



HAL
open science

Caractérisation et prédiction des défauts d'aspect des ouvrants automobiles

Alban Le Port

► **To cite this version:**

Alban Le Port. Caractérisation et prédiction des défauts d'aspect des ouvrants automobiles. Mécanique des matériaux [physics.class-ph]. Université de Bretagne Sud, 2010. Français. NNT: . tel-00723872

HAL Id: tel-00723872

<https://theses.hal.science/tel-00723872>

Submitted on 15 Aug 2012

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

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



THÈSE / UNIVERSITÉ DE BRETAGNE-SUD

UFR Sciences et Sciences de l'Ingénieur
sous le sceau de l'Université Européenne de Bretagne

Pour obtenir le grade de :
DOCTEUR DE L'UNIVERSITÉ DE BRETAGNE-SUD
Mention : Sciences Pour l'Ingénieur
Spécialité : Sciences et Génie des Matériaux
École Doctorale SICMA

présentée par

Alban Le Port

Laboratoire d'Ingénierie des MATériaux de Bretagne
Université de Bretagne-Sud

Caractérisation et Prédiction des Défauts d'Aspect sur les Ouvrants Automobiles

Thèse soutenue le 13 décembre 2010,
devant la commission d'examen composée de :

M. Jean-Claude Gélín
Professeur, Institut FEMTO, Besançon / Rapporteur

M. Fabrice Morestin
Maître de conférences HDR, INSA, Lyon / Rapporteur

M. Robert Arrieux
Professeur, Université de Savoie / Examineur

Mme. Elisabeth Massoni
Maître de recherche, Ecole des Mines de Paris / Examineur

M. Arnaud Poitou
Professeur, Ecole Centrale de Nantes / Examineur

Mlle. Joëlle Garabed
Ingénieur PSA Peugeot Citroën / Invitée

M. Pierre-Yves Manach
Professeur, Université de Bretagne-Sud / Directeur de thèse

Mme. Sandrine Thuillier
Professeure, Université de Bretagne-Sud / Co-directrice de thèse

Table des matières

| | |
|---|-----------|
| Introduction | 1 |
| Contexte de l'étude | 1 |
| Les défauts d'aspect des ouvrants automobiles | 2 |
| Composition du mémoire | 6 |
| 1 Etat de l'art sur la caractérisation et la prédiction des défauts d'aspect | 9 |
| 1.1 Caractérisation expérimentale des défauts d'aspect | 9 |
| 1.1.1 Diffractométrie | 10 |
| 1.1.2 Courbure | 11 |
| 1.1.3 Méthode optique | 15 |
| 1.2 Prédiction numérique des défauts d'aspect | 16 |
| 1.3 Introduction au calcul de courbure | 20 |
| 1.4 Conclusions | 21 |
| 2 Comportement mécanique des matériaux | 25 |
| 2.1 Introduction | 25 |
| 2.2 Caractérisation du comportement mécanique | 26 |
| 2.2.1 Traction uniaxiale | 27 |
| 2.2.2 Cisaillement simple | 30 |
| 2.2.3 Expansion biaxiale | 32 |
| 2.3 Loi de comportement | 34 |
| 2.3.1 Domaine d'élasticité | 34 |
| 2.3.2 Critère de plasticité de Hill 1948 | 34 |
| 2.3.3 Ecrouissage isotrope | 35 |
| 2.4 Identification des paramètres matériau | 35 |
| 2.4.1 Matériau DP500 | 36 |
| 2.4.2 Matériau DC04 | 39 |
| 2.5 Conclusions | 41 |
| 3 Caractérisation expérimentale du défaut d'aspect en coin de cadre | 43 |
| 3.1 Mise au point d'un essai de laboratoire | 43 |
| 3.1.1 Eléments du cahier des charges | 43 |
| 3.1.2 Conception du dispositif de tombage | 44 |

| | | |
|----------|---|------------|
| 3.1.3 | Acquisition des signaux | 48 |
| 3.1.4 | Mesures géométriques | 49 |
| 3.2 | Localisation et caractérisation des défauts d'aspect | 51 |
| 3.2.1 | Méthode de profondeur de profils | 51 |
| 3.2.2 | Méthode de courbure de profils | 53 |
| 3.2.3 | Comparaison des méthodes sur un cas test | 58 |
| 3.3 | Résultats | 59 |
| 3.3.1 | Efforts de tombage | 59 |
| 3.3.2 | Défaut d'aspect | 60 |
| 3.4 | Influence des paramètres du procédé | 63 |
| 3.4.1 | Hauteur de bord | 63 |
| 3.4.2 | Vitesse de tombage | 70 |
| 3.4.3 | Rayon de tombage | 74 |
| 3.4.4 | Rayon de raccord | 76 |
| 3.4.5 | Procédé de découpe des flans | 78 |
| 3.4.6 | Bilan | 81 |
| 3.5 | Conclusions | 81 |
| 4 | Simulation numérique du défaut d'aspect en coin de cadre | 85 |
| 4.1 | Mise en donnée | 85 |
| 4.1.1 | Modèle de comportement | 85 |
| 4.1.2 | Maillage | 86 |
| 4.1.3 | Conditions de contact | 86 |
| 4.1.4 | Etapas de calcul | 88 |
| 4.1.5 | Résultats | 89 |
| 4.1.6 | Origine du défaut d'aspect en coin de cadre | 91 |
| 4.2 | Sensibilité au maillage | 94 |
| 4.3 | Influence des paramètres du procédé | 96 |
| 4.3.1 | Hauteur de bord | 96 |
| 4.3.2 | Rayon de tombage | 98 |
| 4.3.3 | Rayon de raccord | 99 |
| 4.4 | Utilisation d'éléments coques | 100 |
| 4.5 | Bilan des défauts d'aspect | 103 |
| 4.6 | Conclusions | 104 |
| 5 | Etude de défauts d'aspect industriels | 107 |
| 5.1 | Coin de cadre | 107 |
| 5.1.1 | Observations | 108 |
| 5.1.2 | Mesures expérimentales | 109 |
| 5.1.3 | Simulations numériques | 113 |
| 5.2 | Poignée de porte | 114 |
| 5.3 | Conclusions | 116 |

| | |
|--|------------|
| Conclusions et perspectives | 119 |
| A Dessins de définition des éléments du dispositif de tombage | 129 |
| A.1 Machine BUP 200 | 130 |
| A.2 Assemblage du dispositif | 131 |
| A.3 Matrice fixe | 132 |
| A.4 Matrice amovible | 133 |
| A.5 Presseur fixe | 134 |
| A.6 Presseur amovible | 135 |
| A.7 Lame fixe | 136 |
| A.8 Lame amovible | 137 |

Introduction

Contexte de l'étude

Cette étude s'inscrit dans le cadre du projet EMOA, qui signifie Excellence dans la Maîtrise de l'Ouvrant Automobile Haut de Gamme [1]. Ce projet est labellisé par le pôle de compétitivité iDforCAR [2] et financé par la Région Bretagne, le Conseil Général du Morbihan et la DGCIS. Les objectifs stratégiques du projet EMOA sont de maîtriser la qualité et de réduire les coûts et les délais de mise en service des produits ouvrants haut de gamme automobile.

Les partenaires du projet apparaissent sur la figure 1, le pilote du projet est PSA Peugeot Citroën. Les partenaires industriels sont ArcelorMittal, ESI Group, le CETIM, Ouest Emboutissage et E. Leclerc outils coupants de précision. Les partenaires universitaires sont le LIMATB de l'Université de Bretagne-Sud, le CROMEP de l'école des mines d'Albi, l'IRCCYN, l'IRISA et l'ENS Cachan.



FIG. 1 – Logos des partenaires industriels et universitaires du projet EMOA

Le projet est subdivisé en douze lots suivant deux axes majeurs : la maîtrise parfaite de la mise en forme des tôles minces par emboutissage et sertissage, et la conception innovante des outils d'emboutissage et de sertissage pour la petite série haut de gamme.

Cette étude s'inscrit dans quatre lots du premier axe :

- Lot 2. Matériau Pièce. Caractérisation du comportement en mise en forme, modélisation et identification des modèles rhéologiques adaptés aux nouveaux matériaux.

- Lot 3. Aspect (pièces réelles). Compréhension des modes de déformations qui induisent les défauts d’aspect. Classification des défauts d’aspect par type, criticité et conditions d’apparition sur un échantillon représentatif de pièces (nues ou assemblées serties).
- Lot 4. Aspect (dispositifs de laboratoires). Reproduction sur des moyens de laboratoire simples de défauts d’aspect précis.
- Lot 5. Aspect (Simulation). Intégration des modifications logicielles permettant d’améliorer notablement l’outil de simulation et ses applicatifs concernant les défauts d’aspect. Développement d’un système expert permettant de diagnostiquer, visualiser et anticiper les risques de défauts d’aspect sur les pièces en fonction de leur géométrie, des conditions de process, du matériau, etc...

Les travaux de cette étude consistent en un arrangement de ces lots. Dans un premier temps, les défauts d’aspect d’une pièce industrielle ont été étudiés (lot 3). A partir des constatations sur la pièce industrielle, un dispositif de laboratoire reproduisant un défaut d’aspect a été conçu (lot 4). Le procédé du dispositif de laboratoire a été simulé (lot 5) en utilisant une loi de comportement précédemment identifiée (lot 2). Ceci est une synthèse des travaux effectués, ils ne sont pas présentés dans cet ordre dans ce document.

Les défauts d’aspect des ouvrants automobiles

Un défaut d’aspect sur le produit fini est perçu par le client comme une irrégularité de réflexion de la lumière sur une surface peinte. Il s’agit d’une déficience subjective qui est ressentie différemment selon les conditions d’exposition et le type de peinture. Par exemple, une lumière rasante (coucher de soleil) réfléchi sur une peinture métallisée rouge ou noire sont des conditions qui mettent en valeur les défauts d’aspect (Fig. 2).

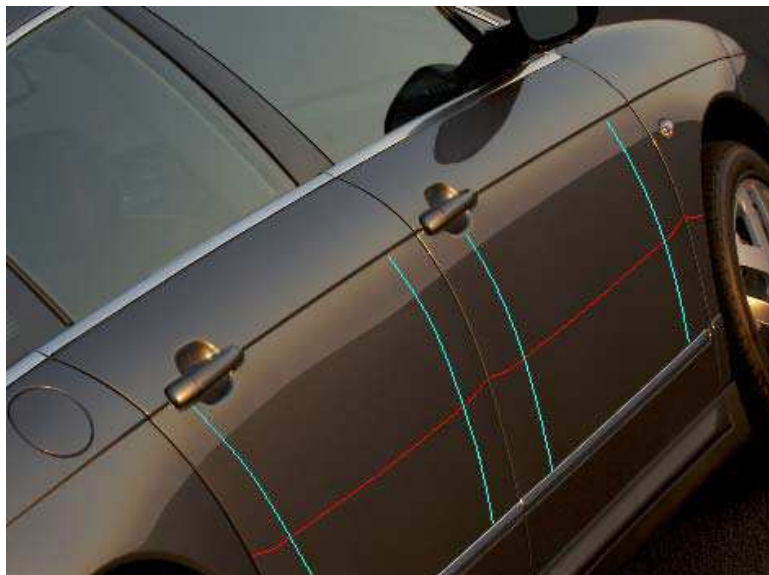


FIG. 2 – Mise en évidence d’un défaut d’aspect sur les portes d’un véhicule lié au manque de tendu [1] : la projection de la ligne d’horizon n’est pas régulière

Les défauts d'aspect sont généralement des creux, dont les dimensions sont de l'ordre de quelques dizaines de micromètres en profondeur et quelques dizaines de millimètres en longueur et en largeur [1]. La figure 3 illustre les dimensions d'un creux sur une surface plane, qui est une représentation idéalisée d'un défaut d'aspect. En effet, à cause de la géométrie des carrosseries automobiles, les défauts d'aspect apparaissent plus fréquemment sous la forme de creux sur une surface galbée. De plus, les dimensions du creux d'un défaut d'aspect ne sont pas systématiquement finies. Leurs longueurs, par exemple, peut couvrir toute la surface d'une tôle.

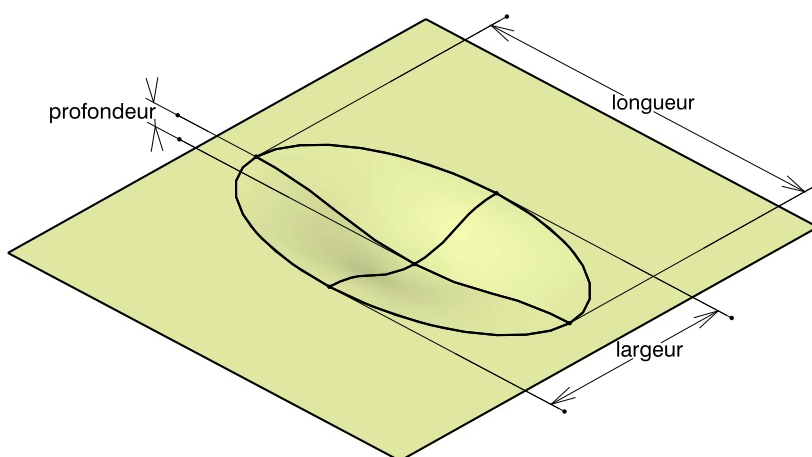


FIG. 3 – Schéma d'un creux sur une surface plane

Les défauts d'aspect sont classés par leur facilité à être perçus, à l'aide d'un paramètre appelé criticité. Un défaut d'aspect aura une criticité faible si seuls les techniciens spécialisés arrivent à le détecter sous certains éclairages, par contre il aura une criticité forte s'il est ressenti par le client. A l'heure actuelle, la criticité des défauts d'aspect est attribuée lors d'une inspection appelée démerite. Les défauts d'aspect sont cotés selon des critères de pondération présentés dans le tableau 1. Pour être conforme, une pièce doit avoir la somme des cotations de tous ses défauts d'aspect inférieure à une valeur seuil. Selon le positionnement dans la gamme, ce seuil est plus ou moins élevé. Il est plus grand pour les véhicules d'entrée de gamme que pour les véhicules haut de gamme pour lesquels une haute qualité d'aspect est exigée.

TAB. 1 – Cotation et critère de pondération des défauts d'aspect chez PSA Peugeot Citroën

| Cotation | Critère de pondération |
|-----------|---|
| 30 points | défaut d'aspect entraînant le rebut de la pièce |
| 10 points | défaut d'aspect important, critiqué à coup sûr par le client et entraînant la retouche de la pièce |
| 5 points | défaut d'aspect gênant, généralement jugé visible par le client et entraînant la retouche de la pièce |
| 3 points | défaut d'aspect mineur, détecté par un spécialiste sous certaines conditions d'éclairage et sous un certain angle de vision, il peut entraîner la remise en état des outillages |

Ce travail de thèse, de par son intégration dans le projet EMOA, ne traite que des défauts d'aspect apparaissant sur les ouvrants automobiles, à savoir les portes, le capot moteur et la malle arrière. Les autres panneaux de carrosserie, tels que les ailes ou le pavillon, sont également concernés par les défauts d'aspect, mais n'étant pas des ouvrants ils ne seront que brièvement mentionnés.

La figure 4 et le tableau 2 recensent les localisations, origines physiques et profondeurs des différents types de défauts d'aspect rencontrés sur les ouvrants automobiles. Ils apparaissent habituellement dans des zones peu déformées mais situées au voisinage de changements géométriques brusques. Les formes avec des contre-emboutis provoquent des défauts appelés "oreilles de Mickey" à leurs extrémités. Les lignes de style entraînent des traces de glissement et des marquages de la surface dus au contact sur l'outil. Des plats apparaissent dans les zones faiblement galbées. Les zones de raccordement entre le panneau de porte et les montants, et entre les montants sont propices aux creux.

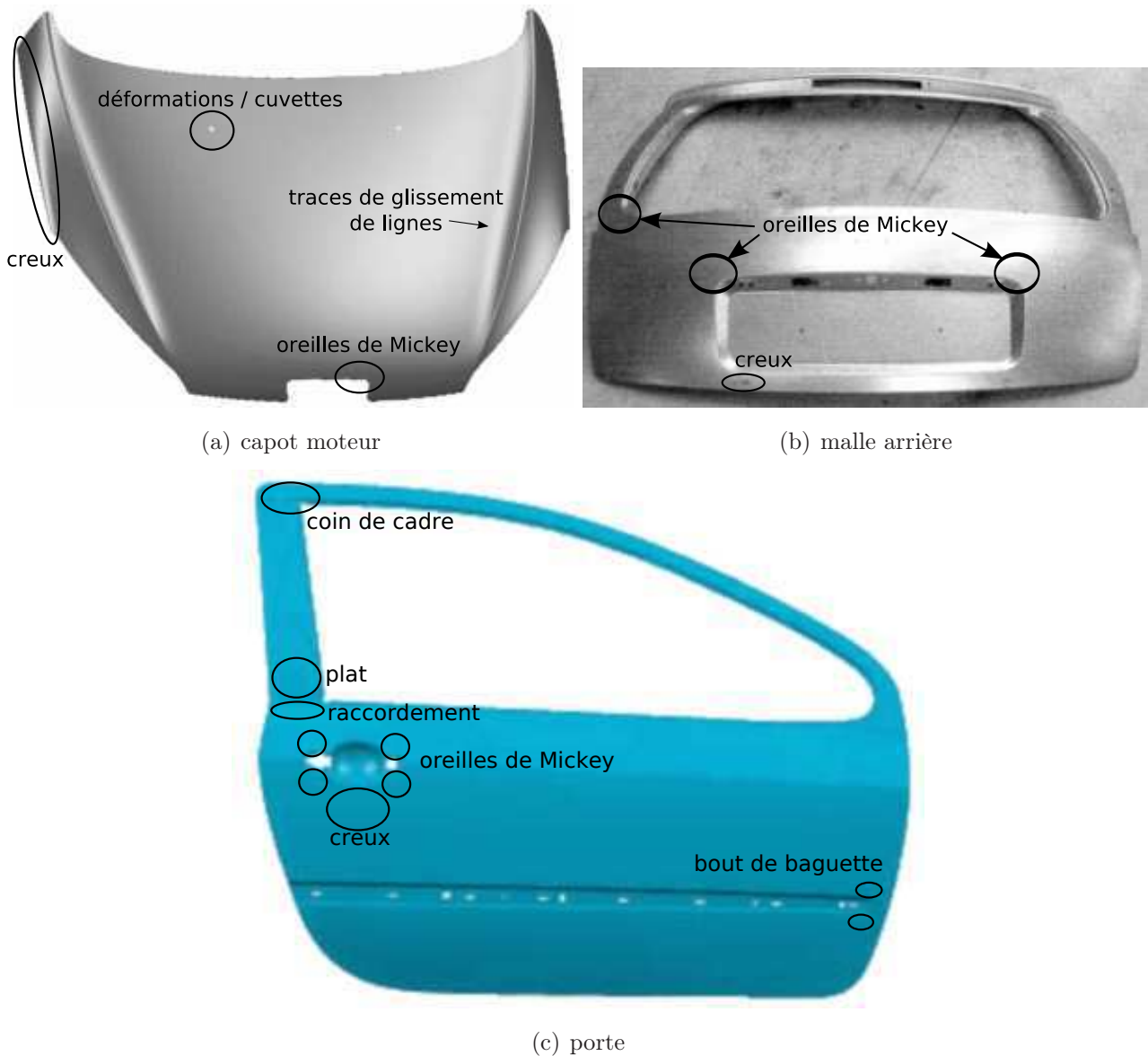


FIG. 4 – Localisation des principaux défauts d'aspect sur les ouvrants automobiles [3]

TAB. 2 – Récapitulatif des défauts d'aspect les plus couramment rencontrés en emboutissage

| type de défaut | localisation et origine physique | profondeur (mm) |
|----------------------|--|-----------------|
| oreilles de Mickey | défaut autour des poignées de porte, des trappes à carburant, des plaques de police, autour des bandeaux de protection de portes | quelques 1/100 |
| déformation en creux | défaut dû à un manque de galbe général | quelques 1/10 |
| zones en creux | défauts dans les zones de raccord entre les montants de porte et les panneaux, zone custode sur un coté d'habitable | quelques 1/100 |
| défauts en creux | défauts créés lors d'un tombage ou d'un calibrage de rayon : zones protégées à l'opération d'embouti, zone de tombage dans les coins d'encadrement | quelques 1/100 |
| ondulations | défauts dus à un manque de puissance des presseurs de reprise ou manque de mise au point sur les outils de tombage | quelques 1/100 |
| glissements de ligne | défaut d'équilibrage de la tension de la tôle de part et d'autre d'une ligne lumière. Cela engendre des marques de glissement du flan sur l'outil | quelques 1/100 |

Pour obtenir sa forme finale à partir d'une tôle plane, un ouvrant subit des opérations de mise en forme, de reprise et d'assemblage (Fig. 5). La plupart des défauts d'aspect sont initiés dès la première opération d'emboutissage où la tôle prend sa forme globale. Cependant, certains défauts peuvent apparaître ou être amplifiés lors des opérations de reprise et d'assemblage.

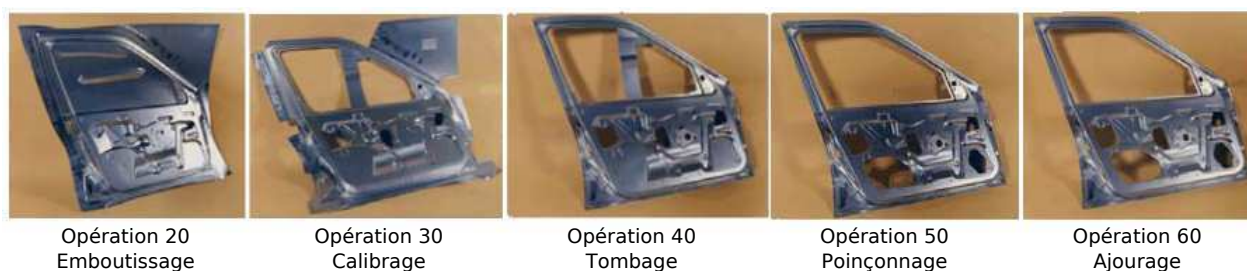


FIG. 5 – Exemple de gamme d'emboutissage sur une doublure de porte [1]

Composition du mémoire

Ce mémoire est composé de cinq chapitres :

Le premier chapitre présente l'état de l'art quant à la caractérisation et la prédiction des défauts d'aspect sur les carrosseries automobiles. Les techniques de caractérisations actuellement utilisées dans l'industrie sont présentées. Les améliorations proposées dans la littérature, notamment fondées sur la courbure locale, sont détaillées et critiquées. Les études numériques des défauts d'aspect, et la corrélation avec les résultats expérimentaux sont exposées. Certaines études proposent de caractériser géométriquement les défauts d'aspect alors que d'autres établissent des critères d'apparition.

Le second chapitre concerne la caractérisation et l'identification du comportement mécanique des matériaux de l'étude. Les essais mécaniques menés pour caractériser le comportement des matériaux de l'étude sont présentés. Les paramètres matériau d'une loi de comportement élasto-plastique anisotrope sont identifiés par optimisation sur deux matériaux. Les résultats de l'identification sont comparés à l'expérimental pour discuter de la validité et des faiblesses du modèle de comportement retenu.

Le troisième chapitre est consacré à l'étude expérimentale d'un défaut d'aspect obtenu à partir d'un essai de laboratoire. La conception d'un dispositif de tombage destiné à reproduire un défaut d'aspect en coin de cadre est détaillée. Des éprouvettes ont été démeritées par les méthodes actuelles pour déterminer la criticité du défaut d'aspect produit. Le traitement de la mesure des éprouvettes est présenté. Deux méthodes de caractérisation des défauts d'aspect, fondées sur l'exploitation de profils parallèles, sont utilisées. Les caractéristiques du défaut d'aspect produit sont comparées entre les trois matériaux. L'influence des paramètres du procédé de tombage sur le défaut est étudiée.

Le quatrième chapitre porte sur la simulation numérique du procédé du dispositif de tombage dans le but de reproduire son défaut d'aspect. La loi de comportement identifiée au second chapitre est introduite en standard dans la code éléments finis Abaqus. Les paramètres de la simulation, tels que le maillage du flan, les conditions de contact et les étapes de calcul sont détaillés. La cause d'apparition du défaut d'aspect en coin de cadre est déterminée. Une étude de l'influence du maillage est effectuée en faisant varier la taille des éléments sur la surface de l'éprouvette et le nombre d'éléments dans l'épaisseur. L'influence numérique des paramètres du procédé de tombage est étudiée, et les résultats sont comparés avec ceux de l'étude expérimentale.

Le cinquième et dernier chapitre est relatif à l'étude des défauts d'aspect sur des cas industriels. La porte avant du projet A51 fait l'objet d'une analyse poussée. Ses défauts d'aspect sont observés par différentes méthodes. Une attention particulière est portée sur le défaut en coin de

cadre, sa surface est digitalisée afin d'obtenir les dimensions du défaut d'aspect. Des simulations numériques sont effectuées avec le code éléments finis PamStamp pour tenter de reproduire le défaut d'aspect expérimental. Les défauts d'aspect d'une poignée de porte du projet T87 sont démerités, et sa surface est digitalisée à deux étapes de la mise au point des outils de presse. Les défauts d'aspect sont caractérisés aux deux étapes afin de déterminer si la criticité globale a diminué après le plan d'action.

Chapitre 1

Etat de l'art sur la caractérisation et la prédiction des défauts d'aspect

Le sujet de la thèse couvre deux domaines distincts : la caractérisation géométrique des défauts d'aspect et leur prédiction numérique. Les différents travaux effectués dans ces domaines sont présentés dans ce chapitre.

Les défauts d'aspect ont été étudiés pour diverses applications, telles que l'emballage cosmétique [4], la hiérarchisation des états topographiques des surfaces réfléchissantes [5], les surfaces des pièces polymères obtenues par injection [6, 7], ou le contrôle des verres décorés par sérigraphie [8]. Dans cette étude, l'état de l'art sur la caractérisation et la prédiction des défauts d'aspect est focalisée sur les applications aux pièces de carrosserie automobile.

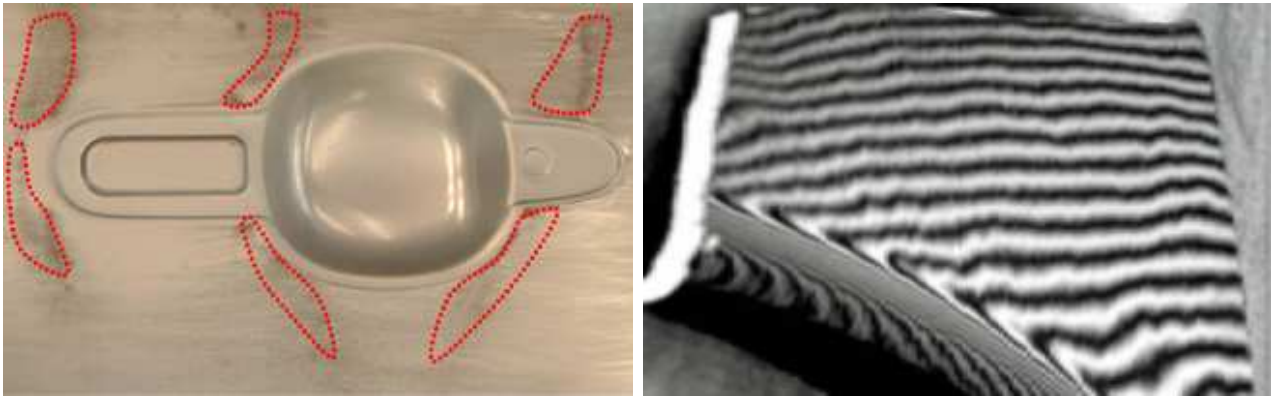
Ce chapitre présente dans un premier temps les méthodes de caractérisation des défauts d'aspect utilisées dans l'industrie et décrites dans la littérature. Dans un deuxième temps la prédiction numérique de la localisation et de la forme des défauts d'aspect est abordée. La dernière partie est dédiée au calcul de courbure, qui sera utilisé par la suite pour caractériser les défauts d'aspect.

1.1 Caractérisation expérimentale des défauts d'aspect

A l'heure actuelle, les défauts d'aspect sont analysés lors de la mise au point (MAP) des outils de mise en forme par des techniciens appelés démériteurs. Les démériteurs sont entraînés à détecter les défauts d'aspect avant mise en peinture en utilisant principalement deux techniques :

- le pierrage, illustré sur la figure. 1.1(a), consiste à poncer la surface du flan avec une pierre plane ; les zones non poncées mettent en valeur la présence de creux. Les résultats de cette méthode dépendent fortement de la direction de pierrage,
- la visualisation dans une chambre à néons (Fig. 1.1(b)). La pièce est recouverte d'un film de pétrole pour augmenter son pouvoir réfléchissant, et est placée sous une rampe de néons parallèles. Les défauts d'aspect sont ainsi mis en valeur par les irrégularités de réflexion des bandes lumineuses.

Les défauts d'aspect sont également analysés en fin de fabrication par des techniciens palucheurs. Le paluchage consiste à passer la main sur la surface inspectée pour en détecter les irrégularités.



(a) pierrage [9]

(b) visualisation dans une chambre à néons [1]

FIG. 1.1 – Méthodes de détection des défauts d'aspect

La suite de cette partie est consacrée à la description des techniques de caractérisation décrites dans la littérature, mais pas encore utilisées de manière systématique.

1.1.1 Diffractométrie

Le procédé de diffractométrie [10] consiste à réfléchir la lumière depuis une source placée sous une caméra sur un écran réflecteur courbé vers la caméra (Fig. 1.2), ce qui permet d'obtenir une image améliorée de la qualité d'une surface.

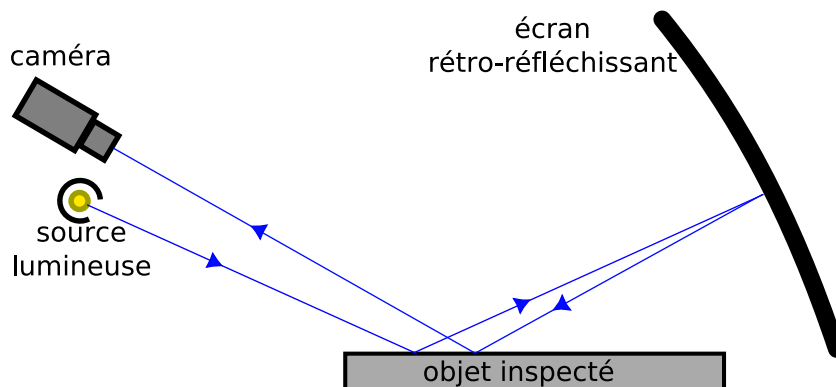
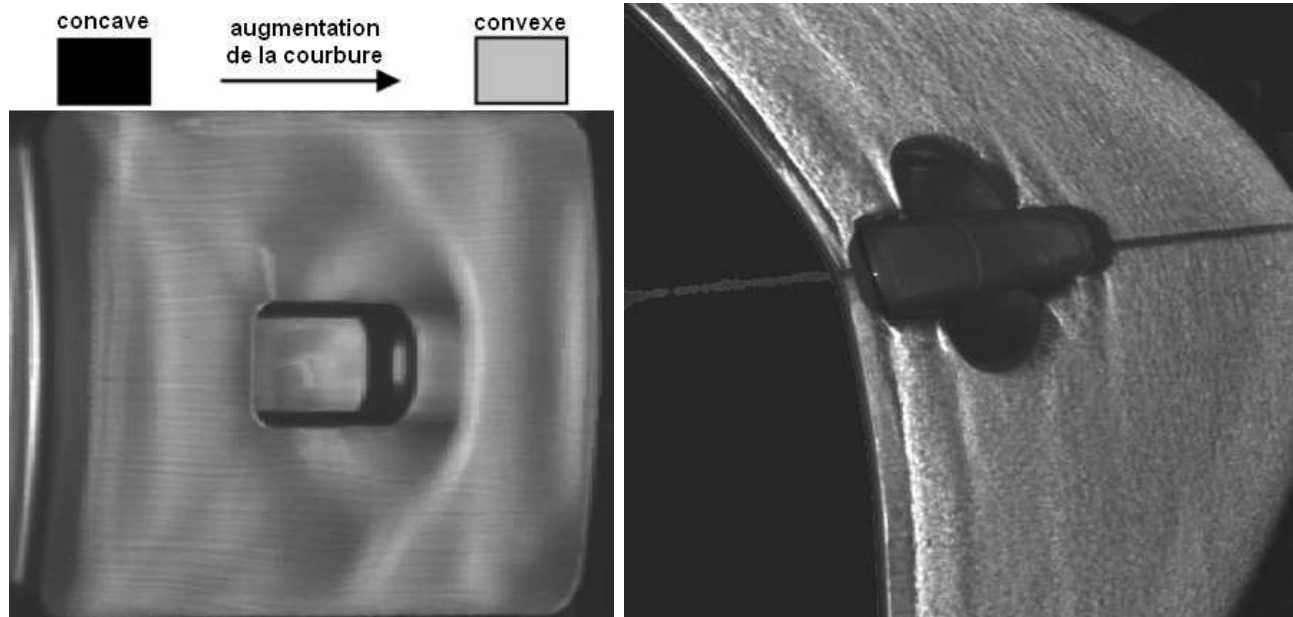


FIG. 1.2 – Principe de fonctionnement de la diffractométrie

Ce procédé a été exploité par Andersson [11] avec le système D-Sight [13] sur une géométrie de trappe à carburant (Fig. 1.3(a)). Les parties convexes apparaissent en clair et les parties concaves en sombre. Des défaut d'aspect sont ainsi identifiés en bout de trappe et au dessus et en dessous de la trappe. Sur la figure 1.3(b), les défauts d'aspect en oreilles de Mickey autour d'une poignée de porte sont mis en valeur par des taches sombres. La diffractométrie permet donc de localiser les défauts d'aspect, cependant elle ne permet pas de caractériser leur géométrie.



(a) trappe à carburant en acier HSLA [11]

(b) poignée de porte [12]

FIG. 1.3 – Visualisation de défauts d'aspect par diffractométrie

1.1.2 Courbure

Différentes méthodes basées sur un calcul de courbure se proposent de localiser, voire de caractériser la géométrie des défauts d'aspect [9, 14, 11, 15]. La courbure d'un profil en un point correspond à l'inverse du rayon du cercle tangent. Il s'agit donc d'une grandeur scalaire qui caractérise la forme du profil indépendamment de sa position dans le repère choisi.

Sur une géométrie de poignée de porte, Park et al. [9] ont effectué un balayage de la surface de sorte à en extraire des profils parallèles. La courbure est obtenue en ajustant un cercle par la méthode des moindres carrés sur les profils. En un point de coordonnées x_i, z_i , un cercle de centre a, b et de rayon r est calculé en minimisant la fonction G :

$$G(a, b, r) = \sum_{i=1}^n ((x_i - a)^2 + (z_i - b)^2 - r^2)^2 \quad (1.1)$$

Une valeur de courbure positive correspond à une concavité, les défauts d'aspect peuvent ainsi être localisés, cependant la courbure ne renseigne pas sur leur criticité. Pour obtenir une quantification, les points d'inversion de courbure sont reportés sur le profil original et servent d'extrémités à des lignes droites (Fig. 1.4(a)).

