation mécanique a permis d'illustrer qu'on dispose de deux nuances à écrouissage différent dont l'un est décrit par un modèle de type Hockett-Sherby (1975) et l'autre de type Voce (1948). L'identification de l'anisotropie de l'alliage A6061-O a montré que l'analyse des contraintes ou des déformations aboutissent quasiment aux mêmes coefficients d'anisotropie, ce qui n'était pas le cas pour l'alliage A1050-H14. Le changement de critère de plasticité a été provisoirement écarté pour bénéficier des critères disponibles sous Abaqus.

Chapitre 3

Conditions de relevage de bord

Dans ce chapitre, on propose d'utiliser la modélisation par éléments finis 2D pour étudier le relevage de bord d'un trou selon différentes conditions. Après avoir analysé la cinématique du procédé au cours de relevage avec ou sans laminage, l'accent est mis sur l'effet de ces conditions sur les paramètres du procédé et sur la forme finale du trou à bord relevé (soyage). La définition d'une limite qui permet de distinguer les deux conditions de relevage est également abordée. Cette étude est basée sur une comparaison de résultats numériques, expérimentaux et parfois analytiques.

3.1 Etude expérimentale et modélisation

L'alliage d'aluminium A1050-H14 est choisi pour cette partie. Le rayon du poinçon R_p est fixe et égal à 6 mm. Les conditions de relevage de bord varient en changeant le jeu j entre le poinçon et la matrice pour des valeurs supérieures et d'autres inférieures à l'épaisseur e de la tôle (Fig. 3.1). Il est intéressant de rappeler que la variation du jeu j est réalisée au détriment de la conservation du rayon de la matrice R_m . Les valeurs de taux de réduction T_r correspondant au changement du jeu j sont comprises entre 0,41 et 1,52 (Eq. 1.2).

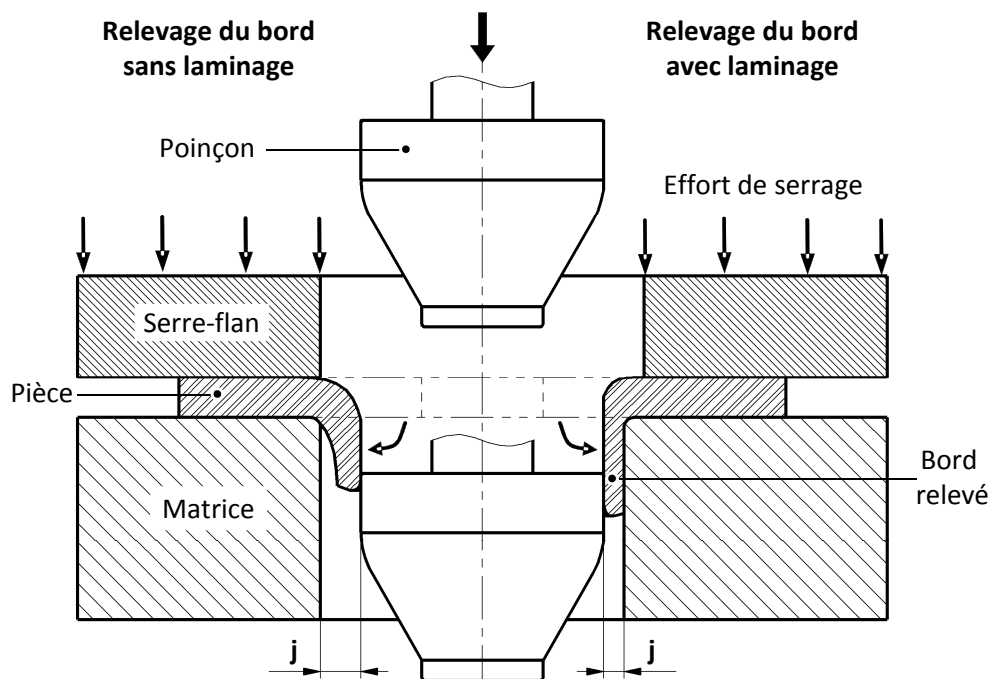


FIGURE 3.1 – Procédé de relevage de bord d'un trou conventionnel avec laminage (à droite) et sans laminage (à gauche)

Cet intervalle est suffisamment large pour pouvoir à la fois étudier la cinématique de chaque condition en dehors de la zone de transition ou pour déterminer une limite entre les deux conditions de relevage permettant d'identifier l'occurrence du laminage. Il est à noter que la maîtrise de ces deux conditions revêt un intérêt industriel important puisque elle permet de bien comprendre et contrôler le procédé.

Les essais ont été réalisés suivant le protocole décrit au chapitre précédent en utilisant plusieurs matrices. Les simulations numériques ont été effectuées, en premier stade, par un modèle axisymétrique 2D basé sur le critère de plasticité de von Mises. Une partie de ce travail a porté sur l'influence de la prise en compte de l'anisotropie dans la prédiction numérique. Cette tâche a été effectuée en considérant des modèles axisymétriques 2D basés sur l'hypothèse d'isotropie transverse avec le critère de plasticité de Hill48 ($\bar{r} = 0,61$). Les résultats numériques et expérimentaux ont été comparés, dans la mesure du possible, par des solutions analytiques proposées dans les travaux d'Asnafi (1999) [29].

3.2 Cinématique du procédé

La cinématique du procédé de relevage de bord d'un trou a été traitée en détail dans les travaux de Krichen et al. (2011) [13]. On présente ici l'effet des conditions de relevage sur la cinématique du procédé. Deux cas particuliers de relevage sont considérés : l'un sans laminage ($T_r = 1$) et l'autre avec laminage ($T_r = 0,41$). Le suivi de l'évolution numérique de la forme déformée au cours du procédé combiné à l'analyse de la courbe effort-déplacement sont adoptés pour étudier la cinématique du procédé.

La courbe effort-déplacement prédite numériquement pour le cas du relevage sans laminage ($T_r = 1$) est présentée sur la figure 3.2. Des déformées relatives aux différents stades du procédé sont également présentées sur cette figure. Ces résultats sont obtenus par le modèle 2D isotrope.

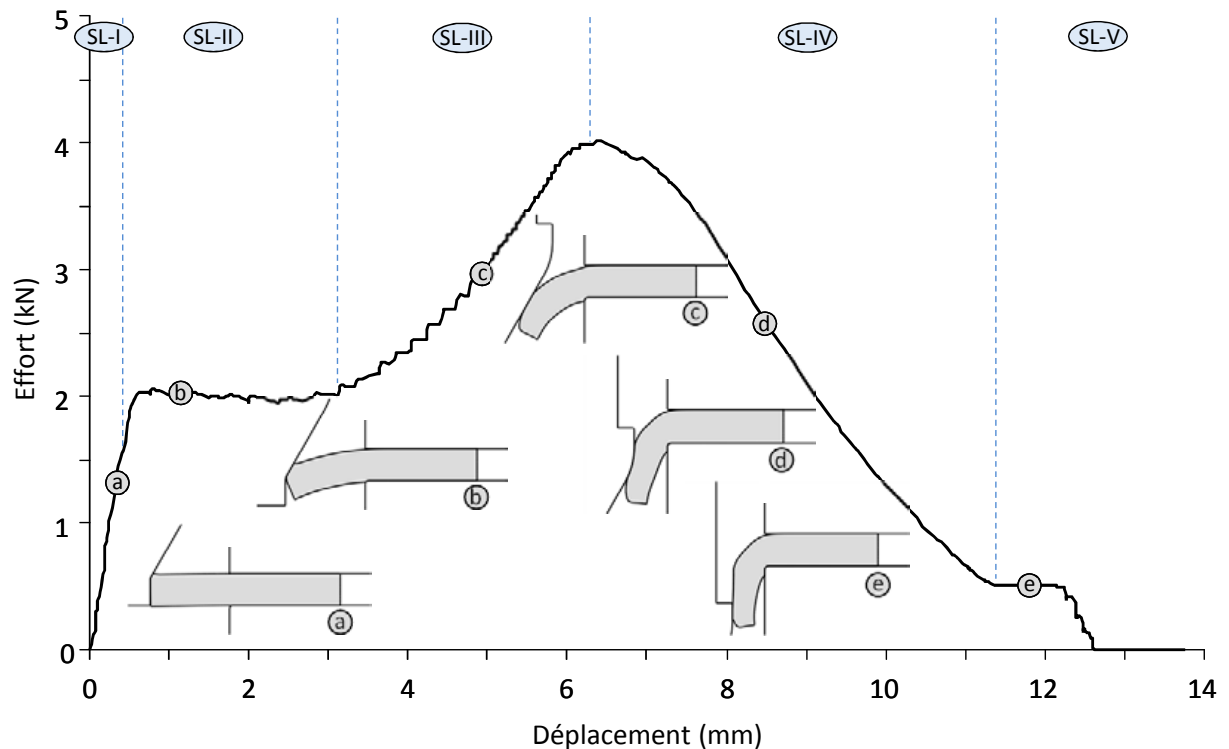


FIGURE 3.2 – Courbe numérique effort-déplacement et sections déformées au cours du procédé (modèle axisymétrique 2D isotrope) pour le cas de relevage sans laminage ($T_r = 1$)

L'analyse de la courbe numérique effort-déplacement ainsi que le suivi de la déformée au cours du procédé de relevage (Fig. 3.2) a permis de distinguer cinq phases :

- a. (SL-I) Phase du début d'engagement du poinçon, caractérisée par une évolution quasi-linéaire de l'effort puis d'une perte progressive de la linéarité. Cette évolution témoigne d'une variation du premier contact et d'une déformation élastique de la tôle par flexion du bord accompagnée de l'apparition progressive de la déformation plastique.
- b. (SL-II) Phase de déformation plastique à l'extrémité intérieure de la rondelle, caractérisée par un effort quasiment constant (palier). Cette phase se termine par la descente complète de l'extrémité intérieure du bord vers le bas.
- c. (SL-III) Phase de flexion du bord, caractérisée par l'entrée en contact de la partie tronconique du poinçon avec la face supérieure de la tôle et marquée par une évolution importante et non linéaire de l'effort. L'allure de la courbe indique une variation importante de l'aire de contact au cours de cette phase. L'analyse de la pièce déformée a confirmé que la déformation est principalement en flexion.

- d. (SL-IV) Phase de pliage, caractérisée par une chute de l'effort après un passage par un maximum et marquant une accentuation locale de la déformation plastique au niveau du rayon d'entrée matrice. Le contact entre le bord relevé et la surface interne de la matrice augmente. Cette phase se déroule par l'action de la partie supérieure arrondie du poinçon.
- e. (SL-V) Phase de calibrage du diamètre intérieur par la partie cylindrique du poinçon. Elle se caractérise par un palier d'effort traduisant le frottement entre le bord relevé et le poinçon puis son dégagement à la fin du procédé.

La figure 3.3 présente les résultats obtenus numériquement dans le cas de relevage avec laminage ($T_r = 0,41$).

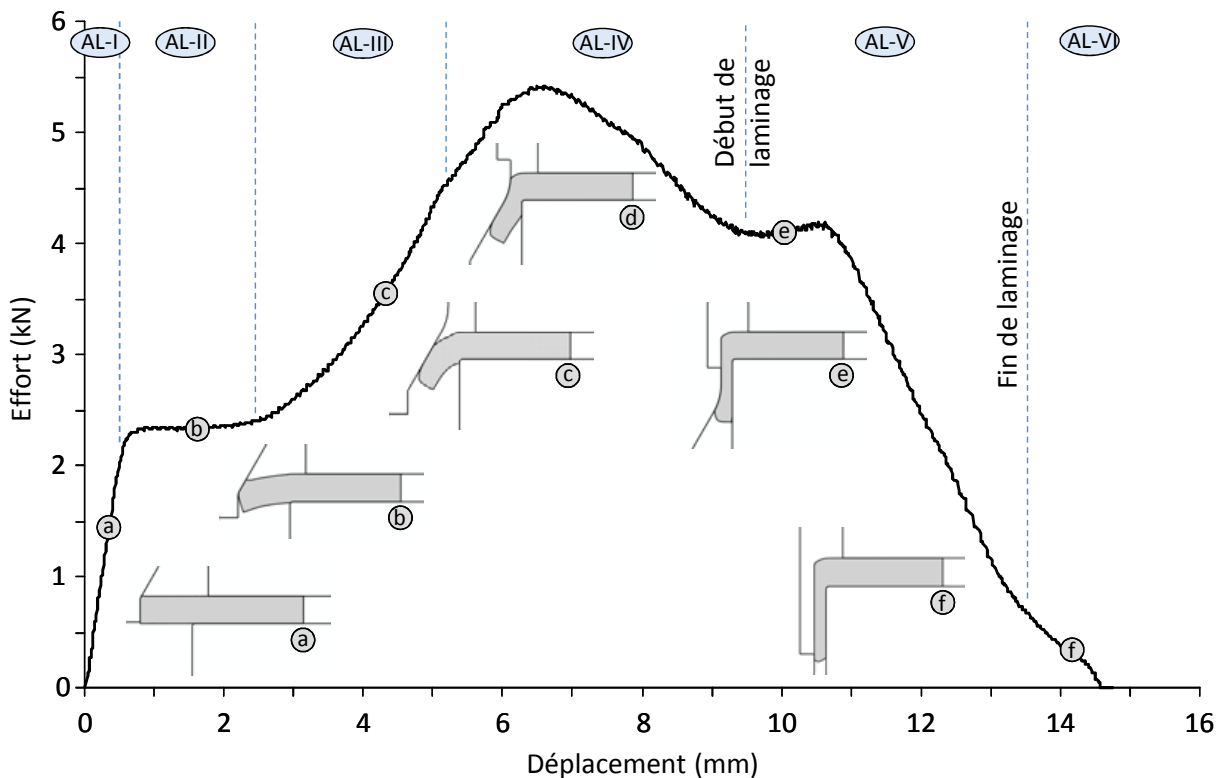


FIGURE 3.3 – Courbe numérique effort-déplacement et sections déformées au cours du procédé (modèle axisymétrique 2D isotrope) pour le cas de relevage avec laminage ($T_r = 0,41$)

L'existence du laminage au cours du procédé de relevage modifie sensiblement la forme de la courbe après le pic maximum d'effort. Les trois premières phases, désignées respectivement par : phase (AL-I) - schéma (a), phase (AL-II) - schéma (b) et (AL-III) - schéma (c) (Fig. 3.3), sont similaires à celles observées dans la condition de relevage sans laminage : phase (SL-I), (SL-II) et (SL-III). Par contre,

la quatrième phase de pliage du bord au cours d'un relevage sans laminage (SL-IV) est remplacée par deux phases : phase d'écoulement (AL-IV) et phase de laminage (AL-V). Pour les trois dernières phases, on a :

- d. (AL-IV) Phase d'écoulement, caractérisée par l'écoulement du matériau dans l'espace disponible entre le poinçon et la matrice, provoquant un coincement puis une augmentation importante de la déformation plastique. Par conséquent, l'effort sur le poinçon augmente, passe par un maximum puis diminue progressivement. Au terme de cette phase, une certaine quantité de métal en excès, d'épaisseur supérieure au jeu entre le poinçon et la matrice, se trouve sous le poinçon. Elle est alors forcée à passer dans la cavité entre le poinçon et la matrice, ce qui provoque le laminage.
- g. (AL-V) Phase de laminage où le mouvement du poinçon oblige le matériau emprisonné par la phase précédente à passer entre le poinçon et la matrice par laminage. L'effort augmente à nouveau puis diminue lorsque la quantité de métal sous le poinçon diminue, ce qui engendre un deuxième pic d'effort.
- f. (AL-VI) Phase de calibrage du diamètre intérieur, caractérisée principalement par le phénomène de glissement entre la partie cylindrique du poinçon et la surface intérieure de la tôle lors du redressement de l'extrémité du bord relevé.

L'analyse de la cinématique du procédé a permis de distinguer clairement les deux conditions de relevage. Le relevage sans laminage est caractérisé par l'amincissement local du bord, uniquement provoqué par le phénomène d'expansion. Le relevage avec laminage engendre le refoulement et l'écrasement de la matière en plus de l'expansion. Cette distinction pose inévitablement la question de la limite entre les deux conditions de relevage. On a donc recherché une valeur critique T_{rc} pour le taux de réduction T_r qui délimite les deux conditions de relevage. Sur cette base, une série de calculs et d'autres essais ont été effectués en faisant varier T_r de façon à déterminer l'influence de la condition de relevage sur les paramètres de mise en forme et la géométrie du trou après relevage.

3.3 Paramètres du procédé de relevage de bord

Pour analyser l'effet du taux de réduction sur les paramètres du procédé, les courbes effort-déplacement obtenues numériquement sont tracées sur la figure 3.4 pour les différentes valeurs de T_r .

Au début du procédé, la courbe effort-déplacement n'est quasiment pas affectée par le changement de T_r . Après ce stade et avant d'atteindre son maximum, l'effort augmente avec l'augmentation de T_r tout en conservant la même allure de la courbe. Cela confirme la remarque issue de l'analyse de la déformée sur la similarité des trois premières phases indépendamment de la condition de relevage. De même, lorsque la valeur de T_r s'approche ou dépasse l'unité, l'allure globale de la courbe est conservée. Toutefois, pour les plus faibles valeurs de T_r , on observe un changement important de l'allure de la courbe affectant ainsi l'effort et la course. Dans ce cas, l'effort augmente significativement avec T_r en présentant un deuxième pic. Bien que l'apparition de ce pic soit considérée comme un indice d'apparition de laminage, sa valeur lui fait perdre de l'importance de point de vue dimensionnement d'outillage et capacité de presse (effort maximal est conservé à la quatrième phase). On observe également une augmentation importante de l'aire sous la courbe avec la diminution de T_r indiquant une augmentation considérable de l'énergie nécessaire au formage.

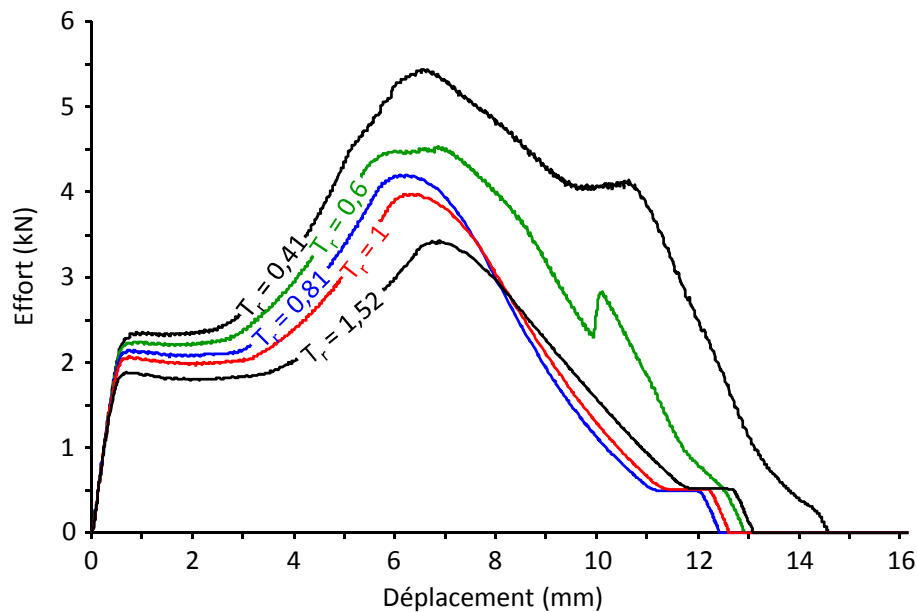


FIGURE 3.4 – Courbes effort-déplacement numériques pour différentes valeurs de T_r (modèle 2D isotrope)

Afin de valider les résultats obtenus, les courbes effort-déplacement numériques obtenues par le modèle 2D isotrope et expérimentales sont superposées sur la figure 3.5. Pour des raisons de lisibilité, seules les deux valeurs extrêmes de l'intervalle de variation de T_r sont considérées (0,41 et 1,52). On observe que les allures des courbes numériques et expérimentales sont très semblables. Cependant, les prédictions numériques ont tendance à surestimer l'effort dans certaines parties de la courbe et à le sous-estimer dans d'autres parties. Un écart est notamment observé après l'apparition du pic de

l'effort, d'autant plus important que T_r est faible (0,41). Cependant, l'écart maximum ne dépasse pas 17 % de la valeur expérimentale.

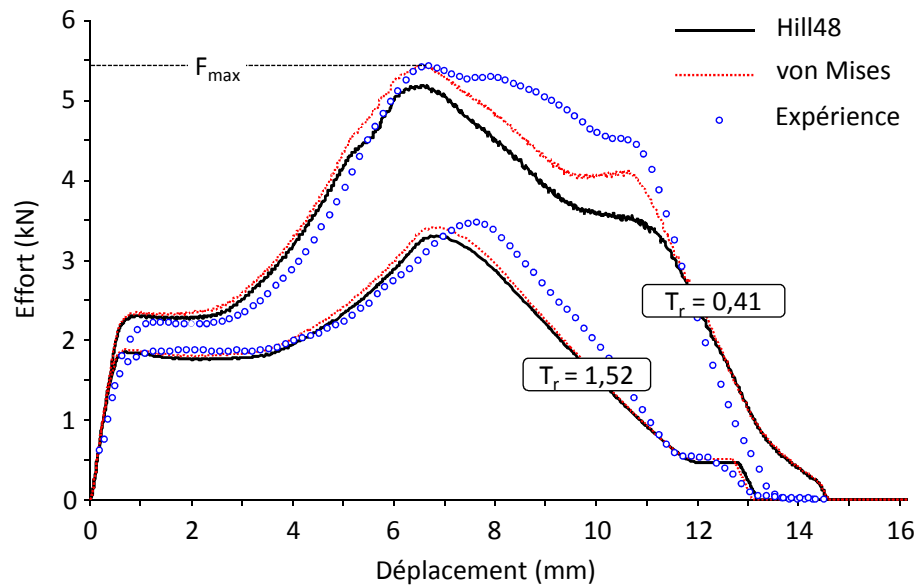


FIGURE 3.5 – Courbes effort-déplacement numériques et expérimentales pour $T_r = 0,41$ et $T_r = 1,52$

Les résultats numériques issus des modèles numériques 2D basés sur l'hypothèse d'isotropie transverse utilisant le critère de plasticité de Hill48 sont superposés sur la même figure. On constate que la prédiction des deux modèles est quasiment la même à l'exception de la zone après l'apparition du pic d'effort pour la valeur 0,41 de T_r (phases AL-IV et AL-V). Des calculs supplémentaires, non présentés ici, ont montré que la prédiction de l'effort dans cette zone est très sensible à la valeur du coefficient de frottement. Par exemple, des tentatives d'introduction d'un coefficient de frottement variable au cours du procédé ont montré qu'on pouvait réduire l'écart observé entre l'expérimentation et les prédictions numériques. Cette considération, qui nécessite une caractérisation fine de l'évolution du frottement n'a pas été retenue, mais elle pourrait être considérée comme perspectives de ces travaux.

Malgré ces écarts, On note que les deux modèles prédisent fidèlement l'effort maximal de mise en forme F_{max} . Par exemple, si l'on trace l'évolution de F_{max} en fonction du taux de réduction T_r , présentée sur la figure 3.6, on observe que les résultats numériques et expérimentaux sont cohérents et que F_{max} augmente lorsque T_r diminue. Cette augmentation est plus marquée pour les faibles valeurs de T_r .

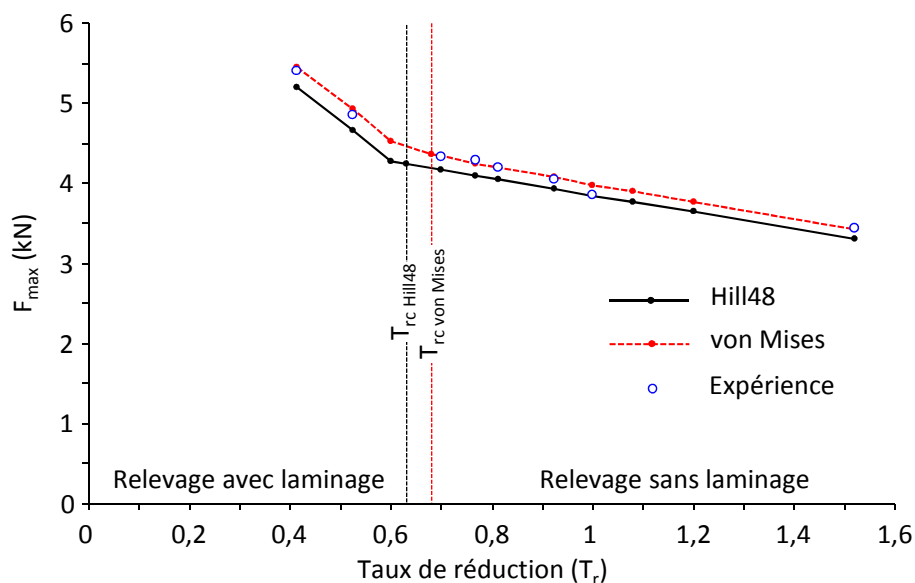


FIGURE 3.6 – Evolution de l'effort maximal de relevage F_{max} en fonction de T_r

L'allure particulière de cette courbe qui présente clairement une zone de transition entre deux modes relevant des deux conditions de relevage, peut être exploitée pour la détermination de la valeur critique T_{rc} du taux de réduction. Cependant, une détermination plus précise de T_{rc} nécessite aussi une analyse de la géométrie du bord relevé.

3.4 Géométrie du bord relevé

L'analyse de la géométrie du bord relevé présente un intérêt industriel important, notamment lorsqu'il s'agit d'une analyse d'aspect quantitatif. Par conséquent, on s'intéresse ici à l'analyse des paramètres géométriques caractérisant le bord relevé (épaisseur, profils extérieur et intérieur) pour les différentes valeurs de taux de réduction T_r . L'accent est mis sur la détermination du taux de réduction critique T_{rc} délimitant les deux conditions de relevage au cours de l'analyse de l'épaisseur. Les résultats expérimentaux et numériques des deux modèles 2D (isotrope et isotrope transverse) sont aussi comparés. Les paramètres géométriques sont évalués par l'examen de la forme finale du bord relevé expérimentalement et la déformée issue du calcul numérique (Fig. 3.7).