Park et al. font l'hypothèse que ces lignes droites constituent une courbe idéale sans défaut d'aspect. La différence de hauteur entre le profil original et la courbe idéale est considérée comme étant la profondeur des défauts d'aspect. En effectuant cette opération pour plusieurs profils horizontaux, un contour de la profondeur des défauts d'aspect a été tracé sur la figure 1.4(b). On observe une bonne corrélation de la position des défauts avec le pierrage expérimental de la figure 1.1(a). Le principe de cette méthode est intéressant, mais il est appliqué sur un signal de

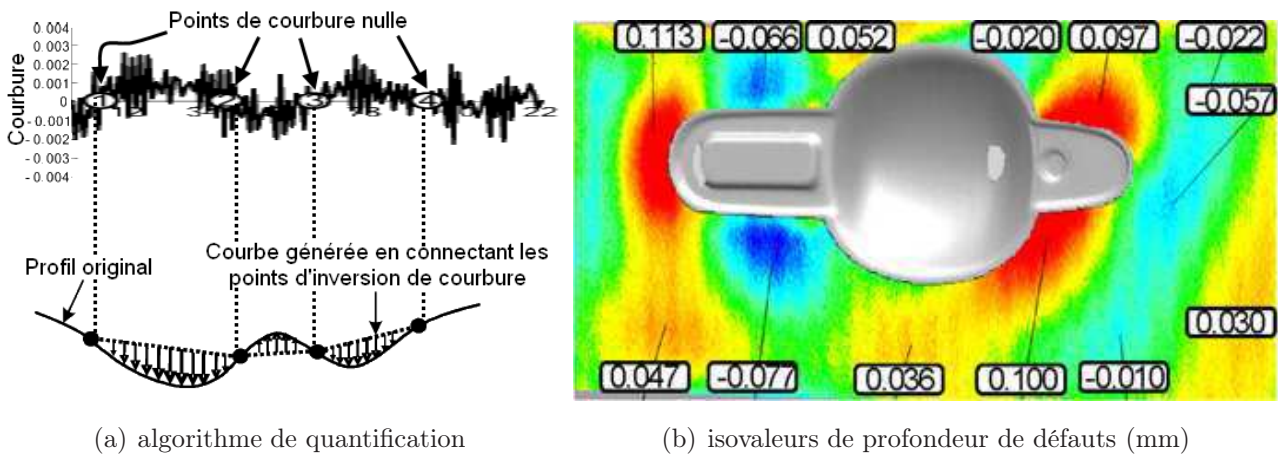


FIG. 1.4 – Méthode utilisée par Park et al. [9] pour la caractérisation de défauts d'aspect

courbure bruitée, ce qui rend le positionnement des points d'inversion de courbure approximatif. De plus, le calcul d'une différence de hauteur entre le profil original et la courbe idéale ne donne pas une vraie profondeur de défaut. Pour obtenir une profondeur, il faudrait calculer la distance selon la direction normale aux lignes droites.

Fukumura et al. [14] ont aussi utilisé des profils horizontaux sur une poignée de porte (Fig. 1.5(a)) pour en extraire la courbure. La figure 1.5(b) montre l'altitude et la courbure d'un profil situé en dessous du contre-embouti de la poignée ($x = 539$ mm). La méthode de calcul de courbure n'est pas précisée. Les pics de courbure sont interprétés comme des changements géométriques brusques associés à des défauts d'aspect. La méthode de caractérisation expérimentale de Fukumura et al. étant basée sur l'interprétation de profils de courbure sans critère pour la détection d'un défaut d'aspect, elle manque d'objectivité. De plus, aucune caractérisation des défauts d'aspect n'est effectuée.

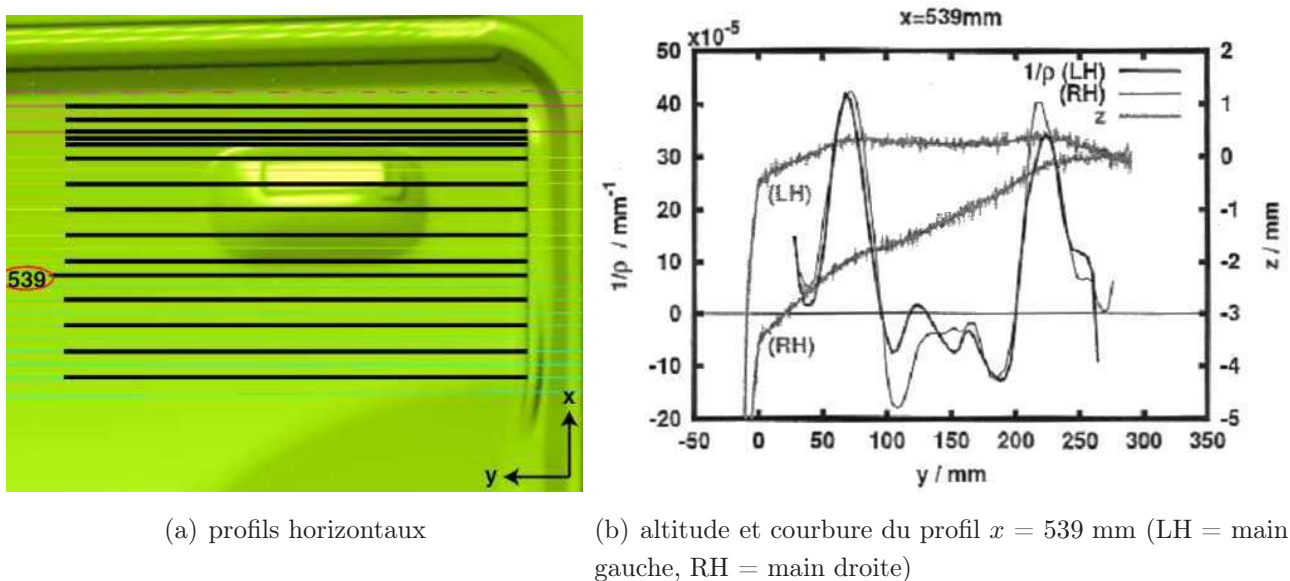


FIG. 1.5 – Position et traitement de profils horizontaux sur une poignée de porte [14]

Andersson [11] a reproduit expérimentalement une géométrie de type trappe à carburant, dont les défauts d'aspect sont mis en valeur par diffractométrie sur la figure 1.3(a). La surface a été digitalisée avec un système de triangulation optique (WMS [16]) doté d'une précision de 0,01 mm sur une surface de 1 m². La digitalisation est importée dans le post-processeur NXT Defect Evaluator [17] dans lequel l'utilisateur renseigne une direction et une longueur d'onde avant de calculer la courbure sur la surface digitalisée. La méthode de calcul de courbure n'est pas précisée. Les isovaleurs de courbure pour un aluminium AA6015 et un acier HSLA sont montrées sur la figure 1.6. Les résultats pour l'acier sont en bonne adéquation avec la visualisation par diffractométrie de la figure 1.3(a).

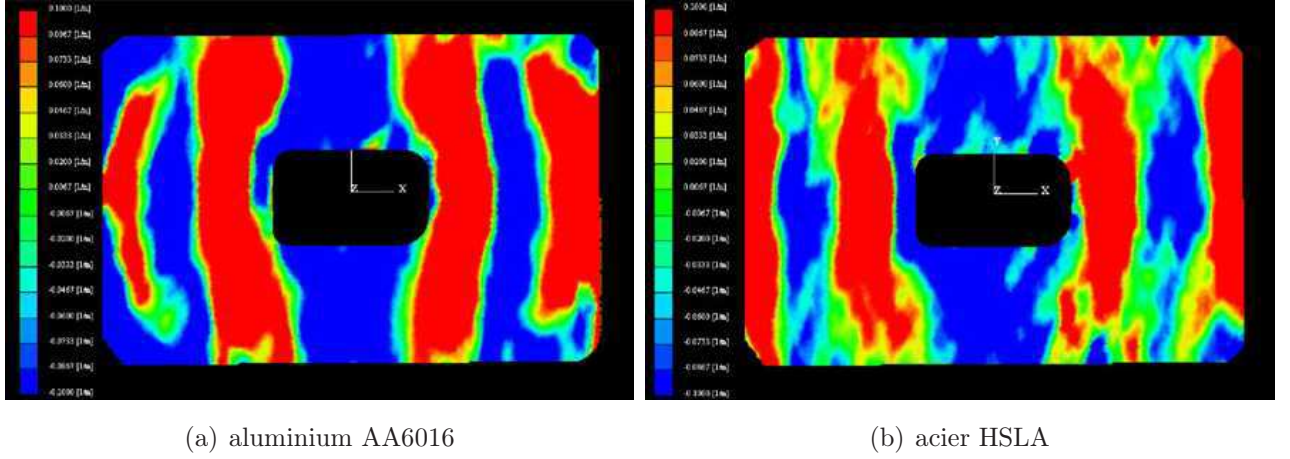


FIG. 1.6 – Isovaleurs de courbure dans NXT [11] (échelle entre -0,1 et 0,1 m⁻¹) selon la direction X avec une longueur d'onde de 50 mm (bleu = concave, rouge = convexe)

La technique de détection de défauts d'aspect utilisée par Andersson permet une bonne corrélation avec les observations expérimentales, mais elle ne permet pas la quantification de la profondeur des défauts d'aspect, et est basée sur l'utilisation d'un post-processeur pour lequel la signification des paramètres de direction et de longueur d'onde n'est pas clairement définie.

Sun et al. [15] ont étudié les défauts d'aspect sur une tôle doublement courbée. Des défauts d'aspect apparaissent le long de chaque bord de la tôle découpée (Fig. 1.7(a)). Un critère d'évaluation 2D a été développé en utilisant les profils définis sur la figure 1.7(b).

Ce critère d'évaluation est basé sur l'écart de courbure entre le poinçon et la tôle découpée (Fig. 1.8(a)). A partir des paramètres de la figure 1.8(b), une relation entre l'écart de courbure $|\Delta(1/R)| = |(1/R_p) - (1/R_s)|$ (avec R_p le rayon du poinçon et R_s le rayon de la tôle découpée) et la hauteur du défaut $|\Delta h|$ est définie :

$$\left|\Delta\left(\frac{1}{R}\right)\right| \approx \frac{2|\Delta h|}{l^2} \quad (1.2)$$

Cette équation multipliée par elle-même devient :

$$(\Delta k)^2 = \frac{4(\Delta h)^2}{l^4} \quad (1.3)$$

où $|\Delta k| = |k_p - k_s|$, $\Delta k = \Delta(1/R)$, $k_p = 1/R_p$ et $k_s = 1/R_s$.

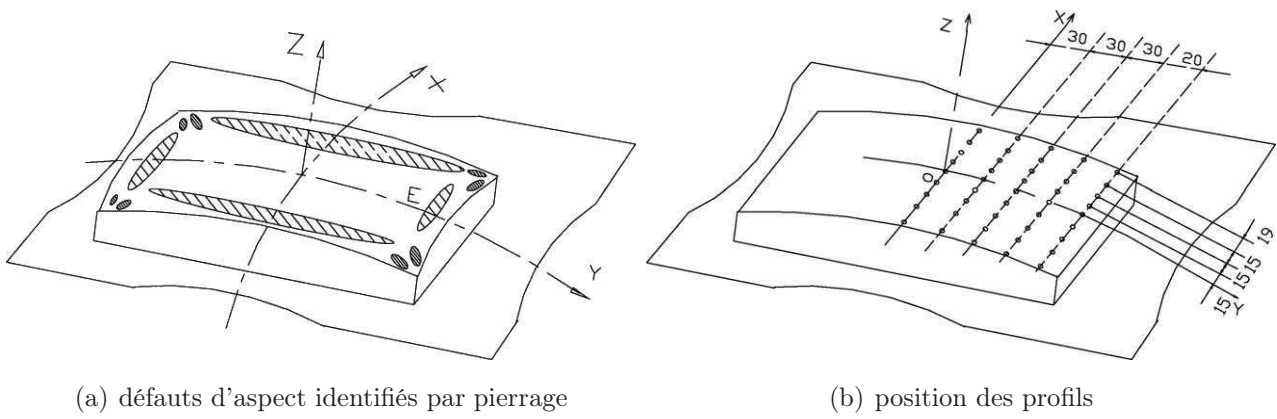


FIG. 1.7 – Position des défauts d'aspect et des profils sur une tôle doublement courbée [15]

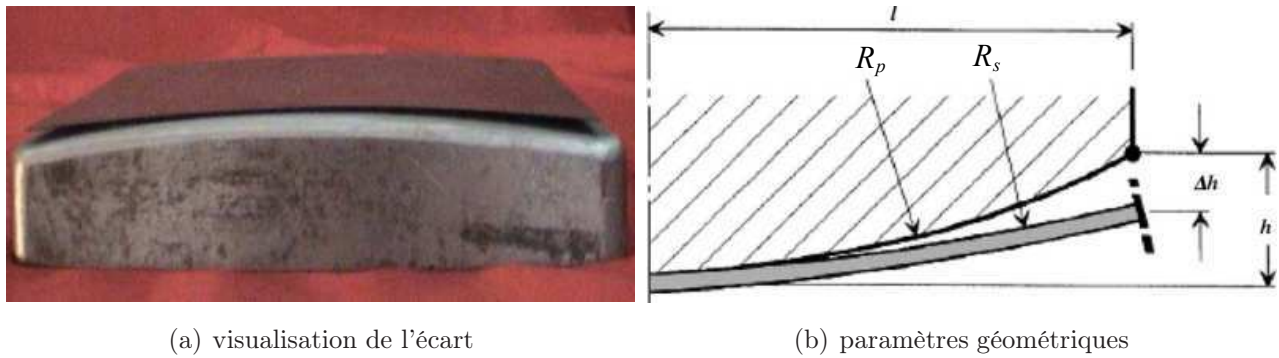


FIG. 1.8 – Ecart entre le poinçon d'emboutissage et la tôle découpée [15]

L'équation 1.3 établit une relation entre l'amplitude de déviation (Δh) et la variation de courbure (Δk). Les auteurs en déduisent que le défaut d'aspect peut être caractérisé par le carré de la variation de courbure entre le poinçon et la tôle $(\Delta k)^2$. Les coordonnées des sections sont exprimées sous la forme $y_s = f_s(x)$ pour la tôle et $y_p = f_p(x)$ pour le poinçon, les courbures s'écrivent donc pour la tôle et le poinçon respectivement :

$$k_s = -\frac{f_s''(x)}{[1 + (f_s'(x))^2]^{3/2}} \quad \text{et} \quad k_p = -\frac{f_p''(x)}{[1 + (f_p'(x))^2]^{3/2}} \quad (1.4)$$

La figure. 1.9(a) montre la courbure du poinçon et du flan sur un profil de position indéterminée. On observe une grande différence de courbure à l'abscisse 250 mm, différence qui est mise en valeur sur la figure 1.9(b) par un pic du critère $(\Delta k)^2$.

Le critère $(\Delta k)^2$ est exprimé en mm^{-2} , il ne traduit donc pas une dimension. Une profondeur de défaut pourrait être déduite de l'équation (1.3) mais elle implique l'utilisation d'une longueur l qui est un paramètre global alors que la variation de courbure est une variable locale. Les auteurs ne proposent d'ailleurs aucune caractérisation physique des défauts d'aspect à partir du critère.

Un critère 3D utilisant les courbures principales $(\Delta k_1)^2 + (\Delta k_2)^2$ avec k_1 et k_2 les courbures principales est utilisé pour étudier l'influence de différents paramètres. Les conclusions de cette étude sont que les défauts d'aspect sont atténués quand on augmente l'épaisseur de la tôle, quand on augmente la hauteur d'arc du poinçon (augmentation du galbe), quand on augmente

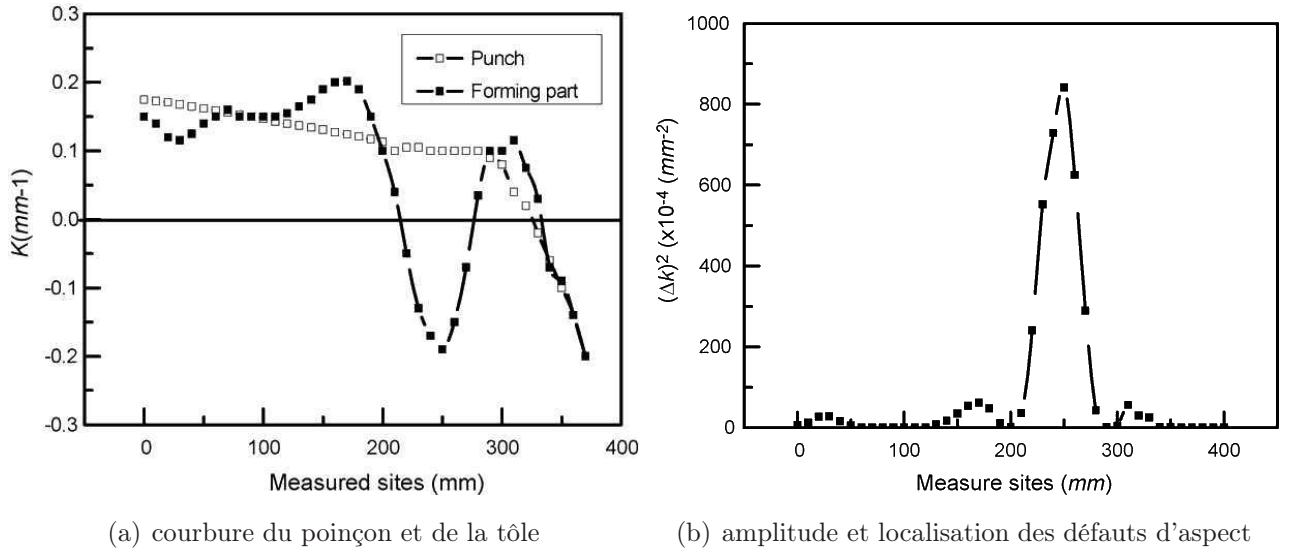


FIG. 1.9 – Application du critère d'évaluation de défaut d'aspect en 2D proposé par Sun et al. [15] sur un profil (position non précisée) d'une tôle doublement courbée

l'effort de serre flan ou quand on augmente la tension de la tôle par ajout de joncs.

1.1.3 Méthode optique

Hazra et. al. [18] proposent de caractériser la criticité des défauts d'aspect sur les carrosseries automobiles en utilisant une technique de transformée en ondelettes. L'objectif est d'établir une relation entre la distorsion (criticité), l'amplitude (profondeur) et la longueur d'onde d'un défaut d'aspect comme c'est le cas dans le domaine du verre laminé [19]. Cette transformée permet de détecter les perturbations sur un signal stationnaire. La forme discrète de la transformée est :

$$c(a_0, b_0) = |a_0|^{-1/2} \int_{-\infty}^{+\infty} f(x) \varphi \left(\frac{x - nb_0}{a_0} \right) dx \quad (1.5)$$

où

$$\int_{-\infty}^{+\infty} \varphi(x) = 0 \quad (1.6)$$

f est un profil 2D, φ est la fonction en ondelettes et c est la valeur de corrélation. a_0 et b_0 sont les valeurs d'échelle et de translation appliquées à φ où nb_0 est une translation régulièrement espacée. La valeur de corrélation c indique l'amplitude de φ nécessaire pour reproduire la forme locale d'un profil. La fonction φ est habituellement non-harmonique, mais l'équation 1.6 assure qu'elle oscille, et une longueur d'onde centrale peut être calculée :

$$\lambda = \frac{a\Delta}{F_c} \quad (1.7)$$

où λ est la longueur d'onde, Δ est la période d'échantillonnage d'un profil, et F_c est la fréquence centrale de l'ondelette φ . Une ondelette de Daubechies de second ordre a été choisie. Pour évaluer un panneau de carrosserie, des profils 2D ont été décomposés par valeurs de c et λ en utilisant le φ sélectionné. La transformée en ondelettes de f a été évaluée pour une gamme de

longueurs d'onde λ . Une valeur négative de c indique un creux. En évaluant c le long du profil f en fonction de λ , les positions potentielles des défauts d'aspect ont été identifiées.

Cette technique a été utilisée sur deux profils d'une pièce industrielle de préproduction (Fig. 1.10). La gamme des longueurs d'onde pour laquelle les humains détectent les défauts d'aspect est définie entre 30 et 60 mm, elle est encadrée par des traits pointillés sur la figure 1.10 (defect wavelengths). La pièce peinte a été démeritée, la criticité des défauts dans la partie supérieure a été jugée de négligeable à faible, et celle des défauts de la partie inférieure a été jugée de faible à moyenne.

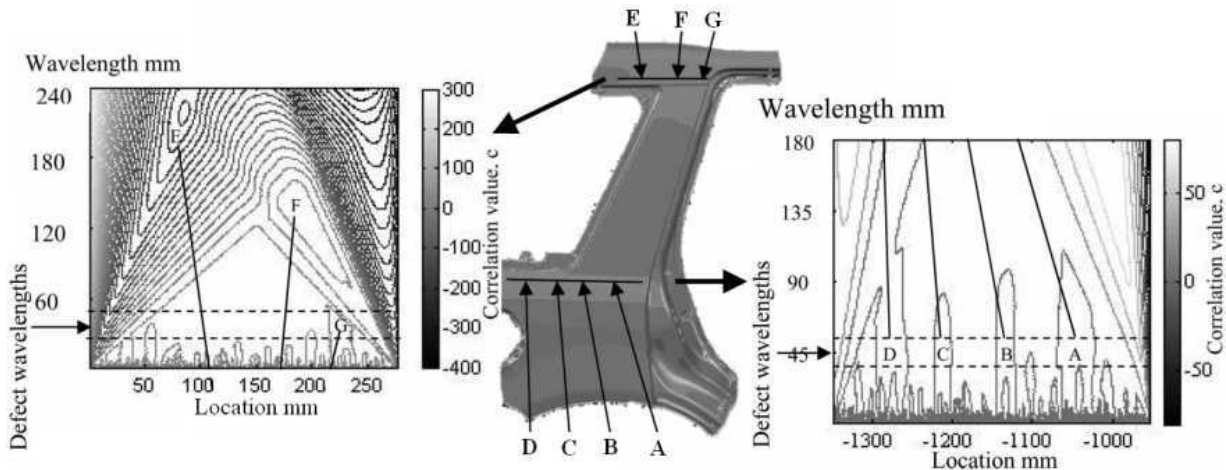


FIG. 1.10 – Analyse de profils d'un panneau de carrosserie [18]

Dans la plage de longueurs d'onde des défauts d'aspect, la valeur de c du profil inférieur (à droite) évolue de -0,06 à -0,15 du point A au point D. Pour le profil supérieur (à gauche), c n'est négatif qu'au point G avec -0,02. Les valeurs de corrélation c reflètent donc bien la criticité des défauts d'aspect démerités avec des valeurs absolues nettement plus faibles sur le profil supérieur que sur le profil inférieur.

La technique utilisée par Hazra et. al. permet de détecter les défauts d'aspect en choisissant une gamme de longueurs d'onde à laquelle l'œil humain est sensible. Cependant, la relation existante pour le verre laminé entre la longueur d'onde, l'amplitude du défaut et la criticité n'a pas été transposée aux panneaux de carrosserie.

1.2 Prédiction numérique des défauts d'aspect

La simulation numérique de mise en forme des tôles automobiles est actuellement utilisée à différentes étapes de la gamme d'emboutissage [20, 21, 22] pour détecter les modes de rupture et prédire le retour élastique global de la pièce. L'objectif atteint est la réduction du temps de mise au point des outillages d'emboutissage. Cependant, les défauts d'aspect ne font pas l'objet de simulations numériques, leur élimination nécessite donc toujours un travail de mise au point coûteux. Afin de réduire encore plus les temps de mise au point, depuis quelques années des recherches sont consacrées à la prédiction numérique des défauts d'aspect.

Park et al. [9] ont simulé la mise en forme d'une poignée de porte, dont les défauts d'aspect ont préalablement été observés (Fig. 1.1(a)) et caractérisés (Fig. 1.4(b)). Un solveur explicite est utilisé pour l'étape d'emboutissage et un solveur implicite pour le retour élastique. Les éléments coques de Zhu et Zacharia [23] avec six degrés de liberté ont été choisis. Les auteurs remarquent qu'une singularité dans la matrice de raideur provoque une instabilité et empêche la continuation de la résolution du problème par la méthode de Newton-Raphson. Cette instabilité pouvant être causée par l'apparition de plis au moment de l'extraction du flan, une méthode de résolution par pseudo longueur d'arc est utilisée. L'équation éléments finis linéarisée peut être écrite sous la forme :

$$g(P,\lambda) = q_i(p) - \lambda q_{ef} = 0 \quad (1.8)$$

où q_i est l'effort interne fonction des déplacements p , le vecteur q_{ef} est le vecteur de chargement externe fixe et le scalaire λ est un paramètre de niveau de chargement. Etant donné que la demi-longueur d'un défaut d'aspect dépasse 10 mm, une taille d'éléments de 1 mm dans les zones où les défauts d'aspect ont été observés est jugée suffisante. Un acier à haute limite d'élasticité avec une résistance à la traction $R_m = 340$ MPa a été utilisé. La figure 1.11 montre la profondeur des défauts d'aspect obtenus par simulation numérique. On observe une bonne corrélation avec la mesure (Fig. 1.4(b)). Par rapport à la simulation de l'opération de mise en forme classique, la simulation de défauts d'aspect nécessite deux fois plus d'éléments et une vitesse d'outils cinq fois inférieure pendant l'étape d'emboutissage, faisant passer le temps de simulation de 3,5 h à 66 h.

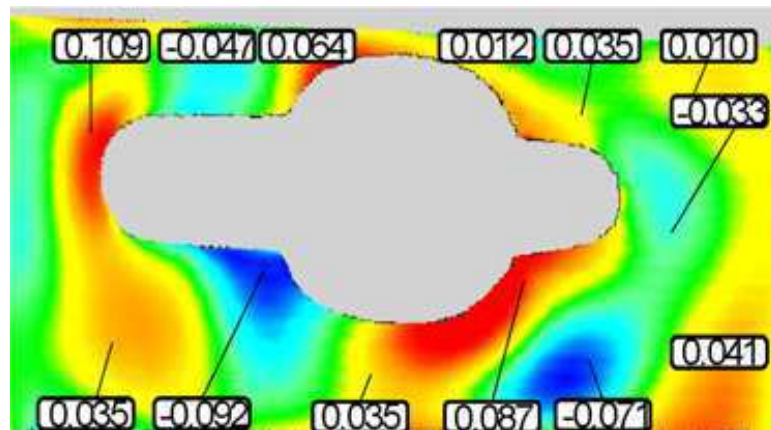


FIG. 1.11 – Isovaleurs de profondeur (mm) des défauts obtenus par simulation numérique [9]

Fukumura et al. [14] ont simulé par éléments finis la mise en forme de la poignée de porte précédemment présentée sur la figure 1.5. Le matériau est un acier d'épaisseur 0,7 mm, dont le comportement mécanique est caractérisé par une limite d'élasticité initiale $R_e = 184$ MPa et une résistance à la traction $R_m = 314$ MPa.

L'étape d'emboutissage a été simulée avec le logiciel LS-DYNA [24] et le retour élastique avec JOH/NIKE [25]. La figure 1.12 permet de comparer les profils et courbures expérimentales et numériques pour la section $x=539$ mm, et d'observer une bonne corrélation. Une analyse

numérique de sensibilité des paramètres montre que pour diminuer la criticité des défauts d'aspect, il faut augmenter l'effort de serre flan, augmenter l'épaisseur de la tôle et diminuer la profondeur de contre-embouti.

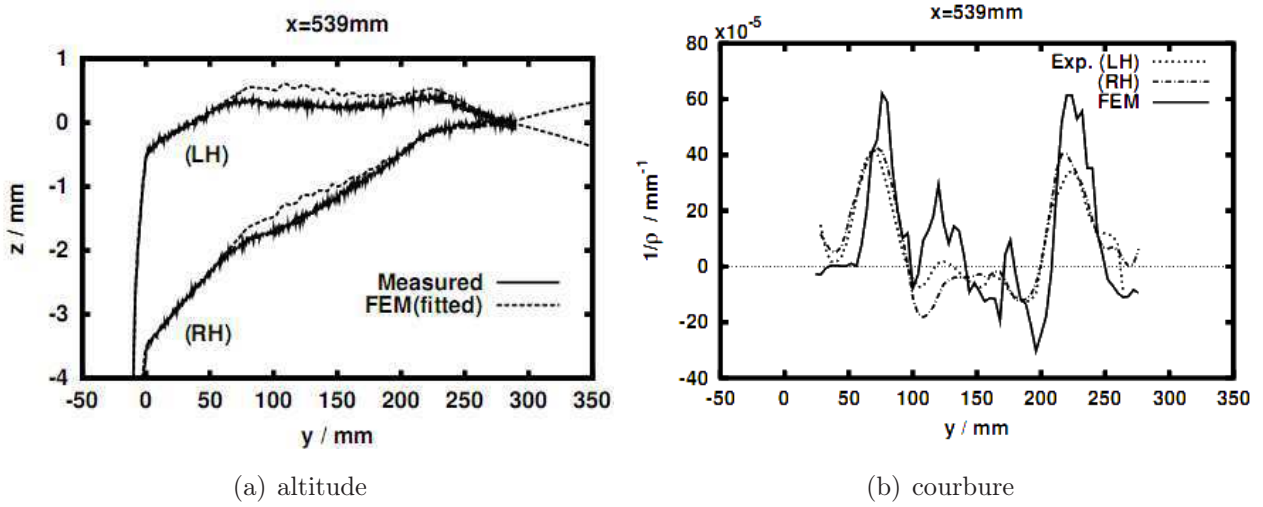


FIG. 1.12 – Résultats expérimentaux et numériques sur le profil $x=539\text{mm}$ [14]

Pour simuler la trappe à carburant, Andersson [11] a utilisé le solveur dynamique explicite de LS-DYNA [24]. La tôle est discrétisée avec des éléments coque à intégration complète et cinq points d'intégration dans l'épaisseur. Les critères de plasticité Hill 1948 [26] et Barlat 1989 [27] ont été utilisés avec un écrouissage isotrope. Un écrouissage mixte a été associé uniquement au critère de Hill 1948. Pour l'acier HSLA, le critère de plasticité de Barlat est associé à un écrouissage isotrope décrit par une loi de Swift et un écrouissage cinématique non linéaire. Une taille d'éléments allant de 1 à 8 mm a donné des résultats convergents. Deux configurations de simulation, avec un critère de plasticité de Hill 1948 et un écrouissage isotrope ou mixte, post-traitées identiquement à la figure 1.6, donnent des résultats similaires, et comparables aux résultats expérimentaux (Fig. 1.13).

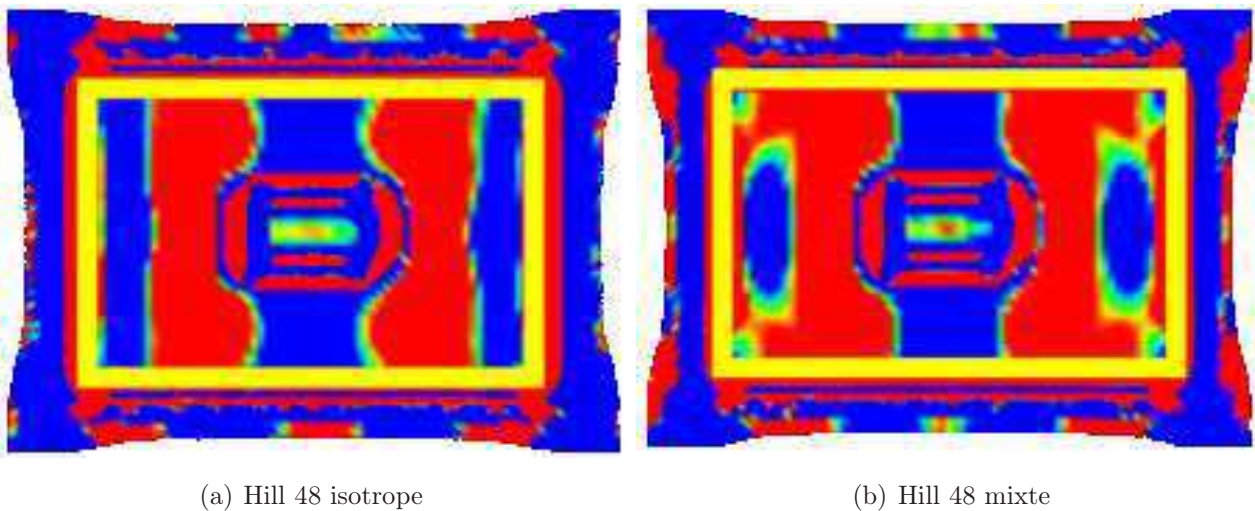


FIG. 1.13 – Evaluation de la surface du panneau contre-embouti en acier HSLA [11]

Eid [28] a étudié la modélisation numérique des défauts d'aspect avec une approche d'analyse du flambage pour définir un critère d'apparition. L'hypothèse de départ est que ces microplis sont provoqués par des flambages locaux. La théorie de von Kármán [29] est utilisée pour développer un critère de flambage applicable à des plaques rectangulaires ou annulaires. Afin d'appliquer ce critère de flambage sur une pièce réelle, la surface est divisée en plaques dont les caractéristiques géométriques doivent, d'une part respecter la géométrie de la pièce et d'autre part, avoir des dimensions proches des microplis mesurés expérimentalement. Les dimensions dépendent aussi des concentrations de contraintes résiduelles dans la pièce après retour élastique. Des conditions aux limites sont appliquées aux frontières des plaques, elles sont déterminées par la géométrie de la pièce et le découpage. A partir des dimensions de la plaque, des conditions aux limites et des paramètres matériau, une contrainte limite de flambage est calculée analytiquement. Le rapport entre la contrainte critique d'une plaque et les contraintes résiduelles après retour élastique de chaque élément de la plaque constitue un critère de flambage. Quand ce rapport est supérieur à un, il y a une forte probabilité de flambage, donc de défaut d'aspect.

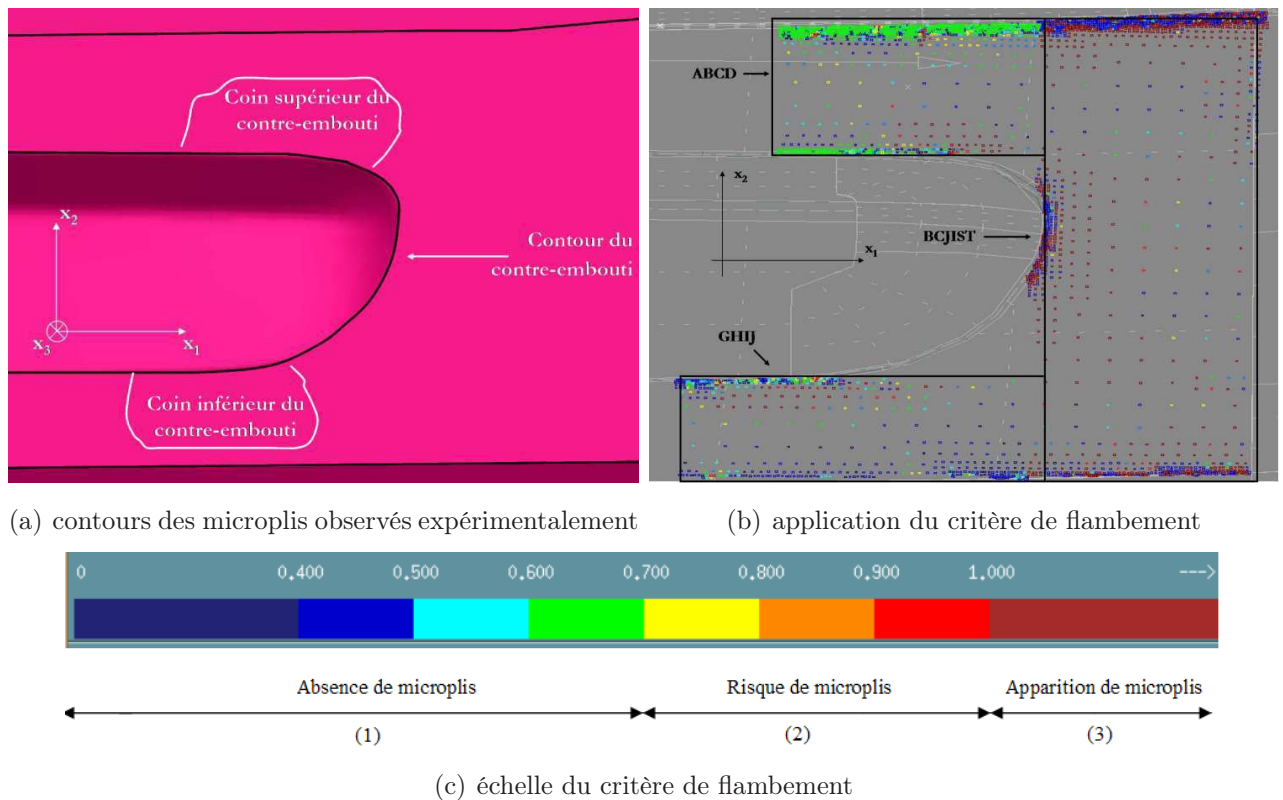


FIG. 1.14 – Comparaison de la détection expérimentale de microplis et de leur prédiction par critère de flambement de plaques [28]

La figure 1.14 montre la corrélation entre l'observation expérimentale et la prédiction numérique sur une zone de plaque de police d'un hayon arrière. Pour obtenir ces résultats, la zone entourant le contre-embouti de la plaque de police a été divisée en trois plaques rectangulaires. Les plaques au dessus et en dessous du contre-embouti ont la dimension des défauts d'aspect détectés et permettent une bonne prédiction. Cependant, le critère appliqué sur la dernière plaque prédit un défaut d'aspect qui n'est pas détecté.

Ce critère de flambage repose sur un grand nombre de paramètres, comme la géométrie des plaques et le type de conditions aux limites, qui dépendent de l'utilisateur ou de mesures expérimentales. De plus, il se limite à la prédiction de la localisation spatiale de défauts d'aspect, sans y associer de quantification. Ces limitations rendent fastidieuse et subjective l'application du critère de flambage.

1.3 Introduction au calcul de courbure

La courbure est une grandeur fréquemment utilisée pour caractériser les surfaces en général et les défauts d'aspect en particulier [9, 14, 11, 15].

La courbure est un scalaire qui représente l'inverse du rayon d'un cercle tangent à une courbe en un point donné, elle ne dépend donc que de la forme de la courbe et fait abstraction de sa position dans le repère choisi. La courbure κ correspond au taux d'évolution de l'angle tangent à un profil θ par rapport à son abscisse curviligne s [30]. Elle peut être écrite :

$$\kappa = \frac{d\theta}{ds} \quad (1.9)$$

Pour des fonctions analytiques de la forme $y(x)$ la courbure est donnée par [31] :

$$\kappa(x) = \frac{y''(x)}{(1 + (y'(x))^2)^{3/2}} \quad (1.10)$$

de telle sorte que, en fonction de l'orientation du repère, le signe de la courbure indique la concavité ou la convexité d'un profil en un point.

Dans le cas de défauts d'aspect, il peut être pratique d'avoir une information de courbure sur la surface de la pièce étudiée. Sur la figure 1.15, le plan P sécant à la surface S contient la normale \vec{N} à la surface au point A . On suppose que, au point A , l'intersection entre S et P a une courbure κ . Selon la rotation de P autour de \vec{N} , le point A de la surface S admet une infinité de courbures. La courbure d'une surface est donc par défaut associée à une orientation.

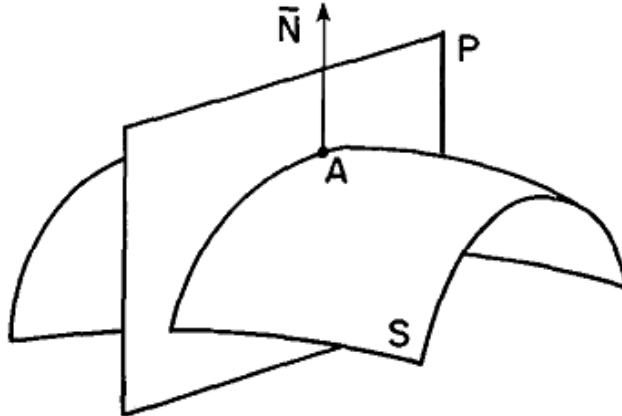


FIG. 1.15 – Illustration de la courbure d'une surface [31]

Comme décrit dans [32], Euler a montré qu'il existe des directions uniques pour lesquelles la courbure atteint un minimum et un maximum. Les courbures selon ces directions sont appelées

courbures principales, avec κ_m la courbure minimale et κ_M la courbure maximale. A partir des courbures principales, deux combinaisons permettent de caractériser la nature d'une surface : la courbure moyenne κ_a et la courbure gaussienne (ou totale) κ_g définies par :

$$\kappa_a = \frac{\kappa_m + \kappa_M}{2} \quad \text{et} \quad \kappa_g = \kappa_m \times \kappa_M \quad (1.11)$$

La courbure moyenne κ_a n'est exploitable que quand les courbures principales sont de même signe, dans ce cas elle indique la présence d'une concavité ou d'une convexité par son signe alors que l'amplitude représente la criticité du creux ou de la bosse. La courbure gaussienne κ_g , en revanche donne plus d'indications de par son signe. Quand κ_g est positive, les deux courbures principales sont de même signe, on est donc en présence d'un creux ou d'une bosse. Quand κ_g est nulle, une des deux (ou les deux) courbures principales est nulle, ce qui correspond à une surface plane ou courbée dans un seul sens. Une courbure gaussienne négative implique que les courbures principales sont de signes opposés, ce qui correspond à une forme de type anticlastique (selle de cheval). La figure 1.16 illustre la différence entre courbure moyenne et courbure gaussienne sur une caténoïde qui est la surface minimale entre deux cercles. Etant une surface minimale, sa courbure moyenne est nulle ce qui ne donne aucune indication sur sa forme. En revanche, la courbure gaussienne évolue de -1 au centre à 0 aux extrémités, indiquant que la caténoïde a une forme en selle de cheval avec la courbure la plus sévère au centre.

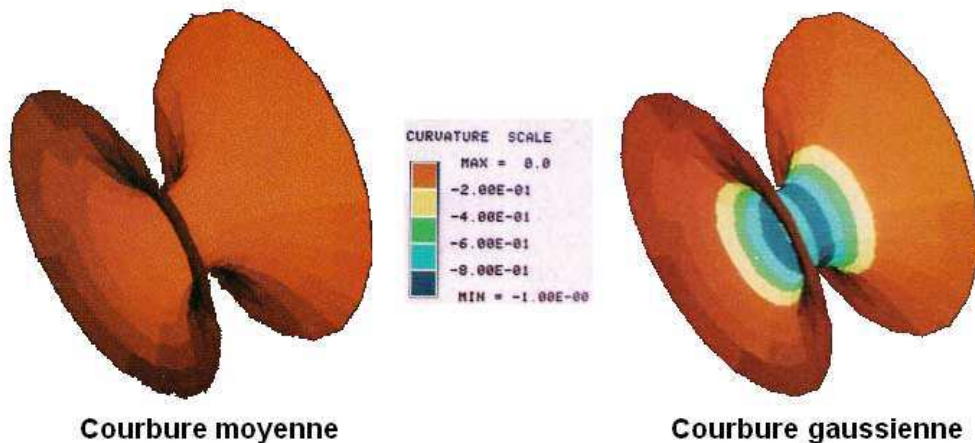


FIG. 1.16 – Courbures moyenne et gaussienne d'une caténoïde [31]

1.4 Conclusions

Les techniques utilisées actuellement pour la caractérisation des défauts d'aspect sont la plupart du temps fondées sur des observations expérimentales menant à l'attribution d'une note de criticité. Aucune mesure géométrique n'intervient dans le processus, ce qui rend approximatifs les plans d'action visant à éliminer les défauts d'aspect. Cette caractérisation comporte deux aspects : la détection des zones à risque d'apparition et l'évaluation de la criticité du défaut, aspects non nécessairement traités simultanément par les différentes méthodes.

Pour la caractérisation expérimentale des défauts d'aspect, la littérature plébiscite l'utilisation de la courbure pour la détection de creux, soit en la calculant sur des profils par différentes méthodes [14, 9, 15], soit en utilisant un post-processeur commercial. Cependant, la courbure est principalement utilisée pour déterminer la localisation spatiale des défauts d'aspect. En ce qui concerne leur caractérisation géométrique, seuls Park et. al. [9] proposent de déterminer une profondeur à partir de l'écart de hauteur entre des droites tracées entre les points de courbure nulle et le profil original. Une méthode optique de transformée en ondelettes est développée par Hazra et. al. [18]. Elle permet de détecter les défauts d'aspect dans un plage de longueurs d'onde à laquelle l'œil humain est sensible, par l'analyse d'une valeur de corrélation. Cependant, la relation entre la longueur d'onde, la corrélation et la criticité du défaut, qui existe dans d'autres domaines, n'a pas été transposée au cas des panneaux courbés. Toutes les techniques précédemment citées impliquent d'avoir une mesure précise de la surface de la pièce étudiée. La prédiction numérique des défauts d'aspect corrèle généralement bien avec les caractérisations expérimentales [14, 9, 11] avec des lois de comportement de type élasto-plastique à écrouissage isotrope. Cependant, un maillage fin de l'ordre du millimètre est nécessaire, ce qui augmente nettement les temps de calcul. Un critère de flambement appliqué sur un modèle de plaques a été utilisé pour développer un critère d'apparition de défauts d'aspect [28]. Cette méthode est cependant complexe à mettre en œuvre à cause des nombreux paramètres à fixer par l'utilisateur.

Les objectifs de cette étude sont de combler les lacunes en ce qui concerne la caractérisation des défauts d'aspect, et de confirmer que la simulation numérique permet de les prédire.

Chapitre 2

Comportement mécanique des matériaux

2.1 Introduction

Dans le cadre du projet EMOA, le partenaire fournisseur des matériaux est Arcelor Mittal, ce qui a imposé l'utilisation exclusive d'aciers. Les matériaux étudiés sont :

- le DC04 : un acier doux couramment utilisé en emboutissage ;
- le E220BH (Bake hardening) : un acier aux caractéristiques mécaniques plus élevées qui se durcit au cours du recuit peinture ;
- le DP500 : un acier biphasé à hautes caractéristiques mécaniques lui permettant d'être utilisé avec de plus faibles épaisseurs. Ce matériau est prospectif et n'est pas utilisé à l'heure actuelle sur les tôles d'aspect.

Les épaisseurs et compositions chimiques des matériaux sont reportées dans le tableau 2.1.

TAB. 2.1 – Epaisseur et composition chimique des matériaux étudiés

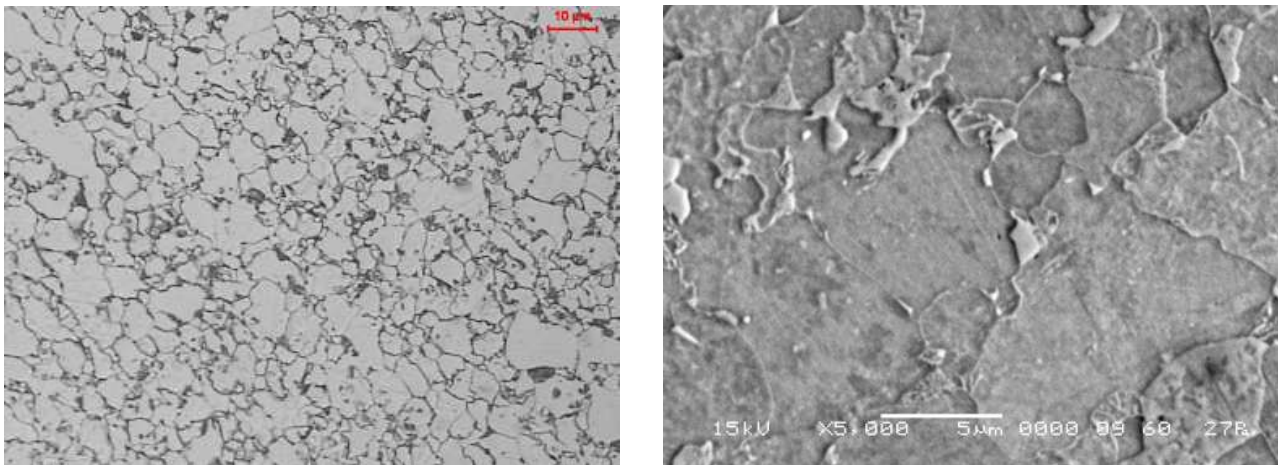
| Matériau | épaisseur (mm) | composition chimique (% masse) | | |
|----------|----------------|-----------------------------------|-------------------|-------------------|
| | | C _{max} | Mn _{max} | Si _{max} |
| DP500 | 0,67 | 0,14 | 1,6 | 0,40 |
| DC04 | 0,72 | 0,01 | 1,0 | 0,25 |
| E220BH | 0,74 | 0,06 | 0,7 | 0,50 |

Ce chapitre présente la caractérisation du comportement mécanique à température ambiante, et l'identification des paramètres d'une loi de comportement pour les matériaux de l'étude. Le matériau E220BH a été réceptionné plus tard dans le projet à cause de sa sensibilité au vieillissement. Il a fait l'objet d'une campagne de caractérisation, mais ses caractéristiques mécaniques étant intermédiaires entre les deux autres matériaux, les paramètres "matériaux" n'ont pas été identifiés. Les matériaux ont été caractérisés à partir d'essais de traction uniaxiale, de cisaillement simple et d'expansion biaxiale. Le comportement, de type élasto-plastique anisotrope, est modélisé avec un critère de plasticité de Hill 1948 [26] et l'écrouissage est modélisé comme purement isotrope.

Dans le cadre du lot 2 du projet EMOA, plusieurs lois de comportement ont initialement été envisagées [33] avec différents critères de plasticité et différentes lois d'érouissage, isotropes et mixtes. C'est pourquoi une campagne de caractérisation avec trois trajets de chargement a été menée, alors que le modèle de comportement identifié pour cette thèse ne nécessite que des essais de traction monotone dans trois directions.

Les lois de comportement à érouissage mixte n'ont pas été utilisées dans cette étude car leur apport a été jugée négligeable pour la simulation numérique concernée (tombage d'un coin de porte). Cependant, d'autres géométries, telles que les poignées de portes, qui sont réalisés par emboutissage et contre-emboutissage, subissent des inversions de chargement et devraient intégrer ce type d'érouissage.

Le matériau DP500, de par son caractère prospectif, a fait l'objet d'une analyse plus approfondie. Il s'agit d'un acier doté d'une résistance à la traction R_m de l'ordre de 500 MPa, comportant une phase ferritique majoritaire et une phase martensitique. Afin de quantifier ces deux phases, des observations ont été effectuées par microscopie optique (Fig. 2.1(a)) et par microscopie électronique à balayage (MEB) (Fig. 2.1(b)). Sur la figure 2.1(a), la ferrite apparaît en clair, les joints de grains sont les lignes noires et les grains de martensite sont en noir. Une exploitation par analyse d'image a permis de quantifier la fraction volumique (extrapolée à partir d'une fraction surfacique) de martensite à environ 6 % et la taille des grains à 5 μm .



(a) microscope optique ($\times 50$)

(b) MEB ($\times 5000$)

FIG. 2.1 – Observations micrographiques sur l'acier DP500

La première partie de ce chapitre présente les essais de caractérisation mécaniques. Puis, dans un deuxième temps, les équations constitutives du modèle sont décrites. Enfin, la troisième partie concerne l'identification du modèle.

2.2 Caractérisation du comportement mécanique

Les essais de caractérisation ont tous été menés sur une machine d'essais INSTRON 8803 d'une capacité de 500 kN. Les mesures d'efforts sont effectuées par une cellule de force de 50 kN pour la traction (précision de $\pm 0,1\%$ de la force affichée), de 500 kN pour le cisaillement (précision

de $\pm 0,5\%$ de 5 à 500 kN et ± 25 N sous 5 kN) et par un capteur de pression de 150 bars pour l'expansion biaxiale (précision de 0,15 bars).

Chaque configuration d'essai a subi entre trois et cinq essais. La reproductibilité est vérifiée sur au moins deux d'entre eux et un essai représentatif est choisi.

2.2.1 Traction uniaxiale

Les essais de traction ont été réalisés sur des éprouvettes rectangulaires de dimensions 20×150 mm² découpées initialement à la cisaille. Les bords ont ensuite été usinés de façon à éliminer la zone écrouie par la découpe et ainsi augmenter le domaine de déformation homogène. Les déformations dans le plan de la tôle sont mesurées par une méthode de stéréo-corrélation d'images utilisant le logiciel Aramis (GOM GmbH), pour cela un mouchetis blanc/noir est déposé au préalable sur l'éprouvette. La figure 2.2 montre les isovaleurs de déformation principale maximale sur la surface d'une éprouvette en DP500, elles permettent de distinguer avec précision la localisation de la zone de striction avant rupture. Un extensomètre est également utilisé pour la mesure de la déformation longitudinale.

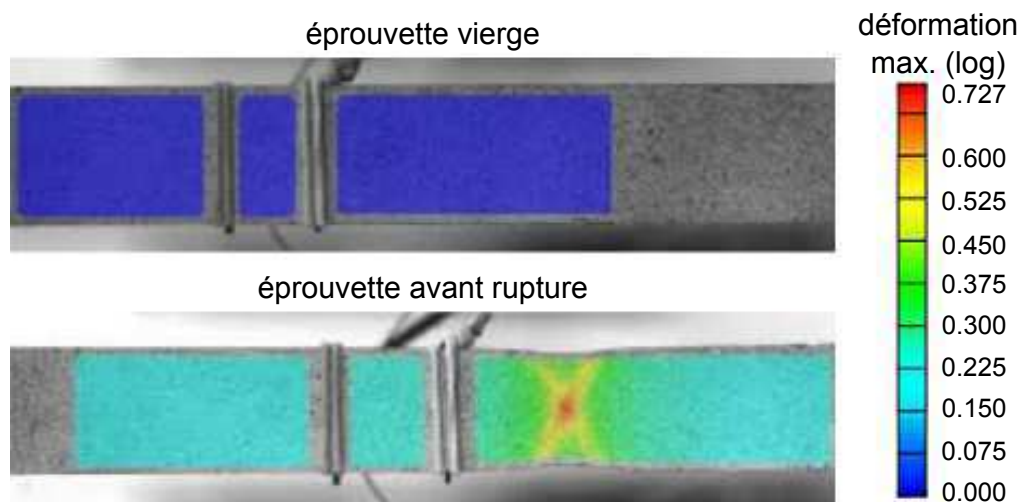


FIG. 2.2 – Isovaleurs de déformations principales maximales sur la surface d'une éprouvette de traction en DP500 ; le mors fixe est à gauche et le mors mobile à droite

Une série d'essais de traction monotone est réalisée dans les directions de sollicitation à 0° , 45° et 90° de la direction de laminage (DL) pour étudier l'anisotropie du matériau. La déformation logarithmique est choisie comme mesure de la déformation, et la contrainte de Cauchy est calculée à partir de l'hypothèse de conservation de volume dans le domaine plastique. La vitesse de déformation dans le domaine plastique est de l'ordre de $\dot{\epsilon} = 10^{-3} \text{ s}^{-1}$.

Les signaux calculés à partir des données brutes enregistrées sont la déformation logarithmique longitudinale ϵ_{11} et la contrainte de Cauchy longitudinale $\sigma_{11} = \text{force}/\text{section courante}$.

La figure 2.3 représente la contrainte de Cauchy et la contrainte nominale en fonction de la déformation logarithmique longitudinale pour les trois matériaux sur des éprouvettes prélevées dans la DL. On observe que le E220BH a des caractéristiques mécaniques légèrement supérieures

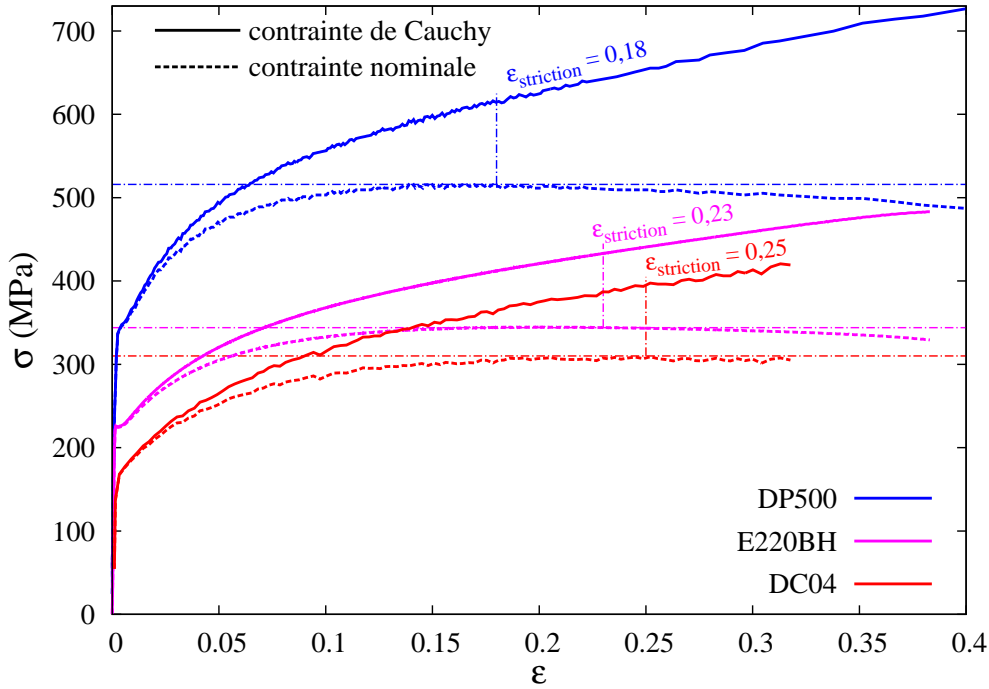


FIG. 2.3 – Evolution de la contrainte en fonction de la déformation longitudinale des essais de traction dans la DL

au DC04 et que le DP500 est largement supérieur aux deux autres matériaux, ce qui justifie son utilisation avec des épaisseurs plus faibles. La striction localisée, caractérisée par une chute de la contrainte nominale, apparaît à $\varepsilon = 0,18$ pour le DP500, à $\varepsilon = 0,23$ pour le E220BH et à $\varepsilon = 0,25$ pour le DC04.

Le module d'élasticité a été obtenu en effectuant plusieurs cycles de charge-décharge dans le domaine d'élasticité. La figure 2.4(a) montre une courbe contrainte-déformation avec cinq chargements successifs sur le DP500. Une fonction linéaire est ajustée sur chaque charge afin d'en déterminer les pentes. On observe que la première charge suit une évolution fortement non-linéaire, mais les charges suivantes ont un coefficient de corrélation proche de 1, ce qui traduit un meilleur ajustement et une meilleure linéarité des charges. La figure 2.4(b) présente les modules d'élasticité en fonction du nombre de cycles de charges pour le DP500 à différentes orientations par rapport à la DL. On constate une grande dispersion pour la première charge, alors que les charges suivantes ont des modules stabilisés autour de 191 GPa avec une incertitude de 10 GPa.

Le module d'Young E , la limite d'élasticité initiale $R_{p0,2\%}$ et la résistance à la traction R_m sont donnés dans le tableau 2.2.

Les coefficients d'anisotropie plastique r_α sont définis, pour une orientation α par rapport à la DL, comme le rapport de la vitesse de déformation plastique dans la largeur et la vitesse de déformation dans l'épaisseur, calculée à partir de l'hypothèse de conservation de volume dans le domaine plastique.

Les valeurs pour les matériaux étudiés sont données dans le tableau 2.3. Le coefficient d'anisotropie moyen $\bar{r} = (r_0 + r_{90} + 2r_{45})/4$, qui caractérise l'anisotropie normale et le coefficient

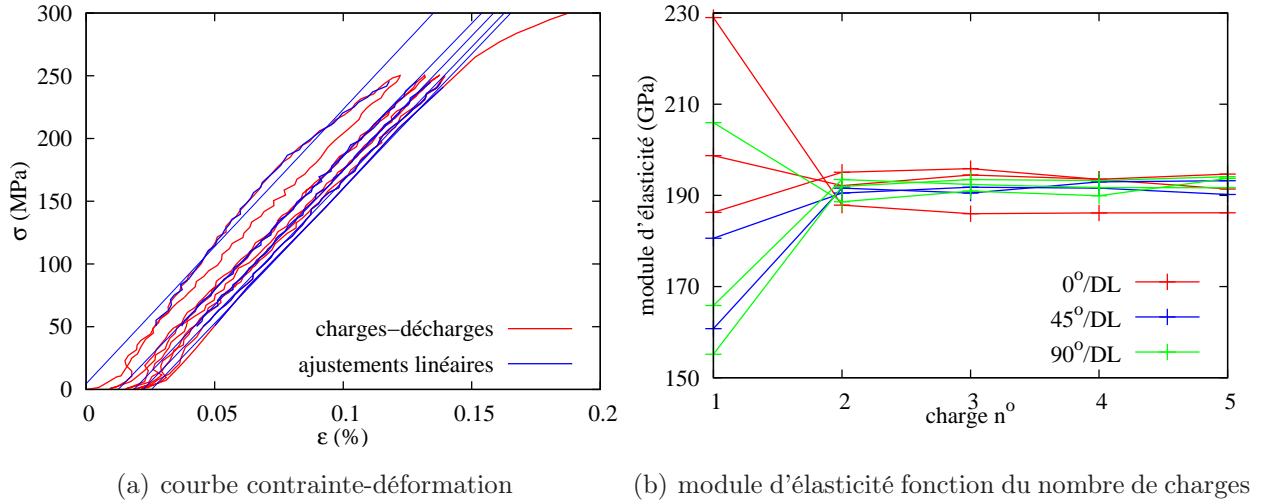


FIG. 2.4 – Obtention du module d'élasticité du DP500 par chargements-déchargements dans le domaine d'élasticité

TAB. 2.2 – Caractéristiques mécaniques des matériaux étudiés

| Matériau | E (GPa) | $R_{p0,2\%}$ (MPa) | R_m (MPa) |
|----------|-----------|--------------------|-------------|
| DP500 | 191 | 345 | 515 |
| DC04 | 176 | 170 | 310 |
| E220BH | 202 | 225 | 345 |

TAB. 2.3 – Coefficients d'anisotropie plastique pour les trois matériaux étudiés

| Matériau | r_0 | r_{45} | r_{90} | \bar{r} | $ \Delta r $ |
|----------|-----------------|-----------------|-----------------|-----------|--------------|
| DP500 | $0,87 \pm 0,01$ | $1,04 \pm 0,01$ | $1,03 \pm 0,01$ | 1 | 0,09 |
| DC04 | $1,68 \pm 0,03$ | $1,89 \pm 0,05$ | $2,25 \pm 0,06$ | 1,93 | 0,08 |
| E220BH | $2,31 \pm 0,03$ | $2,07 \pm 0,04$ | $2,97 \pm 0,07$ | 2,35 | 0,57 |

caractérisant l'anisotropie planaire $\Delta r = (r_0 + r_{90} - 2r_{45})/2$ sont aussi indiqués. Pour le DP500, \bar{r} est proche de 1 et Δr est proche de 0, ce matériau a donc un comportement quasi isotrope. Le DC04 a un Δr proche de 0 mais un \bar{r} de 1,928, il présente donc une forte anisotropie normale. Le Δr du E220BH est de 0,573 ce qui traduit une grande anisotropie planaire.

L'influence de la vitesse de sollicitation a été étudiée sur le DP500 en effectuant des essais de traction avec sauts de vitesse. La figure 2.5 représente l'évolution de la contrainte de Cauchy en fonction de la déformation logarithmique pour un essai de traction dans la direction de laminage. Les vitesses de déformation testées sont comprises entre 10^{-4} s^{-1} et 10^{-1} s^{-1} . Un temps de relaxation de 8 minutes a été observé entre chaque saut de vitesse. Les sauts de contrainte induits sont inférieurs à 10 MPa par décade. La sensibilité à la vitesse de déformation sera négligée dans la suite de l'étude.

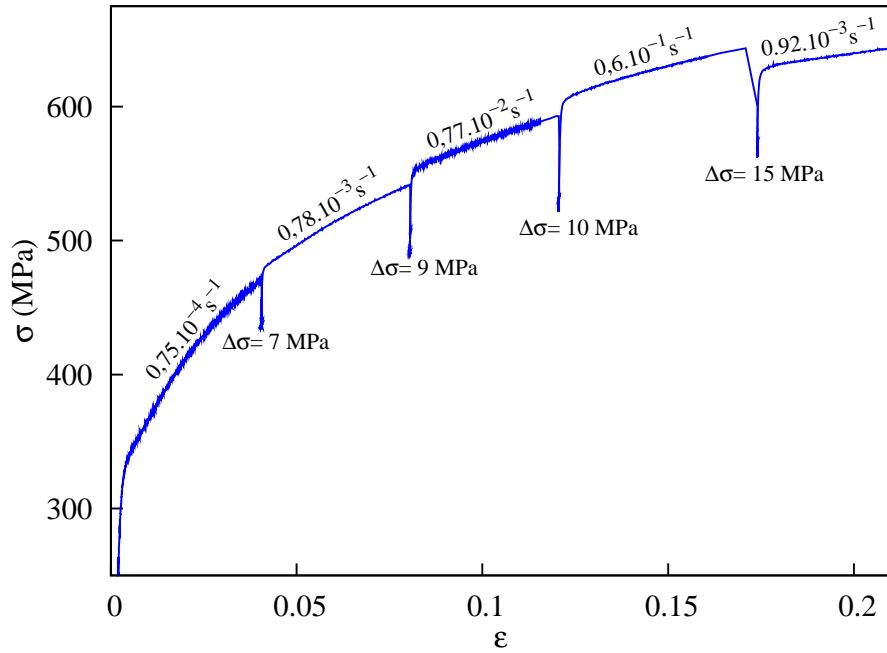


FIG. 2.5 – Contrainte en fonction de la déformation pour un essai de traction réalisé à différentes vitesses de déformation

2.2.2 Cisaillement simple

Les essais de cisaillement ont été réalisés sur des éprouvettes rectangulaires (Fig. 2.6) de dimensions $17 \times 50 \text{ mm}^2$ usinées directement dans la tôle. La largeur utile l_u est prise égale à 4 mm. L'éprouvette est maintenue sous deux mors, serrés chacun par trois vis avec un couple de serrage imposé avec une clé dynamométrique. Pour chaque matériau, la valeur de serrage a été optimisée afin d'obtenir la plus grande déformation avant rupture en minimisant le glissement. Le paramètre γ est utilisé pour caractériser la déformation en cisaillement [34], il est défini par :

$$\gamma = \frac{u}{l_u}$$

avec u le déplacement dans la direction de cisaillement et l_u la largeur utile, paramètres illustrés sur la figure 2.6.

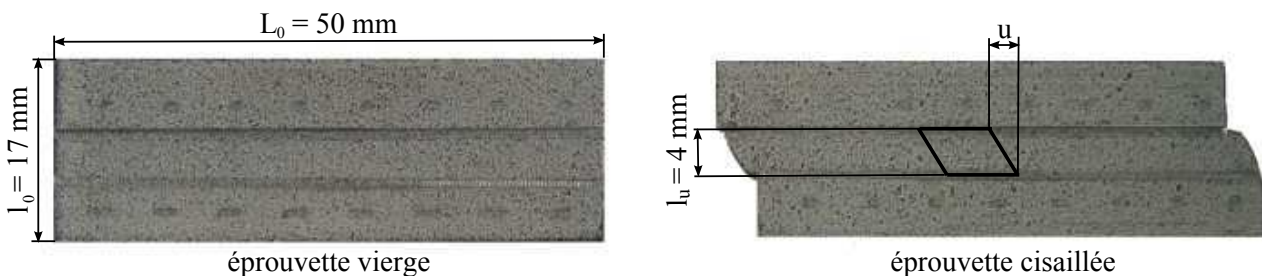


FIG. 2.6 – Valeurs caractéristiques d'une éprouvette de cisaillement

Les déformations dans le plan de la tôle sont mesurées par corrélation d'images. Le paramètre

γ est calculé à partir de la composante ε_{12} du tenseur de déformation de Green-Lagrange : $\gamma = 2 \times \varepsilon_{12}$. La direction $\vec{1}$ est parallèle à la direction de cisaillement et $\vec{2}$ est perpendiculaire dans le plan de la tôle. Les dimensions des éprouvettes permettent d'obtenir une bonne homogénéité de l'état de contrainte et de déformation, pour des déformations modérées. Cependant, à cause des effets de bord, l'état de déformation à des déformations élevées n'est pas homogène. La figure 2.7 représente les isovaleurs de la composante ε_{12} du tenseur de déformation de Green-Lagrange sur la demi-surface d'une éprouvette. On observe que sur le bord libre de l'éprouvette cisailée, ε_{12} tend vers 0. La déformation γ est donc calculée dans la zone centrale des éprouvettes.

La contrainte de cisaillement σ_{12} est définie par :

$$\sigma_{12} = \frac{F}{S_0} \quad \text{avec} \quad S_0 = e_0 \times L_0$$

F est l'effort de cisaillement, S_0 la section utile initiale, e_0 l'épaisseur initiale et L_0 la longueur initiale.

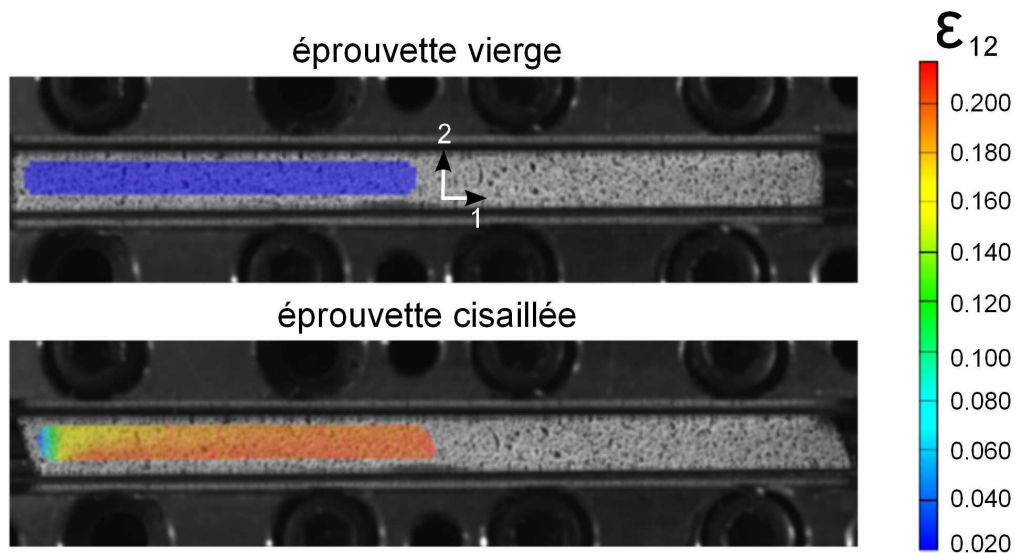


FIG. 2.7 – Isovaleurs de la composante ε_{12} du tenseur de déformation de Green-Lagrange sur la surface d'une éprouvette de cisaillement en DP500 ; le mors fixe est au dessus et le mors mobile en dessous

Les courbes contrainte-déformation des essais de cisaillement dans la DL pour les trois matériaux sont présentées sur la figure 2.8. Des essais monotones et avec inversion de charge à différentes prédéformations ont été effectués, ici seules les courbes à $\gamma_{inversion} = 0,2$ sont tracées. Les niveaux de contraintes sont conformes à la hiérarchie entre les matériaux observée sur les courbes de traction. On remarque que les déformations atteintes avant rupture sont supérieures à celles des essais de traction, avec un minimum de 0,6 pour le DP500. Pour les essais avec inversion de charge, on remarque une stagnation de l'effort après la partie élastique de l'inversion. Ce palier est attribué à l'effet Baushinger [35], il existe pour les trois matériaux mais est plus marqué pour le DP500.