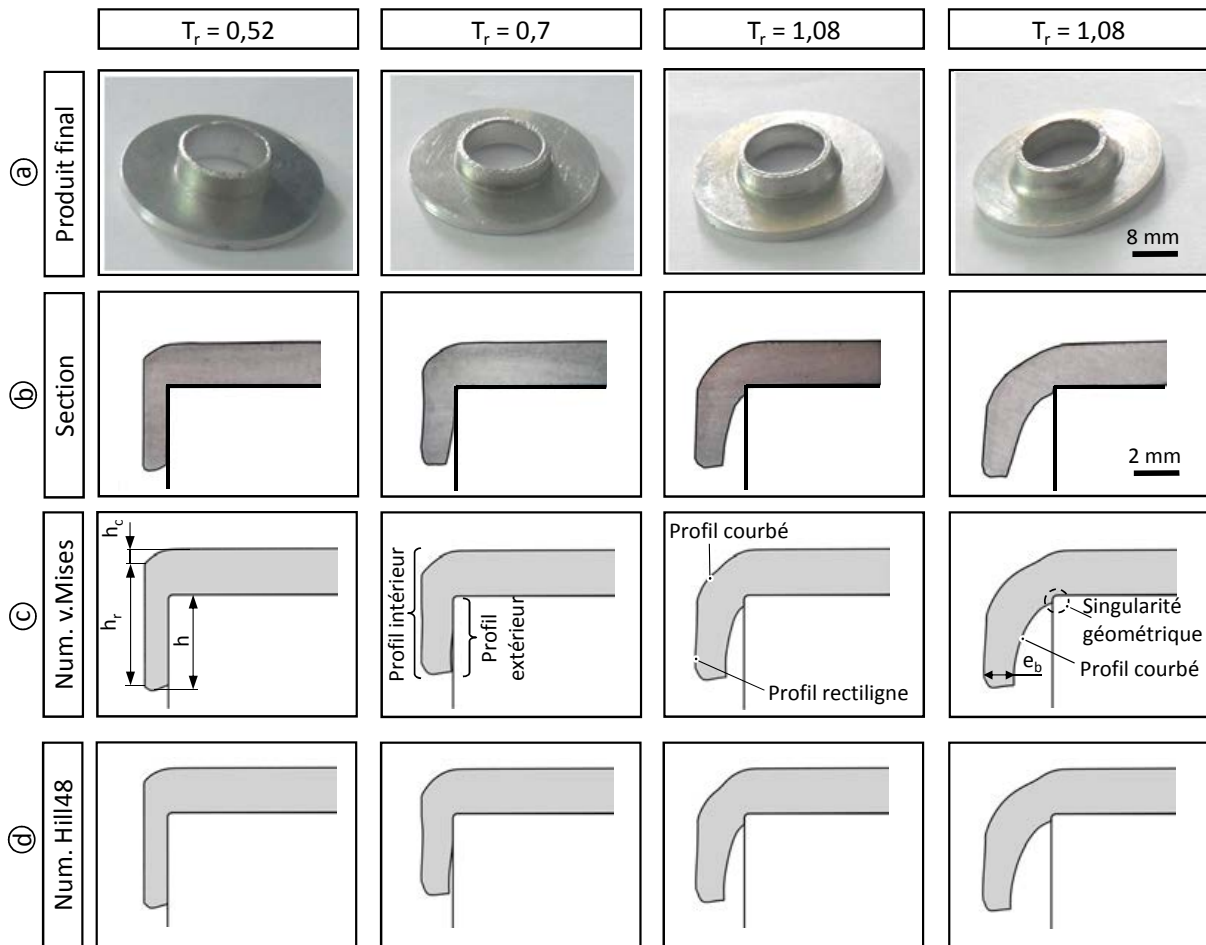


FIGURE 3.7 – (a) pièces finales (b) sections expérimentales pour les différentes valeurs de T_r (c) et (d) déformées finales numériques

Pour la partie expérimentale, la réalisation du procédé de relevage avec les conditions opératoires sélectionnées a produit des pièces saines, sans défauts macroscopiques apparents. En effet, l'examen visio-tactile a montré l'absence de déchirures axiales, déchirures radiales ou strictions profondes sur l'ensemble des bords relevés. La présentation des échantillons obtenus après relevage sur la figure 3.7.a confirme cette constatation. Toutefois, un examen au MEB a révélé l'existence d'aspect de peau d'orange localisé à quelques endroits de la surface et l'amorçage de strictions à l'extérieur du bord relevé. Cependant, l'effet de ces deux défauts est supposé faible et a peu d'influence sur les paramètres analysés dans ce chapitre (cinématique, effort, course, forme finale). Une analyse rigoureuse des défauts sera traitée aux deux derniers chapitres après l'intégration de la notion de rupture et d'endommagement dans la simulation numérique. Les observations ont également montré que le contact entre le poinçon et la tôle génère un alésage avec un excellent aspect de surface, ce qui confirme l'importance de la phase de calibrage du diamètre intérieur (AL-VI).

La forme finale du bord relevé est illustrée sur la figure 3.7.b par une section de chaque échantillon après le relevage. Cette section est obtenue en effectuant une coupe réelle, par une machine à commande numérique, suivie d'un léger polissage. Une attention particulière a été attribuée à cette opération afin que la section soit située au niveau du diamètre. Le retour élastique éventuel lors de la découpe est négligeable. La déformée finale obtenue par les modèles éléments finis sont présentées sur les figures 3.7.c et 3.7.d, respectivement.

3.4.1 Epaisseur du bord relevé

Les résultats expérimentaux et numériques présentés sur la figure 3.7 illustrent l'importance du phénomène d'amincissement du bord relevé pour la totalité des valeurs considérées de T_r . Pour les cas réalisés avec une valeur faible de T_r , le refoulement du métal dans la phase (AL-IV) et son laminage au cours de la phase (AL-V) ont produit un amincissement homogène du bord relevé, caractérisé par une épaisseur quasiment constante e_b . En revanche, l'amincissement n'est pas homogène sur toute la hauteur du bord relevé pour les autres cas. Cette non homogénéité résulte de la liberté du bord durant tout le procédé de relevage (du côté de la surface intérieure de la matrice). Afin de quantifier l'évolution de l'amincissement, l'épaisseur e_b mesurée à l'extrémité du bord relevé a été considérée, comme l'indique la figure 3.7.c. La figure 3.8 présente l'évolution de l'épaisseur e_b en fonction du taux de réduction T_r . Compte tenu d'une éventuelle dépendance des valeurs numériques de e_b au maillage, des calculs supplémentaires ont montré que la variation ne dépasse pas 3 % dans la plage adoptée pour la taille des éléments.

Pour les faibles valeurs de T_r , le laminage entraîne une égalité entre le jeu j et l'épaisseur e_b . Par conséquent, l'évolution de ce dernier est linéaire en fonction de T_r avec une constante de proportionnalité égale à l'épaisseur e de la tôle. Dans ce cas, il n'y a pas de différence significative entre l'expérience et les deux modélisations. En revanche, l'amincissement entraîne une valeur constante de e_b pour les autres cas : 1,35 mm (32 % de l'épaisseur initiale e de la tôle) et 1,25 mm (37 % de l'épaisseur initiale e de la tôle) pour les modèles basés sur les critères de von Mises et de Hill48, respectivement. La différence entre les deux modèles est cohérente avec la valeur de l'anisotropie transverse de la tôle ($\bar{r} = 0,61 < 1$) qui implique une résistance plus faible à l'amincissement.

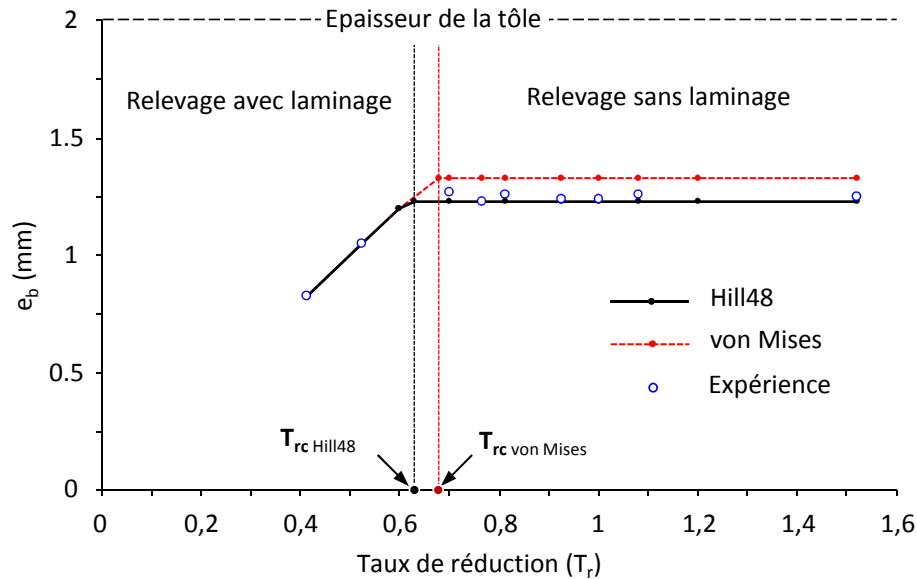


FIGURE 3.8 – Epaisseur à l'extrémité du bord e_b en fonction de T_r

Sur la figure 3.8, les valeurs expérimentales de e_b sont également superposées. Contrairement à la courbe effort-déplacement (Fig. 3.5 et Fig. 3.6), la comparaison entre l'expérience et la modélisation montre que le modèle basé sur le critère de Hill48 donne le meilleur accord avec l'expérience. L'hypothèse de l'isotropie conduit donc à une surestimation de l'épaisseur après relevage de l'ordre de 7%.

Puisque la présence du laminage dépend principalement du jeu entre le poinçon et la matrice et conditionne l'amincissement, l'épaisseur à l'extrémité du bord e_b semble être le paramètre le plus pertinent pour déterminer le taux de réduction critique T_{rc} . Sur cette base, une valeur critique a été déterminée en supposant que la condition de relevage est effectuée avec laminage quand l'égalité est établie entre e_b et le jeu j . Cette condition revient à avoir un contact complet entre le bord relevé et la surface latérale intérieure de la matrice (zone de mesure de la valeur de e_b). L'examen de la courbe montre que cette condition est satisfaite à partir de 0,68 pour le modèle basé sur le critère de von Mises et à partir de 0,63 pour le modèle basé sur le critère de Hill48.

En se basant sur l'analyse de la cinématique du procédé, il est possible de prédire la valeur critique T_{rc} analytiquement. On considère qu'un relevage à la transition présente la configuration qui respecte au mieux les hypothèses exigées par Asnafi (1999) [29]. En effet, dans ce cas, les hypothèses d'égalité de l'épaisseur e_b au jeu j entre le poinçon et la matrice et d'uniformité de l'épaisseur du bord sont

vérifiées. Cette prédiction est basée sur l'équation 3.1 et qui peut être appliquée uniquement dans la zone de transition.

$$\frac{e_b}{e} = \left(\frac{R_{a.t}}{R_m - e_b/2} \right)^{1/(1+\bar{r})} \quad (3.1)$$

avec $R_{a.t}$ le rayon de l'avant-trou, R_m le rayon de la matrice et \bar{r} l'anisotropie normale.

A la transition, il n'y a pas de laminage et l'épaisseur est quasiment constante. On a donc $e_b = j$ et $R_m = R_p + e_b$ (R_p est le rayon du poinçon). En utilisant l'équation 3.1, on obtient la relation suivante :

$$T_{rc} = \left(\frac{R_{a.t}}{R_p + 0,5 T_{rc} e} \right)^{1/(1+\bar{r})} \quad (3.2)$$

Par conséquent, la valeur de T_{rc} peut être déterminée par la résolution de l'équation suivante :

$$0,5 T_{rc}^{2+\bar{r}} + R_p T_{rc}^{1+\bar{r}} - R_{a.t} = 0 \quad (3.3)$$

Après la résolution numérique de l'équation 3.3, les valeurs obtenues de T_{rc} pour un matériau supposé isotrope ($\bar{r} = 1$) et un matériau supposé isotrope transverse ($\bar{r} = 0,61$) sont 0,67 et 0,61, respectivement. Ces valeurs sont très proches de la valeur 0,68 prédite par le modèle basé sur le critère de von Mises et de la valeur 0,63 prédite par le modèle basé sur le critère de Hill48.

Compte tenu du nombre de calculs nécessaire pour déterminer l'évolution de e_b en fonction de T_r et des différentes spécificités de l'allure de la courbe pour chaque condition, il est envisageable de simplifier la procédure d'évaluation de T_{rc} . On propose donc de calculer la valeur de T_{rc} en déterminant e_b à partir d'un seul calcul effectué dans la condition de relevage sans laminage, puis en considérant l'égalité $e_b = j$ dans la relation 1.2. Il est évident que l'application de cette simplification reste principalement restreinte à cette configuration.

Sur la base de ces travaux [57] et en conservant la même configuration, Soussi et al. [58, 59] ont entrepris la détermination de T_{rc} pour différentes valeurs de e et de $R_{a.t}$. L'étude a été réalisée à l'aide d'un modèle 2D avec le critère de plasticité de von Mises. Les auteurs ont confirmé, numériquement et expérimentalement, que cette simplification peut être considérée dans une bonne approximation

pour les épaisseurs 0,8 mm [59] et 1,5 mm [58] de la tôle, mais qu'elle présente des limitations pour l'épaisseur 3 mm [58].

3.4.2 Profil extérieur

La forme de la partie extérieure du bord relevé est fortement dépendante de T_r (Fig. 3.7). Dans les conditions de relevage sans laminage (T_r de l'ordre ou supérieure à l'unité) le contact partiel entre le bord et la matrice produit une forme extérieure courbée. Par contre, le contact complet entre le bord et la matrice au cours d'un relevage avec laminage produit une forme extérieure cylindrique. Dans ce cas, cette forme présente une utilité fonctionnelle. En effet, du point de vue conception, une partie cylindrique peut servir d'élément de centrage ou de base pour un filetage par exemple.

Outre l'aspect de la forme, la longueur du bord h est aussi une caractéristique (dimensionnelle) principale du profil extérieur. Les évolutions numériques et les valeurs expérimentales de h sont présentées sur la figure 3.9 en fonction de T_r .

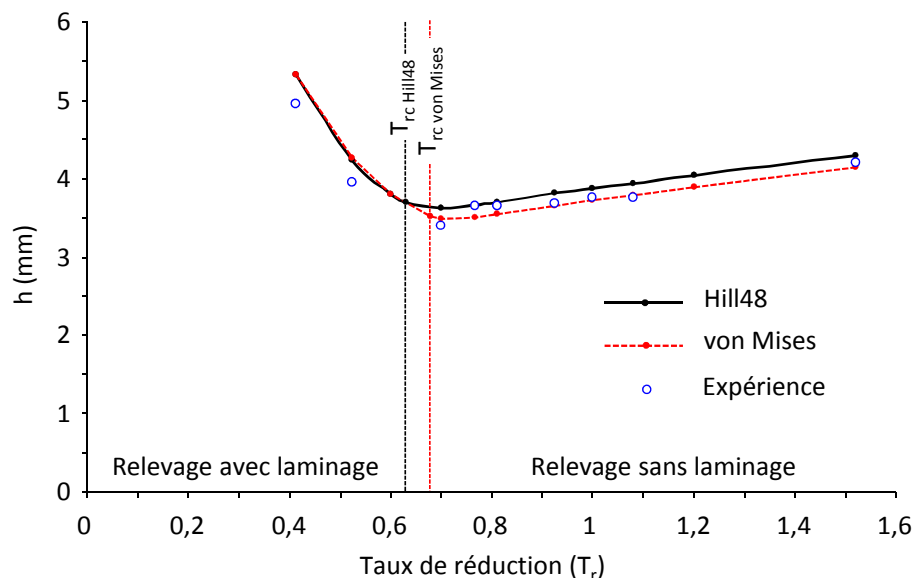


FIGURE 3.9 – Hauteur h du bord relevé en fonction de T_r

La courbe présente clairement un minimum entre d'un côté le laminage pour les faibles valeurs de T_r , et de l'autre côté l'augmentation de la portion de la tôle en flexion pour les valeurs élevées de T_r . Les valeurs de taux de réduction critique T_{rc} prédites par les deux modèles sont reportées sur le même graphique. Comme dans le cas de l'effort F_{max} et contrairement à l'épaisseur e_b , on remarque que la transition entre les deux conditions de relevage est moins marquée pour ce paramètre.

La comparaison entre l'expérience et la modélisation montre globalement un bon accord entre l'expérience et les prédictions numériques, à l'exception de quelques valeurs où l'écart ne dépasse pas 12 %. Les valeurs prédites par le modèle de Hill48 sont plus élevées que celles prédites par le modèle isotrope dans la condition de relevage sans laminage. Dans ce cas, la différence est de l'ordre de 4 %. Ceci est une conséquence de l'amincissement plus marqué pour le modèle de Hill48, bien que cette différence reste du même ordre de grandeur que l'incertitude des mesures expérimentales.

La valeur de h peut être déterminée à partir de l'équation 2.12 [29] sachant que le relevage à la transition présente la configuration qui respecte le mieux les hypothèses. Les valeurs analytiques de h sont 3,3 mm pour un matériau supposé isotrope ($\bar{r} = 1$) et 3,66 mm pour un matériau supposé isotrope transverse ($\bar{r} = 0,61$). La comparaison de ces valeurs avec les valeurs numériques 3,5 mm et 3,7 mm, respectivement, montre que la solution analytique peut être utilisée comme outil pour prédire la hauteur à la transition.

3.4.3 Profil intérieur

L'analyse des déformées présentées sur la figure 3.7 montre que pour toutes les valeurs de T_r , le relevage produit un bord caractérisé par un profil intérieur courbé (raccordement) suivie d'un profil rectiligne. Ces deux profils correspondent à la génératrice d'un arrondi et d'une génératrice d'un alésage cylindrique, respectivement. Dans le cas d'un relevage réalisé avec laminage, l'alésage est relativement étendu par rapport au raccordement. En l'absence de laminage, le raccordement s'élargit au détriment de l'alésage. Afin de déterminer l'évolution du profil intérieur, la longueur du profil rectiligne h_r et du profil courbé h_c ont été choisies comme caractéristiques dimensionnelles de la partie intérieure du bord (Fig. 3.7).

Les valeurs expérimentales et les prédictions numériques de ces deux paramètres géométriques sont reportées sur la figure 3.10, de même que les deux valeurs critiques de T_r . Les deux modèles donnent des résultats similaires, ce qui montre que ces deux caractéristiques géométriques sont essentiellement conditionnées par les conditions de relevage, plus que par les hypothèses du comportement du matériau. L'écart entre les résultats est de l'ordre de 6 % pour h_r et 8 % pour h_c .

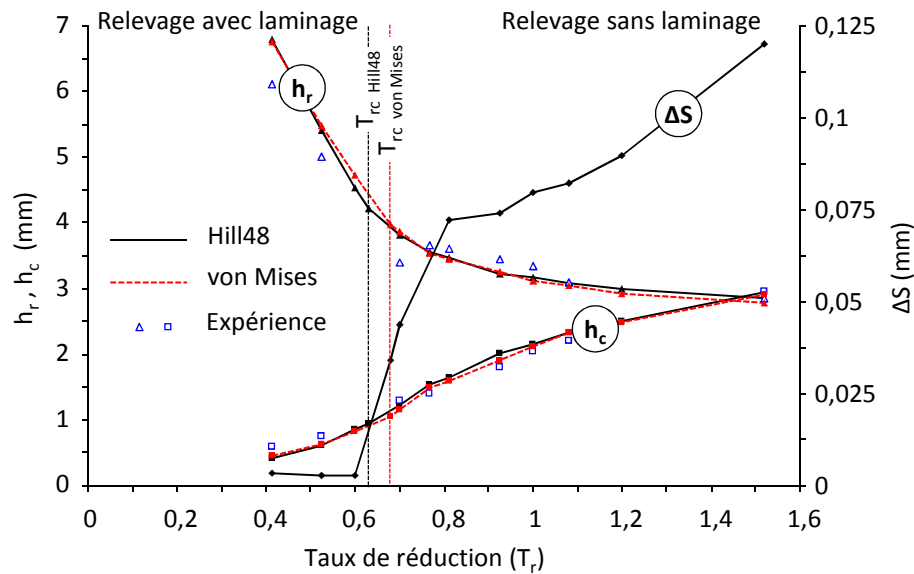


FIGURE 3.10 – Evolution de la longueur du profil rectiligne h_r , du profil courbé h_c et de l'erreur de rectitude ΔS en fonction de T_r .

Du point de vue technologique, l'absence de laminage engendre une répartition équivalente entre les deux longueurs h_r et h_c (valeurs élevées de T_r). Lorsque T_r diminue, h_r augmente alors que h_c diminue. Avec l'apparition de laminage, h_r augmente de façon significative puisque h_r devient 13 fois plus grande que h_c pour un taux de réduction de 0,41. Il est intéressant de noter que pour ce cas particulier, $h_r = 3,4 e$. D'un point de vue industriel, cette caractéristique est avantageuse pour la conception de produits nécessitant un alésage long.

Outre les deux longueurs h_r et h_c , la qualité et la précision dimensionnelle de l'alésage cylindrique peut être étudiée par l'analyse de la génératrice de l'alésage pour les différentes valeurs de T_r . Sur la figure 3.11, la génératrice de l'alésage est comparée avec la cote nominale du poinçon, prise comme référence ($R_p = 6$ mm). Ce résultat peut être exploité pour étudier la distribution de l'erreur radiale E_r tout au long de la génératrice de l'alésage en fonction de T_r . L'erreur radiale est la déviation entre le rayon obtenu et le rayon nominal (Fig. 3.11).

On remarque que l'erreur radiale peut être négative ou positive. L'erreur radiale maximale, de valeur 0,1 mm, est observée pour T_r égal à 1,52. Cette valeur représente 1,6 % du rayon nominal. On note également que la géométrie de la génératrice s'approche de la cote nominale du poinçon quand T_r diminue. Pour quantifier cette observation, l'erreur de rectitude ΔS de la génératrice de l'alésage est présentée en fonction du taux de réduction sur la figure 3.10. L'erreur de rectitude est la différence

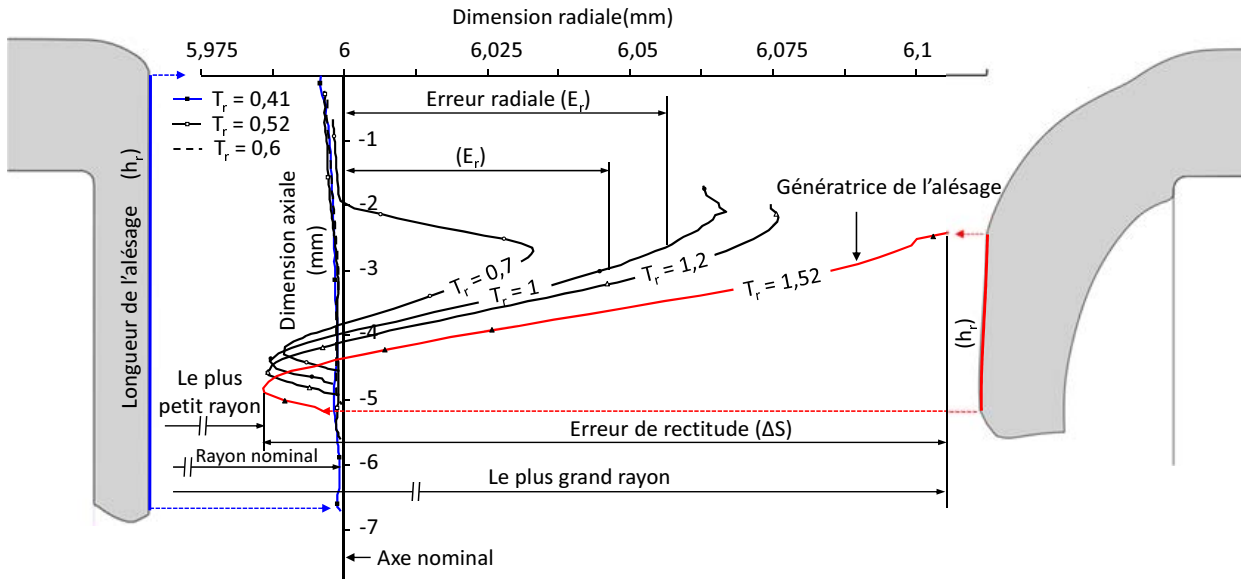


FIGURE 3.11 – Génératrice de l'alésage pour différentes valeurs de T_r

entre la plus grande valeur et la plus petite valeur du rayon de l'alésage comme le montre la figure 3.11. La valeur la plus élevée de ΔS , de l'ordre de 0,125 mm, est obtenue pour une valeur de T_r de 1,52, ce qui correspond à 2 % du rayon nominal. On constate qu'avec l'apparition du laminage, ΔS diminue considérablement et brusquement améliorant nettement la précision géométrique de l'alésage. Ce résultat confirme l'intérêt de la phase de calibrage du diamètre intérieur (AL-VI).

3.5 Conclusion

En se basant sur l'hypothèse d'une symétrie de révolution de la configuration de relevage de bord étudiée, deux modèles numériques 2D de calcul par éléments finis ont été développés pour reproduire les conditions du procédé réel. Le premier est basé sur l'utilisation du critère de plasticité de von Mises et le second sur l'hypothèse de l'isotropie transverse avec le critère de plasticité de Hill48. Ces deux modèles ont été identifiés et comparés avec quelques solutions analytiques, lorsqu'elles existent. Ils ont permis de décrire la cinématique du procédé lorsque le relevage est effectué avec ou sans laminage, ce qui a permis d'analyser l'évolution des paramètres du procédé et des paramètres géométriques du trou après relevage de son bord. Une limite entre les deux conditions de relevage a été mise en évidence qui présente un intérêt pratique et industriel important.

Chapitre 4

Influence de l'anisotropie sur le relevage

Dans ce chapitre, on détaille la sensibilité du procédé de relevage de bord d'un trou vis-à-vis de la dépendance du comportement à l'orientation dans le plan de la tôle. La présentation des résultats est basée sur l'analyse des paramètres du procédé et des paramètres géométriques au moyen de modèles de calcul par éléments finis 3D. Les modèles de simulation numérique 3D sont élaborés avec différentes hypothèses d'anisotropie pour décrire le comportement du matériau (isotropie, isotropie transverse ou orthotropie) pour évaluer la précision de chaque modèle. La démarche globale s'appuie principalement sur la discussion d'un cas concret, pris comme exemple, en comparant les résultats numériques et expérimentaux.

4.1 Méthodologie

Dans le chapitre précédent, les simulations numériques faisaient intervenir des modèles d'éléments finis 2D, supposant que la configuration de relevage est parfaitement axisymétrique. Cette considération impose une hypothèse d'indépendance du comportement de la tôle par rapport à l'orientation dans son plan, qui est par ailleurs orthotrope. Il est donc évident que le procédé de relevage, réputé par la complexité des phénomènes physiques qu'il englobe (déformation plastique, pliage, amincissement, frottement, laminage, etc.), requiert une description fine de l'anisotropie. Cette description est mise au point à l'aide du modèle 3D basé sur un comportement orthotrope de la tôle utilisant le critère de plasticité de Hill48.

On rappelle également que la caractérisation de la nuance A6061-O a montré que l'anisotropie que ce soit sur la contrainte d'écoulement ou sur les coefficients d'anisotropie plastique peut être décrite par un seul jeu de coefficients d'anisotropie plastique (r_0 , r_{45} et r_{90}). En revanche, pour l'alliage d'aluminium A1050-H14, le critère de Hill48 ne permet pas de décrire de façon satisfaisante, à la fois la variation de la contrainte d'écoulement et des coefficients d'anisotropie plastique pour les différentes orientations de plan de la tôle. Pour cette raison, cette nuance a été sélectionnée comme matériau d'étude sur lequel est effectuée l'analyse dans ce chapitre. Outre l'étude de l'influence de l'anisotropie sur le relevage de bord d'un trou, ce choix permet de déterminer le jeu adéquat de coefficients de Hill48 permettant la meilleure description de l'anisotropie de la nuance A1050-H14, dans le cadre de la configuration étudiée. L'utilisation d'autres critères de plasticité, tel que le critère

de Barlat91 [60], a été envisagée mais non réalisée à cause de temps de développement et de calcul plus importants.

Quatre variantes du modèle 3D sont donc considérées : un modèle pour le comportement supposé isotrope (MCI), un autre modèle basé sur le critère de Hill48 pour un comportement supposé isotrope transverse (MCIT) et le modèle du comportement orthotrope avec ces deux jeux de coefficient d'anisotropie plastique (mesures des déformations MCO1 et identification avec les courbes contrainte-déformation MCO2). Pour le modèle MCIT, les valeurs moyennes des coefficients de Hill obtenus par les deux méthodes ont été utilisées. En outre, bien que l'hypothèse d'un comportement isotrope ou isotrope transverse justifie, pour la configuration étudiée, le recours à un modèle 2D, tous les calculs de ce chapitre ont été réalisés avec des modèles 3D afin de s'affranchir d'une éventuelle dépendance des résultats numériques au type d'éléments finis utilisé (2D ou 3D) et également à la différence de la taille des éléments puisque les maillages 2D sont beaucoup plus fins que les maillages 3D. Avec cette démarche, on peut comparer, à titre indicatif, les valeurs de certains paramètres étudiés au chapitre précédent par des modèles 2D à celles prédites dans ce chapitre par des modèles 3D pour les hypothèses d'un comportement isotrope ou isotrope transverse.