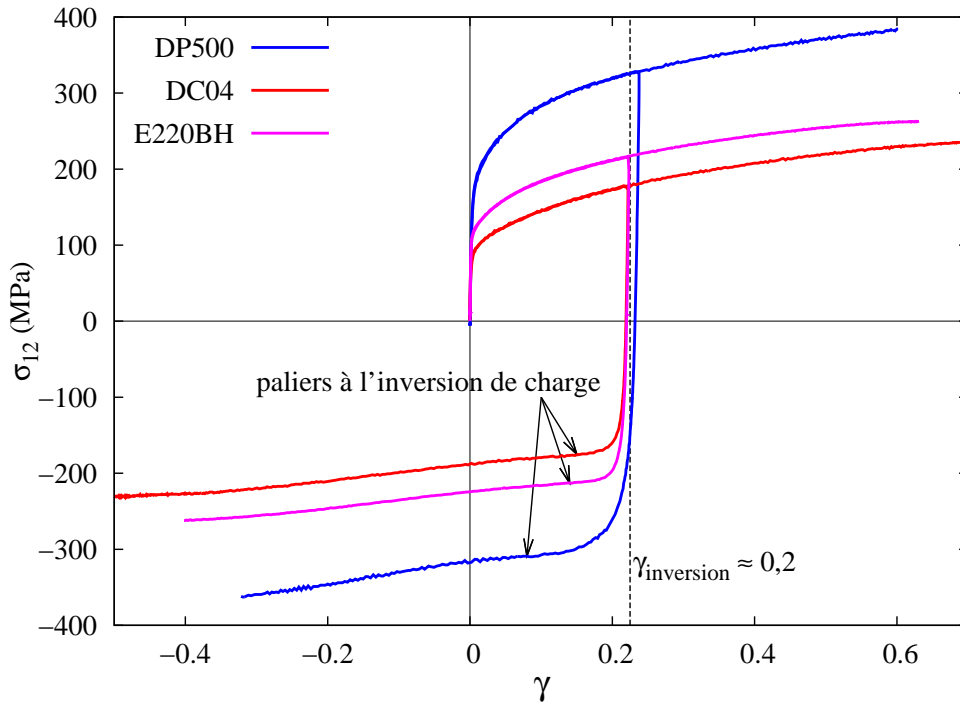


FIG. 2.8 – Evolution de σ_{12} en fonction de γ pour des essais de cisaillement monotones et avec inversion de charge dans la DL

2.2.3 Expansion biaxiale

Les essais d'expansion biaxiale sont réalisés par gonflement hydraulique de flans circulaires encastrés sur leur pourtour. Les flans ont un diamètre utile de 185 mm, ils sont déformés sous l'action de la compression d'un volume d'eau. L'encastrement est réalisé à l'aide d'un presseur vissé sur une matrice, le couple de serrage est contrôlé avec une clé dynamométrique.

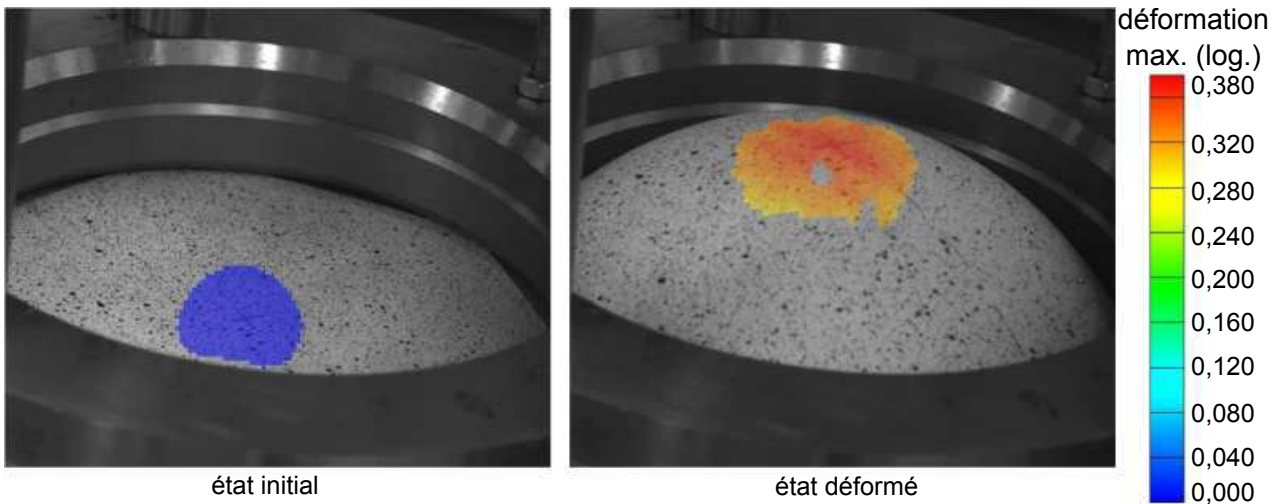


FIG. 2.9 – Isovaleurs de déformations principales maximales sur une éprouvette déformée en expansion biaxiale par gonflement hydraulique

Un mouchetis est déposé sur le flan et la déformation est mesurée par corrélation d'images

(Fig. 2.9). A partir du nuage de points de la zone de mesure, une calotte sphérique est interpolée et le rayon de courbure est déduit. En considérant une zone centrée sur le pôle, sur laquelle les isovaleurs de déformations évoluent peu, la valeur moyenne des grandeurs ε_{11} , ε_{22} et des déformations principales majeure ε_I et mineure ε_{II} est calculée. La direction $\vec{1}$ est alignée dans la DL, la direction $\vec{2}$ est perpendiculaire dans le plan tangent à la calotte sphérique au pôle. Pour les deux matériaux étudiés, on constate que l'écart $\frac{\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22}}{\varepsilon_{11}}$ ou $\frac{\varepsilon_I - \varepsilon_{II}}{\varepsilon_I}$ reste inférieur à 4%, pour des déformations supérieures à 0.05, ce qui montre bien que l'état de déformation est équi-biaxial.

La contrainte $\sigma_b = \sigma_{11} = \sigma_{22}$ est estimée analytiquement à partir de la relation :

$$\sigma_b = \frac{pR}{2e}$$

avec p la pression du fluide, R le rayon de courbure de la calotte sphérique et e l'épaisseur réelle du flan.

La figure 2.10 montre les courbes pression-déformation obtenues pour les trois matériaux. Deux courbes sont tracées par matériau, on obtient une bonne reproductibilité des résultats. La pression du E220BH est équivalente à celle du DP500, cependant ce dernier matériau ayant une épaisseur nettement moins élevée, sa contrainte est supérieure à celle du E220BH. Le DC04 nécessite une pression inférieure pour être déformé, mais la déformation atteinte avant rupture est plus importante avec environ 0,46.

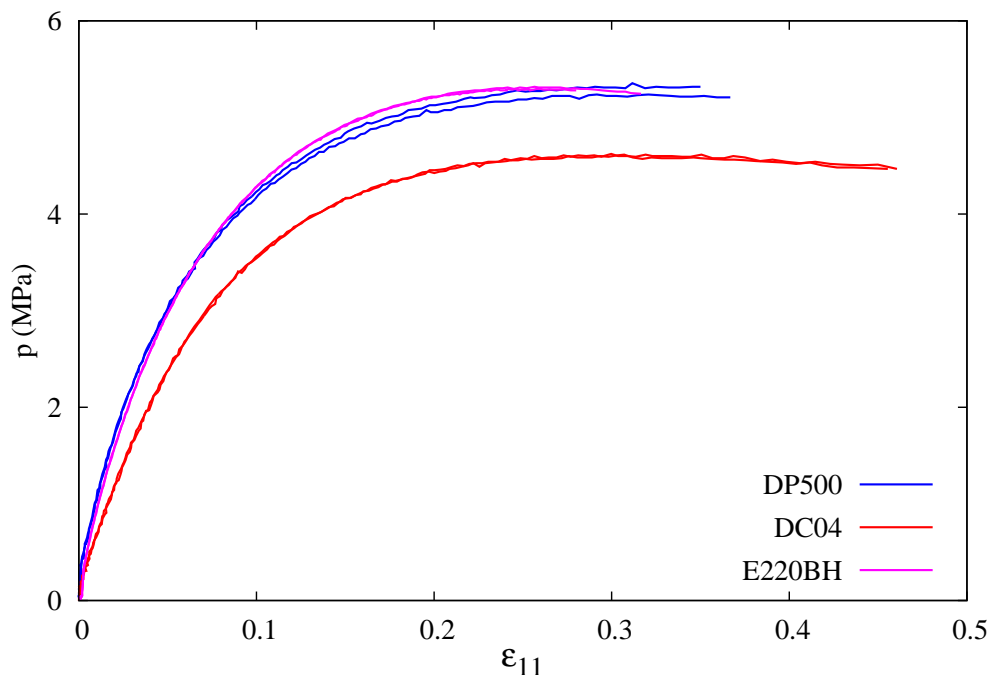


FIG. 2.10 – Evolution de la pression dans le fluide en fonction de la déformation ε_{11} au pôle pour des essais d'expansion biaxiale sur les trois matériaux

2.3 Loi de comportement

La loi de comportement élasto-plastique décrite dans cette section sera utilisée pour simuler le comportement mécanique des matériaux de l'étude lors d'opérations de mise en forme dans le but de reproduire des défauts d'aspect. Les matériaux sont des aciers, dont le comportement en mise en forme de tôles est généralement bien décrit par les lois de comportement élasto-plastiques avec un critère de plasticité anisotrope et un écrouissage isotrope [36]. Le code éléments finis Abaqus étant utilisé, une loi de comportement intégrée en standard dans ce logiciel a été choisie.

2.3.1 Domaine d'élasticité

L'élasticité est définie par deux paramètres : le module d'Young E , mesuré à partir des essais de traction (cf. tableau 2.2) et le coefficient de Poisson ν qui est fixé à 0,29, valeur raisonnable pour les aciers. L'évolution du domaine d'élasticité est gouvernée par l'évolution d'une variable scalaire R qui définit le rayon de la surface de charge dans l'espace des contraintes. La surface de charge est définie par :

$$\mathcal{F} = \sigma_{eq} - R = 0 \quad (2.1)$$

avec $\sigma_{eq}(\underline{\underline{\sigma}}, R)$ la contrainte équivalente au sens du critère de plasticité et $\underline{\underline{\sigma}}$ le tenseur de contrainte de Cauchy.

2.3.2 Critère de plasticité de Hill 1948

Le critère de Hill 1948 est le plus utilisé actuellement pour décrire l'anisotropie plastique des tôles métalliques (surtout les aciers), car il conduit à une description jugée correcte par rapport à sa simplicité d'utilisation et d'identification.

La contrainte équivalente est définie par :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\underline{\underline{\sigma}} : \mathcal{H} : \underline{\underline{\sigma}}}. \quad (2.2)$$

\mathcal{H} est un tenseur d'ordre 4 défini dans le repère de laminage (DL, DT, DN) qui dépend des coefficients d'anisotropie F, G, H, L, M, N . La géométrie des éprouvettes ne permettant pas de réaliser des essais où les composantes σ_{i3} ($i = 1, 2, 3$) du tenseur des contraintes sont non-nulles, on impose $L = M = 1,5$, ce qui correspond à un comportement isotrope. On impose aussi $G + H = 1$ afin d'obtenir un seuil d'écoulement initial égal à la limite d'élasticité en traction dans la DL.

$$\mathcal{H} = \begin{pmatrix} G + H & -H & -G & 0 & 0 & 0 \\ -H & H + F & -F & 0 & 0 & 0 \\ -G & -F & G + F & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2L & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2M & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2N \end{pmatrix} \quad (DL, DT, DN) \quad (2.3)$$

2.3.3 Ecrouissage isotrope

L'écrouissage isotrope est décrit par la variable scalaire R , il est identifié à partir de la courbe contrainte-déformation plastique d'un essai de traction dans la direction de laminage. Cette courbe peut être décrite point par point, ce qui fournit une description précise du comportement, mais dans une gamme de déformation limitée de l'ordre de 0,2-0,3 pour les aciers. Afin d'élargir la gamme de déformation, cette courbe est extrapolée avec une fonction analytique de type puissance (Swift [37]) :

$$R = K (\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^p)^n \quad \text{avec} \quad \varepsilon_0 = \left(\frac{\sigma_0}{K}\right)^{1/n} \quad (2.4)$$

où $\sigma_0, K, \varepsilon_0, n$ sont des paramètres matériau, et $\bar{\varepsilon}^p$ la déformation plastique équivalente définie au sens de la conservation du travail plastique.

2.4 Identification des paramètres matériau

Les matériaux identifiés sont le DP500 et le DC04. L'identification des paramètres est réalisée par optimisation inverse avec le logiciel SiDoLo [38]. La base d'essais est composée des essais de traction aux différentes orientations par rapport à la DL, des essais de cisaillement monotones pour les mêmes orientations et des essais d'expansion biaxiale. L'identification a été optimisée pour la reproduction des niveaux de contrainte en grandes déformations. Cependant, les déformations maximales des essais de la base d'identification est la déformation de striction (Fig. 2.3).

Les valeurs des paramètres de la loi d'écrouissage isotrope et du critère de Hill 1948 identifiées pour le DP500 et le DC04 sont données dans le tableau 2.4.

TAB. 2.4 – Paramètres matériau de l'écrouissage isotrope et du critère de plasticité de Hill 1948 identifiés par optimisation inverse pour les matériaux DP500 et DC04

| matériau | σ_0 (MPa) | K (MPa) | n | F | G | H | L | M | N |
|----------|------------------|-----------|-------|-------|-------|-------|-----|-----|-------|
| DP500 | 259,0 | 832,7 | 0,175 | 0,482 | 0,464 | 0,536 | 1,5 | 1,5 | 1,576 |
| DC04 | 139,7 | 574,1 | 0,268 | 0,302 | 0,304 | 0,696 | 1,5 | 1,5 | 1,720 |

Les paramètres du critère de plasticité de Hill 1948, classiquement obtenus à partir des coefficients d'anisotropie plastique r_α (cf. tableau 2.3) par les relations $F = \frac{r_0}{r_{90}}G$, $G = \frac{1}{1+r_0}$ et $N = G(1 + \frac{r_0}{r_{90}})(0,5 + r_{45})$ sont reportés dans le tableau 2.5.

TAB. 2.5 – Paramètres matériau du critère de plasticité de Hill 1948 identifiés à partir des coefficients d’anisotropie plastique r_α et écart par rapport à l’identification par optimisation inverse

| matériau | | F | G | N |
|----------|--------|------|------|------|
| DP500 | valeur | 0,45 | 0,53 | 1,52 |
| | écart | 7 % | 12 % | 4 % |
| DC04 | valeur | 0,28 | 0,37 | 1,56 |
| | écart | 8 % | 18 % | 10 % |

On remarque que pour le DP500, les valeurs sont proches de celles obtenues par optimisation inverse. En ce qui concerne le DC04, qui présente une forte anisotropie normale, l’écart est plus important. En effet, afin de bien reproduire les niveaux de contrainte de cisaillement, les paramètres sont ajustés au détriment des coefficients d’anisotropie plastique.

2.4.1 Matériau DP500

Les niveaux de contrainte en traction uniaxiale sont illustrés sur la figure 2.11. On observe très peu d’écart entre les courbes aux différentes orientations par rapport à la DL. Le modèle prédit correctement les contraintes jusqu’à une déformation de 0,25 (striction à $\varepsilon = 0,17$), au delà, les contraintes sont sous-estimées.

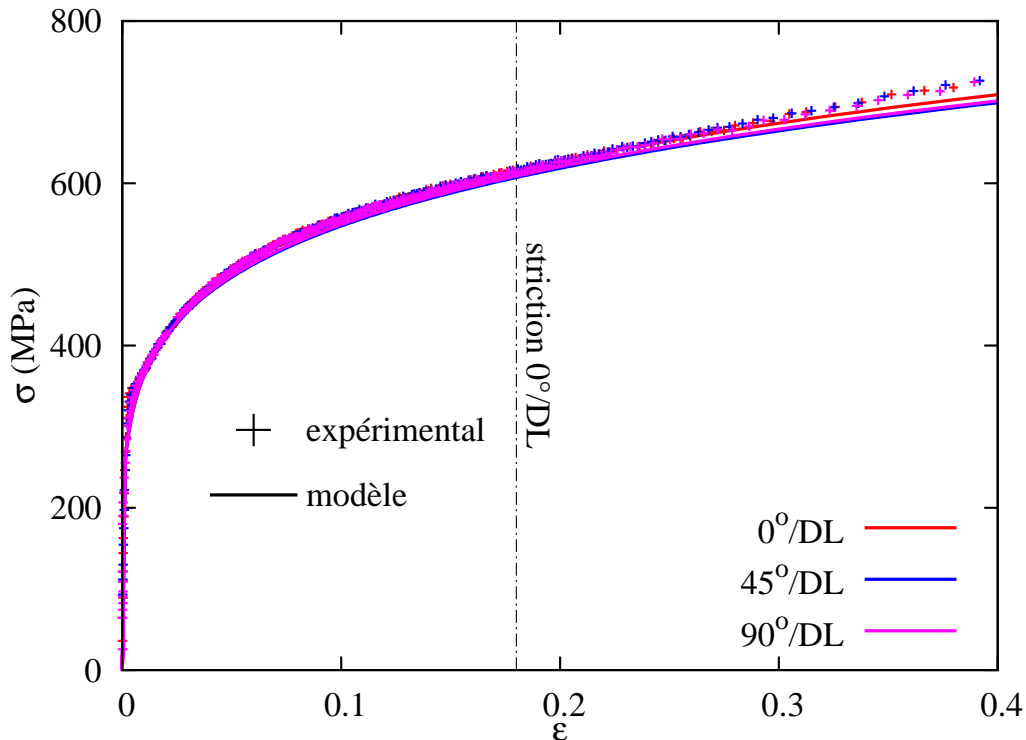


FIG. 2.11 – Comparaison expérience/modèle des niveaux de contrainte de traction à différentes orientations de la DL pour le DP500

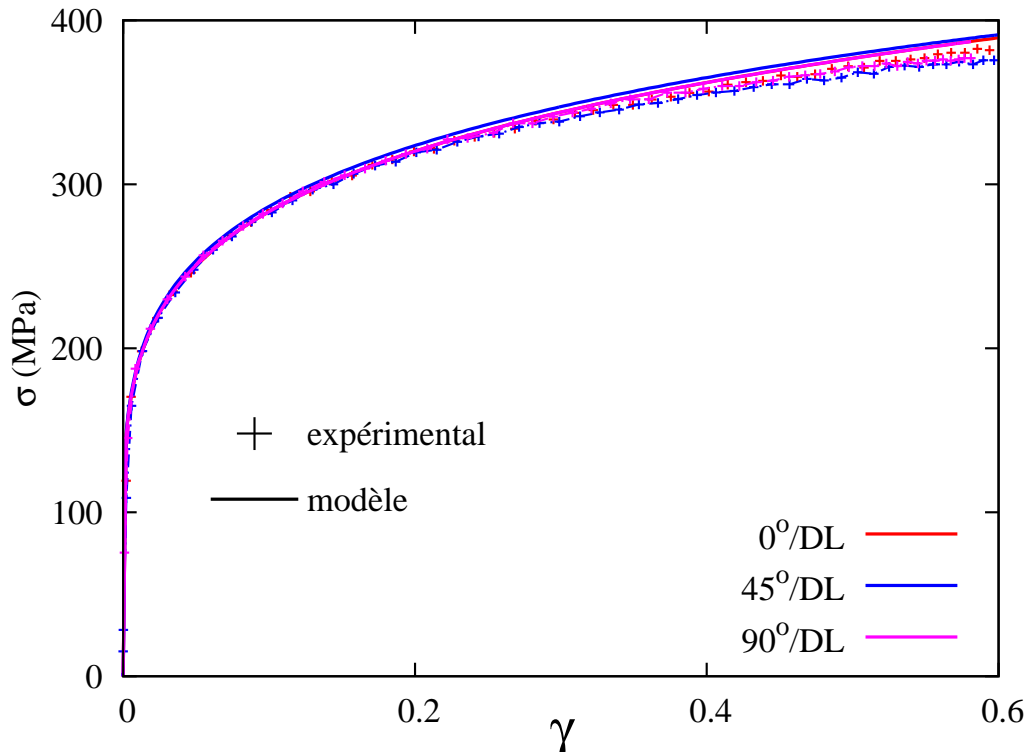


FIG. 2.12 – Comparaison expérience/modèle des niveaux de contrainte de cisaillement à différentes orientations de la DL pour le DP500

La figure 2.12 représente l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction de la déformation pour les essais et le modèle. L'écart de contrainte entre les orientations par rapport à la DL, aussi bien au niveau expérimental que numérique, est faible. Les niveaux de contrainte de cisaillement sont bien reproduits par le modèle sur la plage de déformation allant jusqu'à 0,25. Le modèle surestime légèrement les contraintes de cisaillement pour les déformations supérieures.

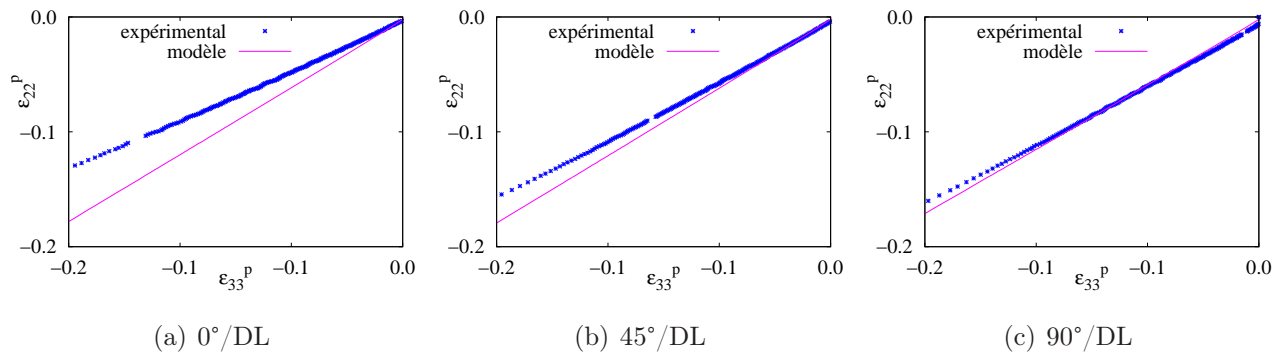


FIG. 2.13 – Comparaison expérience/modèle des coefficients d'anisotropie plastique pour le DP500

Les coefficients d'anisotropie plastique à 0°, 45° et 90° de la DL (Fig. 2.13) sont surestimés par le modèle, particulièrement dans la DL. Pour 45°/DL et 90°/DL la prédiction est bonne pour $\epsilon_{33} \geq -0,1$.

Les courbes contrainte-déformation des essais de cisaillement simple alternés sont portées sur la figure 2.14. On remarque une bonne reproduction des charges et des décharges, mais une

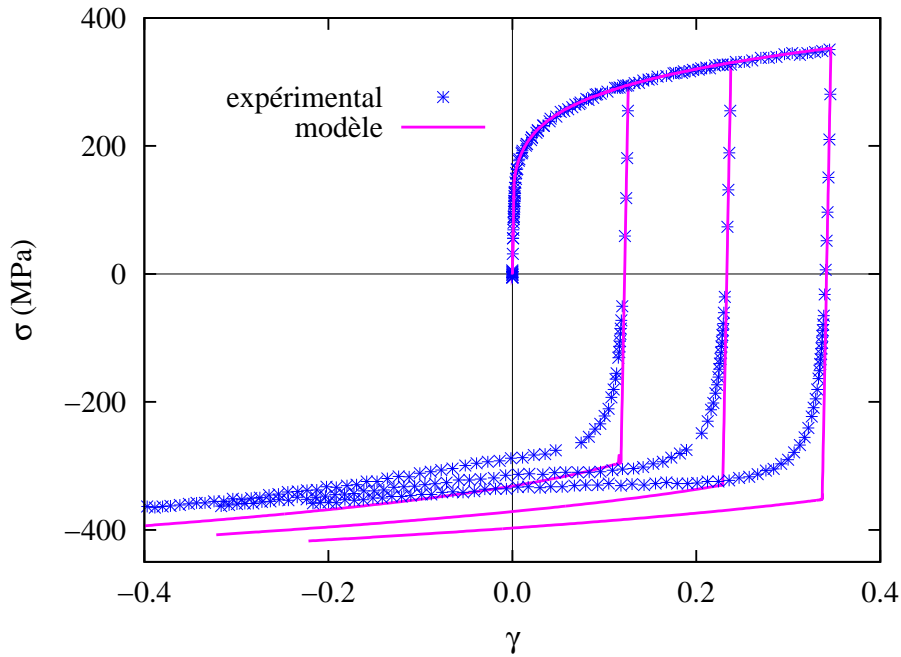


FIG. 2.14 – Comparaison expérience/modèle des niveaux de contrainte de cisaillement alterné dans la DL pour le DP500

mauvaise prédiction des inversions de chargement. Le modèle de comportement à écrouissage isotrope identifié ici ne permet pas de prendre en compte l'effet Bauschinger. Pour reproduire ce phénomène, il faudrait introduire une contribution cinématique à l'écrouissage.

Le niveau de contrainte est également estimé en expansion biaxiale (Fig. 2.15), le modèle reproduit bien les résultats expérimentaux jusqu'à $\varepsilon_{11} = 0,25$.

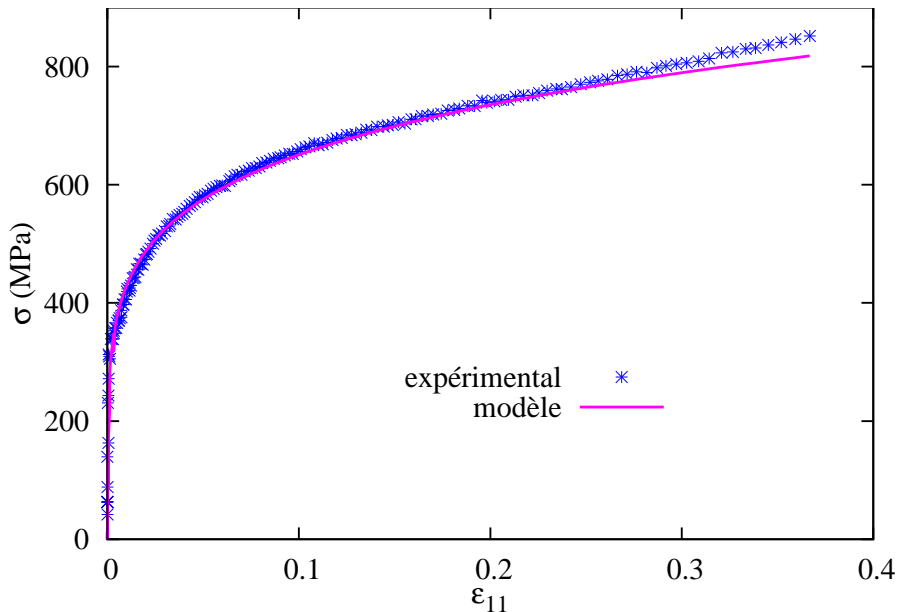


FIG. 2.15 – Comparaison expérience/modèle des niveaux de contrainte en expansion biaxiale pour le DP500

2.4.2 Matériau DC04

Les niveaux de contrainte en traction uniaxiale sont reportés sur la figure 2.16. Le modèle est en bonne adéquation avec l'expérience sur toute la plage de déformation allant jusqu'à 0,3 (striction à $\varepsilon = 0,23$).

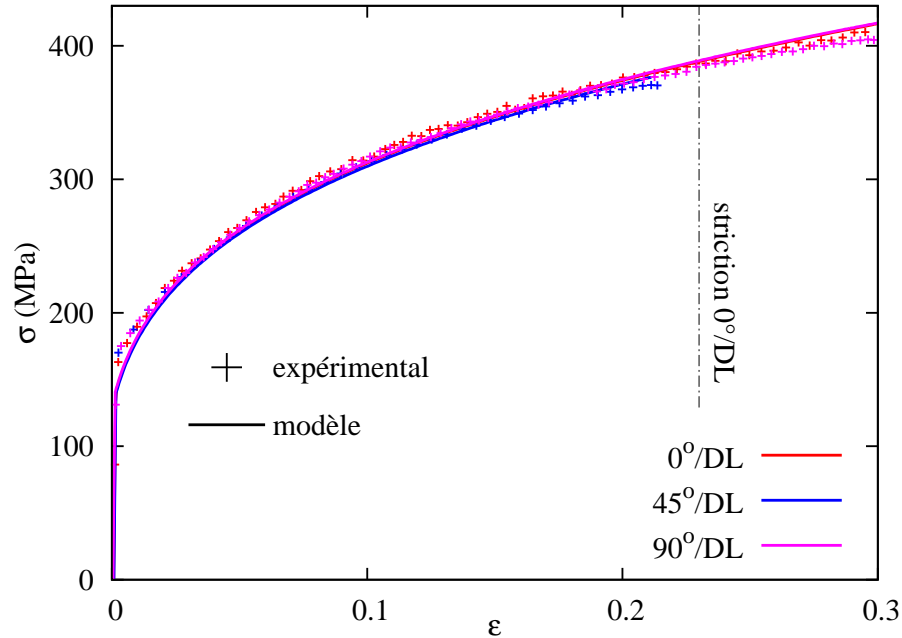


FIG. 2.16 – Comparaison expérience/modèle des niveaux de contrainte de traction à différentes orientations de la DL pour le DC04

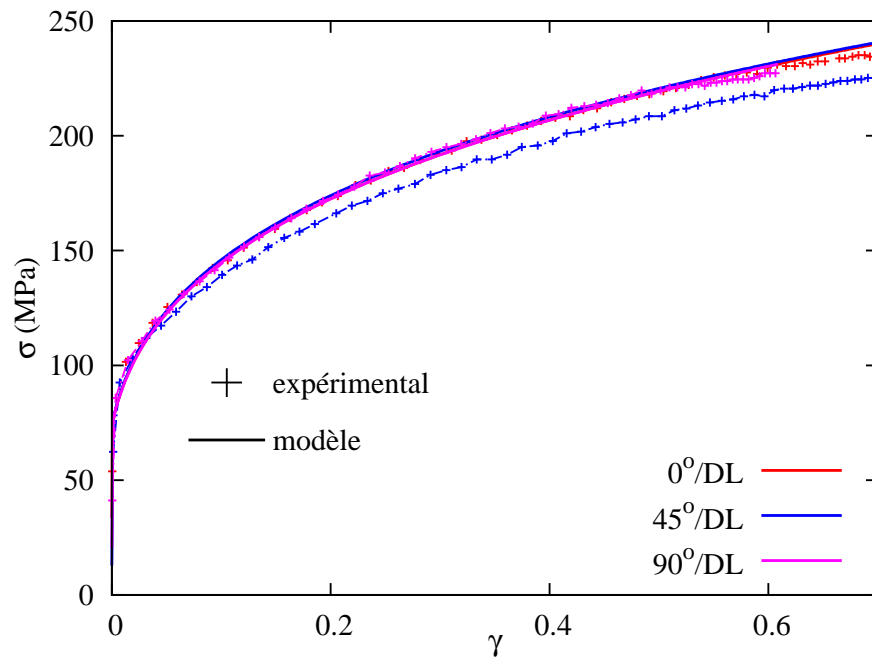


FIG. 2.17 – Comparaison expérience/modèle des niveaux de contrainte de cisaillement à différentes orientations de la DL pour le DC04

La figure 2.17 illustre les niveaux de contrainte en cisaillement simple à différentes orientations par rapport à la DL. On remarque que la contrainte à 45° de la DL est nettement inférieure à celle des deux autres orientations. Les résultats du modèle sont similaires pour les trois orientations, ils reproduisent bien les niveaux de contraintes le long et à 90° de la DL, mais surestiment celles à 45° de la DL.

Les coefficients d'anisotropie plastique à 0°, 45° et 90° de la DL sont représentés sur la figure 2.18. Le modèle, à cause de l'ajustement en contrainte de l'identification, surestime les résultats expérimentaux, sauf pour l'orientation à 90° de la DL.

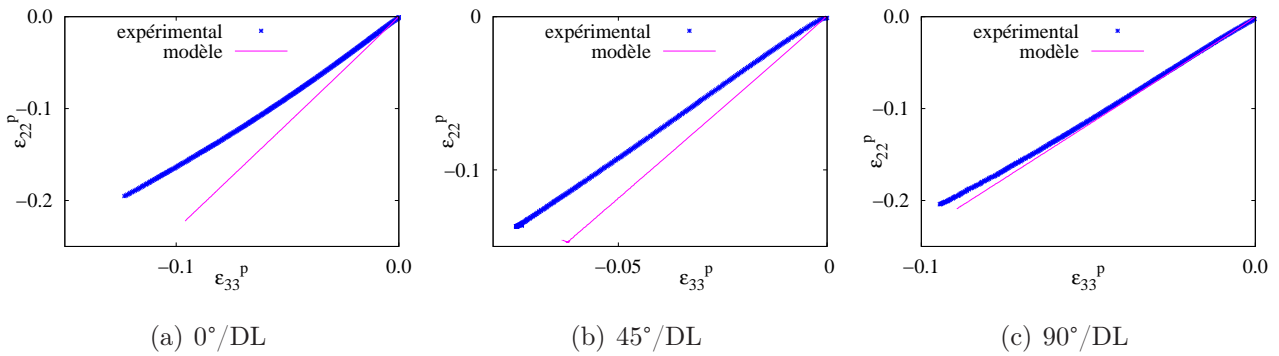


FIG. 2.18 – Comparaison expérience/modèle des coefficients d'anisotropie plastique pour le DC04

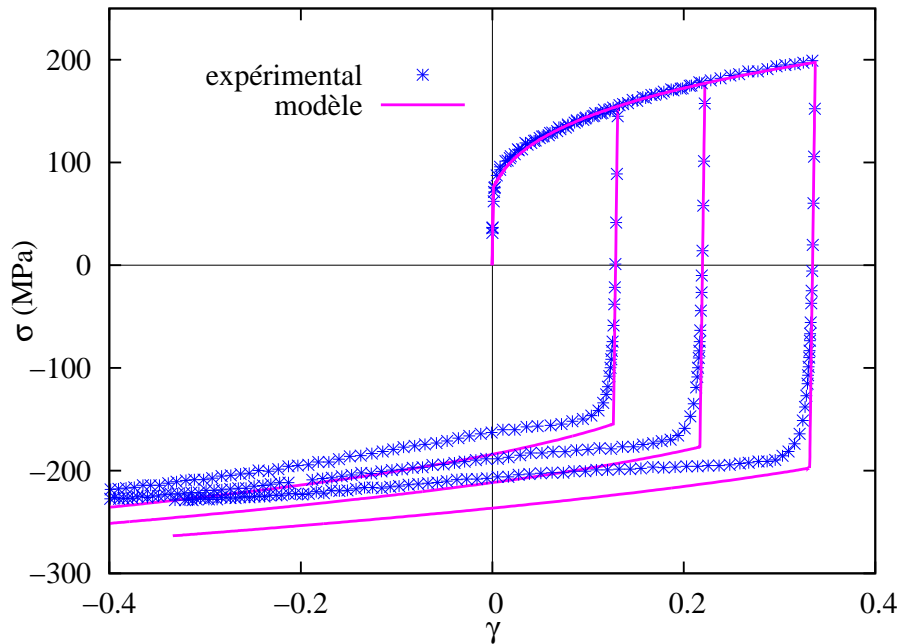


FIG. 2.19 – Comparaison expérience/modèle des niveaux de contrainte de cisaillement alterné dans la DL pour le DC04

Les courbes contrainte-déformation des essais de cisaillement simple alternés sont reportées sur Fig. 2.19. Les charges sont bien reproduites, mais l'adoucissement de la contrainte au niveau de la re-plastification aux inversions de charge n'est pas prise en compte par le modèle. Par conséquent, les contraintes après inversion de chargement sont surestimées (en valeur absolue).

Le niveau de contrainte estimé en expansion biaxiale (Fig. 2.20) reproduit bien les résultats expérimentaux jusqu'à une déformation de 0,4.

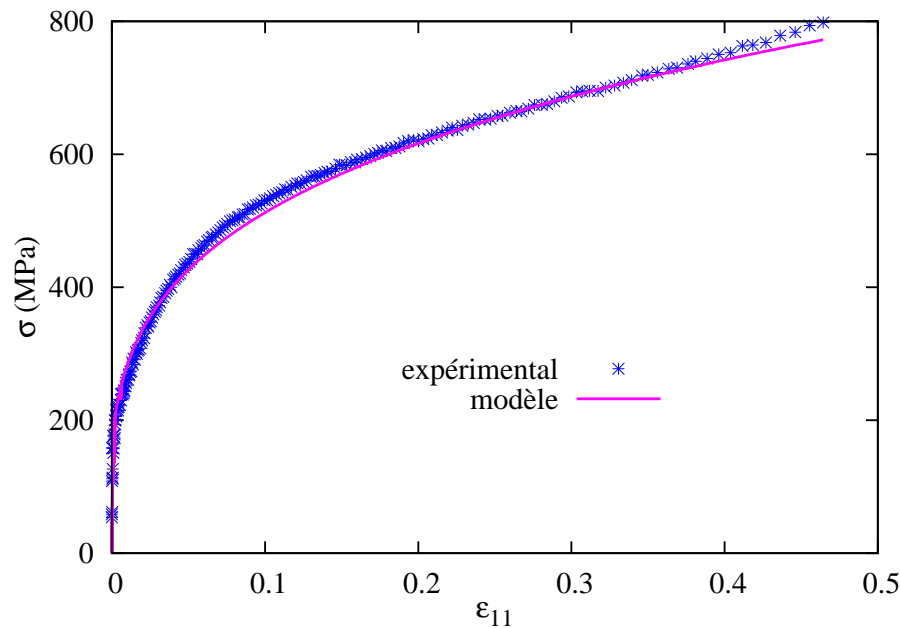


FIG. 2.20 – Comparaison expérience/modèle des niveaux de contrainte en expansion biaxiale pour le DC04

2.5 Conclusions

Ce chapitre présente les essais mécaniques menés pour caractériser le comportement des matériaux DP500, DC04 et E220BH, à température ambiante et dans une gamme de vitesses de déformation quasi-statiques. Trois trajets de chargement sont utilisés : traction uniaxiale, cisaillement simple et expansion biaxiale. Tous les essais sont traités par corrélation d'images afin d'exploiter des zones ayant des déformations homogènes sur une grande plage de déformation.

A partir de cette base de données, les paramètres matériau d'une loi de comportement élasto-plastique anisotrope ont été identifiés sur les matériaux DP500 et DC04. Cette loi associe un critère de plasticité anisotrope de Hill 1948 à un écrouissage isotrope.

L'identification des paramètres a été effectuée par optimisation inverse en mettant l'accent sur les niveaux de contrainte en grandes déformations. Pour les deux matériaux, une bonne description des niveaux de contrainte en traction, en cisaillement simple et en expansion biaxiale est obtenue. On observe que le critère de Hill 1948 ne permet pas d'obtenir une description satisfaisante des coefficients d'anisotropie plastique [34].

Chapitre 3

Caractérisation expérimentale du défaut d'aspect en coin de cadre

Le lot 4 du projet EMOA [1] a pour problématique la reproduction sur un dispositif de laboratoire d'un défaut d'aspect. Cette étude est focalisée sur le défaut d'aspect en coin de cadre (cf. Fig. 4). Ce type de défaut a été analysé sur un cas industriel (cf. chapitre 5), on a mis en évidence qu'il apparaissait après le retrait des outils consécutif à l'opération de tombage du bord intérieur. Un dispositif de tombage a été conçu de sorte à pouvoir étudier différentes configurations et son exploitation a permis d'identifier les paramètres auxquels le défaut d'aspect en coin de cadre est sensible. Les trois matériaux de l'étude : DP500, E220BH et DC04 sont testés.

La première partie de ce chapitre est une description de la mise au point de l'essai de laboratoire, dans une seconde partie deux méthodes de caractérisation de défauts d'aspect sont présentées, la troisième partie concerne les résultats de la configuration de référence, et enfin l'influence de différents paramètres du procédé est analysée dans la quatrième partie.

3.1 Mise au point d'un essai de laboratoire

3.1.1 Eléments du cahier des charges

Les contraintes suivantes ont gouverné la conception du dispositif de laboratoire :

- travailler sur une éprouvette ayant une géométrie de coin de porte avec deux montants à 90° l'un de l'autre,
- reproduire une opération de tombage des bords intérieurs,
- être adaptable sur une machine d'essais BUP200 (Zwick/Roell) d'une capacité maximale de 200 kN sur le poinçon,
- avoir des caractéristiques géométriques modulables,
- avoir des guidages suffisamment précis pour assurer la reproductibilité des essais.

3.1.2 Conception du dispositif de tombage

La conception du dispositif de tombage a été réalisée en CAO (Conception Assistée par Ordinateur) avec le logiciel SolidWorks 2007 SP3.1 (Dassault Systèmes).

Les éprouvettes de tombage ont une forme de trois-quarts de disque de 110 mm de diamètre (Fig. 3.1). Elles sont obtenues par découpe laser afin de générer des contours complexes avec une précision de l'ordre de 0,1 mm. Deux géométries ont été conçues : une avec une hauteur de bord constante (Fig. 3.1(a)) et une avec une hauteur de bord réduite au niveau du rayon de raccord (Fig. 3.1(b)). Cette dernière configuration est réservée au matériau DP500, qui présente une déchirure du bord tombé au niveau du rayon de raccord avec la hauteur de bord constante. Trois hauteurs de bord sont étudiées : 3, 4 et 5 mm. La géométrie à hauteur de bord réduite a une hauteur de bord de 2 mm au niveau du rayon de raccord dans tous les cas. Les deux perçages près du bord tombé servent au positionnement de l'éprouvette dans le dispositif de tombage, le troisième perçage est utilisé pour avoir trois points de maintien lors des mesures. La direction de laminage est alignée le long de l'axe de symétrie de l'éprouvette afin d'avoir un comportement identique sur les deux montants. La hauteur de bord de 3 mm est considérée comme configuration de référence des éprouvettes.

Les éprouvettes sont désignées par :

- *mat_hi_j* pour la hauteur de bord constante,
 - *mat_hir_j* pour la hauteur de bord réduite,
- avec *mat* le matériau (DP500, E220BH ou DC04), *i* la hauteur de bord (3, 4 ou 5 mm) et *j* le numéro de l'essai. Par exemple, la deuxième éprouvette en DC04 à hauteur de bord constante de 4 mm est désignée DC04_h4_2.

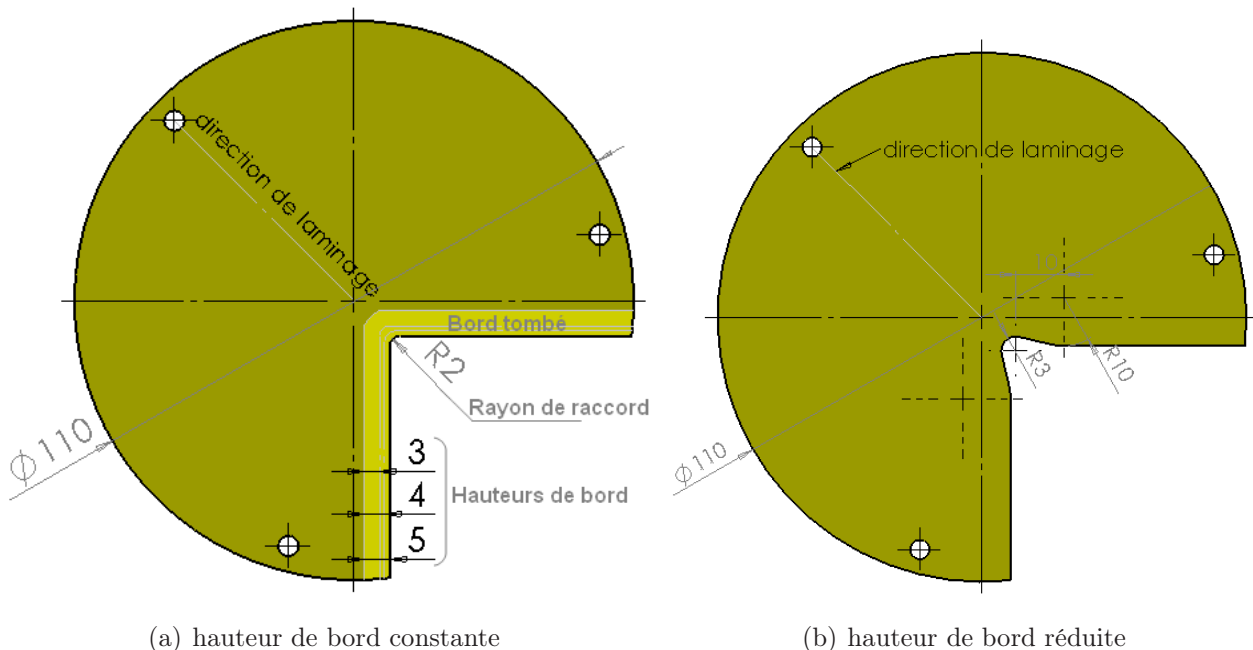


FIG. 3.1 – Géométries des éprouvettes de tombage (dimensions en mm)

Le dispositif de tombage est représenté en coupe transversale sur la figure 3.2(a). Il est constitué d'une partie matrice (en bleu), une partie presseur (en rouge) et une partie lame de tombage

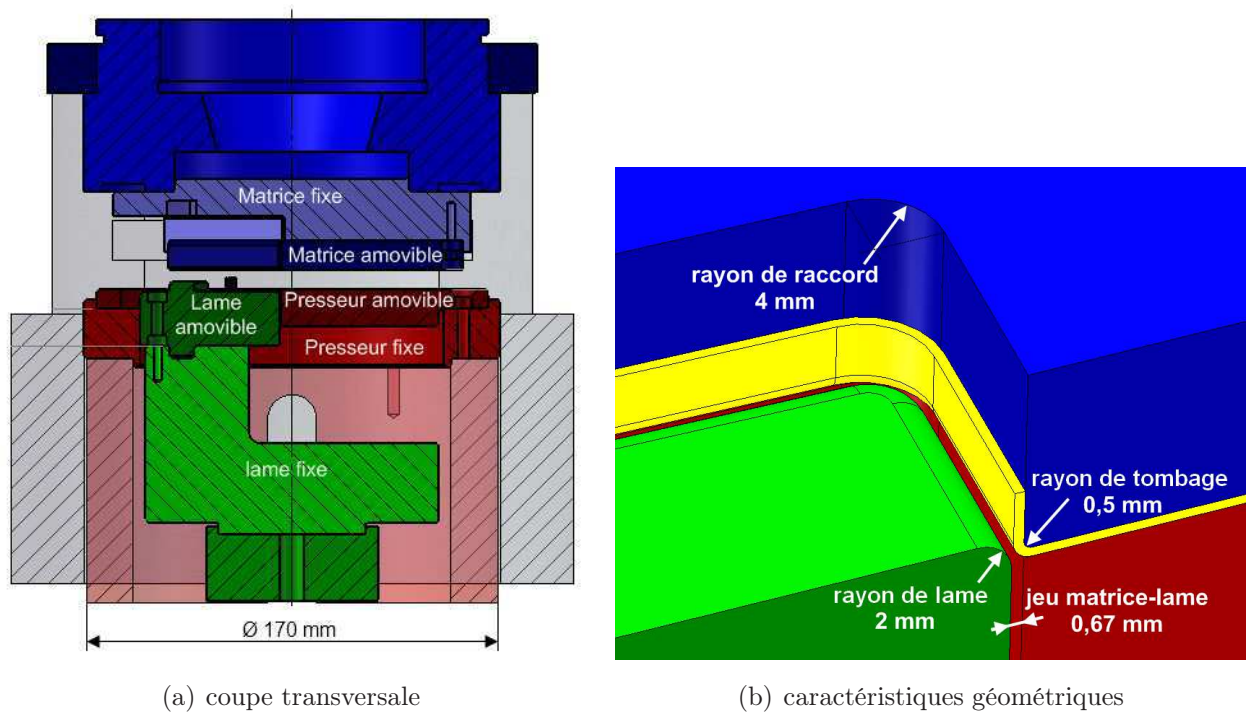


FIG. 3.2 – Dispositif de tombage de laboratoire

(en vert). On remarque que la surface supérieure de la lame amovible n'affleure pas la surface supérieure du presseur amovible où le flan sera positionné. Un jeu de 1 mm existe entre ces deux surfaces afin d'éviter le contact entre la lame et le flan au moment de la mise en position de ce dernier. Les outils sont usinés dans un acier Z38CDV5 et traités à une dureté de 50 HRC afin d'assurer la durabilité du dispositif. L'adaptation sur les éléments de la machine d'essais BUP200 (en gris) permet d'avoir un effort de serre flan constant et indépendant du déplacement de la lame pendant l'essai.

Les caractéristiques géométriques des outils sont présentées sur la figure 3.2(b) par une vue en coupe 3D, le flan tombé apparaît en jaune. La configuration de référence consiste en un rayon de tombage de 0,5 mm, un rayon de lame de 2 mm, un jeu matrice-lame de 0,67 mm, et un rayon de raccord de 4 mm sur la matrice.

Fonctions modularité. Chaque partie est composée d'une pièce fixe et d'une pièce amovible. Les pièces fixes sont conçues de sorte à être les plus massives possibles, elles sont uniques et assurent la rigidité du mécanisme. Les pièces amovibles quant-à elles sont de petite taille pour changer de configuration à moindre coût. En plus d'être interchangeables, la matrice et la lame amovibles sont réversibles. Sur la figure 3.3 on peut observer que ces deux pièces ont des rayons différents sur leurs deux faces. On a donc deux rayons de tombage par matrice amovible et deux rayons de lame par lame amovible. La lame amovible est la pièce la plus complexe du dispositif car elle assure de nombreuses fonctions. La rainure circulaire sur les deux faces assure le guidage axial par rapport à la lame fixe. Le décrochement de surface sur le flan (Fig. 3.3(b)) définit le jeu matrice-lame. Enfin, cette pièce est conçue de sorte à occuper un volume inférieur à un quart de cylindre, on peut donc en usiner quatre dans un cylindre de matière brute pour

par exemple avoir quatre jeux matrice-lame différents.

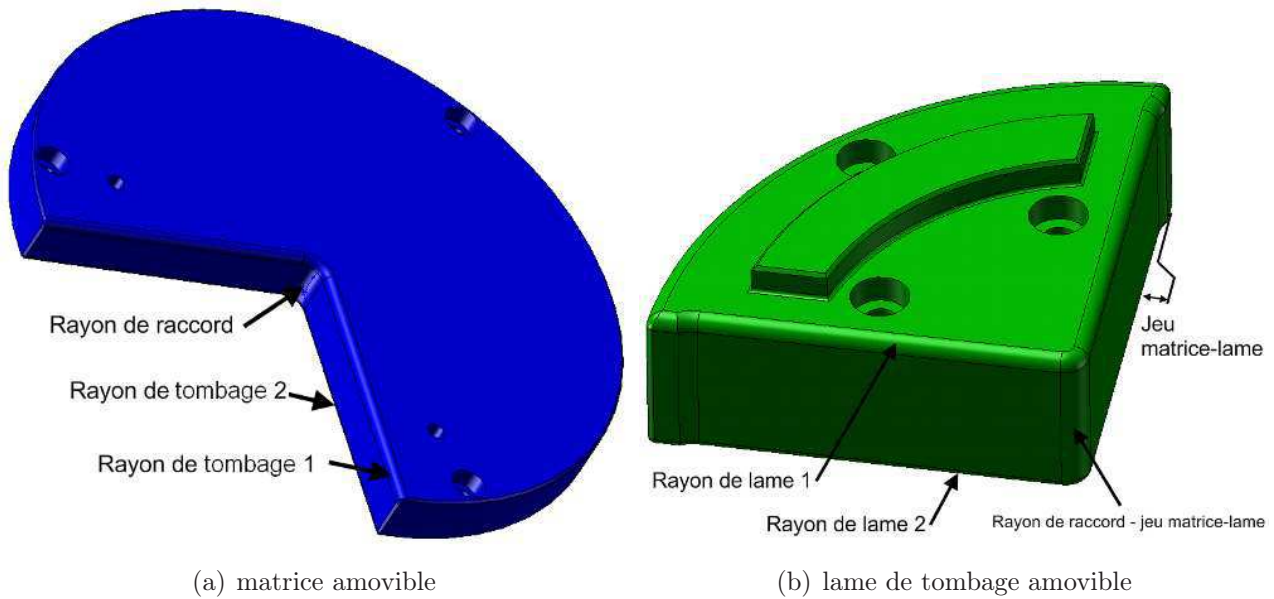


FIG. 3.3 – Pièces amovibles à deux faces

Fonctions guidage. Tous les guidages axiaux entre les pièces du bâti et les pièces fixes, et entre les pièces fixes et les pièces amovibles sont assurés par des appuis-plan associés à des centrages courts, à l'exception de l'interface entre la lame fixe et la lame amovible, où une rainure circulaire est utilisée (Fig. 3.2(a)).

La machine d'essais BUP200 dispose d'un bâti axisymétrique. Le dispositif de tombage n'étant pas axisymétrique, il a fallu concevoir les guidages angulaires indépendamment du bâti de la machine. Ces guidages sont exclusivement assurés par les pièces amovibles entre elles. Pour les guidages lame-presseur et lame-matrice, une face de guidage représentée sur la figure 3.4 est utilisée. Pour le positionnement angulaire de la matrice par rapport au presseur, deux plots de guidage montés sur le presseur viennent coulisser dans des alésages de la matrice au moment du serrage. Les plots servent aussi au positionnement des flans.

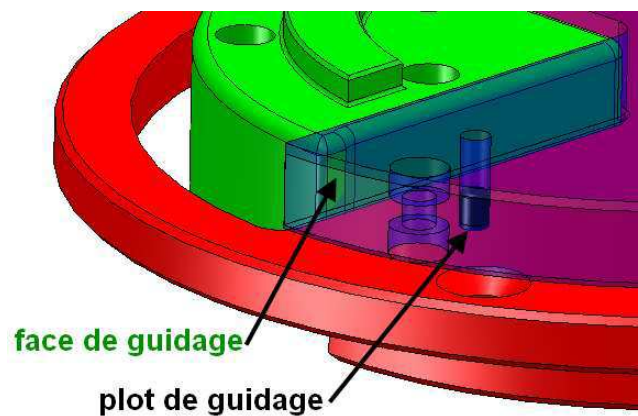


FIG. 3.4 – Guidages angulaires des pièces amovibles entre elles

Dimensionnement. Pour assurer la précision du dispositif, les outils ont été dimensionnés de sorte à assurer une pression homogène sur le flan et à ce que leurs déformations sous charge ne provoquent pas de coincement. Les déformations sont calculées par éléments finis dans le module COSMOSXpress de SolidWorks. Les outils sont modélisés par une loi de comportement élastique linéaire isotrope, avec comme paramètres matériau un module d'élasticité de 210 GPa, un coefficient de Poisson de 0,28 et une masse volumique de $7700 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$.

Les chargements ont été obtenus à partir d'une simulation numérique préliminaire effectuée avec des outils rigides et pour le flan, une loi de comportement élasto-plastique à écrouissage isotrope et surface de plasticité anisotrope identifiée sur le DP500 (cf. chapitre 2). Les pressions de contact avec les outils ont été analysées en cours de tombage et appliquées de façon simplifiée sur les surfaces CAO.

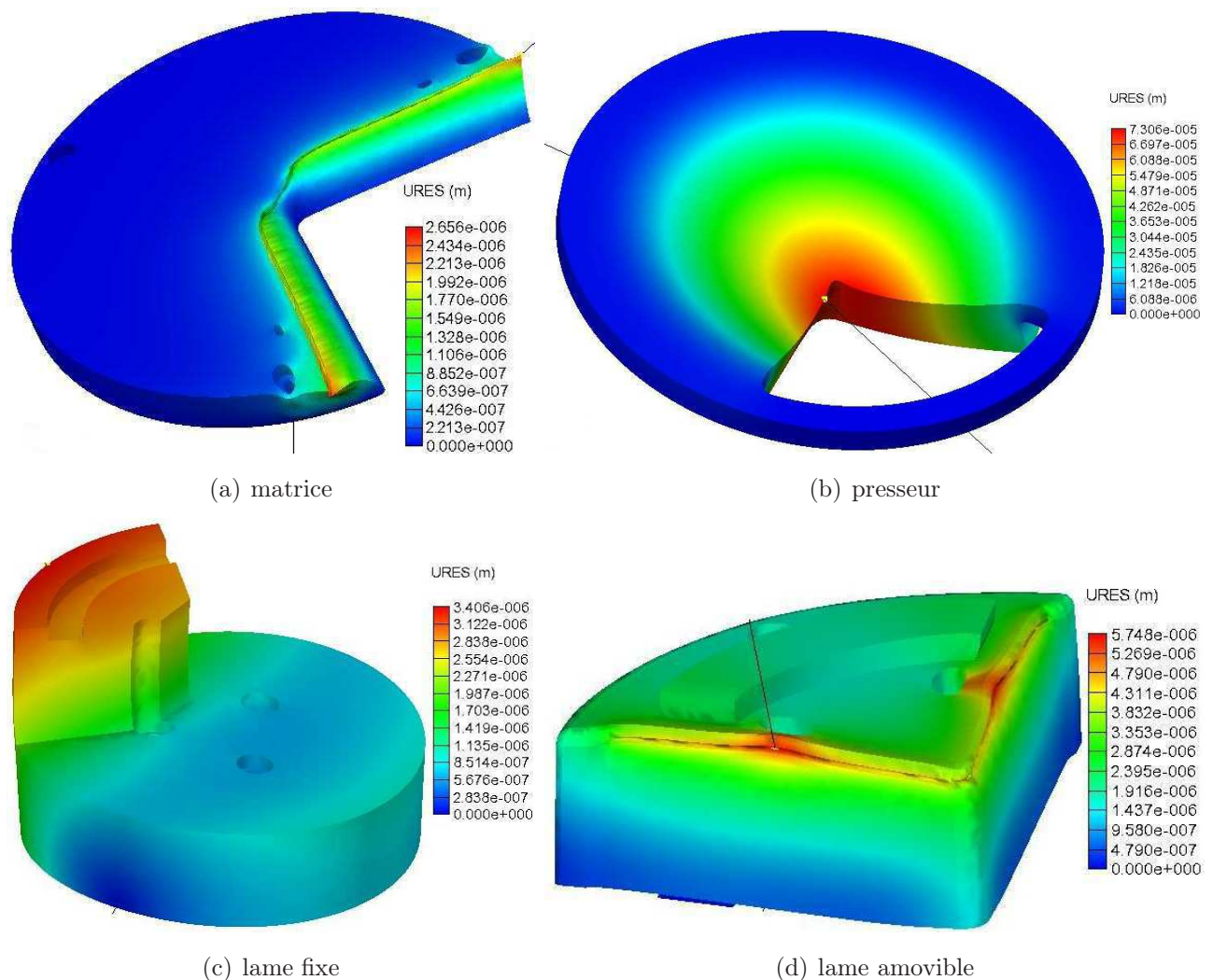


FIG. 3.5 – Déplacements sous charge des outils du dispositif de tombage

La matrice est encastrée sur sa base inférieure, soumise à une pression de 100 MPa le long du rayon de raccord à mi-rayon de tombage, et à une pression de 150 MPa le long des montants sur la partie inférieure du rayon de tombage. Les résultats du calcul montrent un déplacement maximum de $2,6 \mu\text{m}$ (Fig. 3.5(a)), ce qui est acceptable.

Le presseur amovible est encastré sur la surface en contact avec le presseur fixe et une pression

de 10 MPa est appliquée sur sa surface supérieure. Son déplacement maximum est de $73 \mu\text{m}$ (Fig. 3.5(b)). C'est une valeur élevée mais les conditions de chargement sont ici très défavorables, la pression de serrage utilisée pendant les essais est de 3 MPa.

Pour la lame fixe, la surface inférieure est encastrée, la surface supérieure interne est chargée uniformément avec 4000 N et la surface supérieure extérieure est chargée à 1000 N. Le déplacement résultant est de $3,4 \mu\text{m}$ (Fig. 3.5(c)).

La lame amovible est encastrée sur la surface au contact avec la lame fixe. Des pressions sont appliquées sur le rayon de lame avec 550 MPa sur le rayon de raccord et 300 MPa le long des montants. Le déplacement résultant de $5,7 \mu\text{m}$ (Fig. 3.5(d)) est acceptable.

3.1.3 Acquisition des signaux

Les signaux enregistrés au cours de l'essai sont les efforts exercés sur le presseur et sur la lame, ainsi que le déplacement de la lame (Fig. 3.6). La fréquence d'acquisition est choisie en fonction de la vitesse de la lame pour obtenir un échantillonnage suffisamment fin du signal. Pour la vitesse de référence de $0,4 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$, elle est fixée à 200 Hz, ce qui correspond à 6000 mesures pendant les 30 s de l'essai. Ces signaux permettent de tracer des courbes force-déplacement pour comparer les différentes configurations et des courbes déplacement-temps pour vérifier la vitesse de tombage qui est simplement ajustée par une molette graduée.

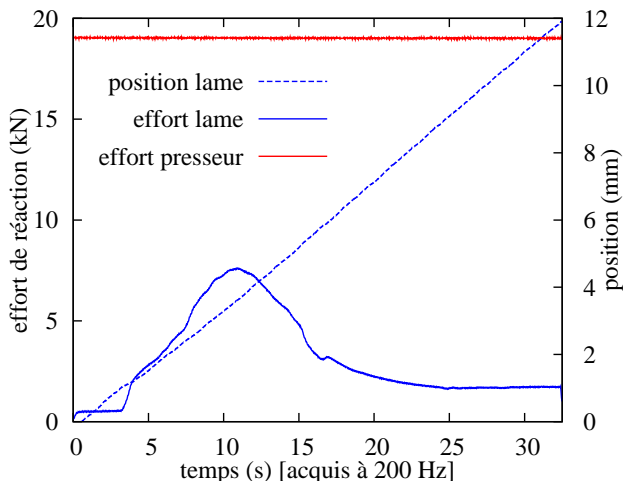


FIG. 3.6 – Signaux acquis au cours du tombage de l'éprouvette DC04_h5_1

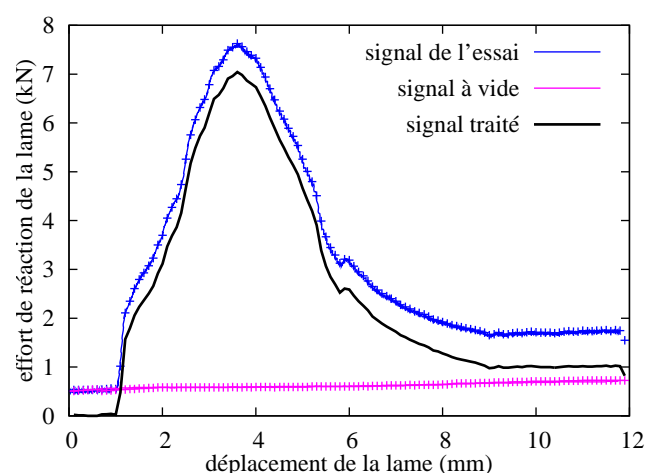


FIG. 3.7 – Traitement du signal d'effort de tombage de l'éprouvette DC04_h5_1

Les outils du dispositif sont guidés entre eux pour assurer un positionnement précis, cependant ces guidages entraînent des efforts de frottement qui doivent être soustraits des efforts mesurés pendant l'essai. Les efforts de frottement sont mesurés en procédant à plusieurs essais à vide avant et après l'essai de tombage. Etant donné qu'il existe un jeu de 1 mm entre la lame et le presseur, on sélectionne l'essai à vide dont les efforts correspondent au mieux à ceux de l'essai de tombage pendant le premier millimètre de déplacement. Le traitement, illustré sur la figure 3.7, consiste à échantillonner les deux signaux d'effort tous les 0,1 mm et à soustraire le signal à vide du signal de l'essai.

3.1.4 Mesures géométriques

Un défaut d'aspect est caractérisé par une profondeur de quelques dizaines de micromètres, ce qui nécessite un outil de mesure dont la précision est inférieure à $10\ \mu\text{m}$. Une machine à mesurer tridimensionnelle (MMT) Brown&Sharpe® MicroXcel pfx 4.5.4 a été utilisée. Sa répétabilité sur l'axe \vec{z} a été évaluée à $7\ \mu\text{m}$ en effectuant dix palpées successifs d'un même profil, et en traçant la courbe enveloppe (Fig. 3.8). L'éprouvette est maintenue sur un support dédié (Fig. 3.9) avec trois vis serrées à 1 Nm par clé dynamométrique. La surface est mesurée tous les millimètres sur quatre aires rectangulaires. La création du repère $(\vec{x}, \vec{y}, \vec{z})$ s'effectue par un palpé du plan extérieur qui constitue le plan (\vec{x}, \vec{y}) , un palpé du diamètre du disque pour positionner l'origine, et un palpé du bord tombé horizontal pour orienter l'axe \vec{x} .

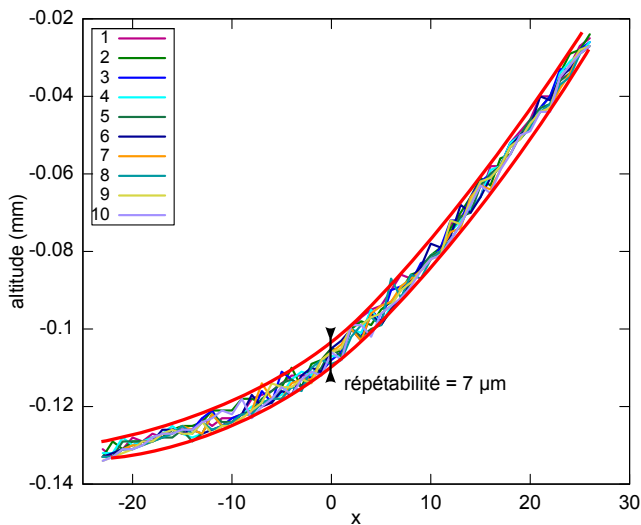


FIG. 3.8 – Profil $y = 10\ \text{mm}$ de l'éprouvette DP500_h5_1 palpé à dix reprises

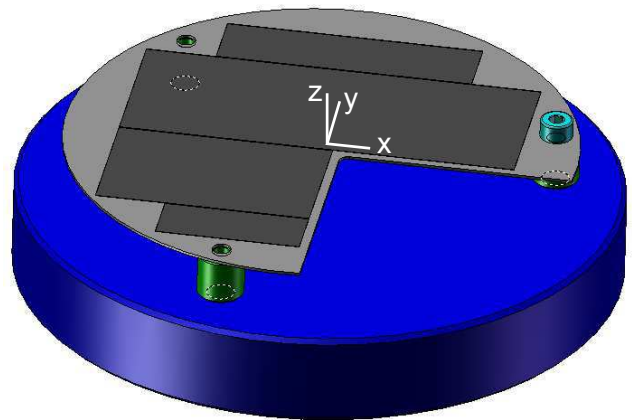


FIG. 3.9 – Dispositif de mise en position pour la mesure d'éprouvettes sur MMT ; les surfaces palpées apparaissent en gris foncé

Les éprouvettes ont été conçues pour avoir une géométrie initialement plane. Cependant, les mesures géométriques montrent un galbe sur les éprouvettes vierges. La figure 3.10 illustre le galbe initial mesuré sur une éprouvette en DP500, sa profondeur est de l'ordre de $0,17\ \text{mm}$. Le DC04 a un galbe initial d'environ $0,05\ \text{mm}$ de profondeur. La profondeur de galbe n'a pas été déterminée sur le E220BH à cause de la reproductibilité médiocre et du bruit des mesures.

Pour compenser le galbe initial, les éprouvettes sont mesurées avant et après tombage. On fait l'hypothèse qu'au cours du tombage le déplacement du flan dans le plan (\vec{x}, \vec{y}) est négligeable. Le traitement consiste alors à soustraire la coordonnée selon \vec{z} de l'éprouvette vierge à l'éprouvette tombée. Si on définit par C_{init} , C_{tomb} et $C_{traité}$ les coordonnées des éprouvettes respectivement à l'état initial, tombées et traitées, on peut écrire :

$$C_{init} \begin{pmatrix} x \\ y \\ z_{init} \end{pmatrix}, C_{tomb} \begin{pmatrix} x \\ y \\ z_{tomb} \end{pmatrix}, C_{traité} \begin{pmatrix} x \\ y \\ z_{tomb} - z_{init} \end{pmatrix}.$$

Les éprouvettes ont un axe de symétrie géométrique correspondant à la direction de laminage (Fig.3.1(a)). Pour vérifier la symétrie de l'altitude, un type de profil particulier a été défini

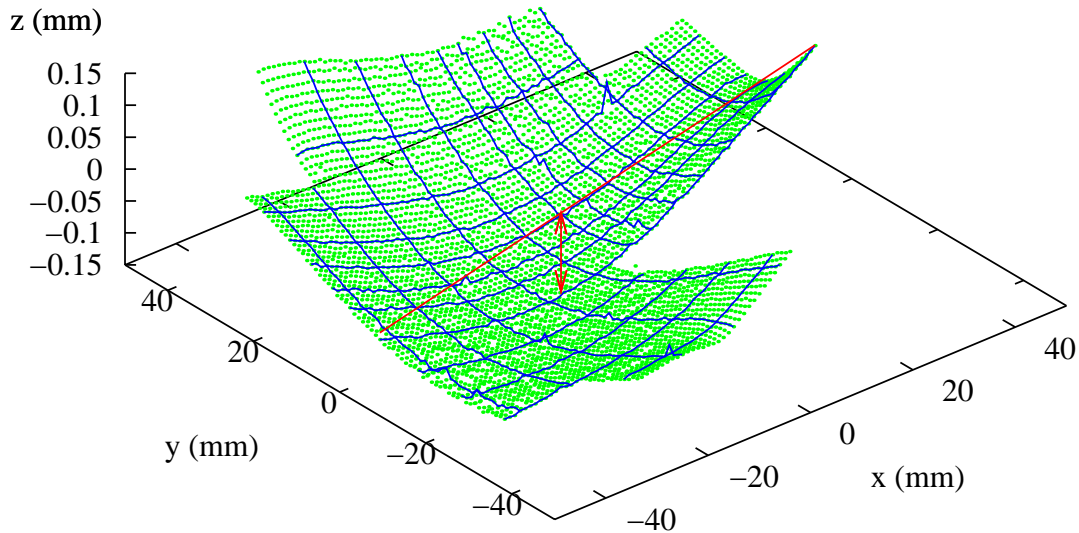


FIG. 3.10 – Géométrie initiale de l'éprouvette DP500_h3_4

(Fig. 3.11). L'origine des profils symétriques est sur l'axe de symétrie, la partie d'abscisse négative correspond au profil le long de la direction \vec{y} et la partie d'abscisse positive représente le profil le long de \vec{x} . La figure 3.12 représente les profils symétriques de l'éprouvette DC04_h4_1, elle permet d'observer une bonne symétrie sur le profil $y = -1$, qui se détériore légèrement pour le profil $y = 20$. Ce type de tracé ne permet pas de quantifier les dimensions d'un défaut d'aspect mais de valider la mesure expérimentale.