Les résultats prédits par les différents modèles 3D et leur comparaison par rapport aux résultats expérimentaux permettent d'évaluer l'influence de chaque hypothèse de comportement du matériau (isotropie, isotropie transverse ou orthotropie) sur les conditions de relevage de bord d'un trou, les paramètres de mise en forme et les paramètres géométriques.

4.2 Conditions de relevage

L'importance de la maîtrise des conditions de relevage de bord d'un trou a été mise en évidence au chapitre précédent. Par conséquent, on aborde dans cette partie l'analyse de l'effet de l'anisotropie dans les différentes conditions. Des simulations numériques ont été effectuées avec les quatre variantes du modèle 3D. La figure 4.1 présente les déformées obtenues pour différentes valeurs de T_r . Compte tenu de la symétrie de révolution, une seule déformée est représentée pour les deux premiers modèles (MCI et MCIT). En revanche, le comportement orthotrope adopté pour les deux modèles MCO1 et MCO2 prédit un profil qui dépend de la direction circonférentielle, les deux déformées à 0°

et 90° par rapport à la DL sont alors considérées pour ces deux modèles. Pour des raisons de clarté et de visibilité sur le graphe, uniquement le modèle MCO1 est présenté sur la figure 4.1.

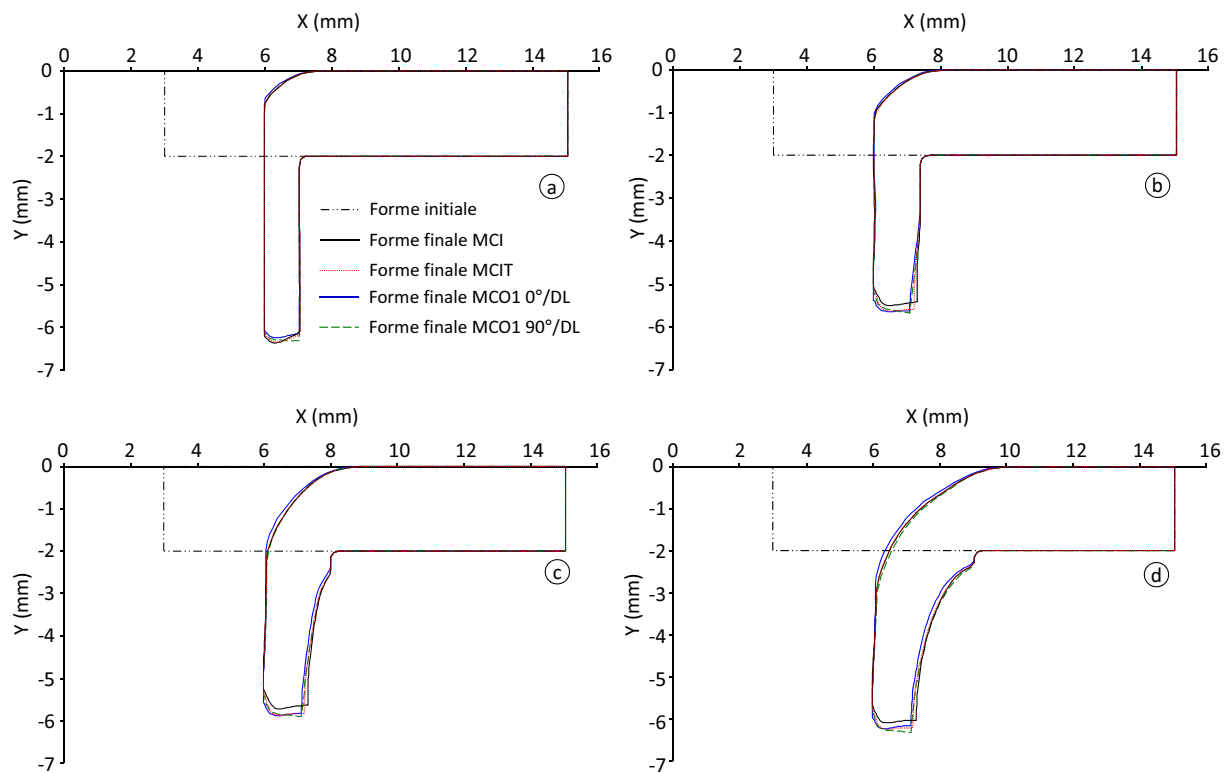


FIGURE 4.1 – Déformées prédites par les modèles MCI, MCIT et MCO1 pour T_r de l'ordre de (a) 0,52 (b) 0,7 (c) 1 (d) 1,52

Dans le cas du relevage de bord avec laminage présenté sur la figure 4.1.a, l'analyse des déformées des bords relevés montre que la phase (AL-IV) associée au refoulement de la phase (AL-V) annihile tout effet de l'anisotropie sur la géométrie. En effet, la faible dépendance du comportement de la nuance A1050-H14 à l'orientation et la nature du procédé de relevage conduisent à une géométrie finale principalement conditionnée par l'outillage. Par contre, l'effet de l'anisotropie est plus marqué dans le cas d'un relevage effectué sans laminage (Fig. 4.1.b, Fig. 4.1.c et Fig. 4.1.d). L'analyse des déformées montre que l'effet de l'anisotropie est plus prononcé lorsque la valeur de T_r augmente, puisque la partie en porte-à-faux de l'échantillon devient plus importante. L'absence des deux phases de refoulement (AL-IV) et de laminage (AL-V) et la présence de la phase de pliage (SL-IV) permettent un écoulement de la tôle différent suivant les différentes orientations. Les parties du bord qui n'ont pas de contact ni avec le poinçon ni avec la matrice sont les plus affectées par l'anisotropie de la tôle. Toutefois, la géométrie de l'alésage cylindrique semble être faiblement affectée par l'anisotropie de la tôle.

Le taux de réduction critique T_{rc} et l'amincissement du bord ont des évolutions couplées et, par conséquent, il dépend du comportement anisotrope de la tôle. En effet, sur le tableau 4.1 sont reportées les valeurs de T_{rc} obtenues numériquement à partir de chaque variante du modèle 3D et analytiquement à partir de l'équation 3.3. Les résultats issus des deux modèles 2D ainsi que les résultats expérimentaux sont également indiqués. Les valeurs expérimentales sont déterminées en faisant la moyenne des mesures effectuées sur plusieurs échantillons et pour différents taux T_r . Lorsque l'orientation est considérée (modèles MCO1 et MCO2), chaque valeur présentée est la moyenne des mesures prises sur plusieurs échantillons, suivant la même direction et pour le même taux T_r . L'ensemble des valeurs du taux T_{rc} est déterminé en adoptant la simplification signalée au chapitre précédent qui consiste à déterminer l'épaisseur au bout du bord e_b à partir d'un seul calcul ou un seul essai dans la condition de relevage sans laminage et déterminer ensuite T_{rc} en considérant l'égalité $e_b = j$ à l'apparition du laminage.

TABLE 4.1 – Epaisseur de l'extrémité du bord e_b et taux de réduction critique T_{rc}

	Numérique		Analytique		Expérience	
	e_b (mm)	T_{rc}	r	T_{rc}	e_b (mm)	T_{rc}
3D MCO1 0°	1,19	0,595	0,45	0,582	1,23	0,615
3D MCO1 90°	1,26	0,63	0,89	0,656	1,24	0,62
3D MCO2 0°	1,24	0,62	0,59	0,608	1,23	0,615
3D MCO2 90°	1,26	0,63	0,75	0,636	1,24	0,62
3D MCI	1,33	0,665	1	0,67	1,25	0,625
3D MCIT	1,25	0,625	0,62	0,614	1,25	0,625
2D MCI	1,35	0,68	1	0,67	1,25	0,625
2D MCIT	1,25	0,625	0,62	0,614	1,25	0,625

Lorsque le comportement est considéré comme orthotrope, T_{rc} dépend de l'orientation. L'écart ainsi observé, qui est plus important pour MCO1, signifie que la condition de laminage apparaît différemment suivant la direction circonférentielle, conduisant à un relevage avec laminage pour une orientation et sans laminage pour une autre. Cette cinématique particulière produit ainsi un aspect non homogène du profil extérieur du bord relevé. Du point de vue industriel, cette non-homogénéité peut être considérée comme un défaut, bien que cette cinématique présente un intérêt particulier puisqu'elle combine la réalisation d'un soyage à un bord quasiment droit avec un effort maximal de mise en forme relativement modéré. Cependant, le risque d'hétérogénéité de l'aspect de bord associé à sa plus faible hauteur dans cette condition (Fig. 3.9) produit un défaut géométrique qui est d'autant plus important que le matériau présente plus de comportement orthotrope.

La comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux montre que le modèle MCO2 prédit bien la valeur critique de T_{rc} , alors que le modèle MCO1 surestime la différence d'amincissement entre les deux directions. Malgré la différence entre les modèles 2D et 3D, la prédiction de T_{rc} est très proche que le comportement soit isotrope ou isotrope transverse. Enfin, il est à noter que l'hypothèse d'isotropie transverse qu'elle soit associée aux modèles 2D, 3D ou à la solution analytique conduit à une bonne prédiction de la valeur de T_{rc} .

En ce qui concerne les conditions de relevage, les résultats obtenus mettent en évidence le faible effet de l'anisotropie du comportement de la nuance A1050-H14 lorsque le procédé est réalisé avec laminage. Par conséquent, le cas de relevage sans laminage ($T_r = 2$), le plus favorable pour l'analyse de l'effet de l'anisotropie, est retenu pour la suite de ce chapitre.

4.3 Paramètres de mise en forme

La figure 4.2 présente les courbes effort-déplacement numériques issues des différentes variantes du modèle 3D. On observe que ces courbes ont la même allure et que, contrairement à un relevage dans la zone de transition de T_r , cette similitude montre que l'influence de l'hypothèse d'anisotropie sur la cinématique du procédé est faible pour les grandes valeurs de T_r ($T_r = 2$). La superposition avec le résultat expérimental montre aussi une bonne corrélation avec les résultats numériques. Cependant, la simulation numérique avec le modèle MCO1 surestime de façon importante l'effort de mise en forme puisque l'écart par rapport au résultat expérimental atteint 13 % au niveau de l'effort maximal. Pour les autres modèles, la surestimation reste faible, la différence étant de 3 % à 6 % au niveau de l'effort maximal. Concernant la course du poinçon, on note une très bonne adéquation entre les résultats numériques et le résultat expérimental, notamment pour le modèle MCIT qui présente la meilleure adéquation avec l'expérience.

4.4 Paramètres géométriques

Pour les modèles MCO1 et MCO2, le profil dépend de la position circonférentielle et les déformées finales obtenues dans la direction de laminage et la direction transverse (0° et 90° /DL) sont reportées

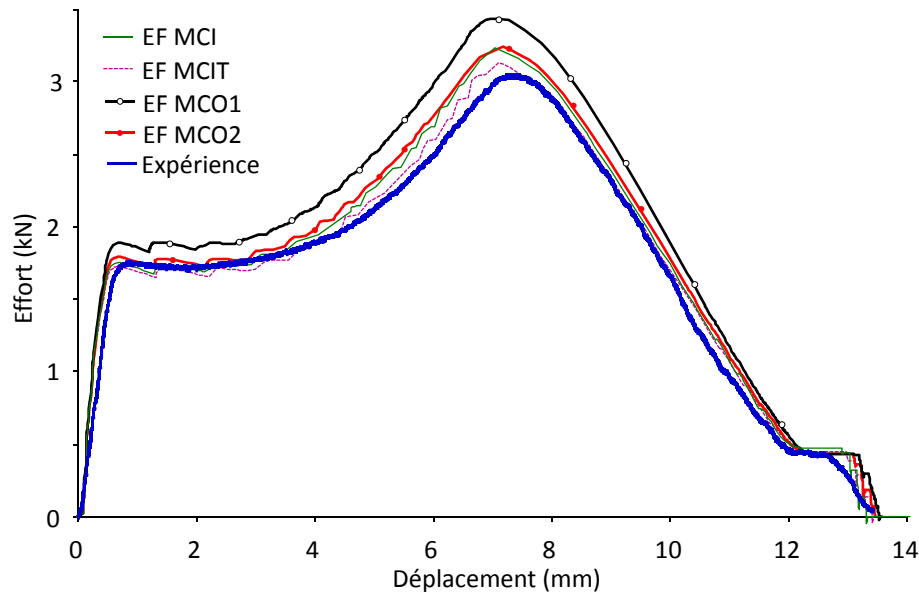


FIGURE 4.2 – Courbes effort-déplacement numériques et expérimentale

sur les figures 4.3.a et 4.3.b, respectivement. En revanche, puisque les modèles MCI et MCIT prédisent un profil constant suivant la position circonférentielle (comportement isotrope ou isotrope transverse), un seul profil est représenté pour chaque modèle sur la figure 4.3.c.

L'analyse des résultats numériques montre que le profil présente toutes les caractéristiques d'un bord relevé dans les conditions sans laminage : géométrie irrégulière, distribution non-uniforme de l'épaisseur diminuant vers l'extrémité, forme extérieure courbée, singularité géométrique au niveau du rayon d'entrée matrice et un alésage cylindrique précédé d'un large raccord. L'étendue du raccord, pour ce cas particulier, est principalement liée à la valeur élevée de T_r . La comparaison des modèles MCO1 et MCO2 montre que l'effet du comportement orthotrope est plus marqué pour le jeu de coefficient de Hill déterminé à partir des coefficients d'anisotropie plastique. On retrouve également le lien entre l'effet du comportement orthotrope et l'augmentation de T_r . Cet effet est plus important dans les zones libres de contact (arrondi et partie courbée) que dans les zones en contact avec l'outillage (partie cylindrique). Pour quantifier cette dépendance, les paramètres géométriques du bord sont étudiés dans les sections suivantes.

Pour mettre en évidence l'effet de l'anisotropie sur le bord relevé expérimentalement, un quart de l'éprouvette a été prélevé par une découpe effectuée suivant la DL et la direction transverse (DT). Au cours de cette opération, le retour élastique éventuel, comparé par une mesure MMT des enveloppes

extérieures et intérieures du profil avant et après découpe, reste négligeable. Les sections obtenues sont scannées puis traitées graphiquement donnant ainsi les résultats présentés sur la figure 4.3.d.

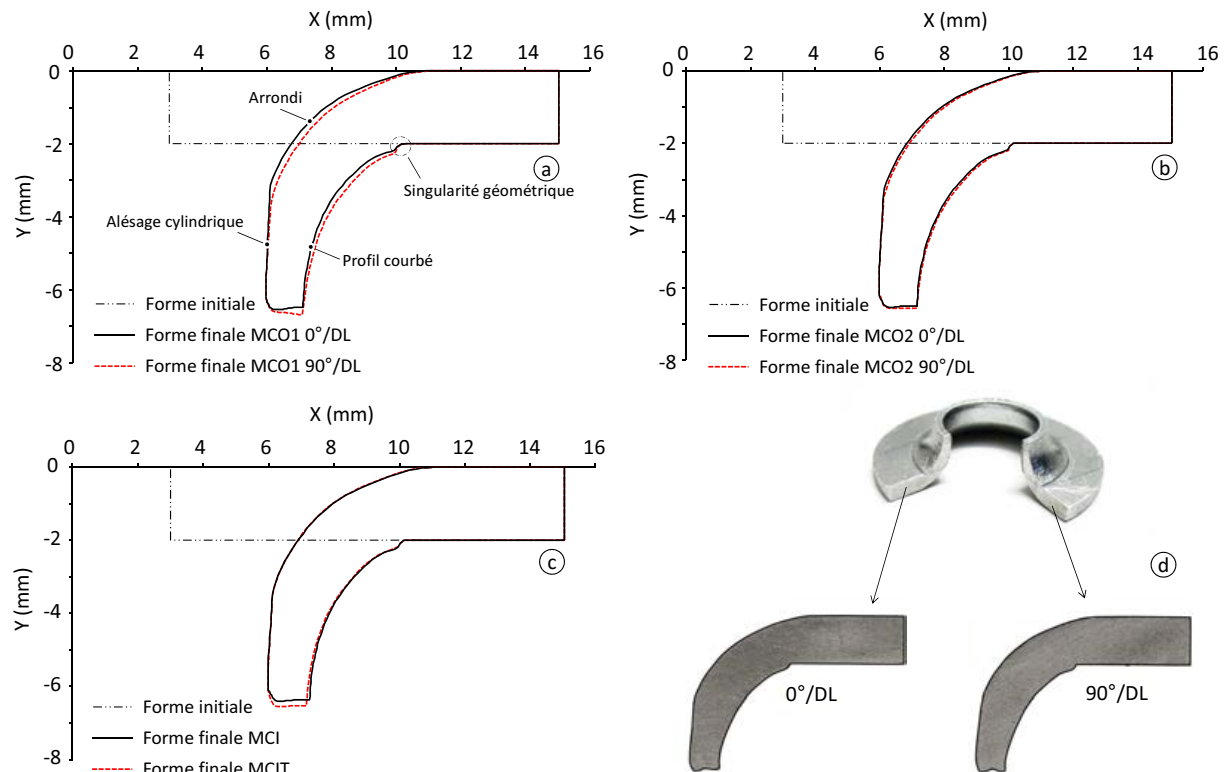


FIGURE 4.3 – Formes finales obtenues à partir de : (a) MCO1 (b) MCO2 (c) MCI et MCIT (d) expérience

4.4.1 Épaisseur du bord

L'analyse de l'épaisseur consiste à comparer les évolutions expérimentales et numériques obtenues dans la DL et la DT pour la partie du bord limitée entre les points A et B de la figure 4.4. L'examen des résultats montre globalement une variation notable de l'épaisseur qui illustre bien l'irrégularité de l'amincissement le long du bord. Cette variation est importante au voisinage du point A, mais elle s'atténue en s'approchant de l'extrémité du bord au point B. La comparaison entre les évolutions expérimentales de l'épaisseur dans la DL et dans la DT montre une très faible dépendance de l'amincissement à l'orientation dans le plan de la tôle pour la nuance A1050-H14 (Fig. 4.4). Il est aussi intéressant de noter que la valeur de l'amincissement maximal représente une moyenne égale à 38 % de l'épaisseur initiale de la tôle ($e_{b0^\circ} = 1,23$ mm et $e_{b90^\circ} = 1,24$ mm).

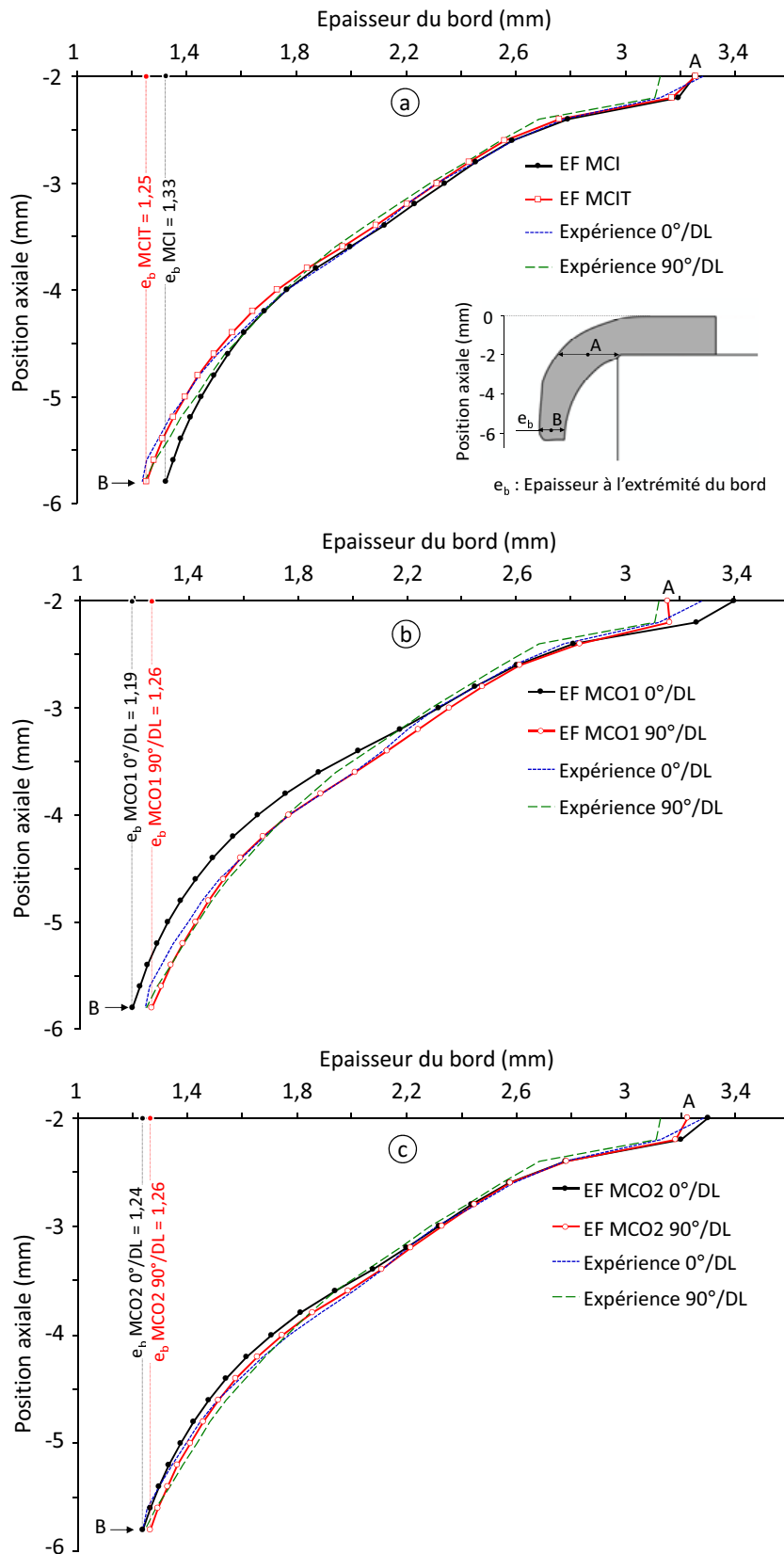


FIGURE 4.4 – Distribution de l'épaisseur le long du bord : (a) expérience et EF (MCI et MCIT) (b) expérience et EF (MCO1) (c) expérience et EF (MCO2)

En ce qui concerne la prédiction numérique, le modèle MCI sous-estime l'amincissement sur une distance de 1 mm à partir de l'extrémité du bord au point B. En effet, une valeur de l'amincissement de 33 % est prédite au point B alors qu'une valeur expérimentale de 38 % est mesurée. En revanche, la courbe simulée par le modèle MCIT montre qu'une valeur moyenne du coefficient d'anisotropie \bar{r} permet de prédire convenablement l'évolution de l'épaisseur, en vertu de la faible dépendance de l'amincissement à l'orientation dans le plan de la tôle pour l'alliage A1050-H14. Avec le modèle MCO1, la simulation numérique surestime l'amincissement dans la DL sur une distance de 2,5 mm à partir de l'extrémité du bord, ce qui correspond à 40 % de la hauteur totale de la partie intérieure, soit la hauteur entière de l'alésage cylindrique. Enfin, la simulation numérique avec le modèle MCO2 a permis à la fois de décrire l'évolution de l'épaisseur et la faible dépendance de l'amincissement vis-à-vis de l'orientation tout au long du bord.

4.4.2 Profil intérieur

Il s'agit de l'analyse de la variation du rayon intérieur en fonction de la position circonférentielle en fonction des hypothèses d'anisotropie. La figure 4.5 présente la superposition des simulations numériques, par les modèles MCO1 et MCO2, de cette évolution pour différentes positions axiales.

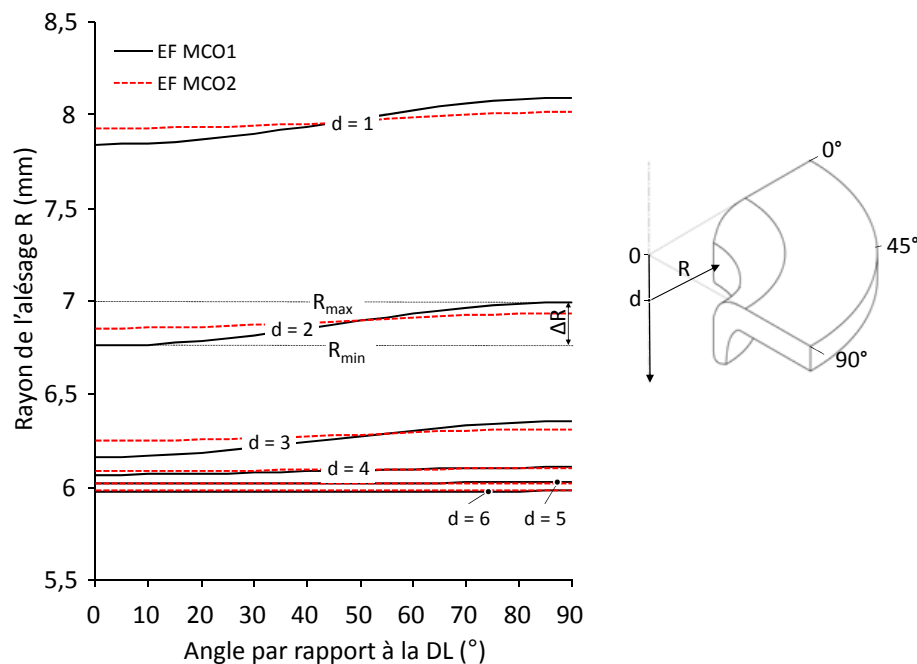


FIGURE 4.5 – Evolution du rayon de l'alésage le long de la position circonférentielle

Pour une position axiale donnée, la valeur minimale du rayon R_{min} est obtenue dans la DL qui correspond à la valeur minimale du coefficient d'anisotropie. Le rayon intérieur augmente avec l'angle par rapport à la DL, conformément à l'évolution monotone du coefficient d'anisotropie. La valeur maximale du rayon R_{max} est atteinte dans la DT qui correspond à la valeur maximale du coefficient d'anisotropie. La différence entre R_{min} et R_{max} est d'autant plus faible que la position axiale passe de la partie arrondie vers l'alésage intérieur.

Les deux modèles MCI et MCIT prédisent une valeur constante du rayon intérieur pour une position axiale donnée, indépendamment de l'orientation de la tôle. Les valeurs sont superposées à titre indicatif avec les valeurs expérimentales du rayon intérieur mesurées dans la DL et la DT sur la figure 4.6. On observe que ces résultats sont en très bon accord.

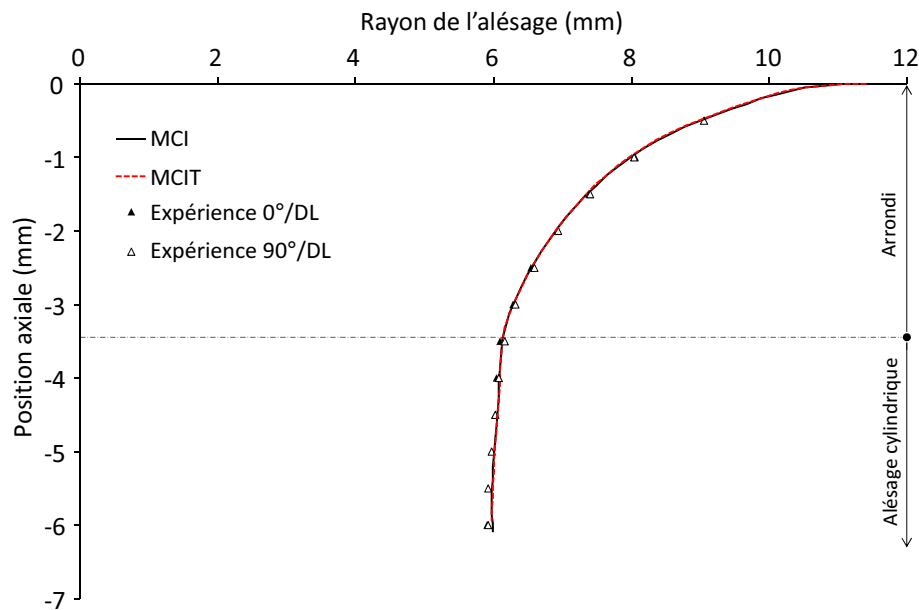
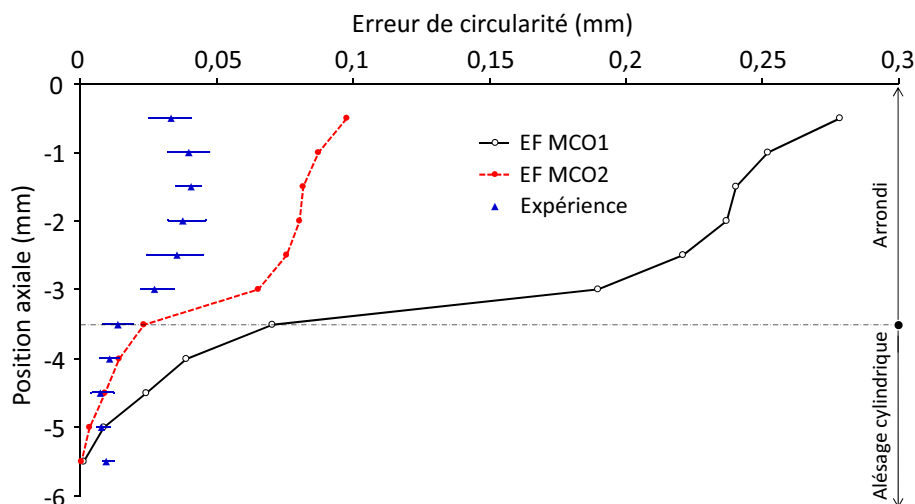


FIGURE 4.6 – Rayon de l'alésage en fonction de la position axiale pour les modèles MCI et MCIT

Une autre comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques consiste à analyser la qualité et la précision dimensionnelle de l'alésage cylindrique à partir de la différence entre R_{max} et R_{min} , correspondant au défaut de circularité E_c du profil intérieur. La figure 4.7 présente l'évolution du défaut de circularité du profil intérieur du bord avec la position axiale.

Les résultats numériques des deux modèles MCO1 et MCO2 illustrent bien la diminution de E_c en allant de la partie arrondie du profil vers l'alésage. La comparaison des simulations numériques

FIGURE 4.7 – Evolution du défaut de circularité E_c avec la position axiale

des deux modèles montre une influence plus importante par le modèle MCO1 sur E_c . Des valeurs expérimentales sont également superposées sur la figure 4.7, déterminées par une machine de mesure tridimensionnelle (MMT). Ces valeurs sont obtenues en calculant la différence dans le rayon entre les deux cercles coplanaires et concentriques qui délimitent la circonférence de la section transversale au niveau d'une position axiale donnée. La comparaison des résultats montre que le modèle MCO2 est plus apte à décrire l'effet du comportement orthotrope de la tôle sur ce type de défaut de géométrie. Malgré la différence entre la simulation numérique et l'expérience au niveau de l'allure globale de la courbe de E_c , sa prédiction au niveau de l'alésage est satisfaisante. Cette remarque est importante d'un point de vue industriel, puisque l'alésage constitue souvent la partie fonctionnelle des pièces soyées.

4.5 Conclusion

Dans ce chapitre on a pu mettre en évidence les effets de l'anisotropie du comportement de la tôle sur un soyage obtenu par relevage de bord d'un trou suivant les deux conditions, avec ou sans laminage.

Dans la condition avec laminage, l'effet est relativement faible dû à la nature de l'opération de relevage et notamment à la présence des phases de refoulement et de laminage. En effet, les paramètres de mise en forme et la géométrie du soyage réalisé dans cette condition sont contraints par la géométrie de l'outillage. En revanche, dans la condition sans laminage, la prise en compte d'un comportement orthotrope se traduit principalement par l'apparition d'une variation suivant la

position circonférentielle de : (i) l'affaissement de la partie en porte-à-faux qui n'a pas de contact avec l'outillage. Un tel phénomène engendre un défaut de circularité, qui est plus important dans la zone de l'arrondi. (ii) l'amincissement du bord qui n'est pas en contact avec la matrice. Ce phénomène affecte principalement l'épaisseur du bord et fait que le passage d'une condition de relevage à une autre se fait d'une façon non homogène suivant la position circonférentielle. Autrement dit, pour un matériau qui présente un comportement orthotrope important, ce phénomène peut engendrer une condition de relevage intermédiaire (zone de transition entre les conditions avec et sans laminage) relativement étendue produisant un soyaage à bord court et dont l'aspect extérieur est non uniforme.

Sur la base de la comparaison entre des expérimentations et des résultats obtenus à partir des modèles numériques qui intègrent différents critères de plasticité dans le cadre du comportement de la nuance A1050-H14, on en déduit que :

- le critère de Hill48 associé à l'hypothèse d'un comportement isotrope transverse permet de décrire de façon satisfaisante une grande partie des paramètres du procédé ou des paramètres géométriques. Cette remarque est valable aussi bien pour une modélisation 2D que 3D,
- le comportement orthotrope de cette nuance n'est bien décrit que si l'identification des coefficients de Hill est effectuée préférentiellement sur la contrainte d'écoulement. Une perspective de ce travail est de considérer un autre critère de plasticité (par exemple Barlat 1991) afin de décrire de façon satisfaisante à la fois l'anisotropie mesurée sur la contrainte d'écoulement et sur les coefficients d'anisotropie plastique.

Chapitre 5

Analyse des défauts et simulation numérique par approche non couplée

Dans ce chapitre, on aborde l'analyse des défauts qui apparaissent sur le bord du trou après son relevage dans le cadre des conditions opératoires et les géométries définies au chapitre 2. Dans une première partie, on présente les différents défauts identifiés expérimentalement pour les deux alliages d'aluminium A1050-H14 et A6061-O. Dans une seconde partie, on s'intéresse à la modélisation de ces défauts par une approche non couplée basée sur la notion d'amorçage de la rupture et l'élimination des éléments suivant un processus de perte de rigidité. Une synthèse vient clore ce chapitre dans le but d'apporter quelques éléments de réponse quant aux observations expérimentales.

5.1 Défauts et méthodologie d'analyse

En plus de l'intérêt industriel, on a vu au premier chapitre que l'étude de la capacité limite de déformation au cours d'un relevage de bord d'un trou revêt aussi un grand intérêt scientifique, comme en attestent les travaux antérieurs [5, 10, 11, 12]. Par exemple, la nuance A6061-T4 présente une très mauvaise aptitude de déformation au cours de certaines opérations de relevage de bord effectuées avec la configuration retenue. La figure 5.1 illustre un exemple typique des déchirures radiales à proximité de l'arrondi, ainsi que des déchirures axiales à l'extrémité du bord pour cette nuance d'aluminium.

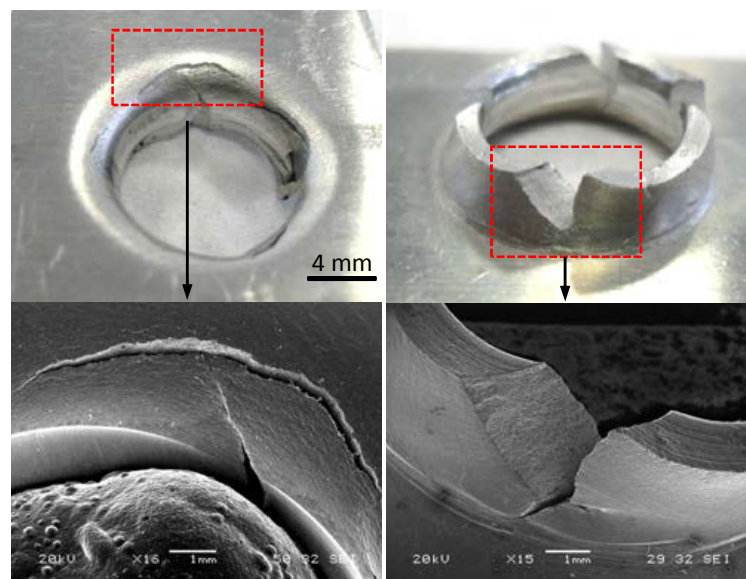


FIGURE 5.1 – Déchirures radiales et axiales observées sur un alliage d'aluminium A6061-T4

Pour les nuances A1050-H14 et A6061-O, qui font l'objet de cette étude, on a aussi observé quelques ruptures spectaculaires du bord relevé dans des conditions de relevage très sévères. La figure 5.2 montre un exemple typique rencontré lors de relevage de bord de la nuance A1050-H14 pour un taux de réduction T_r de l'ordre de 0,25. Néanmoins, la réalisation du procédé de relevage avec la plupart des conditions opératoires retenues a produit des bords sains, c'est-à-dire sans déchirures axiales, radiales ou de strictions profondes. L'absence de défauts sévères apparents a été mise en évidence par l'intermédiaire d'examens visio-tactiles de l'ensemble des bords relevés réalisés. Cependant, cette observation a aussi montré l'existence d'autres défauts moins sévères, de faible ampleur par rapport à ceux observés aussi bien pour l'alliage A6061-T4 que pour ceux présentés dans [23, 59]. Un examen plus approfondi au microscope électronique à balayage (MEB) a révélé qu'il s'agit : (i) d'aspect de peau d'orange, (ii) de strictions, (iii) d'amorçage de déchirures et (vi) de rayures.



FIGURE 5.2 – Rupture du bord pour $T_r = 0,25$ (A1050-H14)

En effet, dans le cas d'un relevage sans laminage, on observe un aspect de peau d'orange localisé au niveau de l'arrondi et au bout de la surface extérieure du bord relevé pour la nuance A1050-H14. De même, les observations de ces zones au MEB ont révélé l'existence d'aspect de peau d'orange pour l'alliage A6061-O mais qui reste moins marqué que pour la nuance A1050-H14 (Fig. 5.3). En augmentant l'agrandissement au MEB, la nuance A6061-O présente aussi des petites cavités qui témoignent de la coalescence de microcavités (Fig. 5.4). Par contre, pour la nuance A1050-H14, aucune trace de cavité n'a été observée malgré l'intensité importante de l'aspect de peau d'orange.

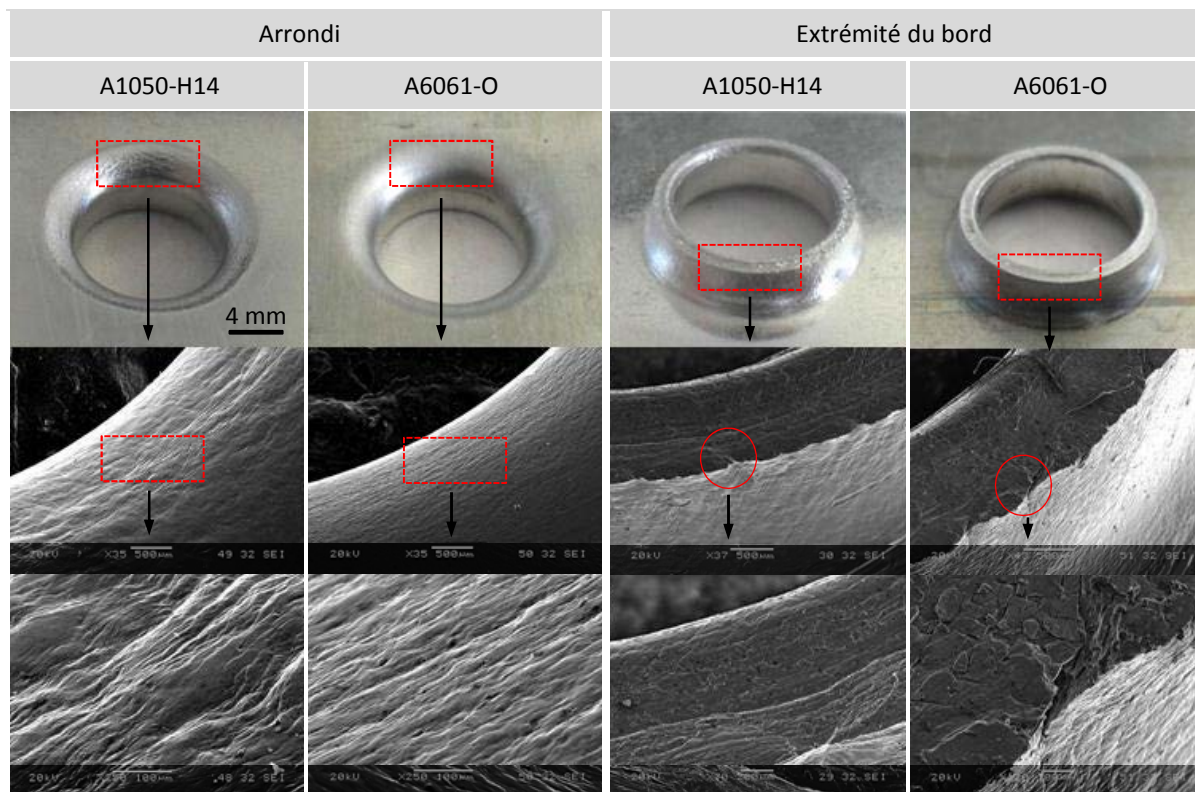


FIGURE 5.3 – Défauts d’aspect de peau d’orange et strictions observés sur des pièces obtenues par relevage de bord d’un trou

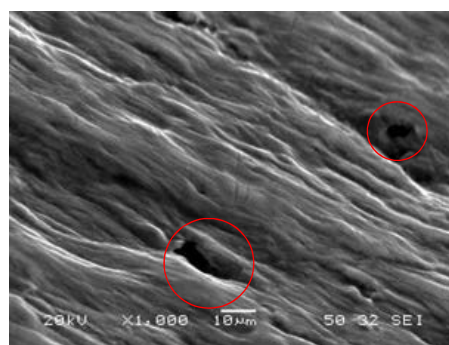


FIGURE 5.4 – Exemple typique de cavités observées dans le rayon de raccordement pour la nuance A6061-O

Indépendamment de la condition de relevage, des strictions de faible amplitude ont été observées à l’extrémité du bord pour les deux matériaux (Fig. 5.3). Pour la nuance A6061-O, l’examen au MEB le long de l’extrémité du bord a montré l’amorçage de quelques déchirures du côté extérieur du bord sous forme de microfissures. Quant à la nuance A1050-H14, des strictions très marquées ont été observées à l’extrémité du bord. Dans ce cas, l’extrémité du bord a subi un amincissement localisé important, mais qui ne conduit pas forcément à l’amorçage de déchirures.

L'examen de la surface intérieure de l'alésage n'a montré aucun défaut apparent dans le cas d'un bord relevé sans laminage (Fig. 5.5.a). Toutefois, la surface intérieure du bord relevé avec laminage présente quelques rayures orientées dans le sens du déplacement du poinçon (Fig. 5.5.b). Enfin, la partie non relevée et la partie entrant en contact avec la zone d'entrée matrice n'ont présenté aucun défaut apparent.

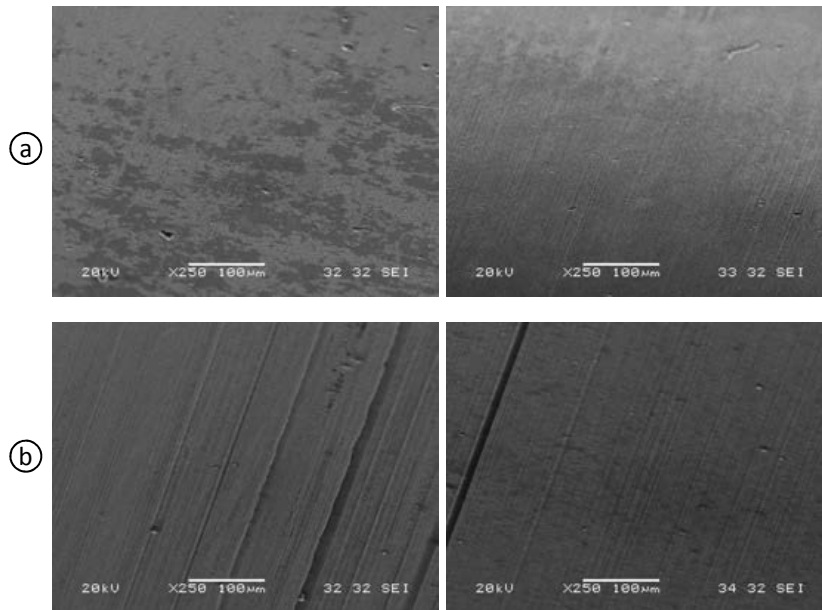


FIGURE 5.5 – Aspect de la surface intérieure de l'alésage dans le cas d'un relevage (a) sans laminage et (b) avec laminage pour les nuances A1050-H14 (à gauche) et A6061-O (à droite)

Après avoir négligé l'effet de ces défauts sur les paramètres analysés aux deux chapitres précédents, on se propose maintenant d'analyser leur apparition par simulation numérique. Pour ce faire, des développements du modèle 3D ont été effectués en considérant deux approches permettant de modéliser l'apparition des défauts sous la forme d'un endommagement ou d'une rupture ductile des deux nuances d'aluminium. Dans un premier temps, on utilise une approche non couplée dans laquelle l'écoulement plastique et le comportement à rupture sont considérés séparément. Dans un deuxième temps, on utilise une approche couplée où l'évolution de l'endommagement est prise en compte dans la description du comportement mécanique des matériaux. A travers ces deux chapitres, on présente les grandes lignes de chacune des approches adoptées et l'identification de leurs paramètres dans le cadre de la caractérisation mécanique effectuée. Chacun des deux chapitres s'achève par une exploitation de la variante du modèle 3D avec endommagement pour interpréter la problématique d'apparition des défauts.

5.2 Modèle d'endommagement non couplé

Le modèle décrit par Chung et al. 2011 [42] est adopté pour intégrer la notion de rupture ductile dans le modèle 3D par l'approche non couplée. Ce modèle nécessite l'usage d'un critère de rupture macroscopique, la modélisation de l'érouissage avec la prise en compte de la chute de l'effort avant l'amorçage de la rupture lors d'un essai de traction et enfin la modélisation de la dégradation après l'amorçage de la rupture.

5.2.1 Critère de rupture macroscopique

Le critère de Bao-Wierzbicki est choisi pour décrire le comportement à rupture macroscopique. Sa formulation est décrite à l'aide du variable ω définie par l'équation 5.1. En plus de l'amorçage de la rupture (pour $\omega = 1$), la variable ω est également utilisée comme un indicateur permettant d'apprécier le risque d'amorçage de la rupture. On rappelle que ce critère postule une relation entre la déformation plastique équivalente à l'amorçage de la rupture et le type de sollicitation mécanique caractérisé par sa triaxialité ($\eta = tr(\boldsymbol{\sigma})/3\bar{\sigma}$) :

$$\omega = \int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{\varepsilon}_f(\eta)} = 1 \quad (5.1)$$

Puisque l'évolution de la déformation plastique équivalente à l'amorçage de la rupture $\bar{\varepsilon}_f$ en fonction de η nécessite souvent une série d'expériences réalisées sur des éprouvettes de formes différentes, Yu et al. [61] ont utilisé une expression analytique décrite par l'équation 5.2 pour réduire le nombre d'essais :

$$\bar{\varepsilon}_f(\eta) = \begin{cases} \infty & \eta \leq -1/3 \\ C_1/(1 + 3\eta) & -1/3 < \eta \leq 0 \\ C_1 + (C_2 - C_1)(\eta/\eta_0)^2 & 0 \leq \eta \leq \eta_0 \\ C_2 \eta_0/\eta & \eta \geq \eta_0 \end{cases} \quad (5.2)$$

où η_0 la valeur moyenne du taux de triaxialité mesuré dans la zone d'amorçage de la rupture au cours d'un essai de traction. C_1 et C_2 sont les valeurs de $\bar{\varepsilon}_f$ obtenues pour un essai de cisaillement pur et un essai de traction, respectivement.

C_1 et C_2 peuvent être exprimés en fonction du coefficient d'érouissage n par Yu et al. [61] :

$$C_1 = C_2 \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \right)^{1/n} \quad (5.3)$$

D'un point de vue pratique, l'usage de l'équation 5.3 permet que tous les paramètres de ce critère (C_1 , C_2 , η_0 et n) puissent être identifiés uniquement à partir d'un essai de traction sur une éprouvette plate. On se propose d'identifier ces paramètres suivant une démarche hybride, décrite par Bao et al. (2004) [40], qui combine à la fois l'expérience et la simulation numérique de l'essai de traction.

5.2.2 Modélisation de l'écrouissage

Les approches de rupture ou d'endommagement nécessitent de décrire le plus fidèlement possible le comportement du matériau après le domaine de la déformation homogène. Le choix d'un modèle d'écrouissage approprié permettant la description de la déformation plastique après l'apparition de la striction et avant l'amorçage de la rupture est donc essentiel. Pour ce faire, la courbe effort-déplacement issue de l'essai de traction est souvent considérée comme moyen pour apprécier la qualité de l'approche. Afin de modéliser le comportement après le domaine de la déformation homogène, une pratique courante consiste à extrapoler la loi déjà identifiée dans le domaine de déformations homogènes. Par conséquent, l'expression retenue pour décrire l'écrouissage dans ce domaine est également retenue après l'apparition de la striction. L'extrapolation peut être aussi effectuée soit en supposant une évolution linéaire de la contrainte à partir du point de striction, soit en conservant une valeur de contrainte constante. Toutefois, cette pratique ne donne pas toujours des résultats satisfaisants. Dans plusieurs cas, il apparaît que ce type d'extrapolation ne présente pas une flexibilité satisfaisante pour décrire la courbe effort-déplacement avec précision [62]. Dans le but d'améliorer la qualité de la description du comportement dans le domaine de striction, on utilise une technique d'extrapolation récente [62, 63] qui consiste à : (i) utiliser une loi d'écrouissage identifiée dans le domaine de déformations homogènes (Voce ou Hockett-Sherby pour les deux nuances étudiées) et (ii) réaliser ensuite une extrapolation en utilisant une loi linéaire par morceaux ajustée par identification inverse par rapport à la courbe expérimentale effort-déplacement. Cet ajustement est pratiqué sur la base d'un usage hybride de l'expérience et de la modélisation de l'essai de traction.

5.2.3 Dégradation après amorçage de la rupture

Après l'amorçage de la rupture, une approche consiste à modéliser par éléments finis le stade de la dégradation ductile. Bien que cette approche soit proposée dans Abaqus pour décrire l'endommagement à un stade relativement prématuré [64, 65], elle présente également la possibilité de décrire la dégradation d'un élément à partir de l'amorçage de la rupture jusqu'à son élimination du maillage

[42, 66]. La possibilité d'élimination d'un élément dans cette approche, permet ainsi au modèle de prédire la rupture totale du bord relevé. Elle nécessite cependant la définition d'une autre variable V pour modéliser le processus de dégradation de l'élément dès l'amorçage de la rupture selon la figure 5.6, c'est-à-dire lorsque la variable ω définie par Bao-Wierzbicki (Eq. 5.1) atteint la valeur 1.

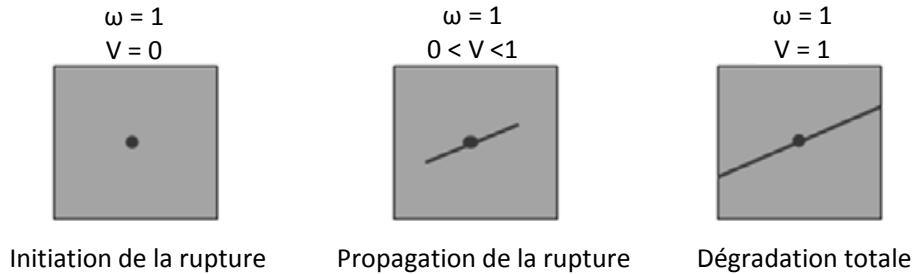


FIGURE 5.6 – Evolution de la dégradation d'un élément [66]

La variable V est définie à partir de l'énergie de fissuration G_f qui correspond à l'énergie nécessaire pour qu'une fissure se propage d'une unité de surface. Elle est présentée comme une caractéristique du matériau. Son intégration dans un code de calcul par éléments finis exige d'écrire la loi de comportement sous la forme d'une relation contrainte-déplacement à la place de la relation classique contrainte-déformation, pour réduire les effets de taille de maille. Pour cette raison, une longueur L est définie (caractéristique de l'élément et associée au point d'intégration). Dans le cas d'un élément 3D, L correspond à la racine cubique du volume de l'élément. A partir de ces considérations, l'énergie de fissuration G_f est exprimée par [64] :

$$G_f = \int_{\bar{\varepsilon}_f}^{\bar{\varepsilon}_p^d} L \bar{\sigma}_y d\bar{\varepsilon}_p = \int_0^{\bar{u}_p^d} \bar{\sigma}_y d\bar{u}_p \quad (5.4)$$

avec $\bar{\varepsilon}_p^d$ la déformation plastique équivalente et \bar{u}_p^d le déplacement plastique équivalent de l'élément à la rupture totale ($V = 1$), $\bar{\sigma}_y$ la contrainte équivalente et \bar{u}_p le déplacement plastique équivalent.

L'équation 5.4 permet de définir le déplacement \bar{u}_p comme étant le conjugué de $\bar{\sigma}_y$ pour le calcul de G_f . Par conséquent, l'expression de \bar{u}_p est déterminée par l'équation suivante :

$$\begin{cases} d\bar{u}_p = 0 & \text{avant amorçage de la rupture} \\ d\bar{u}_p = L d\bar{\varepsilon}_p & \text{après amorçage de la rupture} \end{cases} \quad (5.5)$$

Enfin, dans cette approche, l'évolution de V peut être linéaire, multilinéaire ou exponentielle en fonction du déplacement plastique équivalent \bar{u}_p . Pour cette étude, l'évolution de V est supposée linéaire :

$$dV = \frac{d\bar{u}_p}{\bar{u}_p^d} = \frac{L d\bar{\varepsilon}_p}{\bar{u}_p^d} \quad (5.6)$$

L'élément perd graduellement sa rigidité lorsque V augmente jusqu'à la dégradation totale ($V = 1$) pour ($\bar{u}_p = \bar{u}_p^d$) où il sera éliminé du maillage. La perte de rigidité est assurée par l'introduction de la contrainte effective $\tilde{\sigma}$ dans la loi de comportement du matériau. L'expression de la contrainte effective $\tilde{\sigma}$ en fonction de la contrainte σ est la suivante :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - V} \quad (5.7)$$

Notons que le concept de perte de rigidité donne à cette approche un aspect pseudo couplé.

5.2.4 Modélisation de l'essai de traction

L'identification des différents paramètres de l'approche non couplée nécessite le recours à la fois à l'expérience et à un modèle d'éléments finis de l'essai de traction. L'identification peut être effectuée par une méthode hybride ou par méthode inverse.

Bien que l'essai de traction satisfasse aux conditions de contrainte plane dans le domaine des déformations homogènes, la localisation de la déformation plastique à la striction perturbe l'homogénéité du champ de contrainte dans la zone utile de l'éprouvette. Dans ce cas, le champ des contraintes devient de nature tridimensionnelle à cause du développement de contraintes dans la direction de l'épaisseur. La modélisation du comportement du matériau étant envisagée jusqu'à la rupture, il est donc nécessaire de mettre en œuvre un modèle 3D de calcul par EF.