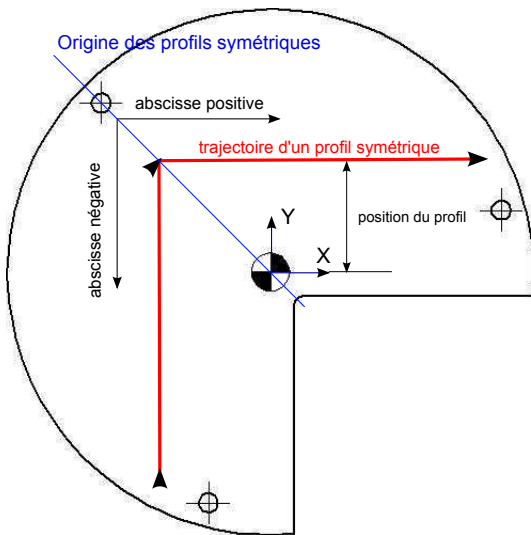


FIG. 3.11 – Schéma de définition des profils symétriques

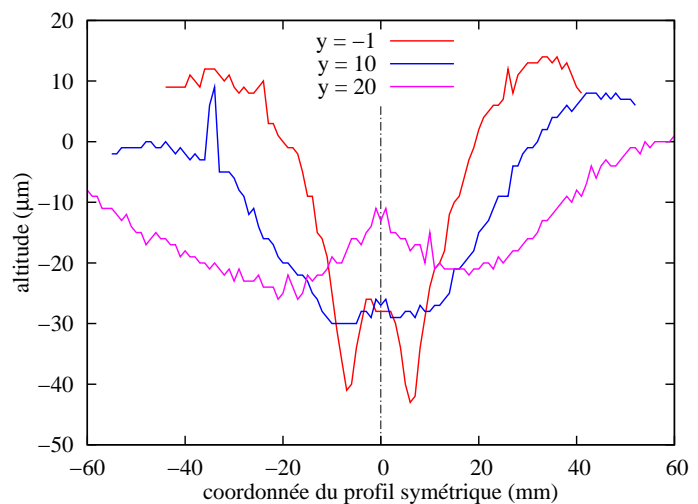


FIG. 3.12 – Profils symétriques de l'éprouvette DC04_h4_1 tombée

3.2 Localisation et caractérisation des défauts d'aspect

Les mesures précédemment présentées permettent d'observer l'allure générale des défauts d'aspect, mais une méthode de caractérisation est nécessaire pour les évaluer. On a déterminé au chapitre 1 que la criticité d'un défaut d'aspect dépend de sa profondeur et de son étendue, il est donc nécessaire d'obtenir ces deux grandeurs pour le caractériser. Cette partie présente deux méthodes de caractérisation fondées sur l'analyse de sections de la surface étudiée par des plans parallèles. Les deux méthodes devant être interprétées différemment, un cas simple est utilisé pour illustrer les différences de résultats.

3.2.1 Méthode de profondeur de profils

Des sections sont créées entre la surface étudiée et des plans parallèles orientés selon une direction choisie. La figure 3.13 montre l'exemple de sections entre la surface de l'éprouvette DP500_h3_3 et des plans (\vec{x}, \vec{z}) . Pour chaque profil, on trace une ligne droite entre les sommets des creux. La longueur de la droite donne la longueur du défaut sur le profil traité, et la distance entre la droite et le fond du creux donne sa profondeur. Sur la figure 3.13 on remarque que le profil le plus proche du bord tombé ($y = -1$ mm) a la plus grande profondeur de creux et la plus grande longueur.

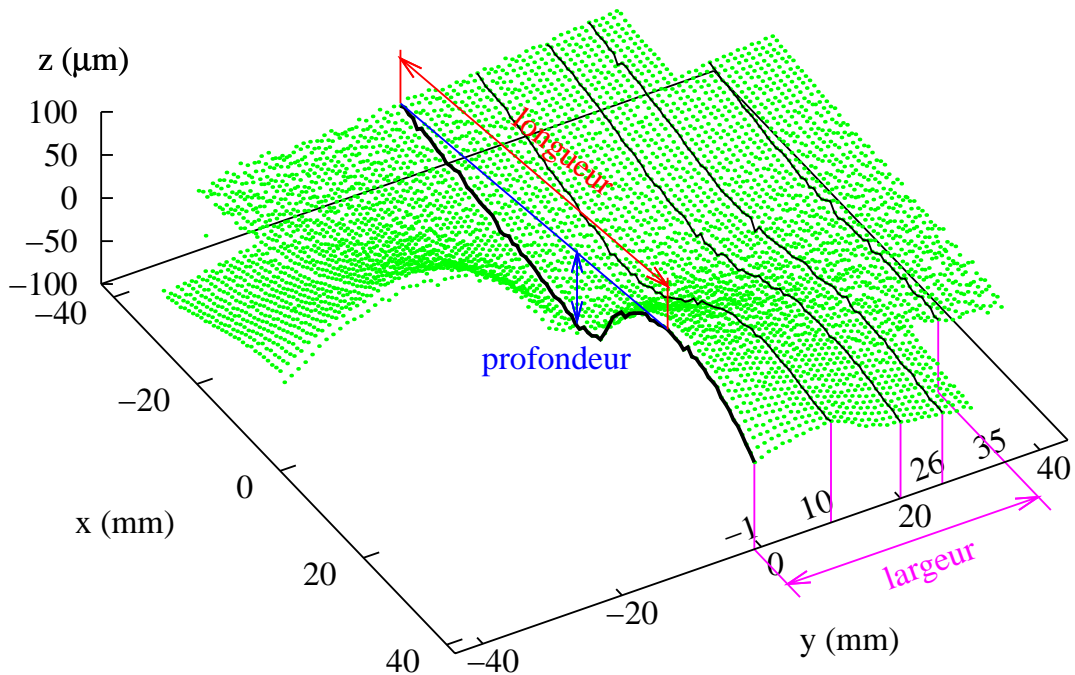


FIG. 3.13 – Superposition de profils sur le nuage de points de l'éprouvette DP500_h3_3 après tombage

Avec cette méthode, les défauts d'aspect sont caractérisés par trois paramètres. Le profil le plus près du bord tombé donne sa profondeur et sa longueur. La largeur est obtenue en calculant

la différence de position suivant \vec{y} entre le profil $y = -1$ mm et le premier profil à ne plus présenter de creux.

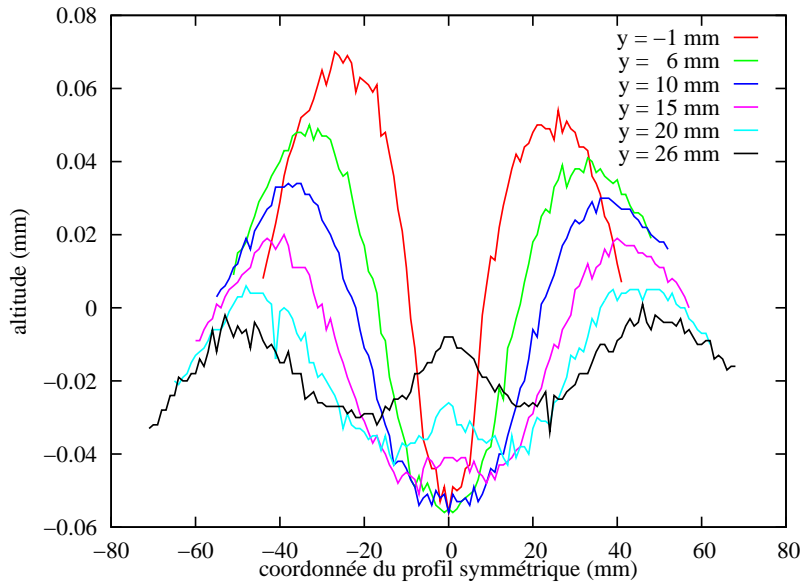


FIG. 3.14 – Tracé de profils symétriques à plusieurs valeurs de y pour l'éprouvette DP500_h3_3

Dans la pratique, après avoir vérifié la bonne symétrie de l'altitude des profils (Fig. 3.14), les profils sont reportés sur un graphe 2D (Fig. 3.15) afin de déterminer les valeurs des paramètres. Dans le cas de l'éprouvette DP500_h3_3, le défaut d'aspect a une profondeur de $80 \mu\text{m}$, une longueur de 60 mm et une largeur de 36 mm. Cette méthode implique de connaître au préalable la position approximative des défauts d'aspect. De plus, les résultats obtenus dépendent de la position des extrémités définies par l'utilisateur.

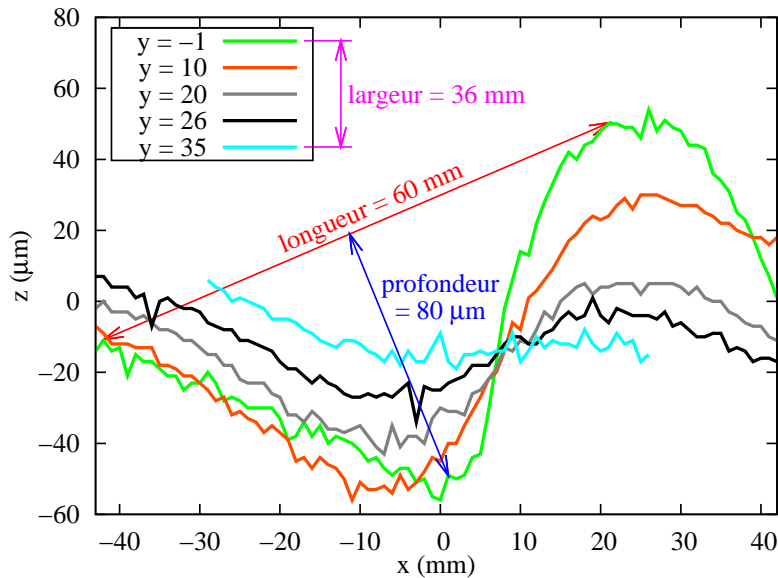


FIG. 3.15 – Tracé de profils le long de l'axe \vec{x} à plusieurs valeurs de y pour l'éprouvette DP500_h3_3

3.2.2 Méthode de courbure de profils

Cette méthode est fondée sur le calcul de la courbure de profils pour détecter automatiquement les extrémités des creux. Le but est de s'affranchir du positionnement manuel des extrémités. Le principe de cette méthode repose sur l'hypothèse qu'un défaut d'aspect est un creux (concave) sur un profil initialement convexe. Le signe de la courbure définit la concavité ou la convexité d'un profil, les extrémités des défauts d'aspect sont donc les points d'inversion de courbure.

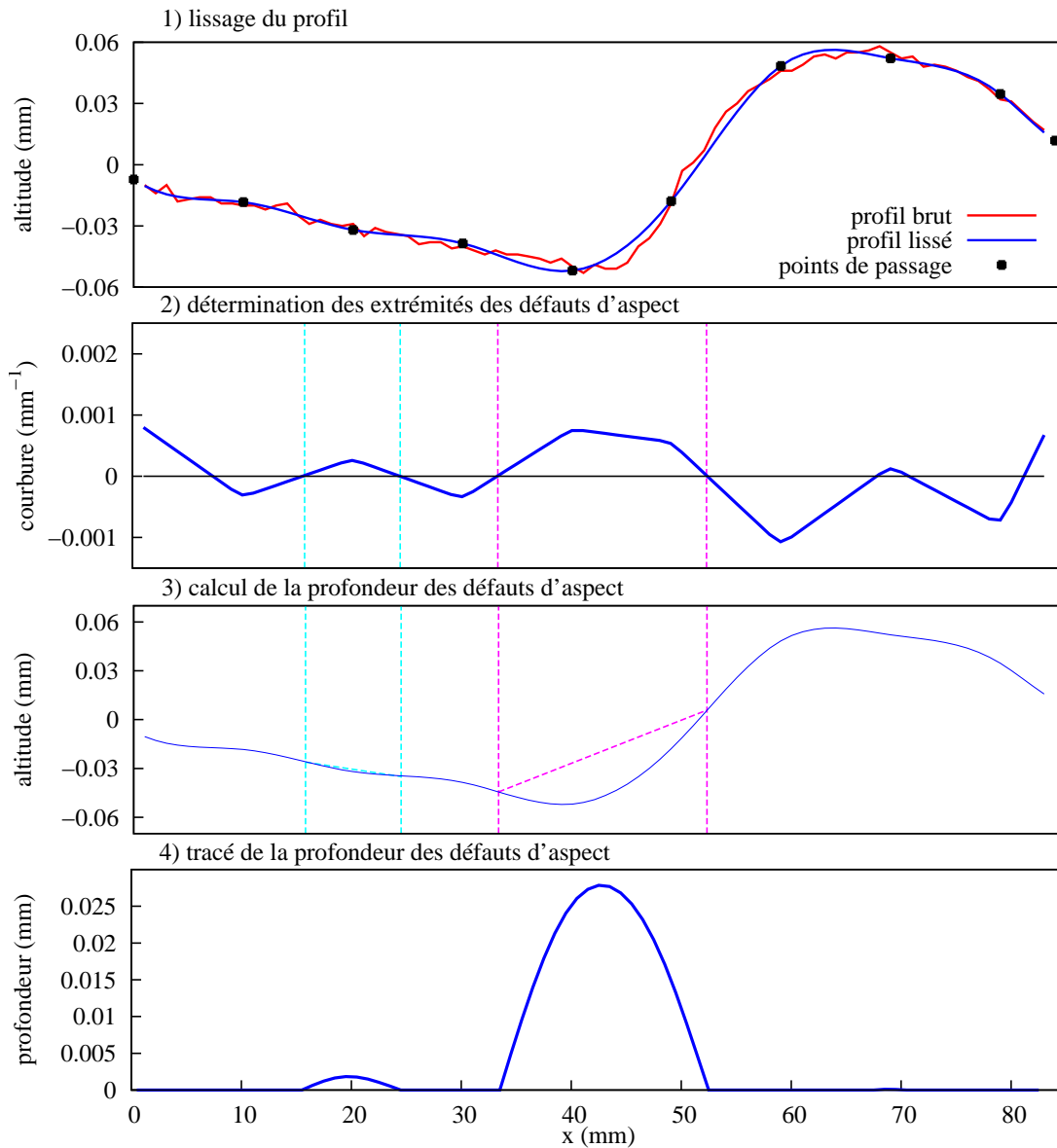


FIG. 3.16 – Étapes de détection et de caractérisation des défauts d'aspect sur le profil $y = 0$ mm de l'éprouvette DP500_h3_3

La figure 3.16 illustre la caractérisation des défauts d'aspect sur un profil.

1. Le profil est lissé en ajustant une spline.
2. La courbure du signal lissé est calculée et les points d'inversion de courbure sont localisés (lignes verticales pointillées).

3. Les points d'inversion de courbure sont reportés sur le profil lissé. Une droite est construite entre les points d'inversion de courbure dans les zones de courbure positive (creux). La profondeur des défauts est obtenue en calculant la distance entre ces droites et le profil.
4. La profondeur calculée est reportée sur un graphe 2D. Les zones de courbure négative ne présentent pas de défaut d'aspect, une profondeur de défaut nulle leur est donc attribuée.

La courbure est calculée avec l'équation 1.9. La courbure des données brute est souvent très bruitée et inexploitable, c'est pourquoi un lissage par spline est effectué sur les profils. Une spline est composée d'une succession de polynômes de degré trois qui respectent des conditions de continuité aux points de passage. La distance entre les points de passage est un paramètre clé du lissage. En effet, une distance élevée ne permet pas de reproduire fidèlement un profil. Quant à une distance faible, elle produit un lissage trop faible qui rend la courbure inexploitable. Pour la géométrie du coin de porte expérimental, une distance de 10 mm entre les points de passage permet un bon compromis entre lissage et conservation des caractéristiques géométriques.

Pour la troisième étape, les droites entre les extrémités des défauts sont exprimées sous la forme : $ax + by + c = 0$. On peut alors utiliser la formule de la distance entre un point et une droite pour calculer la profondeur de défaut $prof$ en chaque point du profil où la courbure est positive. Si A est le point courant du profil et a, b et c sont les paramètres de la droite :

$$prof = \frac{|a.x_A + b.y_A + c|}{\sqrt{a^2 + b^2}} \quad (3.1)$$

Cet algorithme a été implémenté dans le logiciel de calcul numérique Scilab, il est appliqué sur des profils espacés de 2 mm sur la surface des éprouvettes. La figure 3.17(a) représente l'altitude des profils selon la direction horizontale après lissage pour l'éprouvette DP500_h3_3. La figure 3.17(b) représente la profondeur des défauts détectés sur chaque profil.

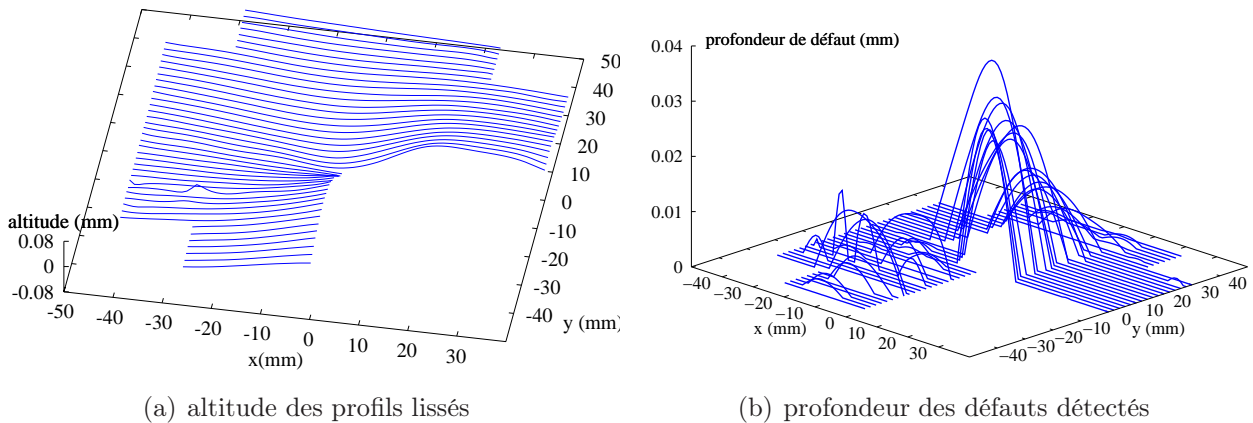


FIG. 3.17 – Etape 1) et 4) de la détection des défauts d'aspect sur l'éprouvette DP500_h3_3 par la méthode de courbure de profils orientés selon la direction \vec{x}

Pour rendre la visualisation plus aisée, les profondeurs de défauts sont traduites en isovaleurs reportées sur les profils 2D (Fig. 3.18). On peut ainsi directement se rendre compte de la profondeur maximale du défaut d'aspect et de son étalement.

On remarque que l'éprouvette DP500_h3_3 présente un défaut d'aspect localisé au dessus du rayon de raccord. Il a une profondeur de 40 μm et une étendue de $20 \times 23 \text{ mm}^2$.

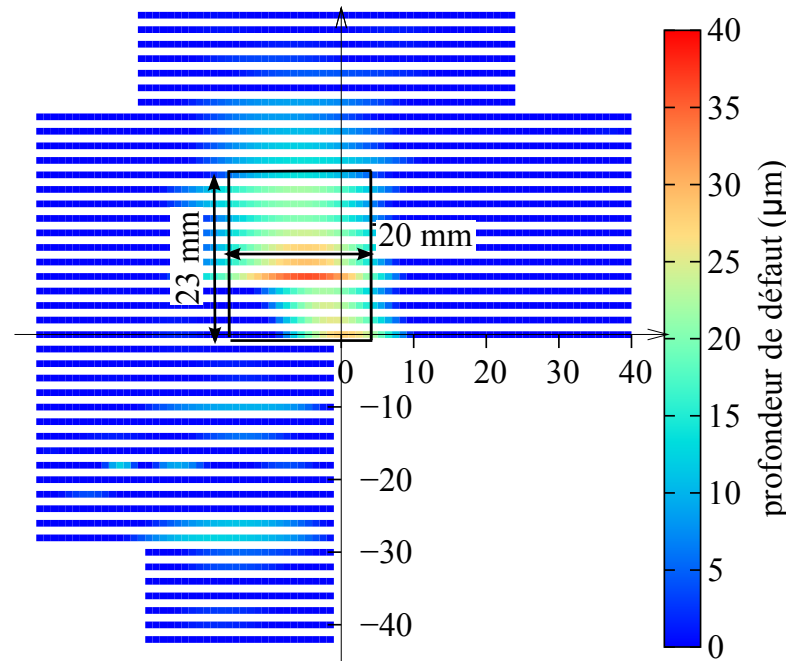


FIG. 3.18 – Cartographie des profondeurs de défauts d’aspect sur l’éprouvette DP500_h3_3 par la méthode de courbure de profils orientés selon la direction horizontale \vec{x}

Dans la suite de ce document, l’étendue des défauts d’aspect sera systématiquement désignée par :

$$\text{étendue} = (\text{étalement sur } \vec{x}) \times (\text{étalement sur } \vec{y}) \text{ mm}^2$$

Influence de l’orientation des profils. Les défauts d’aspect des ouvrants automobile sont visibles quand l’observateur est placé le long de la surface avec un éclairage rasant. Dans cette étude, les profils sont systématiquement orientés selon la direction \vec{x} horizontale, ce qui permet de reproduire la direction de la source lumineuse vers l’œil de l’observateur. Cependant, les techniciens démeriteurs manipulent les pièces inspectées dans toutes les directions pour détecter les défauts d’aspect, aussi l’influence de l’orientation des profils sur la caractérisation des défauts d’aspect a été étudiée. Trois orientations sont étudiées, pour chacune d’entre elles les profils d’altitude lissés et la cartographie des profondeurs de défauts sont tracés.

L’altitude des profils le long de la direction transverse à la direction de laminage (Fig. 3.19(a)) montrent un creux dans la zone du rayon de raccord. Ce creux est traduit par un défaut d’aspect d’une profondeur de $30 \mu\text{m}$ dans la zone du rayon de raccord (Fig.3.19(b)), son étalement est de 15 mm le long de la direction transverse, et d’environ 22 mm le long de la direction de laminage.

Le long de la direction verticale, les profils lissés présentent un creux à gauche du rayon de raccord (Fig. 3.20(a)). Le défaut d’aspect résultant est localisé à gauche du rayon de raccord (Fig. 3.20(b)), sa profondeur est de $40 \mu\text{m}$ et son étalement de 20 mm le long de la direction verticale et de 25 mm le long de la direction horizontale. Grace à la bonne symétrie de l’altitude sur l’éprouvette DP500_h3_3 (Fig. 3.14), le défaut d’aspect obtenu avec les profils orientés

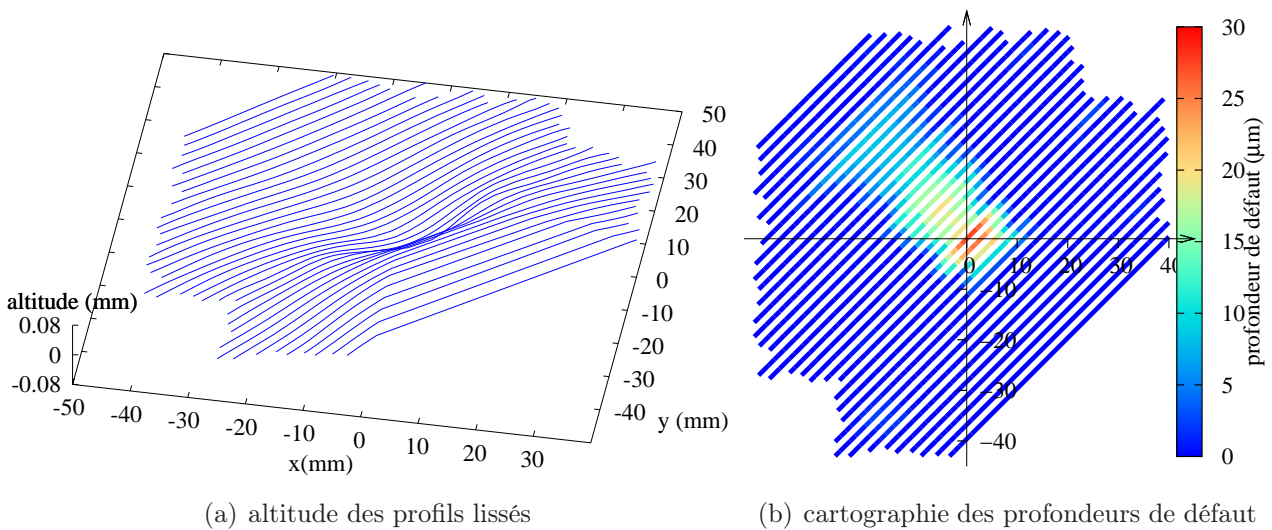


FIG. 3.19 – Détection des défauts d'aspect sur l'éprouvette DP500_h3_3 par la méthode de courbure de profils orientés selon la direction transverse à la direction de laminage ($45^\circ/\vec{x}$)

verticalement est symétrique, par rapport à la direction de laminage, à celui obtenu avec les profils orientés horizontalement (Fig. 3.18).

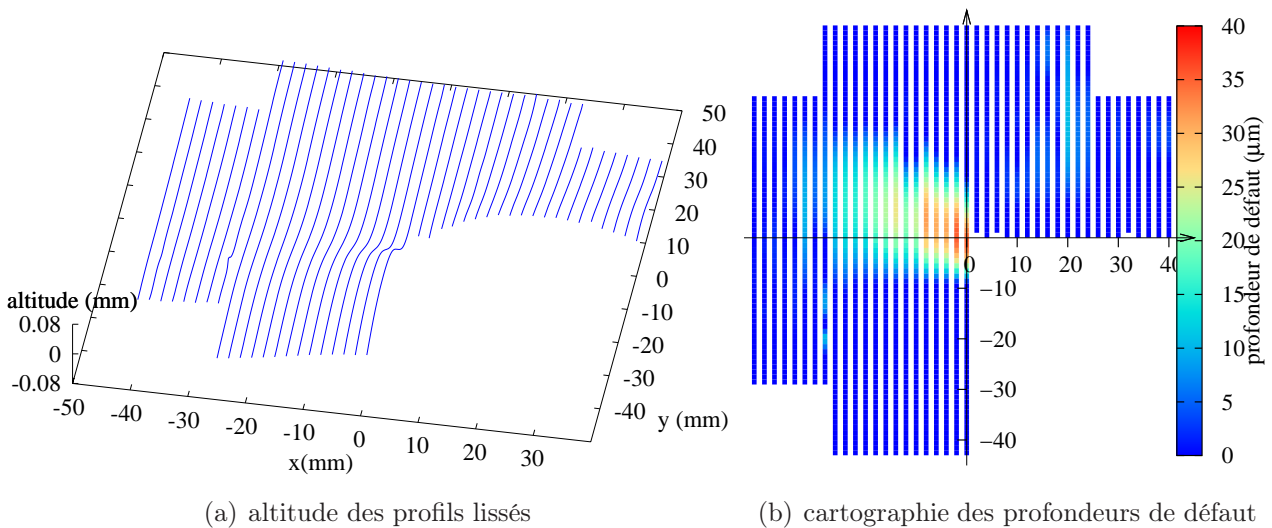


FIG. 3.20 – Détection des défauts d'aspect sur l'éprouvette DP500_h3_3 par la méthode de courbure de profils orientés selon la direction verticale \vec{y}

Les profils le long de la direction de laminage (Fig. 3.21(a)) montrent un creux dans une large zone autour du rayon de raccord. La cartographie des profondeurs de défaut (Fig. 3.21(b)) détecte deux défauts aux extrémités du creux. Ces défauts ont une profondeur de $60 \mu\text{m}$ et une étendue similaire avec environ 27 mm le long de la direction de laminage et 10 mm le long de la direction transverse. Si aucun défaut d'aspect n'est détecté dans la zone du rayon de raccord, c'est que les profils dans cette zone sont, soit rectilignes, soit ils sont globalement en creux et ne présentent pas d'inversion de courbure. Le creux au niveau du rayon de raccord a donc une longueur selon la direction de laminage qui couvre toute la surface de l'éprouvette. Ce phénomène est dû à la petite taille de l'éprouvette, il n'existe pas sur les pièces industrielles

qui ont une surface plus importante.

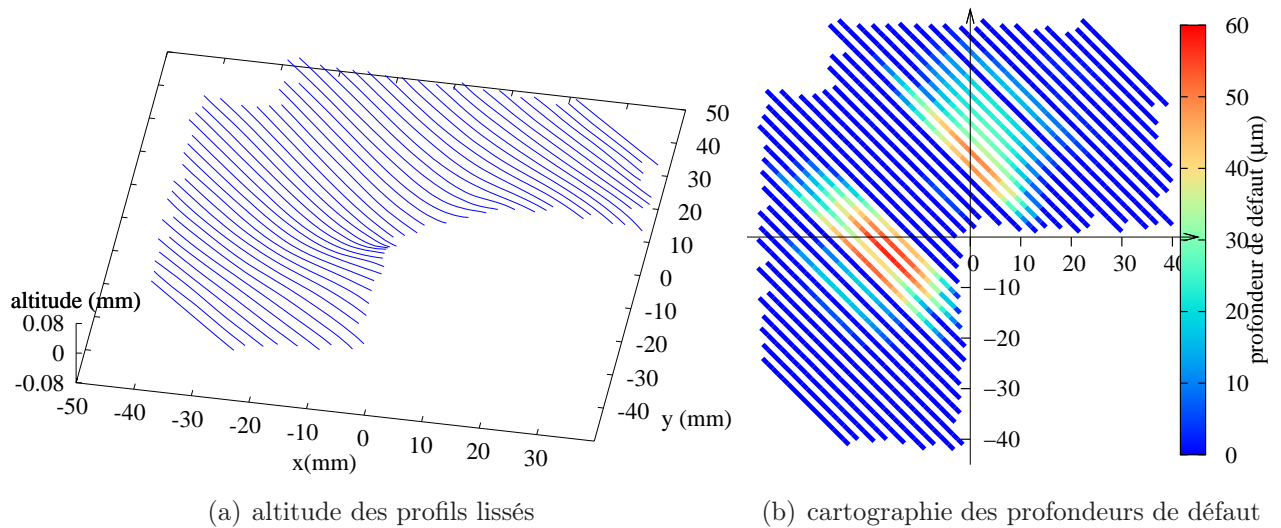


FIG. 3.21 – Détection des défauts d’aspect sur l’éprouvette DP500_h3_3 par la méthode de courbure de profils orientés selon la direction de laminage ($45^\circ/\vec{y}$)

Les défauts d’aspect caractérisés par la méthode de courbure de profils ont une grande sensibilité à l’orientation des profils. Dans le cas de l’éprouvette DP500_h3_3, selon l’orientation la profondeur du défaut va du simple au double (30 à 60 μm), et l’étendue passe de 330 à 540 mm^2 . L’utilisation de profils verticaux, inutile ici, est utile dans le cas de géométries non-symétriques, mais dans la majorité des cas les profils horizontaux sont suffisants pour caractériser les défauts d’aspect démerités (cf. chapitre 5).

Comparaison avec un démérite L’éprouvette DP500_h3_11 a été démeritée par les techniciens de PSA Peugeot Citroën (Fig. 3.22(a)).

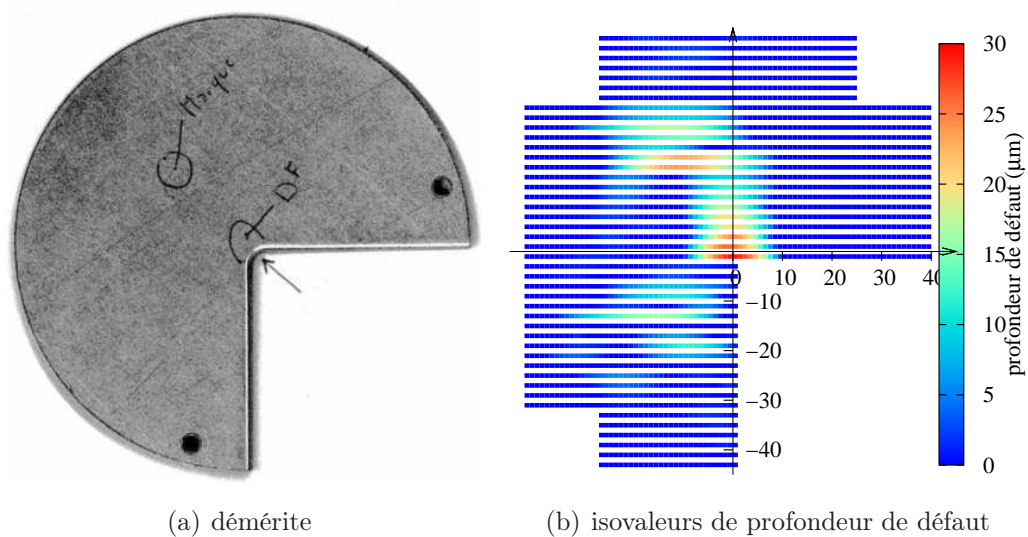


FIG. 3.22 – Comparaison du démérite expérimental et de la profondeur de défaut par la méthode de courbure de profils sur l’éprouvette DP500_h3_11

Un défaut d'aspect dans la zone du rayon de raccord a été coté à une criticité de 3, c'est à dire qu'il est à la limite de l'acceptable sur un produit final. Cette cotation est identique pour les trois matériaux de l'étude. Le dispositif de tombage produit donc des défauts d'aspect de faible criticité, ce qui permettra de tester au chapitre 4 si la simulation numérique est capable de prédire des défauts d'aspect si petits. Si c'est le cas, la prédiction des défauts d'aspect de plus grande criticité devrait aussi être possible.

La méthode de courbure de sections donne des résultats proches des démerites expérimentaux, comme illustré sur la figure. 3.22(b).

3.2.3 Comparaison des méthodes sur un cas test

Les deux méthodes permettent de détecter et de quantifier des défauts d'aspect mais les résultats sont à analyser différemment. Le cas d'un creux sur une courbe initialement convexe est utilisé comme exemple (Fig. 3.23). Le rayon de courbure initial est de 5 m et un défaut d'une profondeur de $20\ \mu\text{m}$ et d'une longueur de 40 mm est artificiellement créé.

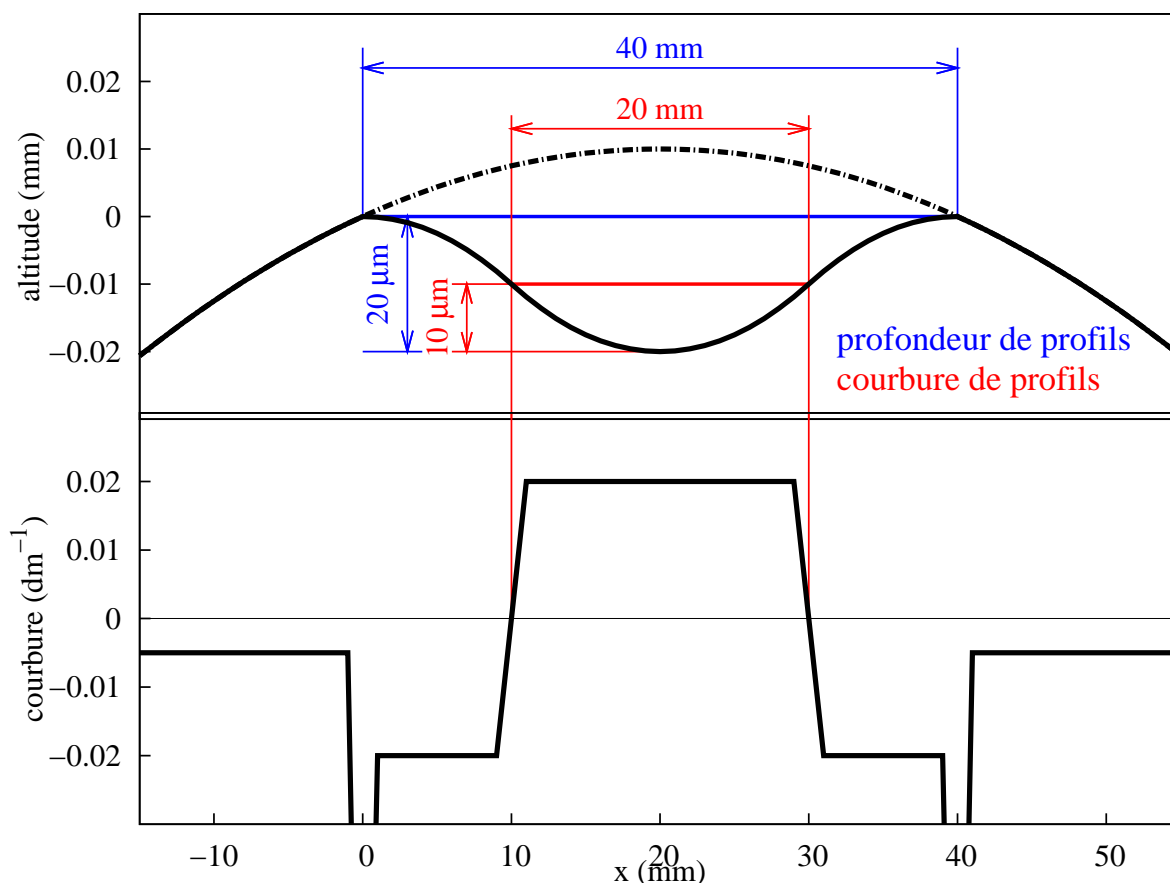


FIG. 3.23 – Défaut d'aspect artificiel en creux sur un galbe convexe

La méthode de profondeur de profils donne les mêmes caractéristiques que citées précédemment. Au contraire, la méthode de courbure de profils donne une profondeur de $10\ \mu\text{m}$ et une longueur de 20 mm au défaut d'aspect, soit des dimensions divisées par deux. Cela s'explique par le fait que cette méthode utilise une inversion de courbure pour déterminer les extrémités des

défauts. Cette inversion de courbure apparaît généralement à mi-profondeur d'un creux, c'est pourquoi les profondeurs et longueurs sont plus faibles avec la méthode de courbure de profils. Cependant, si on fait l'hypothèse que la criticité d'un défaut d'aspect est proportionnelle à un rapport profondeur sur aire d'étalement, cette criticité serait identique pour les deux méthodes de caractérisation.

3.3 Résultats

Cette étude expérimentale est fondée sur des résultats dont la reproductibilité a été observée sur au moins deux essais réalisés dans les mêmes conditions opératoires. Pour préserver la clarté des illustrations, un seul essai est représenté sur certaines figures.

La configuration de référence consiste en une hauteur de bord de 3 mm sur des flans découpés au laser, un rayon de tombage de 0,5 mm, un rayon de raccord de 4 mm, un rayon de lame de 2 mm et une vitesse de tombage d'environ $0,4 \text{ mm}\cdot\text{s}^{-1}$. On rappelle que le matériau DP500 dispose de deux géométries d'éprouvettes, dont une avec hauteur de bord réduite dans la zone du rayon de raccord.

3.3.1 Efforts de tombage

La figure 3.24 illustre les efforts de tombage pour les matériaux de l'étude dans la configuration de référence, on remarque une bonne reproductibilité pour tous les matériaux.

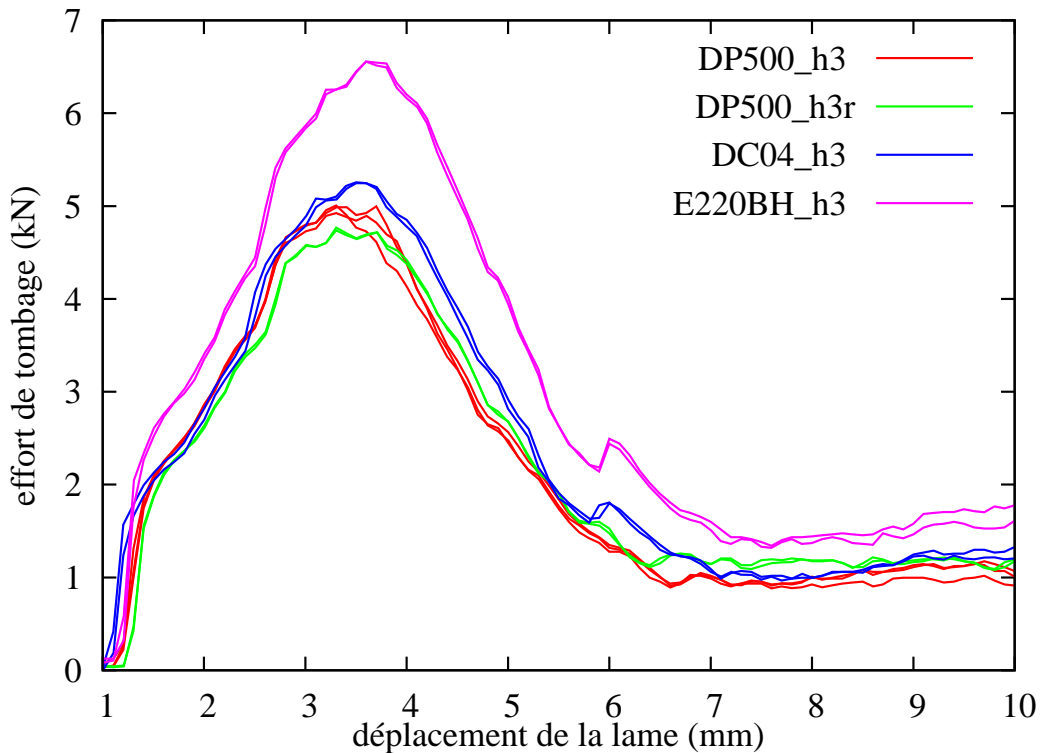


FIG. 3.24 – Effort de tombage des trois matériaux de l'étude dans la configuration de référence

Les courbes comportent un pic d'effort qui correspond au tombage des bords sous l'action du déplacement de la lame, puis un palier de stagnation de l'effort correspondant au frottement de la lame sur les bords tombés.

Les deux configurations d'éprouvettes en DP500 ont des niveaux d'effort similaires. Cependant, la hauteur de bord constante a un pic d'effort légèrement plus élevé (4,9 kN contre 4,7 kN). Le pic d'effort du DC04, avec 5,2 kN est légèrement supérieur à celui du DP500, mais le palier d'effort est similaire avec 1 kN à 8 mm de déplacement de lame. Le E220BH présente un niveau d'effort nettement supérieur aux deux autres matériaux, son pic d'effort est de 6,5 kN, et le palier d'effort est de 1,4 kN à 8 mm de déplacement de lame.

On remarque une ré-augmentation de l'effort à 6 mm de déplacement de lame pour les matériaux DC04 et E220BH. Ces deux matériaux ont des épaisseurs respectives de 0,72 mm et 0,74 mm, alors que le jeu entre la matrice et la lame de tombage est de 0,67 mm (cf. Fig. 3.2(b)). Le fait que l'épaisseur des flans soit supérieure au jeu matrice-lame entraîne un laminage des bords, d'où l'apparition d'un pic d'effort en fin de tombage. Le fait que l'effort après tombage ne soit pas constant pour ces deux matériaux est aussi causé par ce laminage.

3.3.2 Défaut d'aspect

Méthode de profondeur de profils. Les profils le long de l'axe \vec{x} à plusieurs valeurs de y sont tracés sur les figures 3.25, 3.26 et 3.27.

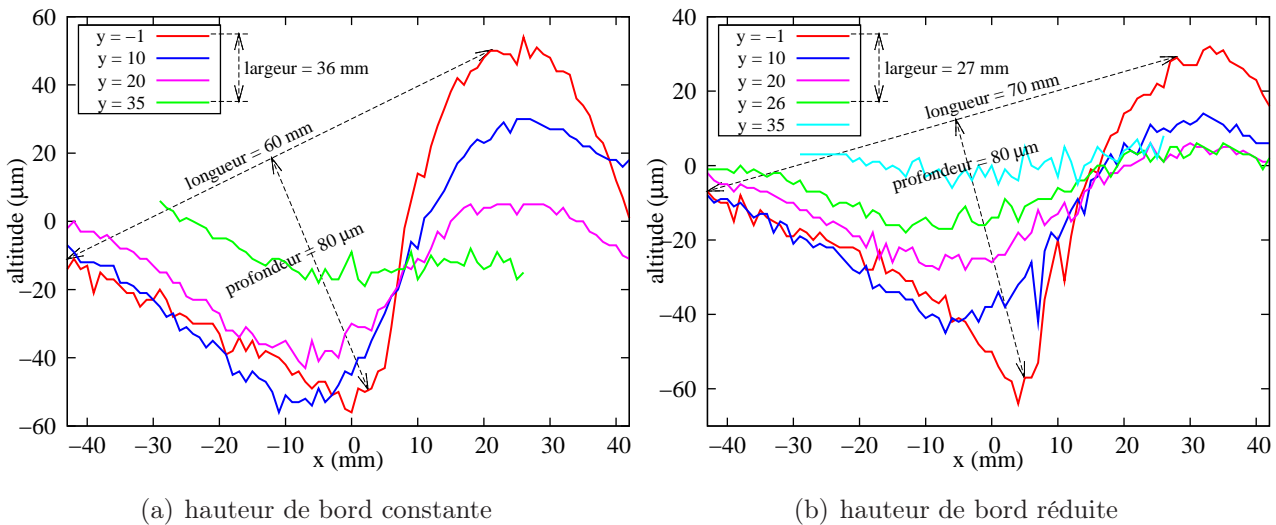


FIG. 3.25 – Profils le long de la direction \vec{x} pour différentes valeurs de y pour le DP500 dans la configuration de référence

L'éprouvette en DP500 à hauteur de bord constante (Fig. 3.25(a)) donne un défaut dont la profondeur est de 80 μm , la longueur de 60 mm et la largeur de 36 mm. Avec la hauteur de bord réduite, la profondeur est de 80 μm , la longueur de 70 mm et la largeur de 27 mm (Fig. 3.25(b)). Seule la longueur augmente par rapport à la géométrie de référence, cependant on observe aussi une évolution de l'allure des profils. En effet, avec la hauteur de bord réduite, ils présentent une profondeur globalement inférieure, et la profondeur maximale de 80 μm n'est

obtenue que grâce à un décrochement marqué sur le profil $y = -1$ mm. Le défaut d'aspect avec la géométrie modifiée devrait donc être perçu comme plus localisé.

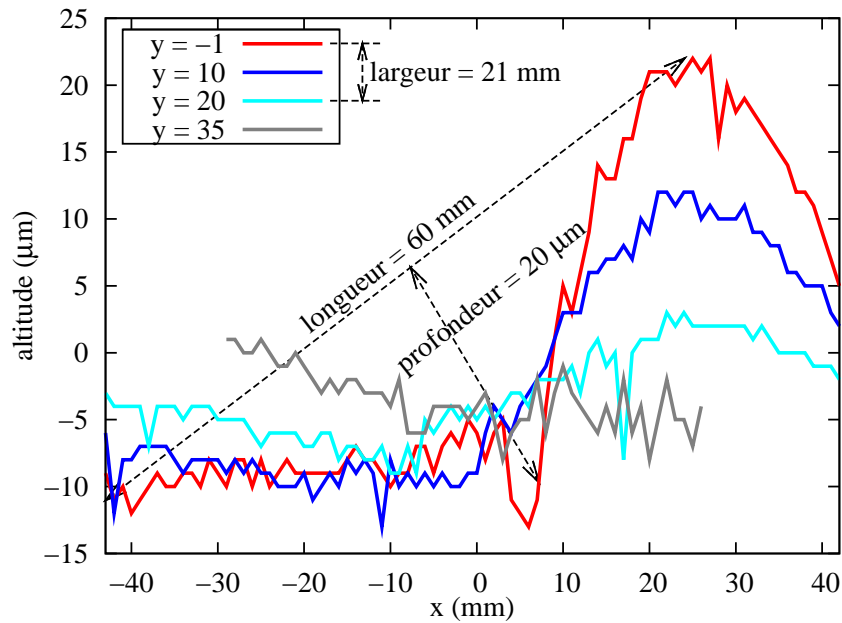


FIG. 3.26 – Profils le long de la direction \vec{x} pour différentes valeurs de y pour le DC04 dans la configuration de référence

Le matériau DC04 a un défaut d'aspect d'une profondeur de $20 \mu\text{m}$, une longueur de 60 mm et une largeur de 21 mm (Fig. 3.26). On remarque que le profil $y = -1$ mm présente un creux local pour $x = 5$ mm.

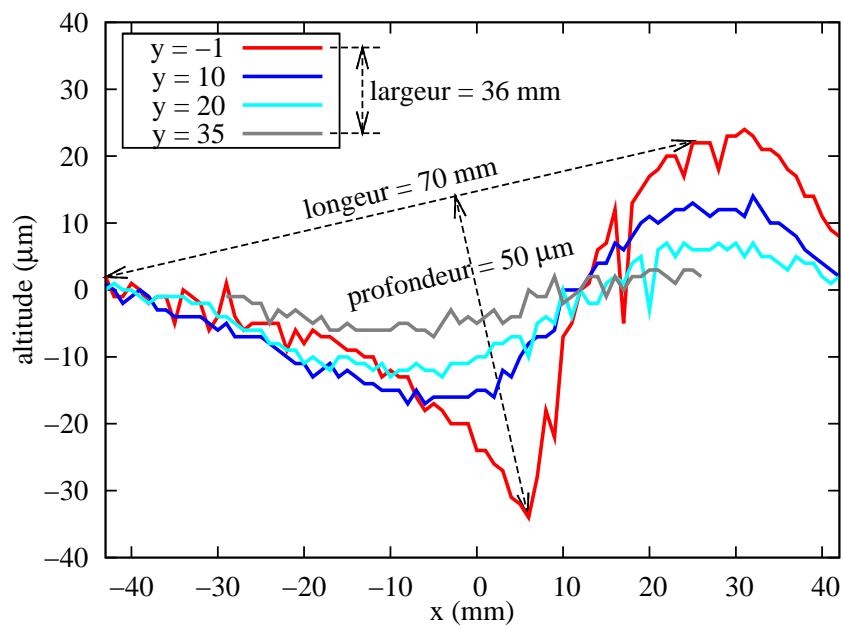


FIG. 3.27 – Profils le long de la direction \vec{x} pour différentes valeurs de y pour le E220BH dans la configuration de référence

Le défaut d'aspect pour le E220BH est caractérisé par une profondeur de $50 \mu\text{m}$, une longueur de 70 mm et une largeur de 36 mm (Fig. 3.27).

Les trois matériaux de l'étude ont des défauts d'aspect dont les longueurs (entre 60 et 70 mm) et largeurs (entre 21 et 36 mm) sont proches, le paramètre distinctif est la profondeur avec $80 \mu\text{m}$ pour le DP500, $20 \mu\text{m}$ pour le DC04 et $50 \mu\text{m}$ pour le E220BH.

Méthode de courbure de profils. Avec cette méthode, les défauts d'aspect sont représentés par des isovaleurs de profondeurs dans la plan (\vec{x}, \vec{y}) . On peut ainsi observer la profondeur maximale des défauts d'aspect et leurs étendues. L'éprouvette à hauteur de bord constante en DP500 présente un défaut d'une profondeur de $40 \mu\text{m}$ et d'un étalement de 25 mm par 35 mm (Fig. 3.28(a)). L'éprouvette à hauteur de bord réduite en DP500 donne un défaut d'aspect d'une profondeur de $20 \mu\text{m}$ pour un étalement de $20 \times 25 \text{ mm}^2$ (Fig. 3.28(b)).

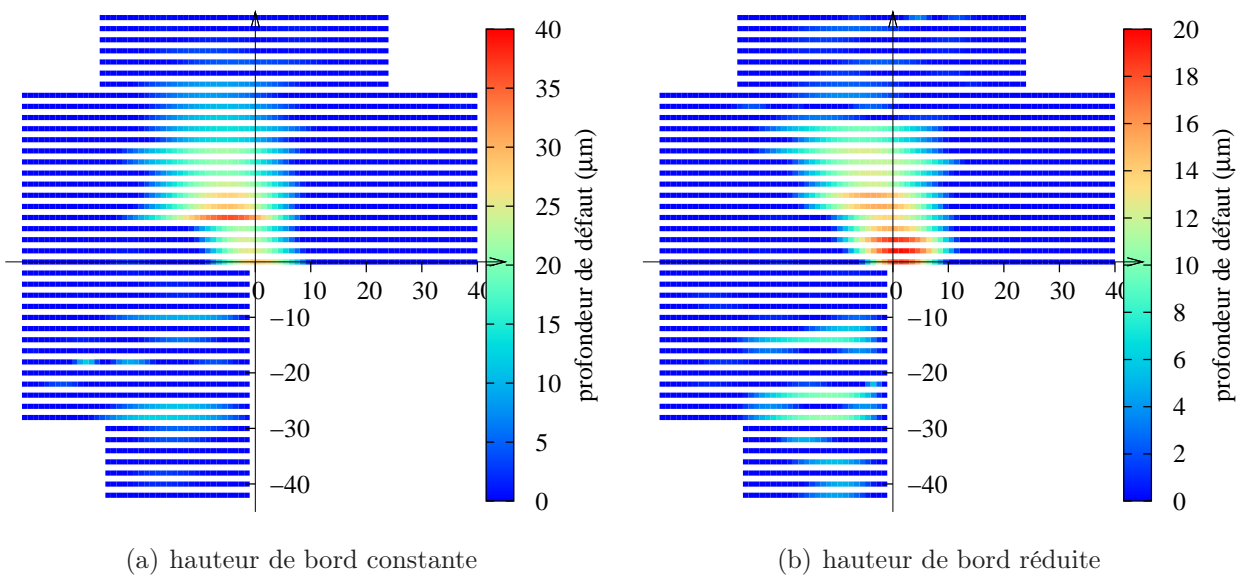


FIG. 3.28 – Profondeurs de défaut pour les éprouvettes en DP500 en configuration de référence

Le DC04 a une profondeur de défaut de $10 \mu\text{m}$ et un étalement de $17 \times 18 \text{ mm}^2$ (Fig. 3.29).

Pour le E220BH, la cartographie des profondeurs (Fig. 3.30) fait apparaître un défaut d'aspect d'une profondeur de $16 \mu\text{m}$ avec une étendue de $20 \times 25 \text{ mm}^2$.

La méthode de courbure de profils donne les mêmes tendances que la méthode de profondeur de profils, à savoir un étalement similaire pour les trois matériaux étudiés (quoique inférieur selon y pour le DC04) et une profondeur distinctive avec $40 \mu\text{m}$ pour le DP500 à hauteur de bord constante, $20 \mu\text{m}$ pour le DP500 à hauteur de bord réduite, $10 \mu\text{m}$ pour le DC04 et $16 \mu\text{m}$ pour le E220BH.

Les caractéristiques des défauts d'aspect de la configuration de référence sont récapitulées dans le tableau 3.1. Les conclusions de la comparaison entre les deux méthodes de caractérisation (section 3.2.3) sont confirmées. En effet, les profondeurs et les étendues selon \vec{x} des défauts obtenus avec la méthode de courbure de profils sont toujours divisées au moins par deux par rapport à celles obtenues avec la méthode de profondeur de profils. Quant-à l'étendue suivant \vec{y} , elle est similaire entre les deux méthodes.

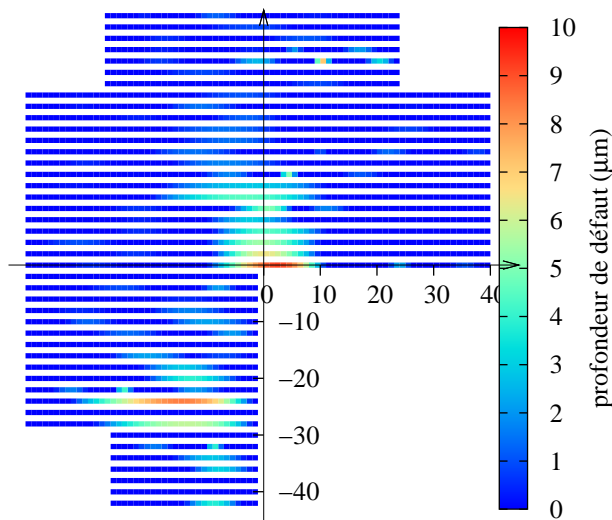


FIG. 3.29 – Profondeurs de défaut pour les éprouvettes en DC04 en configuration de référence

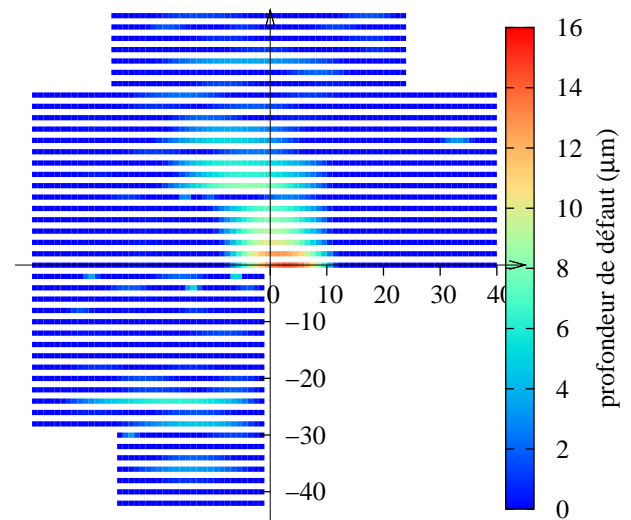


FIG. 3.30 – Profondeurs de défaut pour les éprouvettes en E220BH en configuration de référence

TAB. 3.1 – Paramètres des défauts d'aspect de la configuration de référence

| | DP500_h3 | | DP500_h3r | | DC04_h3 | | E220BH_h3 | |
|------------------------------|----------|----|-----------|----|---------|----|-----------|----|
| profondeur (μm) | 80 | 40 | 80 | 20 | 20 | 10 | 50 | 16 |
| étendue x (mm) | 60 | 25 | 70 | 20 | 60 | 17 | 70 | 20 |
| étendue y (mm) | 36 | 35 | 27 | 25 | 21 | 18 | 36 | 25 |

- : profondeur de profils - : courbure de profils

Dans la suite de l'étude, la méthode de courbure de profils sera privilégiée pour la caractérisation des défauts d'aspect car son exploitation est plus rapide et l'affichage des résultats est plus clair.

3.4 Influence des paramètres du procédé

3.4.1 Hauteur de bord

Endommagement du bord tombé

Le bord tombé des éprouvettes en DP500 présente une déchirure au niveau du rayon de raccord pour toutes les hauteurs de bord (Fig. 3.31). Les éprouvettes à hauteur de bord réduite ont été conçues pour éviter ces déchirures, ce qui est le cas car l'intégrité du bord tombé dans cette configuration est conservée pour les trois hauteurs de bord (Fig. 3.32).

Le DC04 présente une meilleure formabilité que le DP500. En effet, le bord tombé n'est déchiré au niveau du rayon de raccord qu'à partir de 5 mm de hauteur de bord (Fig. 3.33).

Le E220BH a une position intermédiaire entre les deux autres matériaux, il présente une meilleure formabilité que le DP500 mais moins bonne que le DC04 : son bord tombé présente une déchirure au niveau du rayon de raccord à partir de 4 mm de hauteur de bord (Fig. 3.34).



FIG. 3.31 – Intégrité du bord tombé sur les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord constante



FIG. 3.32 – Intégrité du bord tombé sur les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite



FIG. 3.33 – Intégrité du bord tombé sur les éprouvettes en DC04



FIG. 3.34 – Intégrité du bord tombé sur les éprouvettes en E220BH

Efforts de tombage

Les efforts de tombage en fonction du déplacement de la lame de tombage sont tracés pour les trois matériaux sur les figures 3.35, 3.36, 3.37 et 3.38. Au minimum deux courbes sont tracées par configuration. On observe une très bonne reproductibilité des efforts de tombage grâce au positionnement précis des éprouvettes et au bon guidage des outils.

Pour les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord constante (Fig. 3.35), plus la hauteur de bord augmente et plus le pic d'effort est prononcé. Il est de 4,9 kN pour 3 mm de hauteur de bord, 5,8 kN pour 4 mm et 6,9 kN pour 5 mm. La chute brutale de l'effort après le pic est due à la rupture du bord tombé, qui intervient à 3,3 mm de déplacement de lame pour les trois hauteurs de bord.

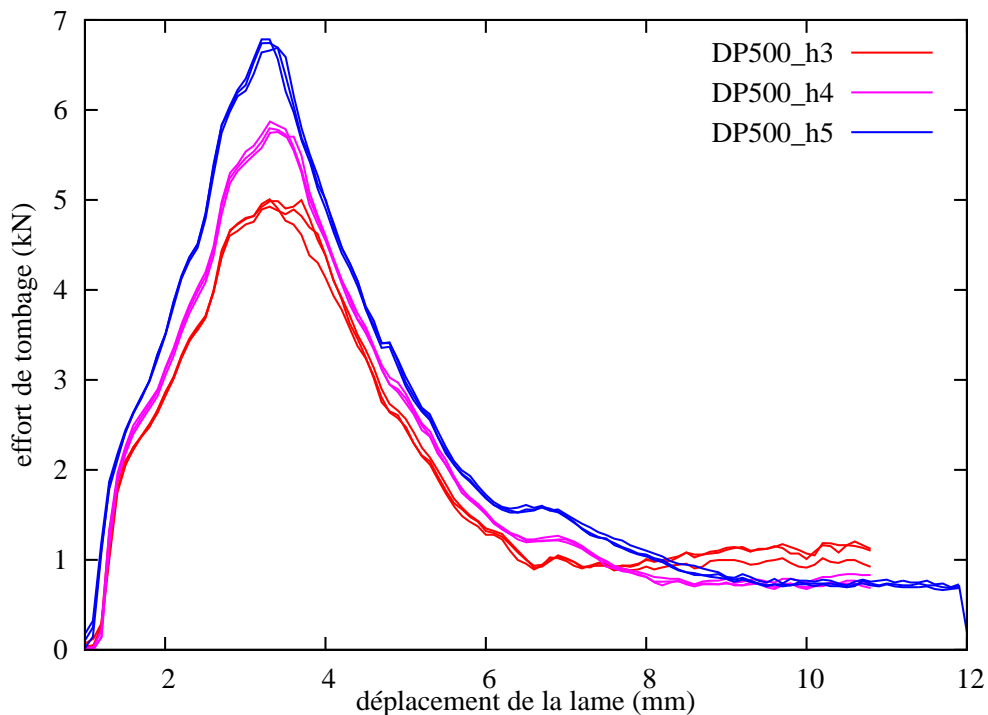


FIG. 3.35 – Evolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame sur les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord constante

Les éprouvettes à hauteur de bord réduite présentent un pic d'effort similaire pour les trois hauteurs de bord et proche de celui obtenu avec la hauteur de bord constante de 3 mm (Fig. 3.36). Ces éprouvettes ont une hauteur de bord identique au niveau du rayon de raccord, le pic d'effort est donc essentiellement dépendant de la hauteur de bord dans cette zone, ce qui explique aussi la différence du pic d'effort pour les éprouvettes à hauteur de bord constante. Le palier final d'effort est lui dépendant de la hauteur de bord le long des montants. Il est de 1180 N pour 3 mm, 970 N pour 4 mm et 820 N pour 5 mm, donc il diminue quand la hauteur de bord augmente. Pour expliquer cette dépendance, on fait l'hypothèse que le tombage des bords provoque un moment de réaction identique au niveau de la zone pliée pour toutes les hauteurs de bord. La hauteur de bord est alors le bras de levier de ce moment, et plus ce levier est court, plus l'effort de contact avec la surface de la matrice sera élevé en fin de tombage, entraînant un

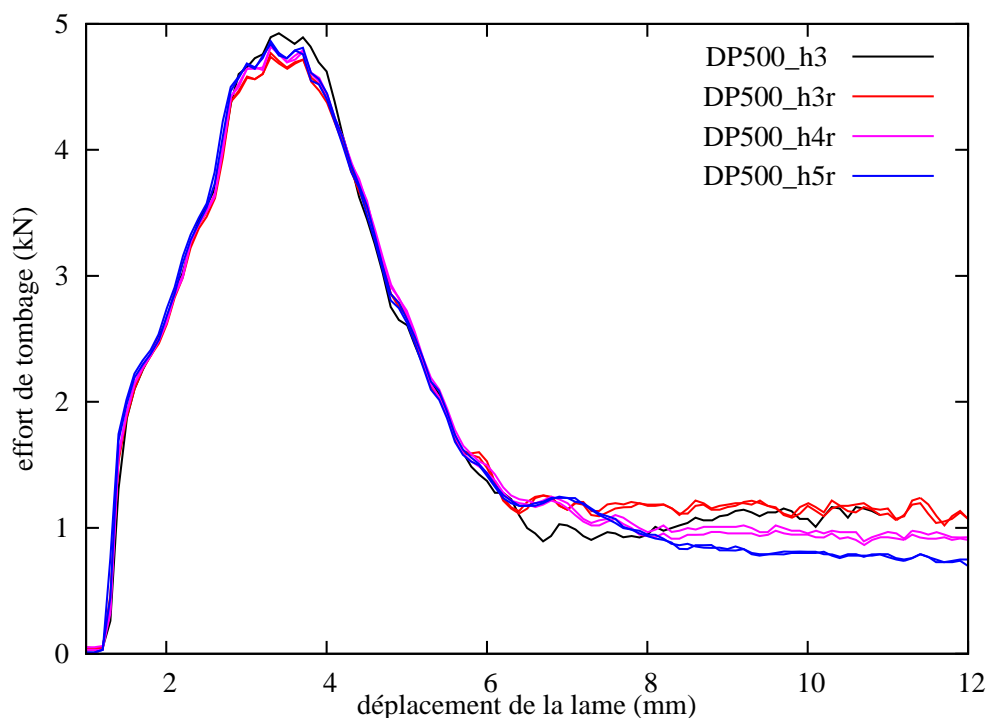


FIG. 3.36 – Evolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame sur les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite

effort de frottement plus important.

Les efforts de tombage en fonction du déplacement du poinçon pour les éprouvettes en DC04 sont tracés sur la figure 3.37 avec trois essais reproductibles pour chaque hauteur de bord. Le pic d'effort de tombage augmente avec la hauteur de bord, il est de 5,3 kN pour 3 mm, 6 kN pour 4 mm et 7 kN pour 5 mm. Le palier final à partir de 9 mm de déplacement de poinçon est de 1 kN pour 4 et 5 mm de hauteur de bord et de 1,3 kN pour 3 mm de hauteur de bord. La hauteur de bord de 5 mm présente une chute brutale d'effort à partir de 5 mm de déplacement de poinçon, ce qui traduit la rupture du bord observée sur la figure 3.33. On observe une remontée de l'effort sur toutes les hauteurs de bord à 6 mm de déplacement de poinçon. Ce phénomène est attribué au fait que l'épaisseur des éprouvettes en DC04 (0,72 mm) est supérieure au jeu matrice-lame (0,67 mm), ce qui entraîne un effort de frottement supérieur entre les outils et un léger laminage des bords tombés.