Bien que les éléments de type coque présentent plusieurs avantages dans les simulations numériques 3D, Dunand et al. [67] ont montré qu'ils ne conviennent pas pour la simulation d'un essai de traction après apparition de la striction. De ce fait, des éléments volumiques à intégration réduite (C3D8R) ont été utilisés. Une demi-éprouvette a été modélisée du fait de la symétrie dans l'épaisseur. Le ponçage de l'éprouvette réalisé expérimentalement pour amorcer la rupture au milieu de l'éprouvette a été aussi pris en compte par la réalisation d'une légère imperfection géométrique en son milieu. Puisque

la rupture expérimentale commence à partir du bord de l'éprouvette, la taille de l'imperfection a été ajustée pour que la rupture commence aussi numériquement à partir du bord. Le modèle EF et les conditions aux limites sont présentés sur la figure 5.7.

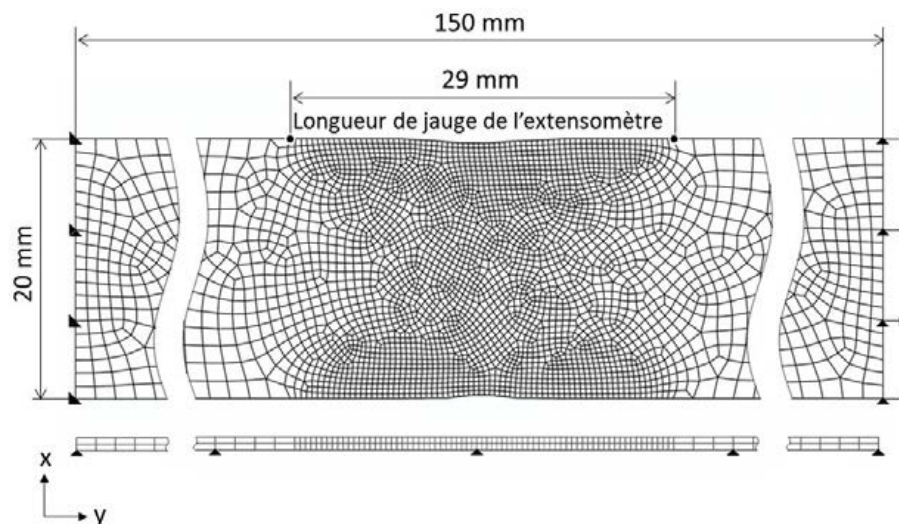


FIGURE 5.7 – Modèle EF de l'essai de traction

Pour accélérer la procédure d'identification des paramètres de l'écrouissage, la taille des éléments a été choisie de l'ordre de $0,4 \text{ mm}^3$, Dunand et al. [67] ayant montré que l'influence de la taille de maille sur la courbe effort-déplacement est faible. Par contre, les mêmes auteurs ont montré que la taille de l'élément influe considérablement sur la déformation à l'amorçage de la rupture $\bar{\epsilon}_f$. Pour contourner ce problème, la même taille d'élément utilisée pour la simulation numérique du relevage a été utilisée pour identifier $\bar{\epsilon}_f$, à savoir $0,2 \text{ mm}^3$. Par conséquent, on a vérifié a posteriori que la courbe effort-déplacement n'a pas subi de variation significative avec le changement de la taille de maille considéré.

Le comportement de la tôle a été modélisé en utilisant les lois d'écrouissage décrites dans le chapitre 2. Dans une première approche, la tôle a été supposée isotrope et obéit donc au critère de von Mises. Pendant l'essai, la partie inférieure de l'éprouvette est encastree alors que la partie supérieure est animée d'une vitesse augmentant progressivement jusqu'à atteindre une valeur de 17 mm/s , correspondant à la vitesse utilisée pour la simulation de l'essai de relevage de bord. Pour réduire le temps de calcul, l'option "mass scaling" a été utilisée avec des valeurs ajustées de telle sorte que l'énergie cinétique reste au dessous du seuil de 5% de l'énergie interne, évitant ainsi les effets d'inertie comme le montre la figure 5.8. De plus, pour vérifier que le "hourglassing control" des éléments à intégration

réduite n'a pas affecté la précision des résultats, l'évolution de l'énergie interne et l'énergie artificielle de déformation ont été comparées sur la figure 5.8. Cette courbe montre que l'énergie artificielle de déformation reste en dessous de 2 % de l'énergie interne durant toute la simulation et que le mode "hourglassing control" ne pose pas problème pour ce modèle.

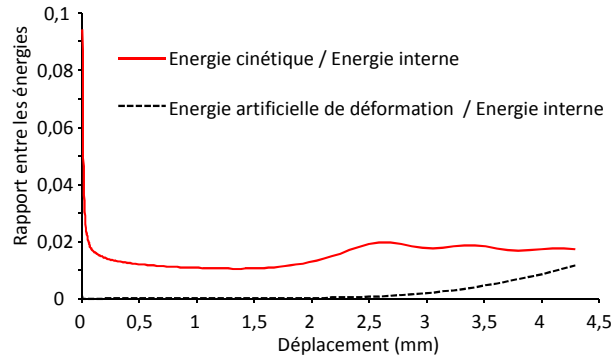


FIGURE 5.8 – Evolution des énergies dans les modèles EF de l'essai de traction

5.3 Identification des paramètres

Les paramètres de l'approche non couplée ont été identifiés soit par méthode inverse, en cherchant les paramètres du modèle qui reproduisent au mieux l'expérience, soit par une méthode hybride qui allie l'expérience à un calcul par éléments finis.

5.3.1 Courbe de traction

La courbe effort-déplacement issue de l'essai de traction est utilisée pour l'identification. Pour déterminer cette courbe jusqu'à la rupture de l'éprouvette, un extensomètre virtuel de longueur utile de l'ordre de 29 mm a été introduit dans le logiciel Aramis (Fig. 5.7). Les courbes effort-déplacement obtenues pour les deux nuances d'aluminium sont reportées sur la figure 5.9.

A partir de chaque courbe, on détermine la valeur expérimentale du déplacement u_f à l'amorçage de la rupture, correspondant au déplacement mesuré lors de la chute brutale de l'effort. Grâce à la technique d'analyse d'images, ce déplacement a pu être évalué avec précision à 3,05 mm et 9,2 mm pour les nuances A1050-H14 et A6061-O, respectivement. La détermination de u_f permet donc de situer la zone concernée par l'extrapolation par morceaux de la loi de comportement qui s'étend de la striction au point d'amorçage de la rupture.

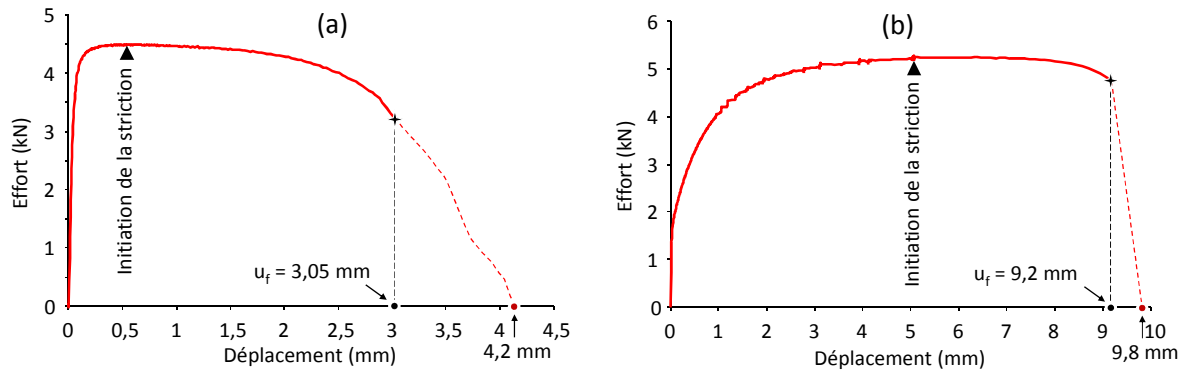


FIGURE 5.9 – Courbes effort-déplacement expérimentales : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

5.3.2 Identification de la loi de comportement après striction

Avant d’aborder l’extrapolation par morceaux dans le domaine après striction, il est intéressant de vérifier l’extrapolation du modèle d’écrouissage identifié dans le domaine des déformations homogènes dans le deuxième chapitre. Sur la figure 5.10, on observe que ce type d’extrapolation ne permet pas de décrire de façon satisfaisante la courbe effort-déplacement après striction.

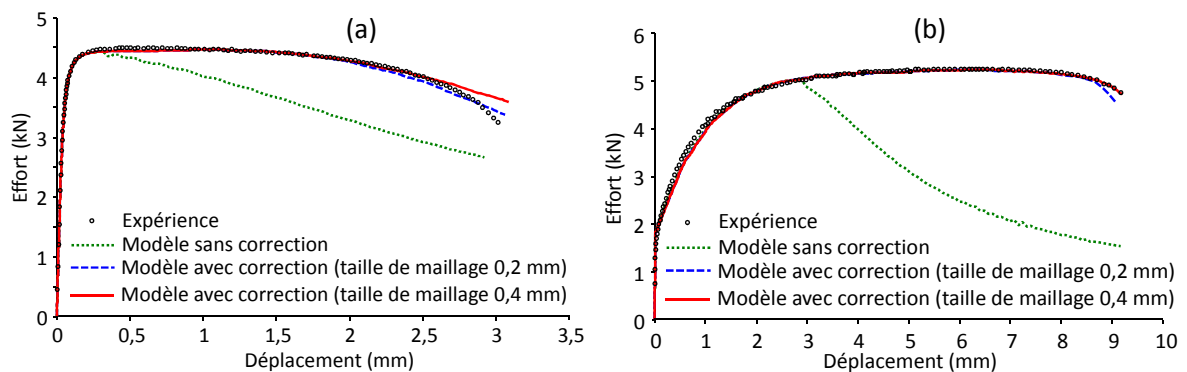


FIGURE 5.10 – Courbes effort-déplacement expérimentales et numériques (a) A1050-H14 (b) A6061-O

La chute prématurée de l’effort est liée à la nature saturante de ces lois (Voce et Hockett-Sherby) qui rend l’écrouissage incapable d’assurer une répartition homogène de la déformation. Ainsi, la diminution de la section l’emporte rapidement sur l’écrouissage et la force décroît rapidement. En revanche, la courbe numérique effort-déplacement qui découle de l’application de l’extrapolation linéaire par morceaux après la localisation de la déformation montre un très bon accord avec l’expérience. Les tableaux 5.1 et 5.2 illustrent les valeurs correspondant à la loi de Hockett-Sherby et à la loi de Voce identifiées dans le domaine des déformations homogènes et celles de l’extrapolation linéaires par morceaux dans le domaine des déformations localisées.

TABLE 5.1 – Données de la loi de Hockett-Sherby pour l’alliage d’aluminium A1050-H14 modifiées par une loi linéaire par morceaux après striction

Avant striction ($0 \leq \bar{\epsilon}_p < 0,0082$)				Après striction ($\bar{\epsilon}_p \geq 0,0082$)			
A (MPa)	B (MPa)	C	k	$\bar{\epsilon}_p$	0,07	0,2	0,4
33	116	52	0,5	σ (MPa)	123	126	130

TABLE 5.2 – Données de la loi de Voce pour l’alliage d’aluminium A6016-O modifiées par une loi linéaire par morceaux après striction

Avant striction ($0 \leq \bar{\epsilon}_p < 0,095$)			Après striction ($\bar{\epsilon}_p \geq 0,095$)						
σ_0 (MPa)	Q (MPa)	b	$\bar{\epsilon}_p$	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6
48	106	25	σ (MPa)	146	166	180	192	202	210

Pour vérifier l’indépendance vis-à-vis la taille de l’élément, la courbe effort-déplacement obtenue avec une taille plus fine (de l’ordre de $0,2 \text{ mm}^3$) est superposée sur la figure 5.10. A l’exception d’une légère différence à la fin de la courbe, cette comparaison montre que l’hypothèse d’indépendance à la taille de l’élément est bien vérifiée pour la plage considérée.

5.3.3 Identification du critère de rupture

Il s’agit maintenant de déterminer les paramètres C_1 , C_2 et η_0 afin de décrire l’évolution de $\bar{\epsilon}_f$ en fonction de η , en analysant la distribution de la déformation longitudinale mesurée par Aramis et obtenue par simulation numérique. Sur la figure 5.11 sont comparés des exemples typiques de distribution de la déformation longitudinale pour les deux nuances d’aluminium A1050-H14 et A6061-O. On constate que le modèle EF prédit une répartition de la déformation proche de celle obtenue expérimentalement.

En effet, la bonne concordance observée en termes de localisation et de valeurs de la déformation longitudinale a permis de se contenter des résultats numériques pour connaître la répartition de la déformation plastique équivalente dans l’éprouvette au cours de l’essai. Sur cette base, on a supposé que la rupture commence à l’endroit où la déformation équivalente maximale est atteinte [67]. Puis, on a localisé l’élément présentant la déformation plastique équivalente maximale pour le déplacement u_f déterminé antérieurement. Pour les deux matériaux, l’élément possédant la déformation plastique équivalente maximale à l’instant de l’amorçage de la rupture ($u = u_f$) a été localisé au centre du défaut géométrique (Fig. 5.11). Pour un essai de traction, on rappelle que cette valeur de la déformation $\bar{\epsilon}_f$ correspond à la valeur de C_2 . La valeur de la déformation maximale C_2 est alors 1,32 pour la

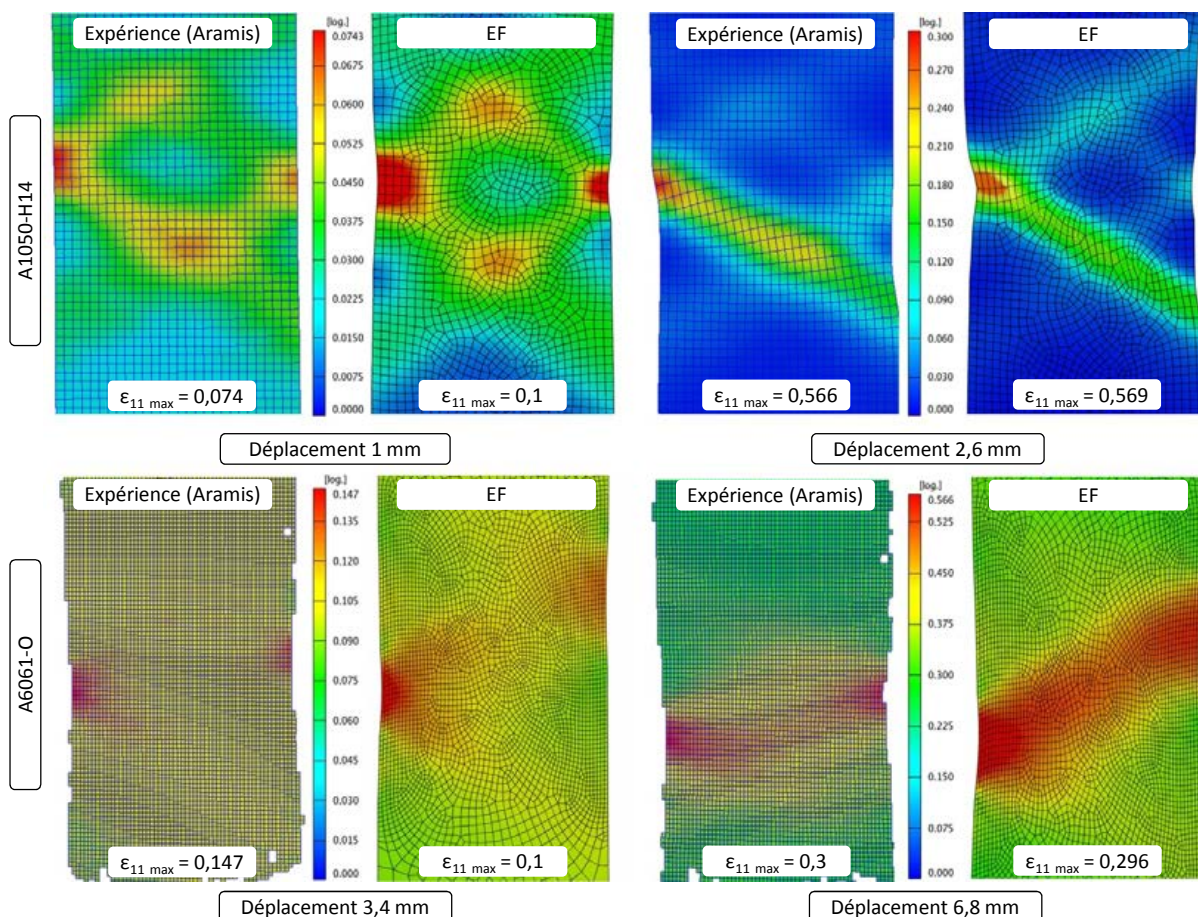


FIGURE 5.11 – Distribution de la déformation longitudinale ε_{11} pour différents déplacements

nuance A1050-H14 et 1,26 pour la nuance A6061-O. Ainsi, la valeur de la constante C_1 est déduite de la relation décrite par l'équation 5.3 avec des coefficients d'écrouissage n de 0,2 et 0,27 pour les nuances A1050-H14 et A6061-O, respectivement.

Quant à la moyenne η_0 , sa détermination est déduite de l'évolution numérique (au cours de l'essai) du taux de triaxialité η pour l'élément localisé précédemment. Le résultat est présenté sur la figure 5.12. Le tableau 5.3 présente les valeurs des paramètres (C_1 , C_2 et η_0) identifiés.

TABLE 5.3 – Paramètres de l'amorçage de la rupture

	C_1	C_2	η_0
A1050-H14	0,64	1,32	0,49
A6061-O	0,74	1,26	0,39

Enfin, la figure 5.13 présente l'évolution de la déformation $\bar{\varepsilon}_f$ en fonction du taux de triaxialité η pour chacune des deux nuances en considérant les valeurs déjà déterminées et l'équation 5.2.

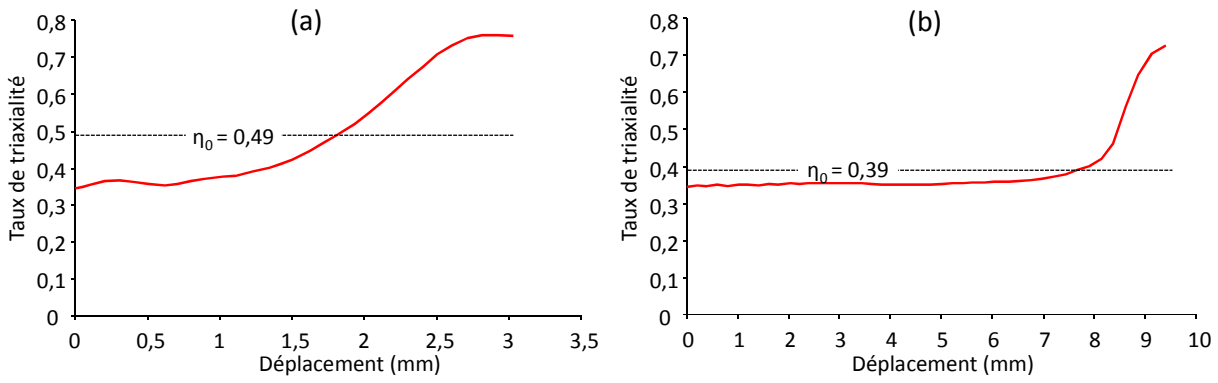


FIGURE 5.12 – Evolution de taux de triaxialité avec l’histoire de déplacement : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

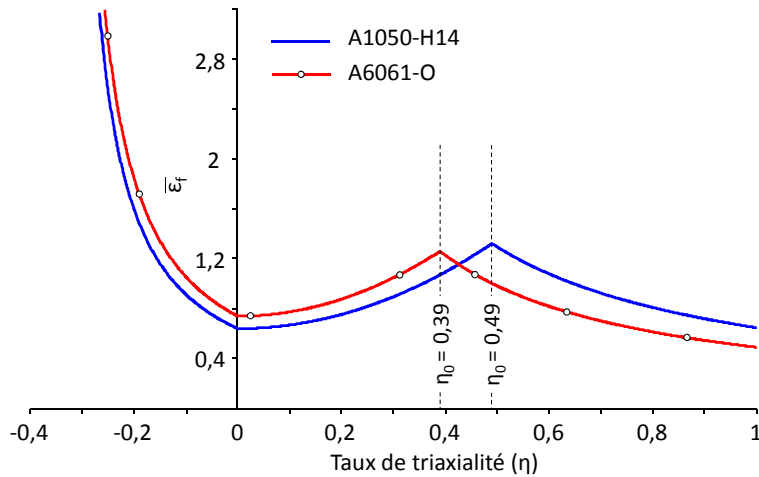


FIGURE 5.13 – $\bar{\epsilon}_f = f(\eta)$

5.3.4 Identification des paramètres de la dégradation totale

D’après la relation 5.6, la définition de l’évolution de V nécessite l’identification d’un seul paramètre \bar{u}_p^d qui correspond au déplacement plastique équivalent de l’élément à la rupture totale (pour $V = 1$). Toutefois, pour des valeurs du paramètre V proche de l’unité, des calculs préliminaires ont montré que les éléments perdent trop de rigidité ce qui entraîne une distorsion excessive. Pour palier ce problème, l’élimination de l’élément n’a pas été pratiquée lorsque $V = 1$, mais plutôt lorsque V atteint une valeur critique V_c inférieure à l’unité. D’un point de vue pratique, ceci nécessite alors l’identification de deux paramètres, à savoir \bar{u}_p^d et V_c . Ils ont été déterminés par méthode inverse, par simulation de l’essai de traction avec les paramètres de plasticité et d’endommagement initiaux, puis en testant différentes valeurs de \bar{u}_p^d et V_c . Les valeurs retenues sont celles qui entraînent la première élimination

d'un élément pour un déplacement qui correspond à celui qui provoque expérimentalement la rupture totale de l'éprouvette. La figure 5.9 montre que la rupture totale de l'éprouvette a été observée pour un déplacement de 4,2 mm et 9,8 mm respectivement pour les alliages A1050-H14 et A6061-O. Les valeurs de \bar{u}_p^d et V_c ainsi obtenues sont reportées dans le tableau 5.4.

TABLE 5.4 – Paramètres de la rupture totale

	\bar{u}_p^d	V_c
A1050-H14	0,5	0,55
A6061-O	0,3	0,45

La figure 5.14 présente une validation qualitative de la simulation numérique de la rupture lors d'un essai de traction par la technique considérée par élimination des éléments.

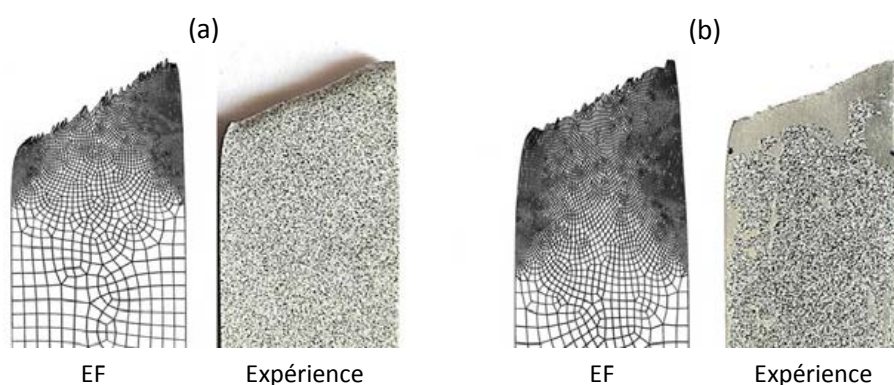


FIGURE 5.14 – Comparaison entre la rupture numérique et expérimentale (a) A1050-H14 (b) 6061-O

Il est à noter que la technique de suppression des éléments endommagés s'applique plus convenablement lorsque le maillage est suffisamment fin, ce qui implique le raffinement du maillage au niveau de la striction. Dans ce cas, l'élimination d'un seul élément entraîne rapidement l'élimination de tous les autres éléments fortement endommagés résultant ainsi en une simulation plus réaliste de la rupture de l'éprouvette. Toutefois, l'application d'un maillage très fin entraîne quelques difficultés avec l'approche utilisée. En effet, à cause de la dépendance de $\bar{\epsilon}_f$ à la taille du maille, il est nécessaire de recalculer $\bar{\epsilon}_f = f(\eta)$ pour un maillage extrêmement fin, ce qui conduit à des temps de calcul prohibitifs. Pour cette raison, les éléments n'ont pas été raffinés et les valeurs de \bar{u}_p^d et V_c ont été conservées.

5.4 Simulation du relevage par approche non couplée

Puisque le modèle de calcul par éléments finis intègre maintenant la notion d'amorçage de la rupture, il est exploité pour expliquer l'apparition de quelques défauts du bord relevé qui ont été présentés au début de ce chapitre. Des simulations numériques du procédé de relevage de bord ont été réalisées en se focalisant sur l'analyse du bord relevé dans deux conditions de relevage, à savoir le relevage sans laminage puis avec laminage dans des conditions sévères de mise en forme.

5.4.1 Analyse du bord relevé sans laminage

Un relevage de bord à un taux de réduction T_r égal à l'unité est choisi pour présenter l'analyse de la condition sans laminage. L'importance de la triaxialité des contraintes dans l'approche retenue a conduit à examiner préalablement la répartition du taux de triaxialité η et son évolution au cours du procédé. En effet, en plus de l'évaluation de l'état de contraintes, le taux de triaxialité η présente un intérêt pour prédire les modes de rupture et estimer les zones à haut risque de rupture [40]. La figure 5.15 présente l'évolution de la distribution du taux de triaxialité η dans le bord relevé aux différents stades du procédé pour $T_r = 1$.

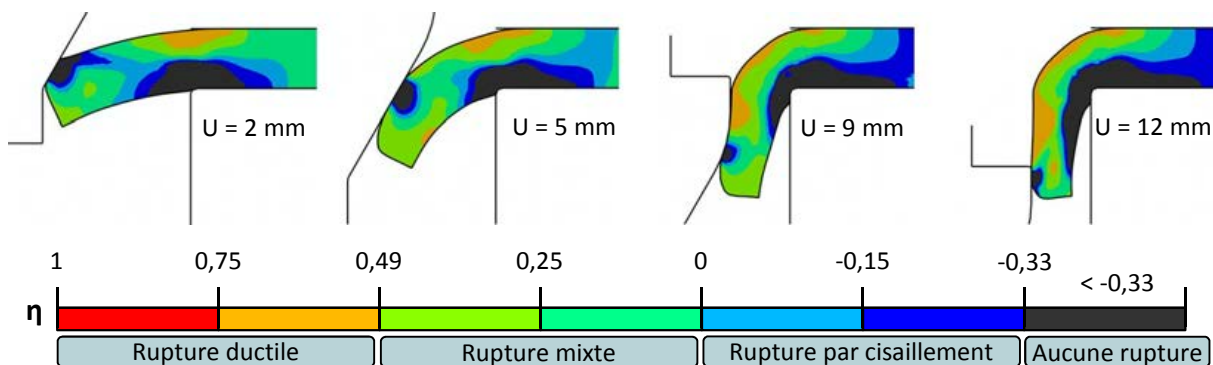


FIGURE 5.15 – Distribution du taux de triaxialité dans le procédé de relevage de bord d'un trou sans laminage aux différents stades du procédé (A1050-H14)

Durant le relevage, la zone de la tôle en contact avec la matrice est caractérisée par une triaxialité négative inférieure à $-0,33$, notamment au voisinage du rayon d'entrée matrice. Selon Bao et al. [68], cela indique que cette zone est protégée et qu'elle ne présente pas de risque de rupture. Le même constat peut être effectué pour la zone en contact avec le poinçon. Toutefois, la taille de la région saine diminue au fur et à mesure que le relevage avance. Les valeurs élevées du taux de triaxialité

ont été enregistrées d'une manière précoce au niveau de l'arrondi de raccordement, favorisant ainsi l'amorçage d'une rupture ductile dans cette zone. Avant la fin, le relevage fait croître cette zone qui englobe alors la partie supérieure de l'alésage. Par ailleurs, la triaxialité est majoritairement comprise entre 0 et 0,49, ce qui est cohérent avec l'utilisation de l'essai de traction pour l'identification puisqu'il présente une triaxialité initiale de l'ordre de 0,33.

Ce premier résultat donne quelques indices sur la prédiction des défauts, mais l'analyse de la variable ω permet d'affiner ce résultat puisqu'il s'agit d'un indicateur du risque d'amorçage de rupture et même d'un défaut quelconque. Plus ω est proche de l'unité, plus le risque d'apparition d'un défaut est élevé. Les figures 5.16.a et 5.16.b montrent l'évolution de la distribution de la variable ω avec l'avancement du poinçon pour les deux matériaux.

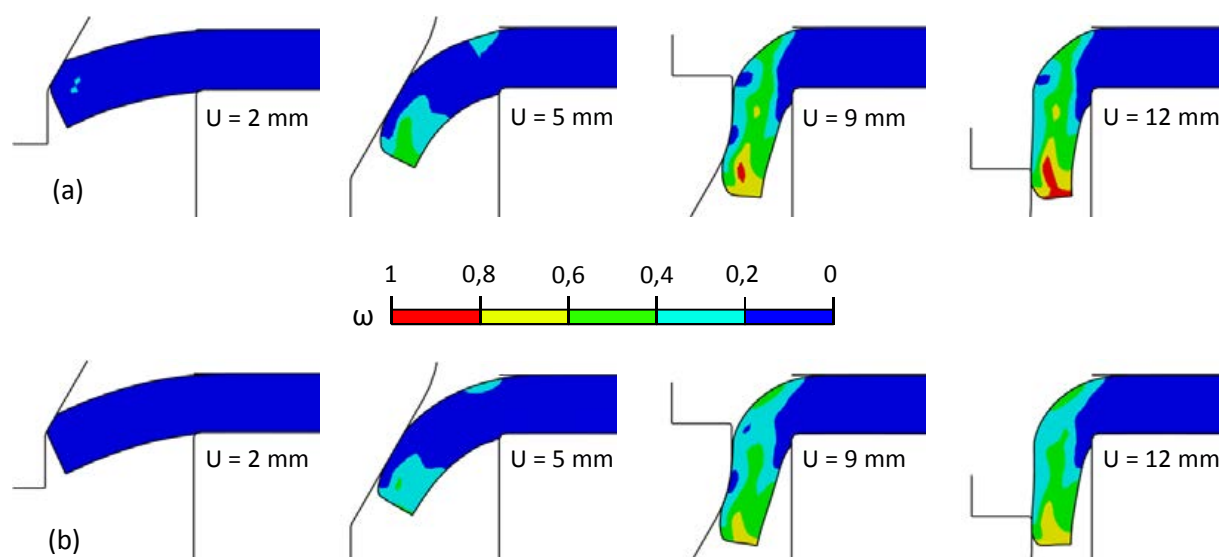


FIGURE 5.16 – Distribution de la variable ω dans un bord relevé sans laminage (a) A1050-H14 et (b) A6061-O

Pour les deux nuances d'aluminium, la répartition de la variable ω confirme que la partie non relevée et la partie en contact avec l'entrée matrice ne présentent pas de risque de rupture. Cette constatation est corroborée par les observations réelles, confirmant ainsi l'analyse du taux de triaxialité η . De plus, l'évolution de la variable ω au cours du relevage montre que le maximum est localisé au cœur du bord vers l'extrémité. Les maximums de la variable ω (0,99 pour A1050-H14 et 0,77 pour A6061-O) montrent qu'aucun des deux relevages n'a atteint le seuil d'amorçage de la rupture. A la surface, la répartition de ω montre que le risque le plus élevé d'amorçage de la rupture est localisé dans l'extrémité du bord où des strictions et des microfissures pour l'alliage A6061-O ont

été observées expérimentalement (Fig. 5.3). La valeur de ω diminue progressivement à l'extérieur du bord relevé puis au niveau du raccordement, signalant ainsi un risque d'apparition de défaut plus faible. Ce résultat est cohérent avec les observations réalisées au MEB qui présentent un aspect de peau d'orange pour les deux matériaux.

La comparaison de l'amplitude et des valeurs maximales de ω montre que le relevage présente plus de risques d'apparition de défauts à l'extrémité du bord pour l'alliage A1050-H14, ce qui explique l'aspect de peau d'orange plus prononcé et l'apparition de strictions pour l'alliage A1050-H14. En revanche, la comparaison n'a pas permis de prédire l'apparition des microfissures pour l'alliage A6061-O. Enfin, la prédiction d'une surface intérieure du bord relevé saine (valeurs de ω relativement faibles) est cohérente avec les observations au MEB qui n'ont révélées aucun défaut apparent (Fig. 5.5).

5.4.2 Analyse du bord relevé avec laminage

La figure 5.17 présente l'évolution du taux de triaxialité η dans le bord relevé avec laminage aux différents stades du procédé pour $T_r = 0,5$.

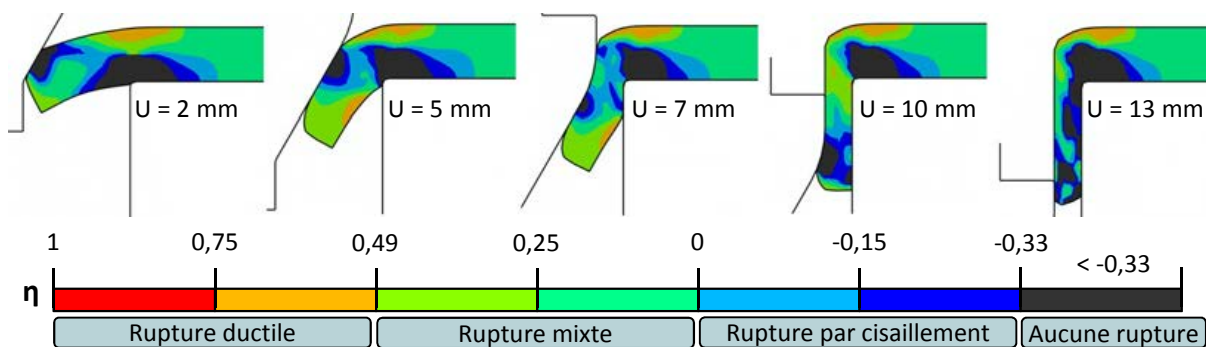


FIGURE 5.17 – Distribution du taux de triaxialité dans le procédé de relevage de bord d'un trou avec laminage aux différents stades du procédé (A1050-H14)

Au début de relevage, la répartition de la triaxialité est quasiment similaire à celle décrite pour la première condition ($T_r = 1$). Au fur et à mesure que le poinçon avance, les deux procédés divergent. En effet, en phase de refoulement (AL-IV), la zone de triaxialité négative localisée au voisinage de l'entrée matrice, diminue au profit d'une zone présentant un taux de triaxialité élevé avec une possible rupture par cisaillement. Le risque de rupture par cisaillement augmente lorsque cette zone s'étend à toute l'épaisseur du bord. En phase de laminage (AL-V), le bord présente cette fois

plusieurs zones allant de zones sans risque de rupture jusqu'au risque de rupture mixte en passant par la rupture par cisaillement. L'hétérogénéité de l'état de triaxialité du bord est une conséquence de la complexité de la cinématique au cours de cette phase qui conduit à un état de contrainte complexe (compression, étirement, cisaillement). Enfin, la zone de risque de rupture ductile apparaît principalement dans l'arrondi durant toutes les phases ainsi qu'à l'extrémité du bord avant la phase de laminage.

La figure 5.18 représente l'évolution de la distribution de la variable ω pour chaque matériau, dans le cas du relevage de bord avec laminage. Dans ce cas, la comparaison de la répartition de ω montre que l'alliage A1050-H14 est plus propice à la rupture que la nuance A6061-O.

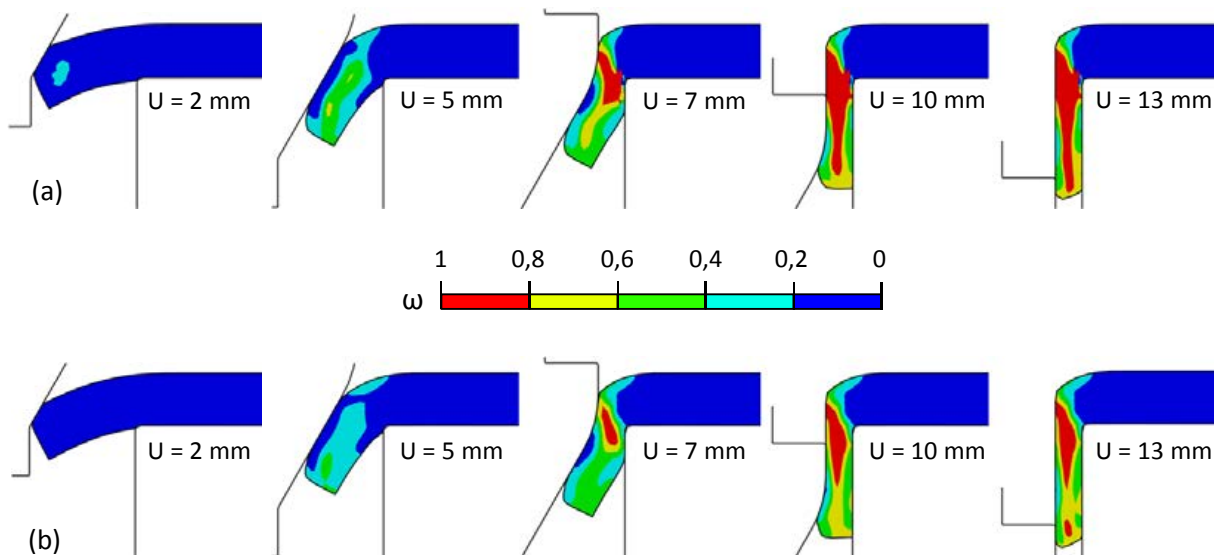


FIGURE 5.18 – Distribution de la variable ω dans un bord relevé avec laminage (a) A1050-H14 et (b) A6061-O

La répartition de la variable ω confirme que seule la partie non relevée n'est pas concernée par l'amorçage de la rupture, ce qui est confirmé par l'analyse du taux de triaxialité η . En effet, des zones à haut risque d'amorçage de rupture sont détectées au niveau de l'entrée matrice. Au début de la phase de refoulement (AL-IV), ces zones sont localisées au centre de la tôle, puis leur taille augmente pour atteindre la surface. Au fur et à mesure de l'avancement du poinçon pendant la phase de laminage (AL-V), ces zones continuent leur progression au centre du bord relevé. L'analyse des maximums de la variable ω montre que cette variable peut dépasser l'unité et par conséquent, la simulation numérique prévoit le déclenchement du processus de la rupture. La distribution de la variable V , présentée sur la figure 5.19 montre que la zone concernée par ce processus est principalement localisée au centre de la partie supérieure du bord relevé (zone entrée matrice). Toutefois, la valeur

maximale de V est de l'ordre de 0,33 pour les deux matériaux, ce qui reste inférieur à la valeur critique V_c qui conditionne la rupture totale des éléments et ainsi le processus de rupture totale du bord.

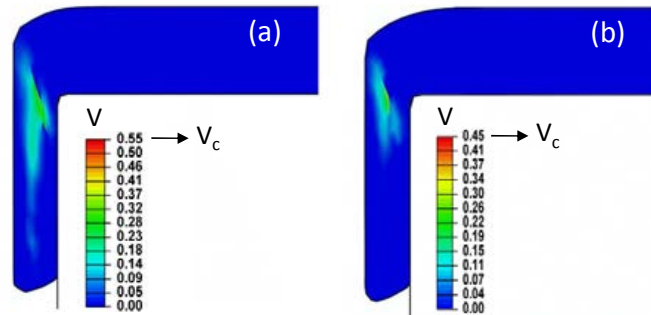


FIGURE 5.19 – Répartition du paramètre V à la fin du procédé : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

La répartition de ω montre qu'au rayon de raccordement, à la surface extérieure du bord et à son extrémité, le risque d'amorçage de rupture reste important au cours du relevage. Par analogie avec le procédé de relevage de bord sans laminage, les valeurs de ω dans ces zones suggèrent qu'un aspect de peau d'orange et/ou des strictions pourraient être observés. Ceci est cohérent uniquement avec l'aspect de peau d'orange identifié au début de ce chapitre, au niveau du raccordement du bord relevé avec laminage. Il reste néanmoins à valider l'apparition, au cours du relevage, de ce type de défaut aux deux autres régions. Sur cette base, des relevages partiels ont été effectués sur l'alliage A1050-H14 (Fig. 5.20). Des observations réalisées au MEB ont confirmé effectivement l'apparition d'un aspect de peau d'orange et la présence des strictions avant la phase de laminage (AL-V). L'analyse du bord après le relevage complet, pour un déplacement de poinçon $U = 13,7$ mm, a révélé que les deux dernières phases ont supprimé les défauts de surface qui sont apparus à la surface extérieure et à l'extrémité au cours du procédé. Ce résultat montre la pertinence de la simulation numérique pour la prédiction des défauts par l'évaluation du risque de la rupture au cours du relevage. Mais, du fait de l'évolution croissante de ω , la simulation numérique ne permet pas de prédire la possibilité de correction de défaut.

D'un point de vue pratique, il est important de souligner que le niveau atteint par ω et V ne permet pas d'envisager la réussite d'une nouvelle opération de mise en forme sur le bord relevé avec laminage. Le succès d'une nouvelle opération sur le bord relevé (taraudage ou filetage par déformation,

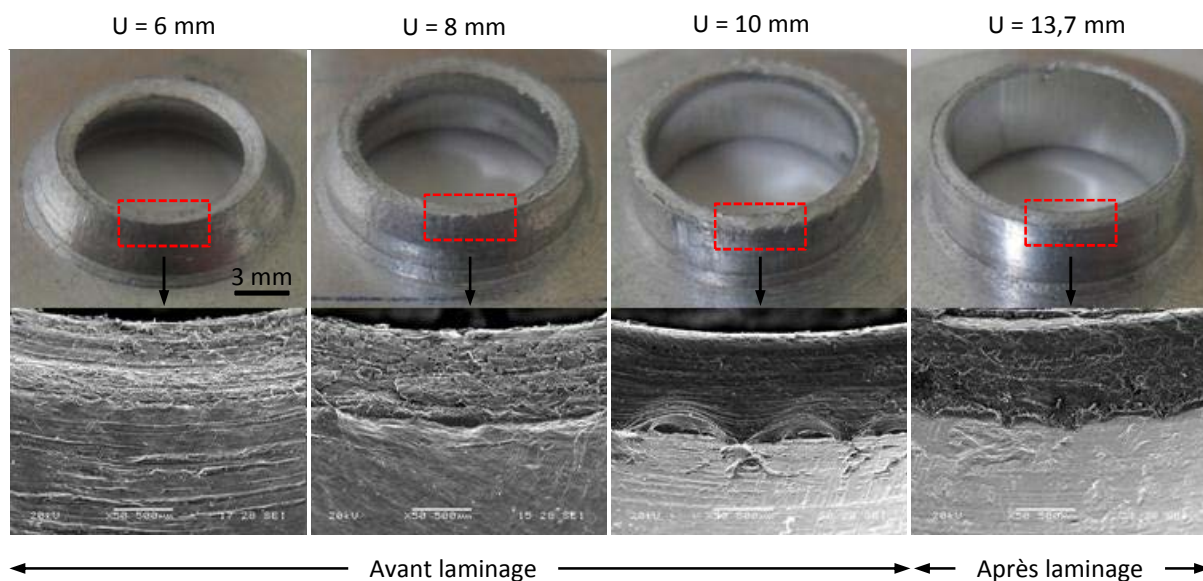


FIGURE 5.20 – Observations au MEB de l'extrémité du bord pour différents déplacement du poinçon U dans le cas d'un relevage avec laminage (A1050-H14)

sertissage, bordage, etc.) sera donc conditionné par la nature du champ des contraintes introduites dans le bord relevé par ces nouvelles opérations.

Enfin, il est également important de valider la procédure de simulation de la rupture totale du bord au cours du relevage. Pour cette raison, des simulations numériques et des essais ont été effectués avec des valeurs réduites de T_r (0,41 et 0,25). Ces valeurs assurent un relevage plus sévère avec un laminage conduisant éventuellement à la rupture totale du bord. La figure 5.21 et le tableau 5.5 présentent les résultats numériques et expérimentaux pour les relevages réalisés pour ces taux de réduction.

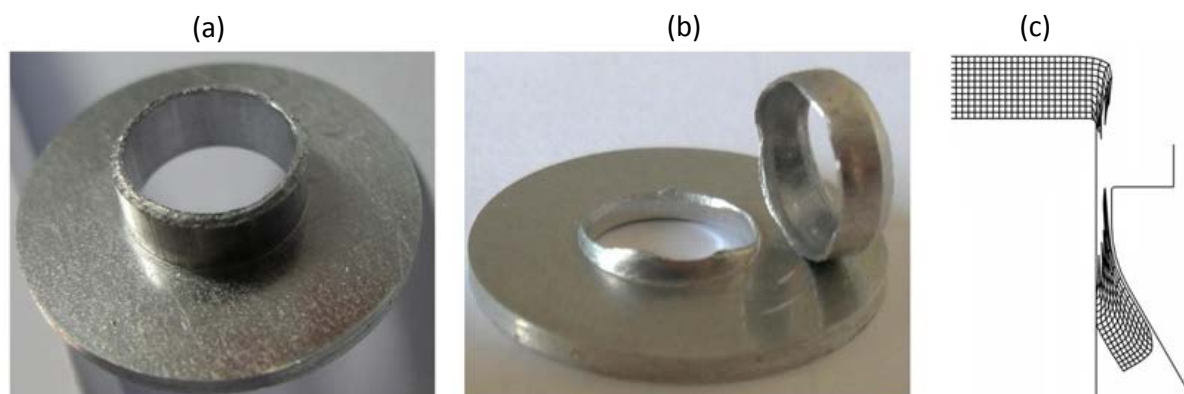


FIGURE 5.21 – Bord relevé (a) $T_r = 0,41$ (b) $T_r = 0,25$ et (c) prédiction de la rupture du bord pour $T_r = 0,25$

TABLE 5.5 – Limites du procédé de relevage de bord d'un trou pour la nuance A1050-H14, \circ : succès, \times : échec

Taux de réduction (T_r)	$T_r = 0,5$	$T_r = 0,41$	$T_r = 0,25$
Expérience	\circ	\circ	\times
Numérique	\circ	\circ	\times
V maximum	$0,33 < V_c$	$0,5 < V_c$	$0,55 = V_c$

Il apparaît donc qu'une nouvelle limite du taux de réduction T_r peut être définie sur la base de l'apparition d'une rupture macroscopique ou la rupture totale du bord relevé, cette limite étant comprise entre 0,25 et 0,41. Cependant, bien que la simulation numérique et l'expérience soient en accord, des améliorations semblent être possibles pour déterminer cette limite avec plus de précision. Par exemple, la résolution de la distorsion excessive de l'élément avant son élimination par l'usage d'un maillage adaptatif semble nécessaire.

5.5 Conclusion

Dans ce chapitre, on a présenté les différents types de défauts observés lors du relevage de bord d'un trou. Le relevage fait principalement intervenir des défauts de surface. Un aspect de peau d'orange est localisé à la surface extérieure du bord et au niveau de l'arrondi. Cet aspect est plus marqué pour la nuance A1050-H14. De plus, des petites cavités ont été observées dans le cas de l'alliage A6061-O. Dans le cas du relevage avec laminage, l'aspect de peau d'orange apparaît uniquement dans la zone de l'arrondi du bord relevé. Des strictions relativement profondes ont aussi été observées à l'extrémité du bord dans le cas de l'alliage A1050-H14. Pour la nuance A6061-O, quelques strictions se sont développées engendrant ainsi des microfissures. Des stries ont été observées suivant le sens de déplacement du poinçon au niveau de l'alésage dans le cas de relevage avec laminage. Enfin, on n'a pas noté l'existence d'autres types de défaut à l'exception d'une rupture totale du bord lorsqu'il est relevé dans des conditions sévères, c'est-à-dire avec un faible taux de réduction ($T_r = 0,25$).

En vue de prédire l'apparition de ces défauts, le modèle 3D a été modifié pour prendre en compte la rupture macroscopique. La phase d'amorçage de la rupture est modélisée par une approche non couplée à l'aide du critère de Bao-Wierzbicki. Le processus après amorçage de la rupture et jusqu'à la rupture totale est modélisé suivant le principe d'une dégradation ductile par perte de rigidité de l'élément jusqu'à son élimination du maillage.

Après avoir identifié les paramètres du modèle, des zones ont été cartographiées suivant le type de rupture susceptible d'apparaître par l'analyse de la répartition du taux de triaxialité. La comparaison du relevage dans les deux conditions a mis en évidence la sévérité introduite par le laminage en réduisant la zone saine de défauts conduisant à une zone dangereuse (répartie de l'intérieur à l'extérieur) susceptible de présenter une rupture par cisaillement dans la phase de refoulement (AL-IV). On a pu également interpréter la localisation de l'aspect de peau d'orange et des strictions par l'identification d'un risque modéré de rupture. Ces défauts surfaciques sont apparus avant le déclenchement du processus de rupture. La simulation numérique a confirmé l'apparition de l'aspect de peau d'orange à la surface extérieure du bord au cours du relevage. Toutefois, le contact de cette zone avec la surface intérieure de la matrice fait disparaître ce défaut au cours de la phase de laminage (AL-V) favorisant ainsi la réussite du relevage. Enfin, l'identification d'une deuxième limite du relevage de bord caractérisant l'amorçage de la rupture dans la condition de laminage a été ébauchée.

Il est maintenant envisageable de prolonger cette étude en tenant compte de l'anisotropie de la tôle. Cette partie a déjà été abordée par l'utilisation de critère de plasticité de Hill48. En effet, l'analyse des premiers résultats, présentés sur la figure 5.22, montre que l'étude pourrait s'enrichir en considérant la dépendance du processus de rupture par rapport à l'orientation notamment en ce qui concerne la dépendance de $\bar{\epsilon}_f$ à l'orientation dans le plan de la tôle.

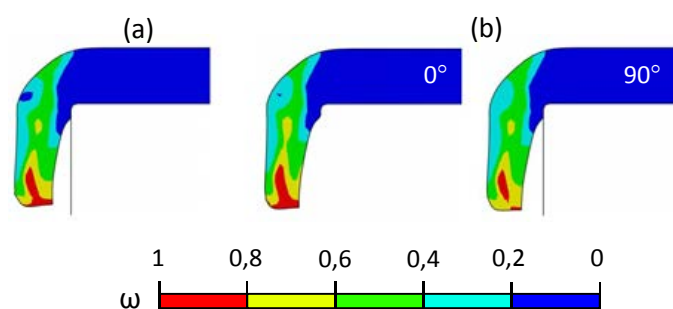


FIGURE 5.22 – Répartition de ω dans le bord relevé pour l'aluminium A1050-H14 : (a) critère isotrope de von Mises (b) critère anisotrope de Hill48

Chapitre 6

Prédiction des limites de relevage par approche couplée

Dans ce dernier chapitre, on traite la simulation numérique de relevage de bord d'un trou par une approche micromécanique couplée basée sur le modèle GTN (Gurson-Tvergaard-Needelman). Après la présentation de l'identification des paramètres du modèle GTN, une première partie fait le point sur la prédiction numérique de l'endommagement du bord relevé et son évolution avec les conditions de relevage. Dans une deuxième partie, l'intérêt est porté sur la comparaison des résultats issus des deux approches : non couplée (modèle BW) et couplée (modèle GTN).

6.1 Identification de la loi de comportement

A l'image de l'approche non couplée, l'identification est réalisée par méthode inverse à partir des résultats de l'essai de traction. La courbe expérimentale effort-déplacement issue de cet essai, déjà utilisée pour l'identification dans l'approche non couplée, est conservée pour l'identification dans cette approche. Les équations et les paramètres de l'approche ont déjà été synthétisés au premier chapitre. Pour la simulation de l'essai de traction, quelques améliorations sont apportées au niveau du maillage. En effet, un maillage adaptatif par la méthode de "relocation" est utilisé pour réduire la distorsion des éléments. Cette méthode consiste à déplacer les nœuds des éléments au cours du calcul afin de s'assurer que l'évolution de la distorsion reste faible. L'adaptation de maillage est réalisée tous les 10 incréments. Pour la simulation numérique du procédé de relevage de bord d'un trou, une nouvelle variante du modèle numérique 3D est développée en intégrant la notion d'endommagement.

L'identification de la loi de comportement avec la prise en compte de l'endommagement nécessite deux étapes. La première étape consiste à identifier les paramètres de l'écroutissage sans endommagement sur une grande plage de déformations. La deuxième étape consiste à modifier les coefficients du modèle pour modéliser l'adoucissement lié à l'apparition de l'endommagement.

6.1.1 Identification de la loi de comportement sans endommagement

On rappelle que dans le domaine des déformations homogènes, l'écroutissage a été modélisé au chapitre 3 en utilisant des lois de types Voce et Hockett-Sherby. Du fait de la nature saturante de ces lois, on a procédé au chapitre 5 à une extrapolation linéaire par morceaux dans le domaine des déformations localisées. Toutefois, l'extrapolation par morceaux a été limitée à un intervalle

donné de déformations. Son étendue a été limitée pour obtenir une meilleure description de la chute de l'effort qui précède la rupture de l'éprouvette. Dans cette partie, qui nécessite une plus grande plage de déformations, le résultat de l'extrapolation par morceaux est retenu jusqu'à une déformation longitudinale de 0,2. Au-delà de cette valeur, un segment linéaire est défini pour modéliser l'écroutissage. La pente de ce segment est évaluée à 20 MPa pour la nuance A1050-H14 et 160 MPa pour la nuance A6061-O. Les courbes effort-déplacement d'un essai de traction obtenues numériquement par cette extrapolation et sans considération de l'endommagement sont représentées sur les figures 6.1.a et 6.1.b. Leur comparaison avec l'expérimentation montre une description acceptable de l'évolution de l'effort en fonction du déplacement. Mais elle confirme aussi la nécessité de considérer l'endommagement pour obtenir une meilleure description.

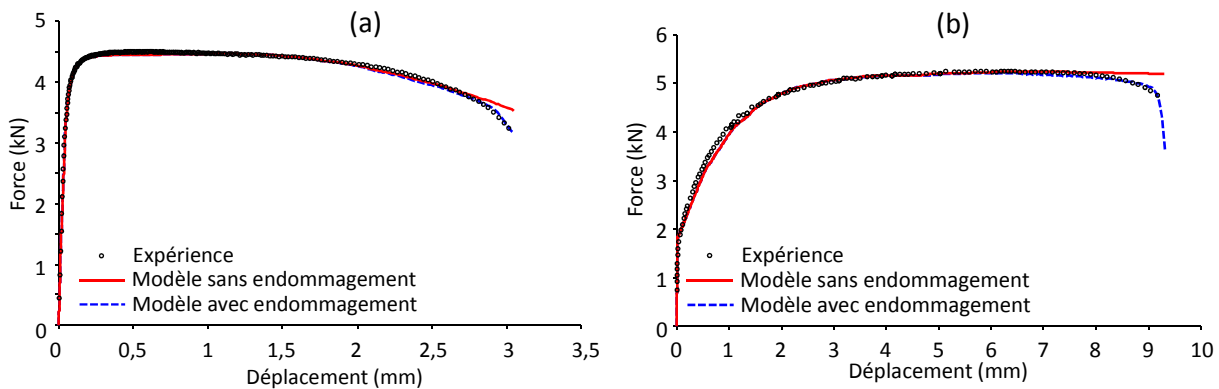


FIGURE 6.1 – Courbes effort-déplacement de l'essai de traction avec et sans endommagement couplé : (a) A1050-H14 et (b) A6061-O

6.1.2 Identification de la loi de comportement avec endommagement

L'utilisation du modèle de GTN nécessite la connaissance de 9 paramètres (q_1 , q_2 , q_3 , f_0 , f_c , f_f , f_N , ε_N , S_N). Toutefois, pour réduire ce nombre important des coefficients à identifier, certains paramètres peuvent être fixés moyennant quelques hypothèses. Les valeurs des paramètres q_1 , q_2 et q_3 sont classiquement fixées à $q_1 = 1,5$, $q_2 = 1$ et $q_3 = 2,25$ [47, 69]. Les valeurs des paramètres $\varepsilon_N = 0,3$ et $S_N = 0,1$ ont été largement utilisées dans des travaux précédents [69, 70, 71, 72, 73, 74, 75]. Le paramètre f_0 qui désigne la fraction volumique initiale de cavités est nul. Les paramètres restant à identifier sont donc f_N , f_c et f_f . Après une série de calculs, un triplet de valeurs adéquates a pu être déterminé pour ces paramètres. Le tableau 6.1 présente les valeurs des coefficients du modèle GTN donnant la meilleure description de la courbe effort-déplacement expérimentale pour les deux matériaux (Fig. 6.1).

TABLE 6.1 – Paramètres d'endommagement du modèle GTN

	q_1	q_2	q_3	ε_N	S_N	f_0	f_N	f_c	f_f
A1050-H14	1,5	1	2,25	0,3	0,1	0	0,004	0,014	0,32
A6061-O	1,5	1	2,25	0,3	0,1	0	0,020	0,021	0,34

6.2 Prédiction de l'endommagement

Des simulations numériques de relevage de bord ont été réalisées avec la nouvelle variante du modèle 3D en considérant le couplage entre l'érouissage et l'endommagement. Un intérêt particulier a été porté à l'analyse de l'état d'endommagement du bord au cours de relevage et son évolution avec les conditions de relevage. Comme au chapitre précédent, deux taux de réduction T_r (0,5 et 1) ont été choisis pour analyser deux conditions de relevage particulières, avec et sans laminage. Cette partie se termine par une étude paramétrique plus approfondie exploitant le modèle 3D avec l'approche couplée pour analyser l'évolution des paramètres de l'endommagement en fonction de T_r .

6.2.1 Prédiction de l'endommagement d'un bord relevé sans laminage

L'endommagement est analysé par l'intermédiaire de la fraction volumique totale de cavités f . Les figures 6.2.a et 6.2.b montrent la succession de la répartition de ce paramètre dans un bord au cours d'un relevage sans laminage ($T_r = 1$) pour les nuances A1050-H14 et A6061-O, respectivement.

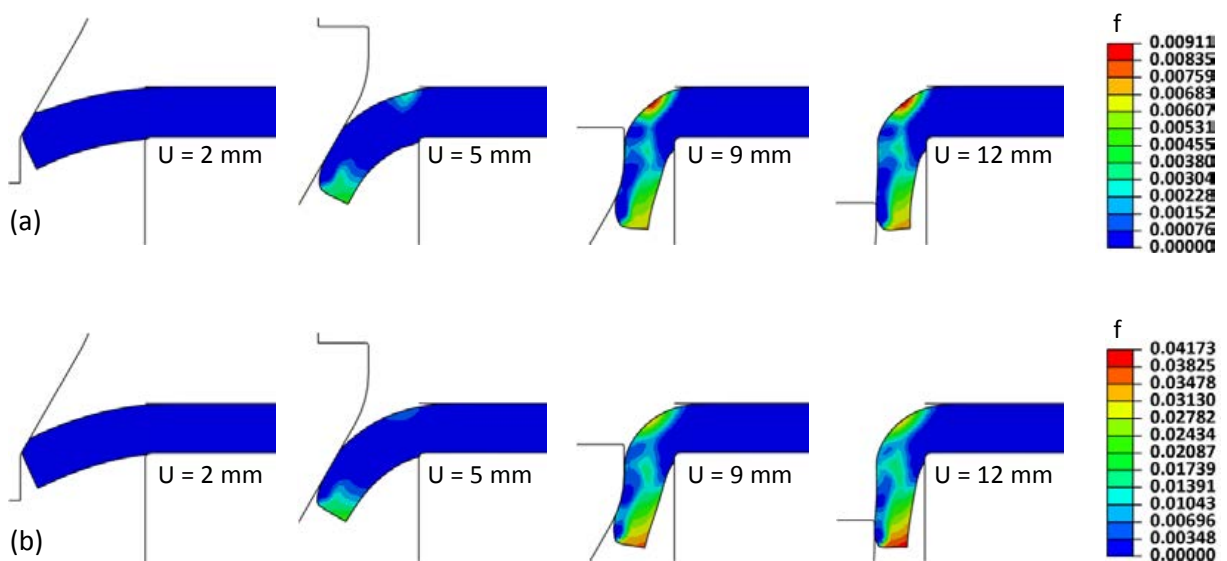


FIGURE 6.2 – Distribution de la fraction volumique totale de cavités f dans un bord relevé sans laminage au cours du procédé : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

On observe que l'évolution de la fraction volumique de cavités f est croissante avec l'avancement du poinçon. Les régions faiblement endommagées sont localisées dans la partie non relevée, au voisinage de l'entrée matrice et au niveau de la surface intérieure de l'alésage. On rappelle que l'identification des défauts, présentée au chapitre précédent, n'a révélé aucun défaut à ces endroits. En revanche, la répartition de f montre que le raccordement et l'extrémité extérieure du bord sont les endroits les plus endommagés. En outre, l'endommagement est plus prononcé dans le cas de la nuance A6061-O que pour la nuance A1050-H14, ce qui cohérent avec les résultats expérimentaux. En effet, l'identification des défauts présentée au chapitre précédent, a révélé l'apparition d'un aspect de peau d'orange au raccordement et à la surface extérieure du côté de l'extrémité du bord. Elle a révélé également l'existence de strictions à l'extrémité du bord ainsi que quelques microfissures pour la nuance A6061-O (Fig. 6.3).

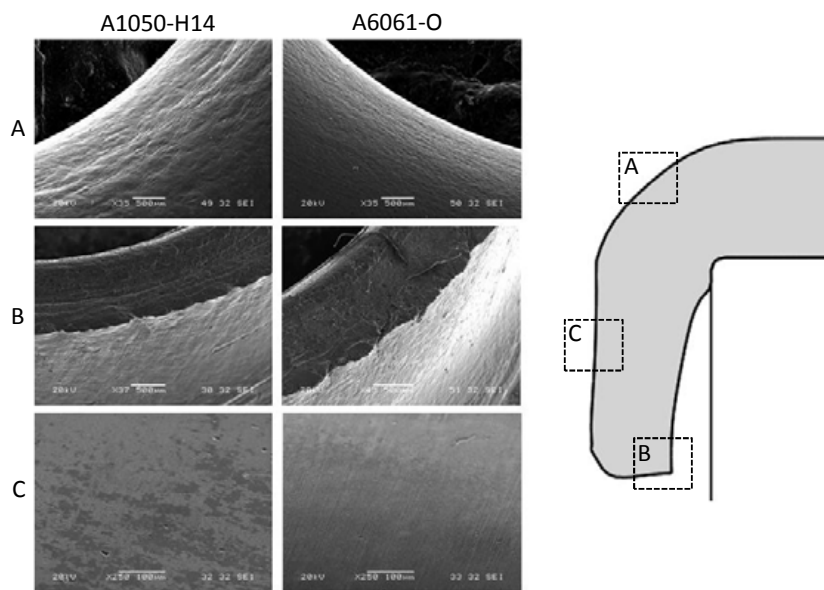


FIGURE 6.3 – Observations au MEB dans différentes zones du bord relevé : (A) raccordement, (B) extrémité et (C) surface intérieure

Pour la nuance A1050-H14, le maximum de la fraction volumique de cavités ($f_{max} = 0,0091$) est identifié au raccordement. On constate que cette valeur n'a pas dépassé sa valeur critique ($f_c = 0,014$). Il est intéressant de noter que malgré l'aspect de peau d'orange important, on n'a pas observé des signes de coalescence dans cette zone. De même, à l'extrémité, pour la nuance A1050-H14, des strictions prononcées résultant d'un amincissement local de forte intensité ont été observées, mais sans conduire à des microfissures ou à des déchirures.

Par contre, pour la nuance A6061-O, le maximum de la fraction volumique de cavités ($f_{max} = 0,0417$) est localisé à l'extrémité du bord. Cette valeur est de l'ordre du double de sa valeur critique ($f_c = 0,021$). En effet, la fraction volumique de cavités a dépassé la valeur critique à l'extrémité du bord pour un déplacement du poinçon de 4,5 mm puis au raccordement pour un déplacement de 6,8 mm. Bien que cette valeur soit supérieure à f_c , elle reste néanmoins en deçà de sa deuxième limite ($f_f = 0,34$) qui occasionne le processus de rupture. Cela signifie donc que la simulation numérique prédit le déclenchement de la coalescence des microcavités sans atteindre la rupture ductile totale. Ce constat confirme les observations expérimentales montrant des microcavités de grande taille au niveau du raccordement (Fig. 6.4.a) et l'amorçage de déchirures à l'extrémité du bord (Fig. 6.4.b).

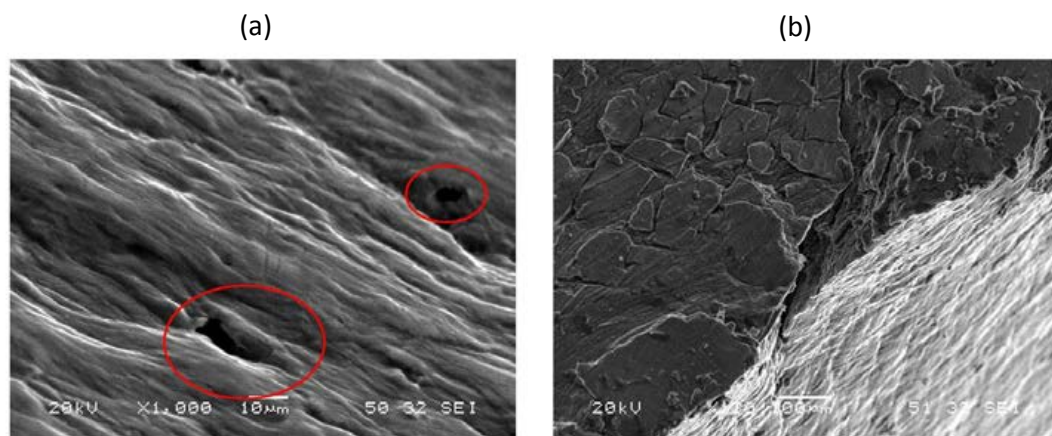


FIGURE 6.4 – Signes de coalescence pour l'alliage d'aluminium A6061-O : (a) microcavités de grande taille au raccordement (b) amorçage de déchirures dans les zones de striction à l'extrémité du bord

On s'intéresse maintenant à l'analyse de l'évolution de la fraction volumique de cavités f au cours du relevage pour les deux matériaux pour un point sélectionné dans chaque région fortement endommagée (point A au raccordement et B à l'extrémité du bord). La figure 6.5.a présente l'évolution de f aux points A et B en fonction de l'avancement du poinçon pour la nuance A1050-H14.

Après un stade sans endommagement au début de relevage, la fraction volumique de cavités augmente avec l'avancement du poinçon avant d'atteindre une valeur constante. Au raccordement (point A), l'évolution de f est décalée par rapport à l'extrémité (point B). Après une évolution importante, elle s'atténue lorsque la surface inférieure de la tôle entre en contact partiel avec la surface cylindrique de la matrice au niveau de l'entrée matrice. Une fois ce contact établi, le paramètre f présente un palier caractérisant l'arrêt de l'évolution de l'endommagement pour environ 60 % de la course totale du poinçon. Bien que la progression de l'endommagement au raccordement soit en retard par rapport

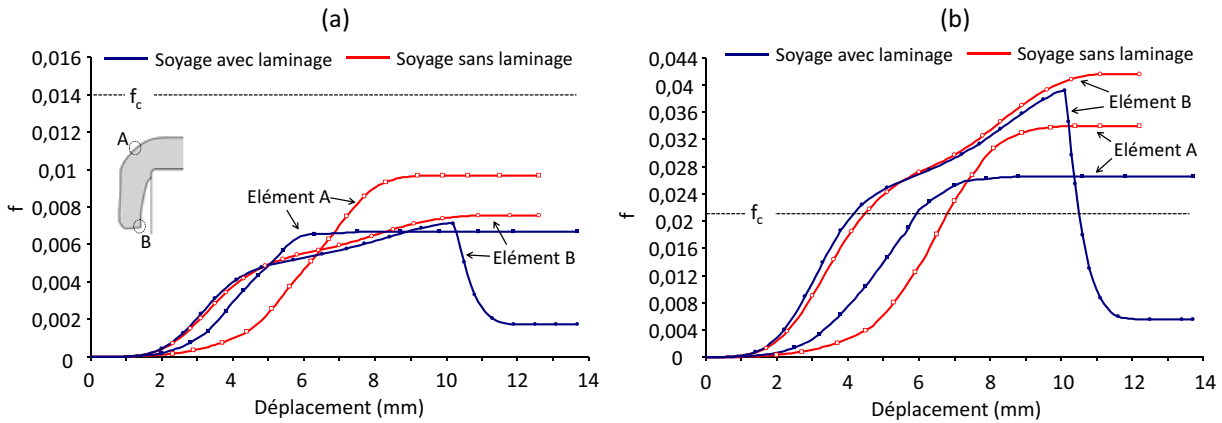


FIGURE 6.5 – Evolution de la fraction volumique de cavités f en fonction du déplacement du poinçon : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

à celle de l'extrémité, le paramètre f à cet endroit a atteint un niveau plus important par rapport à celui atteint à l'extrémité. En effet, pour ce point, la progression de f est plus régulière en fonction de l'avancement du poinçon.

La figure 6.5.b présente l'évolution de la fraction volumique de cavités f aux points A et B en fonction de l'avancement du poinçon pour la nuance A6061-O. L'allure de l'évolution de f est quasi identique pour les deux matériaux. Néanmoins, l'endommagement au point B de l'extrémité est plus important par rapport à celui atteint au point A du raccordement.

6.2.2 Prédiction de l'endommagement d'un bord relevé avec laminage

Les figures 6.6.a et 6.6.b montrent l'évolution de la répartition de la fraction volumique de cavités f au cours du relevage avec laminage du bord pour les deux matériaux ($T_r = 0,5$).

Après une évolution similaire au cas du relevage sans laminage, l'état de compression introduit par le refoulement et le laminage modifie l'état d'endommagement. Ceci est observé notamment dans la partie refoulée et dans la partie laminée du bord relevé. Par conséquent, un endommagement moins important est noté au raccordement et à la surface extérieure du bord. Contrairement au premier cas, l'évolution de la fraction volumique de cavités f n'est pas croissante en tout point du bord relevé et durant toute la course du poinçon. Pour la nuance A1050-H14, la valeur maximale $f_{max} = 0,008$ est localisée au point le plus élevé de l'extrémité du bord et à la fin de l'opération. Pour la nuance A6061-O, la valeur maximale $f_{max} = 0,0394$ est localisée à l'extrémité du bord du

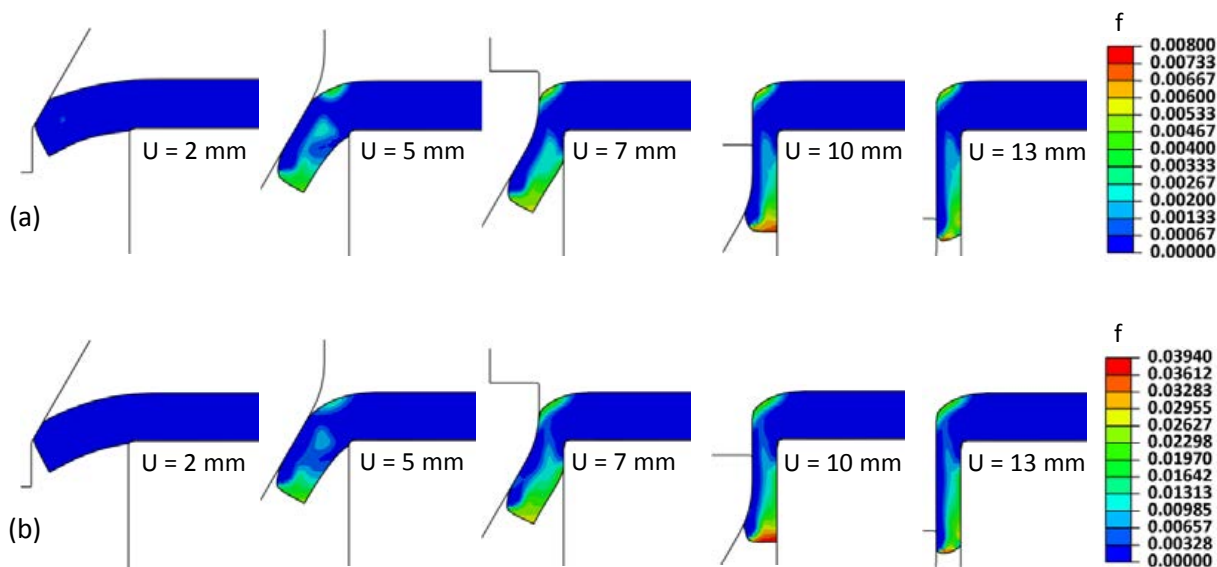


FIGURE 6.6 – Distribution de la fraction volumique totale de cavités f dans un bord relevé avec laminage au cours du procédé : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

côté matrice pour un déplacement du poinçon de 10,1 mm. Même pour cette nuance, à la fin du relevage on retrouve l'endroit fortement endommagé ($f_{max} = 0,0366$) au point le plus extrême du bord.

Afin d'illustrer l'évolution de l'endommagement en fonction de l'avancement du poinçon, la fraction volumique de cavités f est représentée sur les figures 6.5.a et 6.5.b pour le point A du raccordement et le point B de l'extrémité extérieure du bord. Sur les mêmes figures sont superposées les évolutions de f aux mêmes points (A et B) mais pour un relevage sans laminage. Au niveau du raccordement, l'allure de la courbe est similaire à celle enregistrée dans le cas de relevage sans laminage. Après l'apparition de l'endommagement, le relevage avec laminage accentue l'évolution de f tout en conservant la même allure de courbe. Cette accélération est probablement due à la diminution de la portion de la tôle en porte à faux, ce qui provoque une augmentation de la déformation au raccordement pour un même déplacement du poinçon. Par suite, la localisation rapide de la déformation dans le jeu entre le poinçon et la matrice contribue à une stabilisation plus rapide de la valeur de f , conduisant ainsi à la réduction de l'endommagement au raccordement pour le relevage avec laminage.

A l'extrémité du bord, l'évolution de f est quasiment similaire sur une large plage de déplacement du poinçon. Toutefois, dès que le laminage au point B commence, l'évolution présente une chute notable à cause d'un changement important de l'état des contraintes dû à la variation de la cinématique du procédé. En effet, à l'entrée du point B en contact avec la surface de la matrice, le taux de triaxialité

chute brutalement comme le montre la figure 6.7, passant d'une valeur positive de l'ordre de 0,33 caractérisant un état de traction uniaxiale (phénomène d'expansion) à une valeur négative inférieure à -0,6 caractérisant un état de forte compression (phénomène de laminage). A cause de cet état de compression, la croissance des cavités \dot{f}_g prend un signe négatif et les cavités tendent donc à se refermer alors que leur fraction volumique f diminue (Fig. 6.7).

L'analyse du relevage de bord par l'approche couplée a révélé un effet important de la condition de relevage sur l'amplitude et l'endroit d'apparition de l'endommagement. De plus, elle a mis en évidence une forte relation entre la répartition de l'endommagement et le comportement mécanique du matériau. Il est intéressant de terminer cette analyse par le suivi des zones fortement endommagées en fonction du taux de réduction T_r .

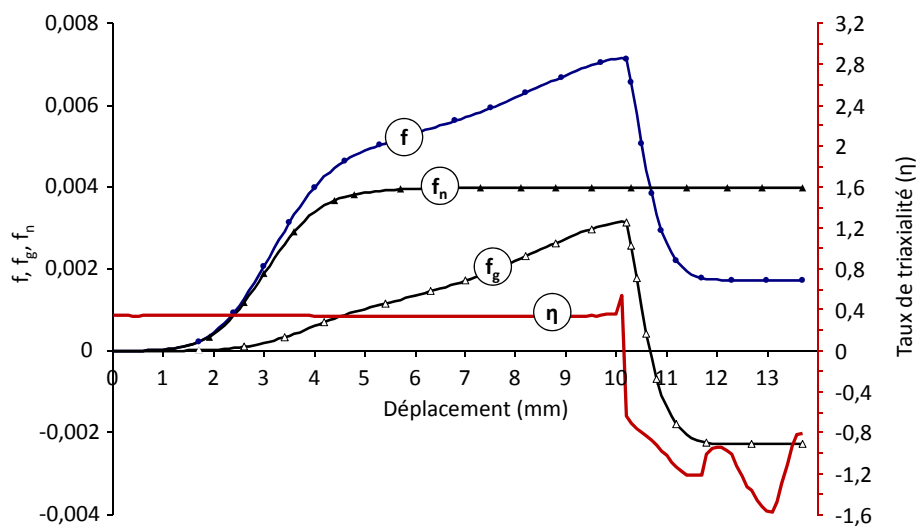


FIGURE 6.7 – Evolution du taux de triaxialité et de la fraction volumique totale de cavités f , due à la germination f_n et à la croissance f_g en fonction du déplacement du poinçon à l'extrémité du bord pour l'alliage d'aluminium A1050-H14

6.2.3 Evolution de l'endommagement avec le taux de réduction

Afin d'étudier l'effet du taux de réduction T_r sur l'endommagement du bord relevé, une série de calculs a été effectuée pour des taux de réduction allant de 0,4 à 1,5. L'évolution de la valeur maximale f_{max} de la fraction volumique de cavités f est représentée sur les figures 6.8.a et 6.8.b respectivement pour les deux nuances A1050-H14 et A6061-O. Les valeurs considérées sont celles qui sont atteintes dans les zones fortement endommagées du bord, au raccordement et à l'extrémité.

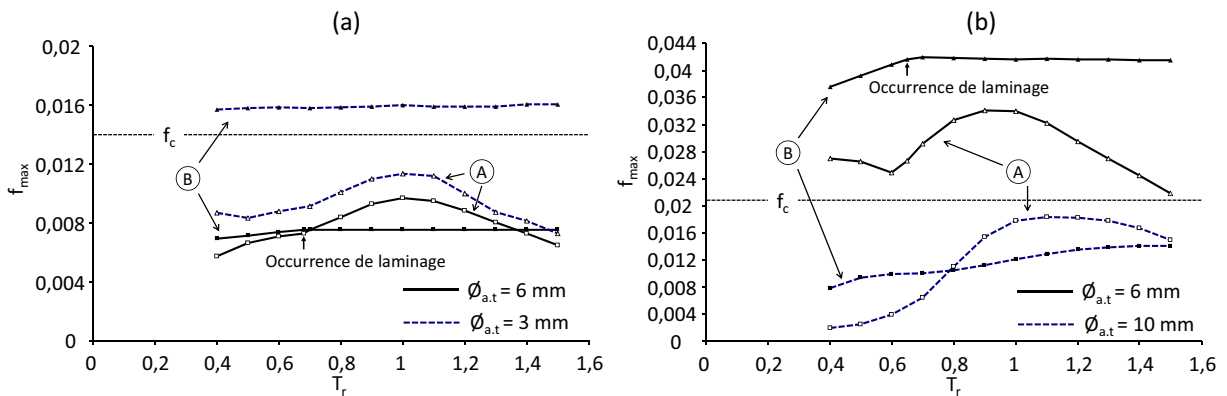


FIGURE 6.8 – Evolution de la fraction volumique de cavités maximale f_{max} en fonction du taux de réduction T_r au raccordement (A) et à l'extrémité (B) : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

A l'extrémité du bord, on observe que l'effet de T_r sur l'endommagement dépend des conditions de relevage. Dans les conditions de relevage sans laminage, f_{max} atteinte au cours du procédé est indépendante de T_r puisque l'amincissement à l'extrémité du bord ne dépend pas de T_r . En effet, l'indépendance de l'épaisseur e_b vis-à-vis du changement de T_r , une fois le relevage effectué sans laminage a été mise en évidence au chapitre 3. Par contre, l'apparition du laminage entraîne une décroissance de f_{max} lorsque T_r diminue. La simulation numérique prévoit donc que le laminage modifie l'état de cette zone après apparition de l'endommagement. Au raccordement, il apparaît que la variation de T_r influe significativement sur f_{max} , principalement à cause de l'évolution de la partie en porte-à-faux avec le taux T_r . La valeur la plus élevée de f_{max} est atteinte pour une valeur de T_r de l'ordre de l'unité. Contrairement à la nuance A6061-O qui présente son maximum à l'extrémité, l'endommagement maximal est observé tantôt au raccordement tantôt à l'extrémité du bord pour la nuance A1050-H14.

En outre, on note que quelle que soit la valeur du taux de réduction T_r , la valeur de f_{max} est inférieure à la valeur critique f_c pour la nuance A1050-H14 alors qu'elle est supérieure à f_c pour la nuance A6061-O. Bien que les deux nuances soient sollicitées par la même géométrie de relevage, les deux matériaux ne sont pas dans le même état d'endommagement puisque la phase de coalescence a commencé pour la nuance A6061-O, ce qui n'est pas le cas pour la nuance A1050-H14.

D'un point de vue pratique, il est intéressant d'étudier la dépendance de l'apparition de la coalescence au diamètre de l'avant-trou $\phi_{a.t}$. Pour ce faire, des simulations numériques ont été effectuées pour

d'autres valeurs de $\phi_{a.t}$ (différentes de 6 mm) conduisant à des valeurs de f inférieures à f_c pour l'alliage d'aluminium A6061-O et supérieures à f_c pour l'alliage d'aluminium A1050-H14. Des évolutions typiques de f_{max} obtenues pour la nuance A1050-H14 avec $\phi_{a.t} = 3$ mm et pour la nuance A6061-O avec $\phi_{a.t} = 10$ mm sont superposées respectivement sur les figures 6.8.a et 6.8.b. Il convient de noter que le laminage n'apparaît pas pour ces deux nouveaux diamètres dans la plage de valeurs de T_r allant de 0,4 jusqu'à 1,5. Dans le cas où f_{max} est inférieure à f_c , on constate que pour les deux nuances, l'endommagement maximal est observé tantôt au raccordement tantôt à l'extrémité du bord. A partir des calculs effectués pour différents diamètres $\phi_{a.t}$ pour la nuance A1050-H14, la valeur de f au raccordement ne dépasse pas sa valeur critique f_c . Par contre, après la coalescence, l'endommagement maximal est toujours observé à l'extrémité du bord. Enfin, il serait intéressant de mener en perspective une étude pour déterminer une valeur critique de $\phi_{a.t}$ pour chaque T_r indiquant le déclenchement de la coalescence pour chaque matériau.

Cette approche a néanmoins présenté une limitation au niveau de la simulation de la rupture du bord. Cette constatation a été déduite d'un calcul. En effet, dans le cas particulier du relevage effectué avec un taux de réduction valant 0,25, une rupture expérimentale du bord a été observée, alors qu'avec l'approche couplée des déformations importantes de l'ordre de 3,5 sont atteintes sans prédire de rupture. Ce constat amène à conclure que le modèle GTN ne permet pas de modéliser correctement la rupture du bord. Ceci est cohérent avec les résultats des travaux de Hambli [72] dans lesquels ce modèle n'a pas permis d'avoir une bonne prédiction de la rupture au cours d'un poinçonnage. Ce résultat semble être dû au fait que le modèle GTN ne prend pas en compte l'endommagement dû au cisaillement qui intervient généralement dans la rupture puisqu'il n'y a pas d'évolution de l'endommagement pour un taux de triaxialité nul. Dans le but de palier cette limitation et de mener à bien la perspective annoncée, il serait intéressant d'intégrer l'une des nombreuses améliorations qui ont été proposées récemment dans la littérature au modèle GTN, comme par exemple [76, 77].

6.3 Comparaison entre l'approche non couplée et l'approche couplée

Il est intéressant d'achever l'analyse de l'endommagement par une comparaison de l'aptitude des deux variantes du modèle 3D à prédire quelques paramètres de relevage. D'un point de vue pratique,

il est important d'effectuer cette comparaison à la fois au niveau de l'évolution de l'effort en fonction du déplacement du poinçon ainsi qu'au niveau de l'apparition des défauts.

Globalement, la courbe effort-déplacement ne présente pas de dépendance notable vis-à-vis de la variante du modèle 3D. En effet, les prédictions de la relation entre l'effort et le déplacement sont très proches avec une loi de comportement sans endommagement, avec l'approche non couplée (modèle BW) ou encore avec l'approche couplée (modèle GTN). Cette observation peut également être étendue aux deux conditions de relevage et aux deux matériaux. Un exemple typique de courbe effort-déplacement est représenté sur les figures 6.9.a et 6.9.b respectivement pour les nuances A1050-H14 et A6061-O, avec un taux de réduction T_r de 1.

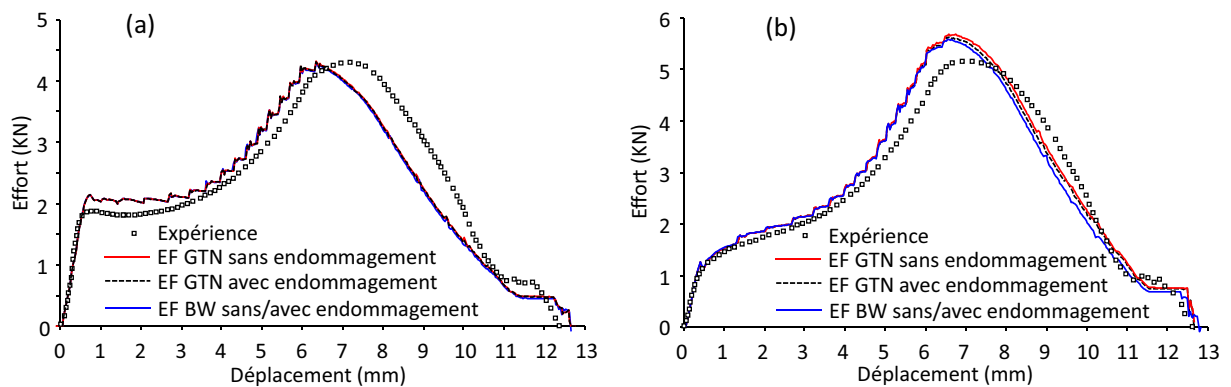


FIGURE 6.9 – Courbes effort-déplacement du poinçon : (a) A1050-H14 (b) A6061-O

La faible influence de l'endommagement sur la courbe est liée principalement à la configuration géométrique retenue pour mener cette étude. Dans la majorité des cas, la phase de coalescence, qui accélère le mécanisme d'endommagement, n'est pas suffisamment avancée pour déclencher largement le processus de coalescence, que ce soit pour les deux matériaux et pour les deux conditions de relevage. En revanche, la faible différence entre la prédiction de la courbe effort-déplacement par les deux approches montre bien l'efficacité de l'extrapolation par morceaux de la loi d'écroutissage adoptée pour décrire au mieux l'adoucissement de la courbe de traction avant rupture.

Le tableau 6.2 regroupe les conclusions quant à la qualité des prédictions de défauts observés sur le bord relevé d'un trou. D'une façon générale, chaque modèle prédit de façon satisfaisante l'apparition de l'aspect de peau d'orange et des strictions pour un relevage sans laminage, quel que soit le matériau. En effet, les deux paramètres ω et f présentent un maximum au même endroit

d'apparition de ces deux défauts. Lorsque le relevage est effectué avec laminage, le modèle GTN est plus performant pour décrire l'évolution de ces deux défauts avec la condition de relevage. En effet, les résultats ont mis en évidence une bonne aptitude du modèle GTN à rendre compte de la variation de l'état des contraintes engendré par la cinématique du procédé de relevage de bord, ce qui conduit à une modification de la position du défaut dans le bord à la fin du procédé. Ce modèle a aussi montré une meilleure aptitude à distinguer les capacités limites des deux nuances étudiées en prédisant la présence de microfissures et de microcavités pour la nuance A6061-O.

TABLE 6.2 – Qualité de prédiction des défauts par les modèles de BW et GTN

Défauts	BW	GTN
Aspect de peau d'orange	Moyenne	Bonne
Strictions	Bonne	Bonne
Microfissures	Non	Bonne
Microcavités	Non	Bonne
Rupture du bord	Bonne	Mauvaise
Rayures	Non	Non

Enfin, bien que l'approche couplée par le modèle GTN présente un certain nombre d'avantages par rapport à l'approche non couplée, des améliorations restent encore à faire pour pouvoir prédire la rupture du bord dans des conditions sévères de relevage.

6.4 Conclusion

Dans cette dernière partie, un modèle 3D du relevage de bord d'un trou en effectuant un couplage entre l'endommagement et l'écrouissage a été développé. La phase d'identification du modèle GTN a nécessité quelques hypothèses pour certains paramètres et a été réalisée pour décrire au mieux l'évolution de l'effort en fonction du déplacement d'un essai de traction pour les autres paramètres.

L'exploitation de la simulation numérique avec l'approche couplée et le modèle GTN a permis de mieux interpréter l'apparition et la localisation de l'aspect de peau d'orange et des strictions lorsque le relevage est effectué sans laminage. Elle a aussi permis de distinguer le cas d'apparition de microcavités de grande taille et de microfissures pour la nuance A6061-O. La pertinence de cette approche est également caractérisée par son aptitude à suivre l'évolution des défauts en fonction de

la condition de relevage. Par exemple, elle a amélioré la description de l'endommagement au cours du relevage en tenant compte de l'état des contraintes introduites par la cinématique complexe de déformation lors de la présence de laminage.

A travers une étude de l'évolution de l'état de l'endommagement en fonction du taux de réduction, on a pu mettre en évidence l'apport de l'approche couplée pour la prédiction et la description de la capacité limite de déformation du bord relevé dans des conditions et des géométries diverses. Toutefois, une amélioration s'avère indispensable pour que ce modèle puisse prédire la rupture lorsque le bord est sollicité dans des conditions sévères de relevage (faibles valeurs de T_r). Une cartographie complète des conditions de relevage pourrait alors être envisagée en se basant sur l'état de l'endommagement et en tenant compte de l'ensemble des paramètres du procédé. Une comparaison entre l'approche non couplée et l'approche couplée a d'ailleurs permis de justifier ces perspectives d'amélioration.

Conclusion générale et perspectives

L'objectif de ce travail était l'analyse de la capacité limite de déformation des tôles dans l'un des procédés de mise en forme par déformation plastique des détails géométriques. Le procédé de relevage de bord d'un trou a été pris comme exemple pour développer une méthodologie d'analyse alliant la modélisation numérique à l'expérimentation. Deux nuances d'aluminium ont été étudiées à savoir, la nuance A6061-O et la nuance A1050-H14.

La première partie est principalement dédiée à la maîtrise technologique du procédé. Elle a permis de rationaliser un savoir et également un savoir-faire sur le procédé de relevage du bord d'un trou. L'analyse de la cinématique du procédé a révélé la distinction de différentes phases apparues au cours du relevage. Ces phases dépendent des conditions de relevage, à savoir un relevage sans laminage, dans lequel, le bord subit principalement le phénomène de flexion puis de pliage et un relevage avec laminage gouverné majoritairement par le refoulement puis le laminage du métal emprisonné entre le poinçon et la matrice. Une valeur critique a été définie pour faire la distinction entre les deux conditions. Cette valeur a été déterminée par l'examen de l'épaisseur du bord après relevage en fonction du taux de réduction.

A travers la variation de taux de réduction, l'effet des conditions de relevage sur les paramètres du procédé et la géométrie du bord a été abordé. L'évolution de l'effort en fonction du déplacement du poinçon a constitué une base pour l'étude des paramètres du procédé. Cette évolution dépend beaucoup des conditions de relevage. Elle présente notamment un deuxième pic d'effort dans les conditions de relevage avec laminage. L'effort maximal de mise en forme, déterminé à partir de cette évolution, a montré une augmentation plus marquée dans le cas du relevage avec laminage.

L'analyse de la géométrie du bord relevé a concerné, dans un premier temps, l'étude des paramètres géométriques usuels tels que l'épaisseur et les hauteurs de l'alésage et du raccordement. Les conditions de relevage sans laminage produisent un bord caractérisé par une épaisseur non uniforme avec un court alésage et un large raccordement. En revanche, le relevage avec laminage produit un

bord caractérisé par une épaisseur uniforme et égale au jeu entre le poinçon et la matrice avec un alésage long et un raccordement court. En plus des paramètres usuels, l'analyse de la géométrie du bord relevé a également permis d'accéder aux paramètres de tolérance géométrique tels que l'erreur radiale, l'erreur de rectitude et l'erreur de circularité. En effet, l'analyse du rayon de l'alésage tout au long du bord a permis de quantifier l'effet des conditions de relevage sur l'erreur radiale et l'erreur de rectitude. Ces erreurs diminuent considérablement à l'apparition du laminage montrant ainsi l'importance de ce phénomène sur l'amélioration de la précision géométrique de l'alésage. L'analyse du rayon a permis aussi d'étudier l'erreur de circularité tout au long du bord dans le cas d'un relevage sans laminage.

En plus de la validation expérimentale et l'exploitation de quelques solutions analytiques, on a veillé à mener cette partie dans un contexte général de comparaison entre les prédictions provenant de diverses variantes de modèles éléments finis 2D et 3D en considérant respectivement plusieurs hypothèses pour la description du comportement des deux matériaux : isotropie, isotropie transverse et orthotropie.

La comparaison entre les différents modèles et l'expérience pour un cas particulier de relevage sans laminage a montré que l'hypothèse d'un comportement isotrope transverse associée au critère de plasticité de Hill permet de décrire de façon satisfaisante une grande partie des paramètres du procédé ou des paramètres géométriques. En revanche, le comportement orthotrope n'est bien décrit que si l'identification des coefficients de Hill est effectuée préférentiellement sur la contrainte d'écoulement.

Les résultats obtenus à l'issue de cette première partie forment un acquis important d'un point de vue industriel.

La deuxième partie du manuscrit est consacrée à l'identification des défauts au cours du relevage dans le but d'analyser la capacité limite de déformation de la tôle. L'identification expérimentale a révélé que le relevage de bord, dans les configurations géométriques retenues, fait principalement intervenir des défauts de surface : aspect de peau d'orange, strictions, microfissures, rayures et également des cavités. La variation de la condition de relevage a mis en évidence la dépendance de l'apparition de ces défauts à ce paramètre. Ainsi, le relevage avec laminage, qui semble à première

vue susceptible de provoquer plus de défauts, n'est finalement pas le cas le plus favorable pour l'apparition des défauts de surface. Toutefois, une rupture totale du bord a été observée dans des conditions de relevage avec un laminage très sévère.

Le recours à la simulation numérique par deux approches a constitué un atout indispensable pour mener à bien ce travail en justifiant l'apparition des défauts. La première approche, non couplée, utilise une notion de la rupture basée sur le modèle de Bao-Wierzbicki (BW). Cette approche a été complétée par une procédure de perte de rigidité de l'élément afin de pouvoir simuler la rupture totale après l'amorçage de la rupture par le modèle de BW. La deuxième approche utilise le couplage de l'endommagement avec la loi d'écrouissage du matériau basé sur le modèle de Gurson-Tvergaard-Needelman (GTN). Bien que la simulation par l'approche non couplée ait montré une bonne aptitude pour décrire la rupture totale et le risque d'apparition de l'aspect de peau d'orange et des strictions, elle a montré ses limitations lors de la prédiction des microfissures et des cavités. A l'exception d'un cas très sévère de relevage de bord avec laminage, l'approche couplée a donné de meilleurs résultats pour la prédiction de la totalité des défauts au cours et après le relevage dans les différentes conditions et pour les différents matériaux.

Avec la méthodologie élaborée, les outils développés et les résultats obtenus au cours de ce travail, il est d'ores et déjà possible de traiter une gamme de problèmes industriels avec un rapport satisfaisant entre la qualité et le temps d'analyse.

En perspective, il serait intéressant d'améliorer les modèles éléments finis pour aboutir à une meilleure description du procédé. En effet, bien que le critère de plasticité de Hill48 ait permis de décrire de manière satisfaisante la plupart des paramètres du procédé, il serait intéressant d'utiliser d'autres critères de plasticité dédiés aux alliages d'aluminium, tels que les critères de Barlat, afin de prédire plus précisément l'ensemble des paramètres du procédé et pour décrire simultanément l'anisotropie de déformation et de contrainte d'écoulement. De plus, les courbes des essais de traction ont montré une dépendance de la ductilité à l'orientation de la tôle. Il serait donc intéressant de prendre en compte la dépendance du processus de rupture et d'endommagement à l'orientation dans le plan de la tôle. Ceci passe par la prise en compte de l'anisotropie dans les modèles de BW et de GTN. Bien que le modèle de GTN ait permis de prédire la majorité des défauts observés en relevage de bord d'un trou, il

n'a pas permis de prédire la rupture du bord. Ce point pourrait être amélioré par la prise en compte de l'endommagement dû au cisaillement dans la formulation de ce modèle. Finalement, il est intéressant de mettre au point des critères permettant de préciser l'apparition des défauts observés. Ceci nécessite la mise au point d'une série de simulations numériques et des expérimentations afin de déterminer des valeurs particulières des différents paramètres de rupture ou d'endommagement indiquant l'amorçage d'un défaut donné.

Bibliographie

- [1] X. Feng, L. Zhongqin, L. Shuhui, and X. Weili. Study on the influences of geometrical parameters on the formability of stretch curved flanging by numerical simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, 145(1) :93 – 98, 2004.
- [2] *ASM Handbook volume 14 : forming and forging, fourth printing*. ASM international, 1996.
- [3] T. Kumagai and H. Saiki. Deformation analysis of hole flanging with ironing of thick sheet metals. *Metals and Materials*, 4(4) :711 – 714, 1998.
- [4] T. Kumagai, H. Saiki, and Y. Meng. Hole flanging with ironing of two-ply thick sheet metals. *Journal of Materials Processing Technology*, 89-90 :51 – 57, 1999.
- [5] S. Thipprakmas, M. Jin, and M. Murakawa. Study on flanged shapes in fineblanked-hole flanging process (fb-hole flanging process) using finite element method (fem). *Journal of Materials Processing Technology*, 192-193 :128 – 133, 2007.
- [6] Y.M. Huang. Hole flanging with ironing process of two-ply thick sheet metal. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 17(2) :221 – 227, 2007.
- [7] D.K. Leu, T.C. Chen, and Y.M. Huang. Influence of punch shapes on the collar-drawing process of sheet steel. *Journal of Materials Processing Technology*, 88(1-3) :134 – 146, 1999.
- [8] S. Thipprakmas and W. Phanitwong. Finite element analysis of flange-forming direction in the hole flanging process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 61 :609–620, 2012.
- [9] S.C. Tang. Large elasto-plastic strain analysis of flanged hole forming. *Computers and Structures*, 13 :363 – 370, 1981.

- [10] Y.M. Huang and K.H. Chien. Influence of the punch profile on the limitation of formability in the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*, 113 :720 – 724, 2001.
- [11] C.L. Li, Y.M. Huang, and Y.W. Tsai. The analysis of forming limit in re-penetration process of the hole-flanging of sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, 201 :256 – 260, 2008.
- [12] Y.M. Huang and K.H. Chien. Influence of cone semi-angle on the formability limitation of the hole-flanging process. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 19 :597–606, 2002.
- [13] A. Krichen, A. Kacem, and M. Hbaieb. Blank-holding effect on the hole-flanging process of sheet aluminum alloy. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(4) :619 – 626, 2011.
- [14] I. Suchy. *Handbook of die design 2nd edition*. McGraw-Hill, 2006.
- [15] S. Thiruvarudchelvan and M.J. Tan. Collar drawing using a urethane pad. *Journal of Materials Processing Technology*, 147(1) :139 – 144, 2004.
- [16] S. Thiruvarudchelvan and M.J. Tan. Investigations into collar drawing using urethane pads. *Journal of Materials Processing Technology*, 191(1-3) :87 – 91, 2007.
- [17] H.S. Lin, C.Y. Lee, and C.H. Wu. Hole flanging with cold extrusion on sheet metals by fe simulation. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(1) :168 – 174, 2007.
- [18] H.S. Lin and C.W. Tung. An investigation of cold extruding hollow flanged parts from sheet metals. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 47(14) :2133 – 2139, 2007.
- [19] A. Petek, B. Jurisevic, K. Kuzman, and M. Junkar. Comparison of alternative approaches of single point incremental forming processes. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(4) :1810 – 1815, 2009.
- [20] G. Centeno, M.B. Silva, V.A.M. Cristino, C. Vallellano, and P.A.F. Martins. Hole-flanging by incremental sheet forming. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 59 :46 – 54, 2012.

- [21] Z. Cui, L. Gao, and Q.J. Lu. Application of cnc incremental forming in hole-flanging process. *Chinese Journal of Materials for Mechanical Engineering*, 32(7) :5 – 8, 2008.
- [22] Z. Cui and L. Gao. Studies on hole-flanging process using multistage incremental forming. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, 2(2) :124 – 128, 2010.
- [23] D.I Hyun, S.M Oak, S.S Kang, and Y.H Moon. Estimation of hole flangeability for high strength steel plates. *Journal of Materials Processing Technology*, 130-131 :9 – 13, 2002.
- [24] T.C. Chen. An analysis of forming limit in the elliptic hole-flanging process of sheet metal. *Journal of Materials Processing Technology*, 192-193 :373 – 380, 2007.
- [25] Y.M. Huang and K.H. Chien. The formability limitation of the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*, 117(1-2) :43 – 51, 2001.
- [26] S.P. Keeler and W.A. Backofen. Plastic instability and fracture in sheets stretched over rigid punches. *Trans. ASM*, 56 :25 – 48, 1963.
- [27] G.M. Goodwin. Application of strain analysis to sheet metal forming problems in the press shop. *SAE Technical Paper 680093*, 1968.
- [28] R. Arrieux, C. Bedrin, and M. Boivin. Determination of an intrinsic forming limit stress diagram for isotropic metal sheets. *Proceedings of the 12th IDDRG congress WG2, Santa Margherita Ligure*, pages 61 – 71, 1982.
- [29] N. Asnafi. On stretch and shrink flanging of sheet aluminium by fluid forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 96(1-3) :198 – 214, 1999.
- [30] M.J. Worswick and M.J. Finn. The numerical simulation of stretch flange forming. *International Journal of Plasticity*, 16(6) :701 – 720, 2000.
- [31] V. Uthaisangasuk, U. Prah, and W. Bleck. Stress based failure criterion for formability characterisation of metastable steels. *Computational Materials Science*, 39(1) :43 – 48, 2007.
- [32] D.K. Leu. Finite-element simulation of hole-flanging process of circular sheets of anisotropic materials. *International Journal of Mechanical Sciences*, 38(8-9) :917 – 933, 1996.
- [33] S. Oh, C.C. Chen, and S. Kobayashi. Ductile failure in axisymmetric extrusion and drawing. part 2. workability in extrusion and drawing. *ASME Journal of Engineering for Industry*, 101 :36 – 44, 1979.

- [34] M.G. Cockroft and D.J. Latham. Ductility and workability of metals. *Journal of the institute of metals*, 96 :33 – 39, 1968.
- [35] M. Oyane, T. Sato, K. Okimoto, and S. Shima. Criteria for ductile fracture and their applications. *Journal of Mechanical Working Technology*, 4 :65 – 81, 1980.
- [36] M. Ayada, T. Higashino, and K. Mori. Central bursting in extrusion of inhomogeneous materials. *Proceedings of the First ICTP. Adv. Technol. of Plast.*, 1 :553 – 558, 1984.
- [37] H. Takuda and N. Hatta. Numerical analysis of formability of a commercially pure zirconium sheet in some sheet forming processes. *Materials Science and Engineering : A*, 242(1-2) :15 – 21, 1998.
- [38] H. Takuda, K. Mori, H. Fujimoto, and N. Hatta. Prediction of forming limit in bore-expanding of sheet metals using ductile fracture criterion. *Journal of Materials Processing Technology*, 92-93 :433 – 438, 1999.
- [39] Y. Bao. *Prediction of ductile crack formation in uncracked bodies (thèse)*. Massachusetts Institute of Technology, Boston, 2003.
- [40] Y. Bao and T. Wierzbicki. On fracture locus in the equivalent strain and stress triaxiality space. *International Journal of Mechanical Sciences*, 46(1) :81 – 98, 2004.
- [41] M. Giglio, A. Manes, and F. Vigano. Ductile fracture locus of ti-6al-4v titanium alloy. *International Journal of Mechanical Sciences*, 54(1) :121 – 135, 2012.
- [42] K. Chung, N. Ma, T. Park, D. Kim, D. Yoo, and C. Kim. A modified damage model for advanced high strength steel sheets. *International Journal of Plasticity*, 27(10) :1485 – 1511, 2011.
- [43] J. Lemaitre. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 107 :83 – 89, 1985.
- [44] A.L. Gurson. Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth : Part i - yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, 99 :2 – 15, 1977.
- [45] V. Tvergaard. Influence of voids on shear band instabilities under plane strain conditions. *International Journal of Fracture*, 17 :389 – 407, 1981.
- [46] V. Tvergaard. On localization in ductile materials containing spherical voids. *International Journal of Fracture*, 18 :237 – 252, 1982.

- [47] V. Tvergaard and A. Needleman. Analysis of the cup-cone fracture in a round tensile bar. *Acta Metallurgica*, 32 :157 – 169, 1984.
- [48] J. Lemaitre and J.L. Chaboche. *Mécanique des matériaux solides, 2ème édition*. Dunod Paris, 1996.
- [49] C.C. Chu and A. Needleman. Void nucleation effects in biaxially stretched sheets. *Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME*, 102 :249 – 256, 1980.
- [50] H. Badreddine, C. Labergère, K. Saanouni, W. Rajhi, A. Rassineux, and D. Kircher. Fe elastoplastic damage model with 2d adaptive remeshing procedure for fracture prediction in metal forming simulation. *International Journal of Material Forming*, 1 :109 – 112, 2008.
- [51] V. Uthaisangasuk, U. Prah, and W. Bleck. Stretch-flangeability characterisation of multiphase steel using a microstructure based failure modelling. *Computational Materials Science*, 45(3) :617 – 623, 2009.
- [52] S. Thuillier and P.Y. Manach. Comparison of the work-hardening of metallic sheets using tensile and shear strain paths. *International Journal of Plasticity*, 25(5) :733 – 751, 2009.
- [53] N.M. Wang and M.L. Wenner. An analytical and experimental study of stretch flanging. *International Journal of Mechanical Sciences*, 16(2) :135 – 143, 1974.
- [54] R. Hill. A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London May 27. Series A : Mathematical Physical and Engineering Sciences*, 193 :281 – 297, 1948.
- [55] O.D. Sherby J.E. Hockett. Large strain deformation of polycrystalline metals at low homologous temperatures. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 23 :87 – 98, 1975.
- [56] E. Voce. The relationship between stress and strain for homogeneous deformation. *Journal of the Institute of Metals*, 74 :537 – 562, 1948.
- [57] A. Kacem, A. Krichen, and P.Y. Manach. Occurrence and effect of ironing in the hole-flanging process. *Journal of Materials Processing Technology*, 211(10) :1606 – 1613, 2011.
- [58] H. Soussi. Analyse de la limite de déformation du soyage. *Rapport mastère à l'École Nationale d'Ingénieurs de Sfax*, 2011.

- [59] H. Soussi, H. Ketata, and A. Krichen. Identification de l'endommagement d'une tôle en aluminium soumise à l'expansion. *Premier Congrès International Matériaux, Environnement et Durabilité, Tunisie*, 2012.
- [60] F. Barlat, D.J. Lege, and J.C. Brem. A six-component yield function for anisotropic materials. *International Journal of Plasticity*, 7(7) :693 – 712, 1991.
- [61] H.L. Yu and D.Y. Jeong. Application of a stress triaxiality dependent fracture criterion in the finite element analysis of unnotched charpy specimens. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 54(1) :54 – 62, 2010.
- [62] M. Luo and T. Wierzbicki. Numerical failure analysis of a stretch-bending test on dual-phase steel sheets using a phenomenological fracture model. *International Journal of Solids and Structures*, 47(22-23) :3084 – 3102, 2010.
- [63] D. Mohr and F. Ebnoether. Plasticity and fracture of martensitic boron steel under plane stress conditions. *International Journal of Solids and Structures*, 46(20) :3535 – 3547, 2009.
- [64] ABAQUS. *Version 6.10 Documentation*. 2010.
- [65] A. Hillerborg, M. Modeer, and P.E. Petersson. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cement and Concrete Research*, 6(6) :773 – 781, 1976.
- [66] Y. Li and T. Wierzbicki. Prediction of plane strain fracture of ahss sheets with post-initiation softening. *International Journal of Solids and Structures*, 47(17) :2316 – 2327, 2010.
- [67] M. Dunand and D. Mohr. Hybrid experimental-numerical analysis of basic ductile fracture experiments for sheet metals. *International Journal of Solids and Structures*, 47(9) :1130 – 1143, 2010.
- [68] Y. Bao and T. Wierzbicki. On the cut-off value of negative triaxiality for fracture. *Engineering Fracture Mechanics*, 72(7) :1049 – 1069, 2005.
- [69] N. Benseddiq and A. Imad. A ductile fracture analysis using a local damage model. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 85(4) :219 – 227, 2008.

- [70] M. Farzin, H.R. Javani, M. Mashayekhi, and R. Hambli. Analysis of blanking process using various damage criteria. *Journal of Materials Processing Technology*, 177(1-3) :287 – 290, 2006.
- [71] Z. Chen and X. Dong. The gtn damage model based on hill48 anisotropic yield criterion and its application in sheet metal forming. *Computational Materials Science*, 44(3) :1013 – 1021, 2009.
- [72] R. Hambli. Comparison between lemaître and gurson damage models in crack growth simulation during blanking process. *International Journal of Mechanical Sciences*, 43(12) :2769 – 2790, 2001.
- [73] M. Rachik, J.M. Roelandt, and A. Maillard. Some phenomenological and computational aspects of sheet metal blanking simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, 128(1-3) :256 – 265, 2002.
- [74] K.C. Liao. Applications of anisotropic yield criteria to porous sheet metal forming simulations. *Materials and Design*, 29(5) :1000 – 1010, 2008.
- [75] H. Marouani, A. Ben Ismail, E. Hug, and M. Rachik. Numerical investigations on sheet metal blanking with high speed deformation. *Materials and Design*, 30(9) :3566 – 3571, 2009.
- [76] K. Nahshon and J.W. Hutchinson. Modification of the gurson model for shear failure. *European Journal of Mechanics - A/Solids*, 27(1) :1 – 17, 2008.
- [77] K.L. Nielsen and V. Tvergaard. Failure by void coalescence in metallic materials containing primary and secondary voids subject to intense shearing. *International Journal of Solids and Structures*, 48(9) :1255 – 1267, 2011.