Les efforts de tombage des éprouvettes en E220BH en fonction du déplacement du poinçon sont tracés sur la figure 3.38 pour les trois hauteurs de bord étudiées. Le pic d'effort avec une hauteur de bord de 4 mm est nettement supérieur à celui obtenu avec la hauteur de bord de 3 mm (8 kN contre 6,5 kN) mais identique à celui de la hauteur de bord de 5 mm. La hauteur de bord de 5 mm produit une courbe d'effort similaire à celle de la hauteur de bord de 4 mm jusqu'à 4,7 mm de déplacement de poinçon, ensuite l'effort chute d'environ 500 N. Ce phénomène s'explique par l'observation des déchirures des bords tombés (Fig. 3.34) : avec la hauteur de bord de 5 mm la déchirure est plus sévère qu'avec la hauteur de bord de 4 mm. Comme

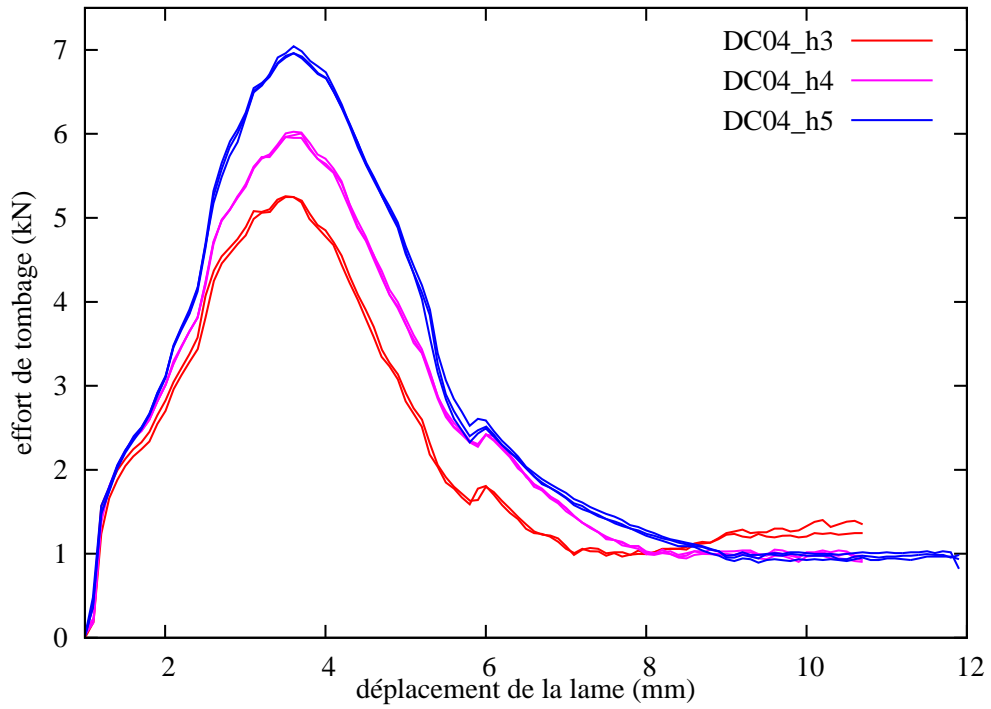


FIG. 3.37 – Evolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour des essais sur DC04 à différentes hauteurs de bord tombé

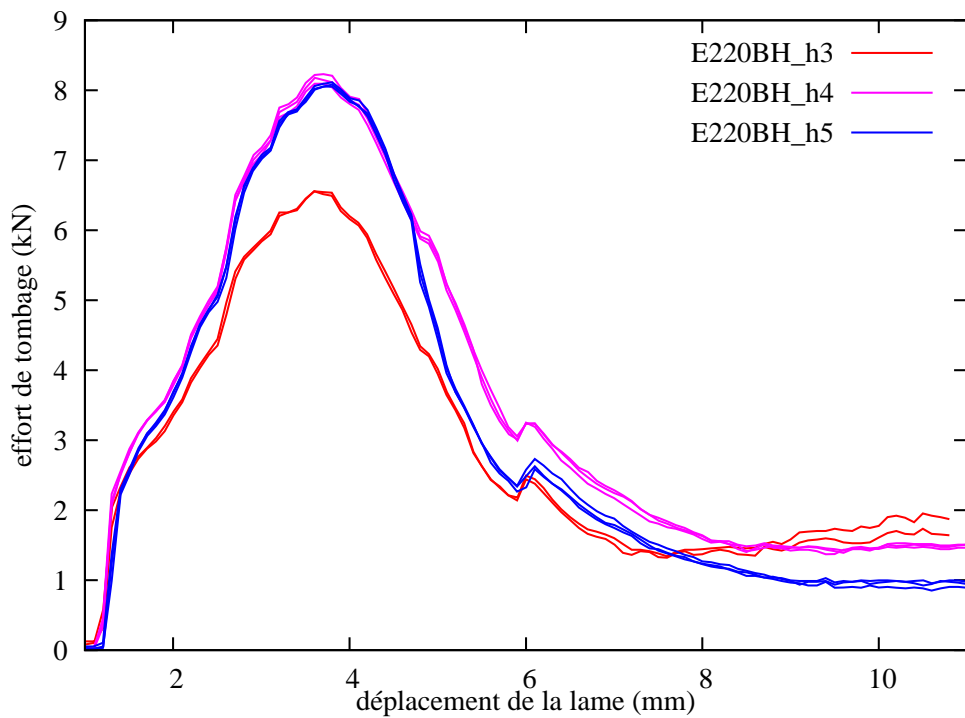


FIG. 3.38 – Evolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour des essais de tombage sur E220BH à différentes hauteurs de bord tombé

précédemment on observe une chute du palier final d'effort avec l'augmentation de la hauteur de bord. De plus, comme pour le DC04, une remontée d'effort apparaît en fin de décharge à

cause de l'épaisseur du E220BH qui est supérieure au jeu matrice-lame.

La hauteur de bord a donc une influence importante sur les efforts de tombage quel que soit le matériau. De plus il a été montré que c'est la hauteur de bord au niveau du rayon de raccord qui conditionne le pic d'effort.

Défaut d'aspect

La méthode de courbure de profils appliquée aux éprouvettes en DP500 à hauteur de bord constante (Fig. 3.39) donne un défaut d'aspect d'une profondeur de $40\ \mu\text{m}$ pour 3 mm de hauteur de bord, $45\ \mu\text{m}$ pour la hauteur 4 mm et $50\ \mu\text{m}$ pour la hauteur de bord 5 mm. L'étendue du défaut augmente légèrement avec la hauteur de bord. Appliquée aux éprouvettes à hauteur de bord réduite, cette méthode donne une profondeur de défaut similaire pour les trois hauteurs de bord avec environ $25\ \mu\text{m}$. L'étalement du défaut est aussi similaire pour les trois hauteurs de bord mais pour la hauteur de 5 mm, la profondeur maximale est plus localisée que pour les deux autres hauteurs.

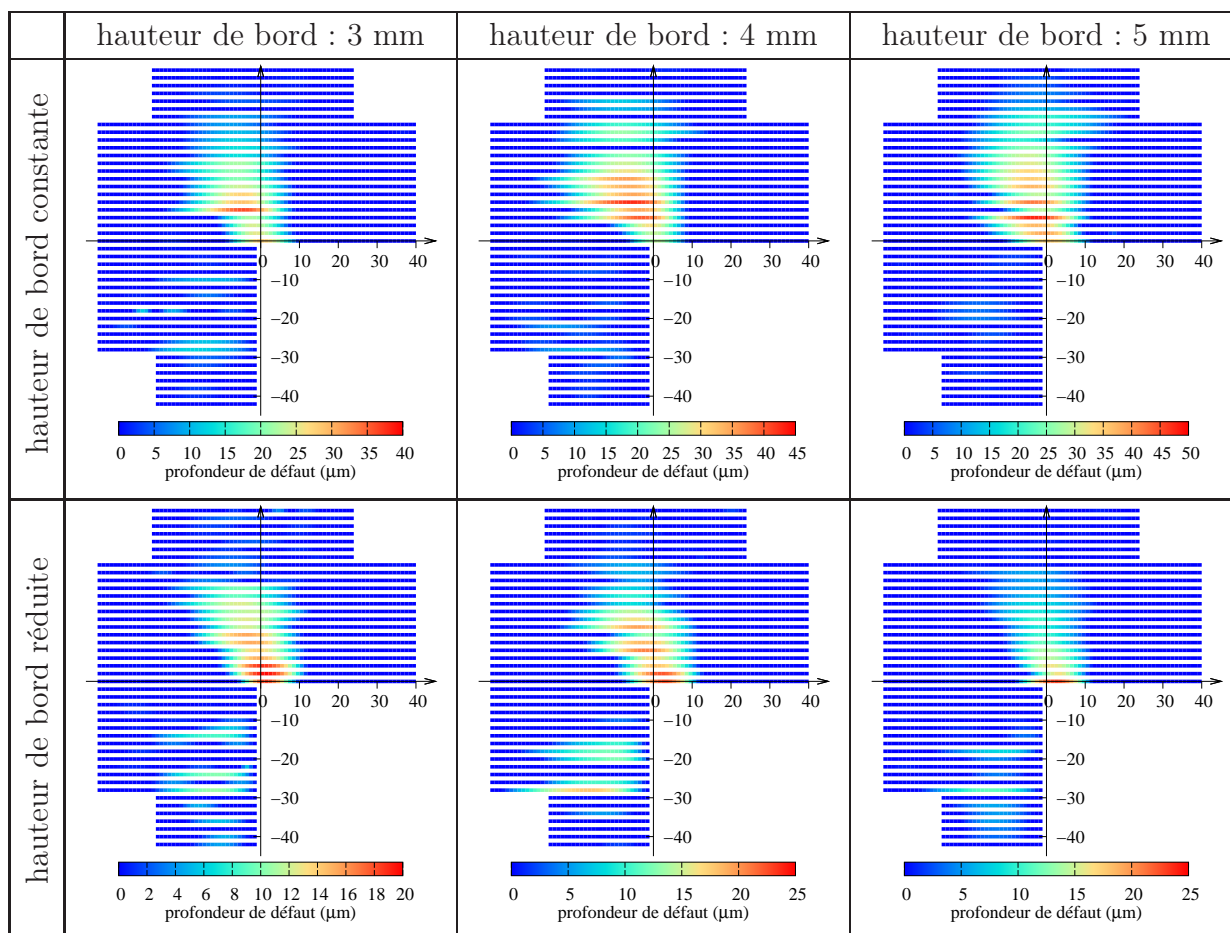


FIG. 3.39 – Cartographie des profondeurs de défaut des éprouvettes en DP500 pour plusieurs hauteurs de bord

La cartographie des profondeurs de défaut des éprouvettes en DC04 (Fig. 3.40) donne des résultats similaires pour les trois hauteurs de bord avec une profondeur de $10\ \mu\text{m}$ et un étalement

de $17 \times 18 \text{ mm}^2$.

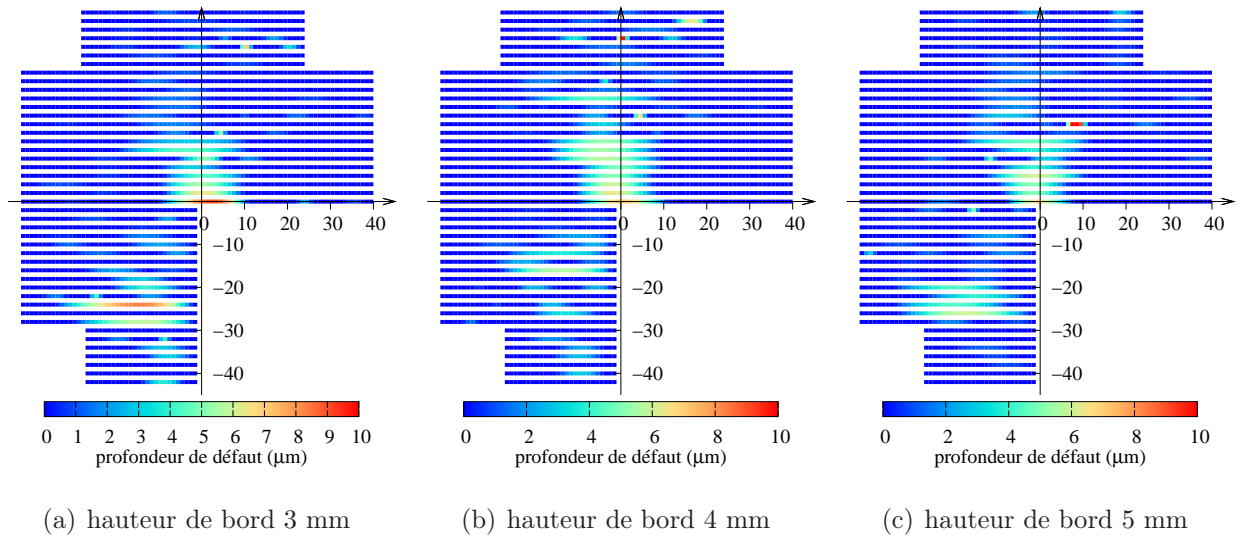


FIG. 3.40 – Cartographie des profondeurs de défaut des éprouvettes en DC04 pour plusieurs hauteurs de bord

En ce qui concerne le matériau E220BH (Fig. 3.41), les trois hauteurs de bord étudiées ont les mêmes caractéristiques de défaut d'aspect avec une profondeur de $16 \mu\text{m}$ et un étalement de $20 \times 25 \text{ mm}^2$.

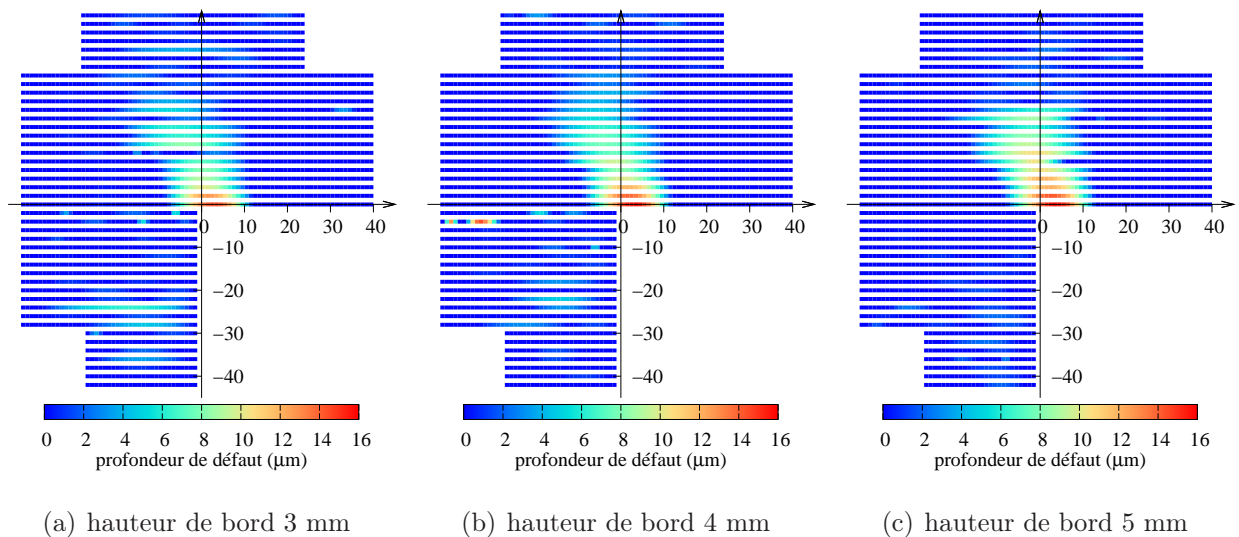


FIG. 3.41 – Cartographie des profondeurs de défaut des éprouvettes en E220BH pour plusieurs hauteurs de bord

Le tableau 3.2 récapitule les paramètres des défauts d'aspect pour les trois hauteurs de bord étudiées et les trois matériaux. Seul le DP500 dans sa configuration avec hauteur de bord constante présente une sensibilité à la hauteur de bord. Cependant cette dépendance reste faible, en effet la profondeur évolue de 40 à $50 \mu\text{m}$ quand la hauteur de bord passe de 3 à 5 mm , et l'étendue du défaut évolue dans les mêmes proportions. Le défaut d'aspect des autres matériaux ne présente pas de sensibilité à la hauteur de bord.

TAB. 3.2 – Récapitulatif des paramètres des défauts d'aspect obtenus par la méthode de courbure de profils pour les trois hauteurs de bord étudiées

| | DP500 | | | | | | DC04 | | | E220BH | | |
|------------------------------|-------|----|----|-----|-----|-----|------|----|----|--------|----|----|
| | h3 | h4 | h5 | h3r | h4r | h5r | h3 | h4 | h5 | h3 | h4 | h5 |
| profondeur (μm) | 40 | 45 | 50 | 20 | 25 | 25 | 10 | 10 | 10 | 16 | 16 | 16 |
| étendue x (mm) | 25 | 30 | 30 | 20 | 20 | 20 | 17 | 17 | 17 | 20 | 20 | 20 |
| étendue y (mm) | 35 | 35 | 35 | 25 | 25 | 25 | 18 | 18 | 18 | 25 | 25 | 25 |

3.4.2 Vitesse de tombage

La caractérisation du comportement mécanique du matériau DP500 (chapitre 2) a montré une dépendance à la vitesse de déformation inférieure à 10 MPa par décade pour une plage de vitesse comprise entre $\dot{\epsilon} = 10^{-4} \text{ s}^{-1}$ et 10^{-1} s^{-1} . On a donc choisi de ne pas intégrer de composante visqueuse dans la loi de comportement identifiée. Afin de valider ce choix, l'influence de la vitesse de tombage pour les trois matériaux a été étudiée avec les éprouvettes à hauteur de bord constante.

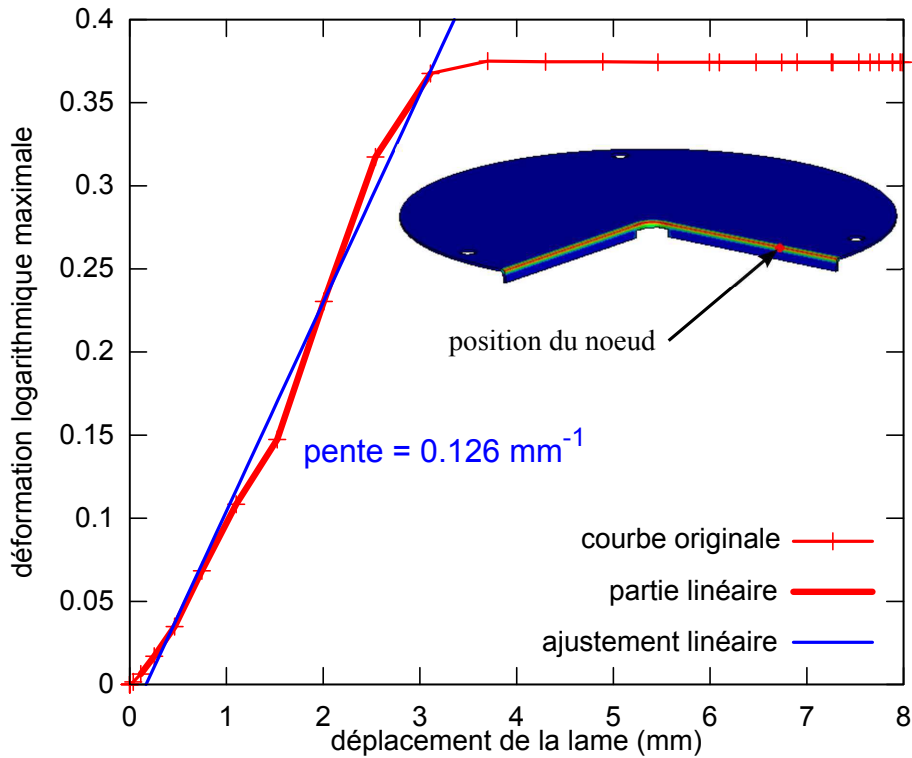


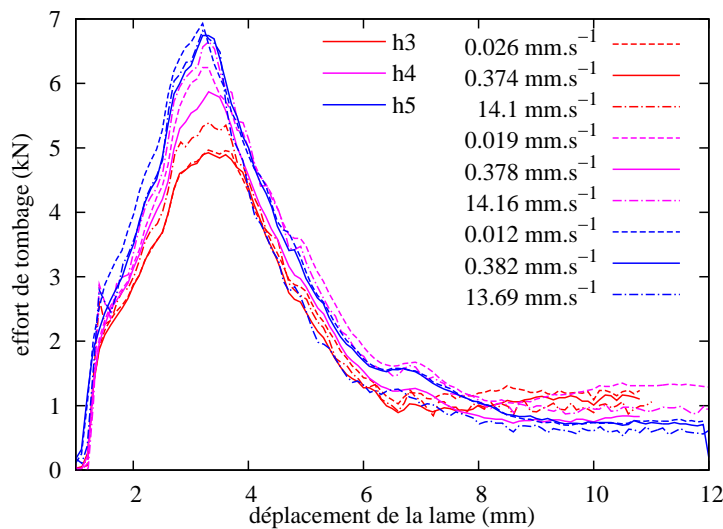
FIG. 3.42 – Déformation en fonction du déplacement de la lame issus de la simulation numérique pour un noeud de maillage placé sur le rayon extérieur d'un bord tombé

La vitesse de tombage de référence est $0,4 \text{ mm.s}^{-1}$, deux vitesses extrêmes pour la machine d'essai BUP200 ont été testées : environ $0,02 \text{ mm.s}^{-1}$ pour le minimum et environ 14 mm.s^{-1} pour le maximum. Pour déterminer les vitesses de déformation correspondantes à ces vitesses de déplacement d'outils, une simulation numérique du procédé de tombage a été utilisée. La figure. 3.42 représente la déformation logarithmique principale maximale en fonction du dé-

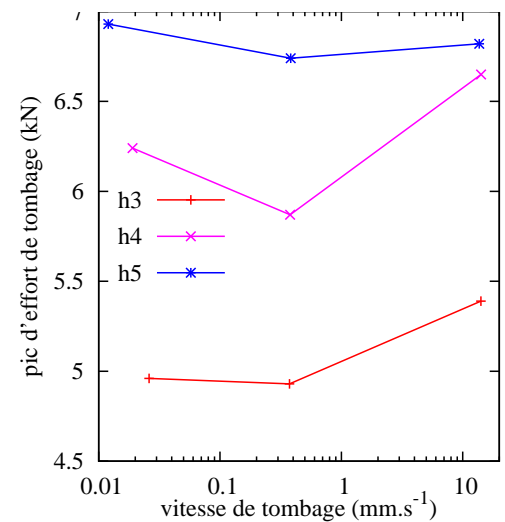
placement de la lame pour un noeud placé sur le rayon extérieur d'un bord plié. On observe qu'entre 0 et 2,5 mm de déplacement de lame, la déformation évolue linéairement, sa pente est de $0,126 \text{ mm}^{-1}$. En multipliant cette pente par la vitesse de lame, on obtient une vitesse de déformation en s^{-1} . Les vitesses de déformation des essais de tombage seraient donc de $2,52 \times 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ pour la vitesse de lame de $0,02 \text{ mm.s}^{-1}$, de $5,04 \times 10^{-2} \text{ s}^{-1}$ pour $0,4 \text{ mm.s}^{-1}$ et de $1,724 \text{ s}^{-1}$ pour 14 mm.s^{-1} .

Efforts de tombage

La figure 3.43(a) représente l'évolution de l'effort de tombage sur les éprouvettes en DP500 pour plusieurs vitesses de lame. Elle ne permet pas de distinguer d'influence de la vitesse de tombage. La figure 3.43(b) représente l'évolution du pic d'effort par rapport à la vitesse de tombage (en échelle logarithmique). L'évolution est différente pour chaque hauteur de bord : avec 3 mm l'effort augmente avec la vitesse, avec 4 mm l'effort baisse puis augmente avec la vitesse, et avec 5 mm l'effort reste quasiment constant.



(a) effort en fonction du déplacement

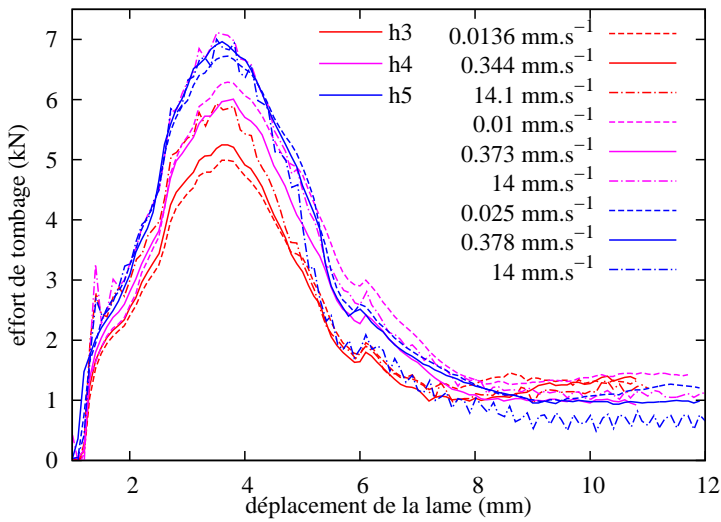


(b) pic d'effort en fonction de la vitesse de tombage

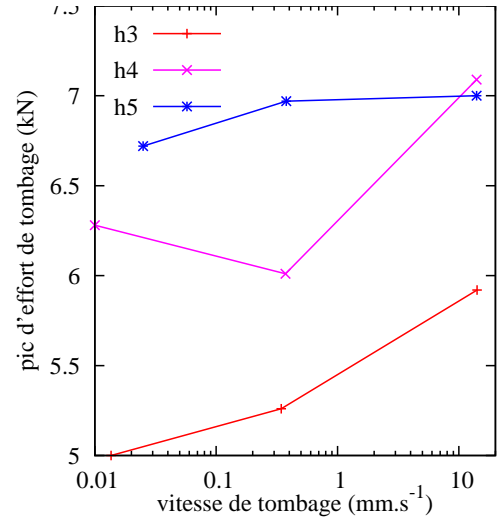
FIG. 3.43 – Evolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour des essais de tombage sur DP500 à différentes vitesses de lame

Pour le DC04, le graphe effort-déplacement (Fig. 3.44(a)) ne permet pas non plus d'observer une influence de la vitesse de tombage. Le pic d'effort en fonction de la vitesse de tombage est tracé sur la figure 3.44(b). Seule la hauteur de bord 3 mm a un pic d'effort qui augmente constamment avec la vitesse de tombage, les autres hauteurs ont un effort qui chute, soit pour la vitesse intermédiaire (4 mm), soit pour la vitesse maximale (5 mm).

L'influence de la vitesse de tombage sur les efforts de tombage du E220BH est représentée sur la figure 3.45. On observe que le E220BH nécessite systématiquement un effort de tombage supérieur quand la vitesse de tombage augmente. Les courbes d'évolution du pic d'effort ont

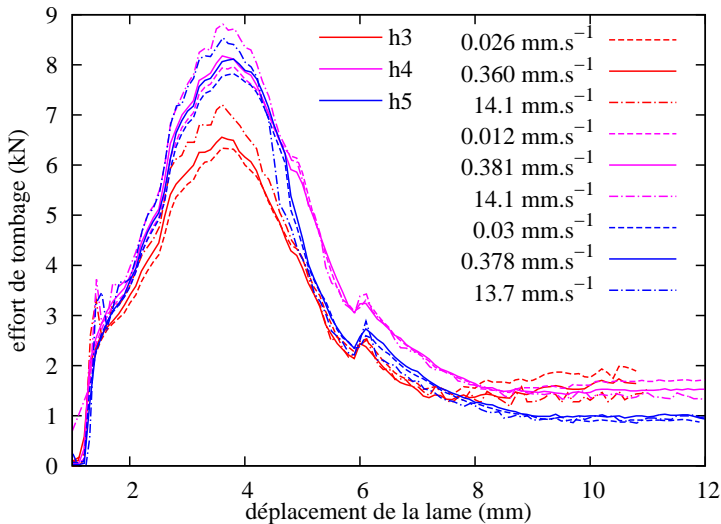


(a) effort en fonction du déplacement

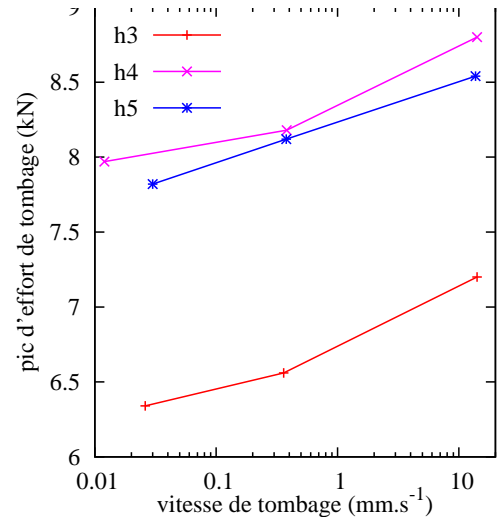


(b) pic d'effort en fonction de la vitesse de tombage

FIG. 3.44 – Evolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour des essais de tombage sur DC04 à différentes vitesses de lame



(a) effort en fonction du déplacement



(b) pic d'effort en fonction de la vitesse de tombage

FIG. 3.45 – Evolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour des essais de tombage sur E220BH à différentes vitesses de lame

des pentes proches entre les différentes hauteurs de bord. Il est à noter que la courbe de la hauteur de bord 5 mm est légèrement inférieure à celle de la hauteur 4 mm à cause de la déchirure plus profonde du bord tombé au niveau du rayon de raccord. Le matériau E220BH, contrairement aux deux autres, comporte une sensibilité à la vitesse de tombage clairement observée. Cependant, la loi de comportement utilisée dans cette étude n'a pas été identifiée sur le E220BH, mais seulement sur le DP500 et le DC04, ce qui valide le fait de négliger la viscosité pour ces matériaux.

Défaut d'aspect

Pour analyser l'influence de la vitesse de tombage sur le défaut d'aspect seule la méthode de profondeur de profils a été appliquée sur le profil $y = -1$ mm.

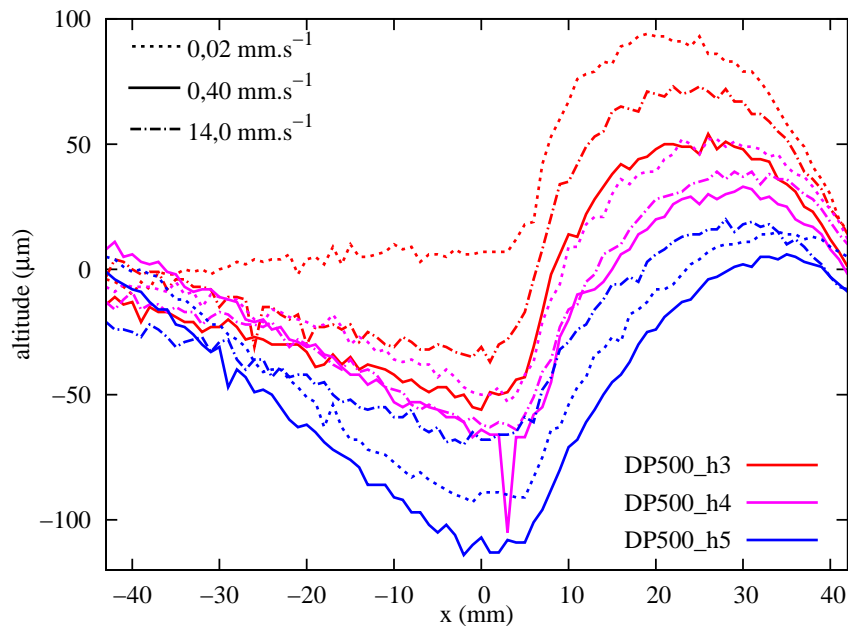


FIG. 3.46 – Altitude du profil $y = -1$ mm pour les essais sur DP500 à différentes vitesses de tombage

Pour le DP500 (Fig. 3.46), les profils des hauteurs de bord de 4 et 5 mm ont des allures proches quelle que soit la vitesse de tombage, seule la hauteur de bord de 3 mm montre une profondeur de défaut inférieure pour la vitesse de tombage de $0,02 \text{ mm.s}^{-1}$.

Sur le DC04, la hauteur de bord de 3 mm n'a pas été exploitée pour cause de mauvaise reproductibilité géométrique. Les profils aux différentes vitesses de tombage (Fig. 3.47) sont d'allures similaires pour les deux hauteurs de bord étudiées.

Avec le E220BH, tous les profils $y = -1$ (Fig. 3.48) sont reproductibles à l'exception de ceux obtenus à $0,02 \text{ mm.s}^{-1}$ et à 14 mm.s^{-1} pour la hauteur de bord 4 mm. Cependant l'écart observé est faible et n'apparaît qu'aux abscisses inférieures à -20 mm.

Que ce soit en terme d'effort de tombage ou de géométrie du défaut d'aspect, aucune influence de la vitesse de tombage n'a pu être identifiée clairement. De plus, le seul matériau dont les efforts de tombage augmentent avec la vitesse de tombage (le E220BH) ne présente pas d'influence sur le profil $y = -1$ mm.

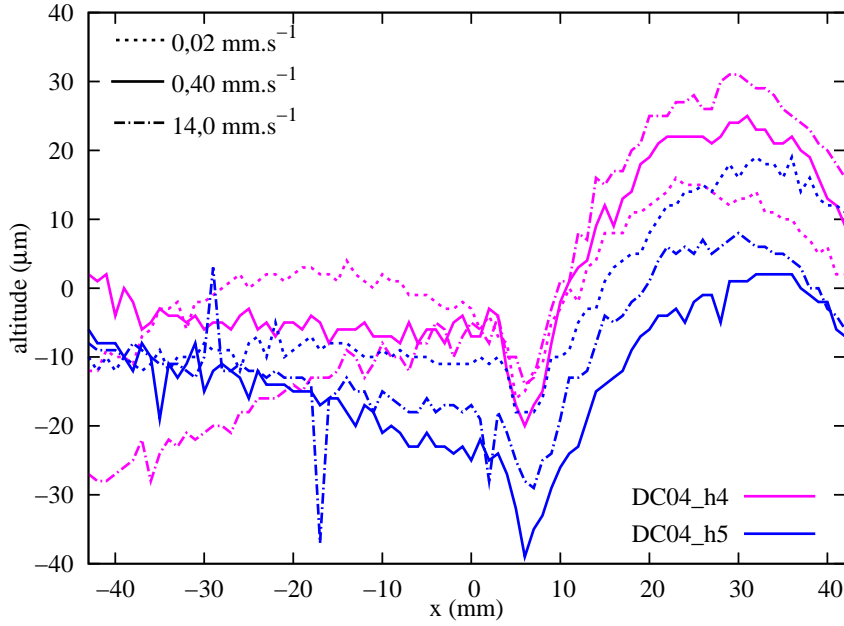


FIG. 3.47 – Altitude du profil $y = -1$ mm pour les essais sur DC04 à différentes vitesses de tombage

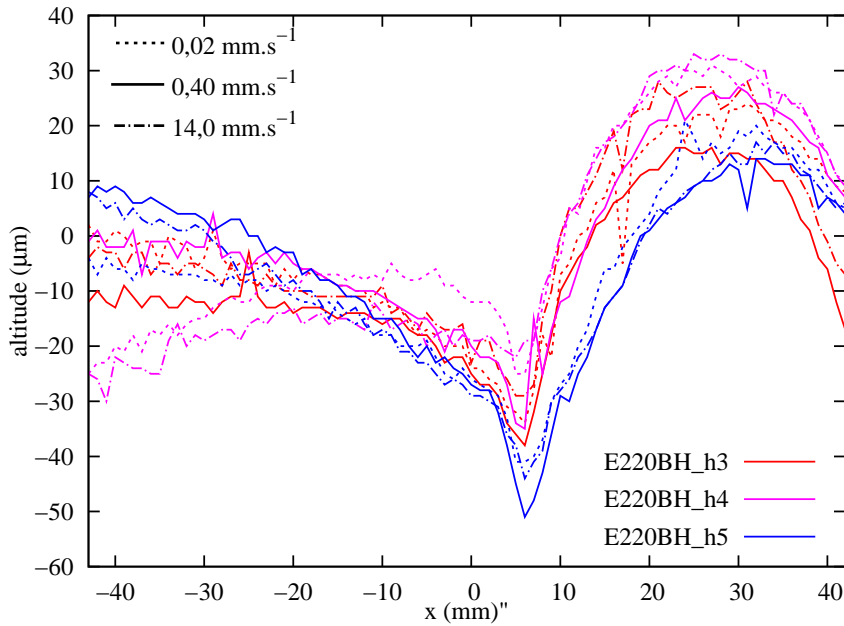


FIG. 3.48 – Altitude du profil $y = -1$ mm sur E220BH pour plusieurs vitesses de tombage

3.4.3 Rayon de tombage

La sensibilité au rayon de tombage a été étudiée exclusivement sur le matériau DP500 avec les éprouvettes à hauteur de bord réduite. Le rayon de tombage de référence est de 0,5 mm (Fig. 3.2(b)). La pratique industrielle chez PSA Peugeot Citroën est d'utiliser un faible rayon de tombage pour les aciers, afin d'obtenir une rigidification de la zone pliée. Ceci est rendu possible par le fait que les aciers utilisés ne présentent pas d'endommagement dans ces conditions. Des

tombages ont été effectués avec un rayon de tombage alternatif de 2 mm, valeur utilisée pour les alliages d'aluminium, qui sont eux plus sensibles à l'endommagement.

Efforts de tombage

On observe sur la figure 3.49 que l'augmentation du rayon de tombage entraîne une chute et un décalage du pic d'effort de tombage vers de plus grands déplacements. Il passe de 4,8 kN pour 3,4 mm de déplacement de poinçon avec le rayon de tombage de 0,5 mm à 2,8 kN pour 4,9 mm avec le rayon de tombage de 2 mm. Ceci s'explique par le fait qu'un rayon de tombage plus important permet de répartir la déformation sur une plus grande zone (décalage du pic d'effort) et de mieux répartir les contraintes (effort diminué). Les éprouvettes avec un rayon de tombage de 2 mm ont une hauteur de bord très faiblement influente sur le pic d'effort. Alors que le pic d'effort est très différent entre les deux rayons de tombage, le palier d'effort est similaire et présente la même dépendance à la hauteur de bord expliquée précédemment.

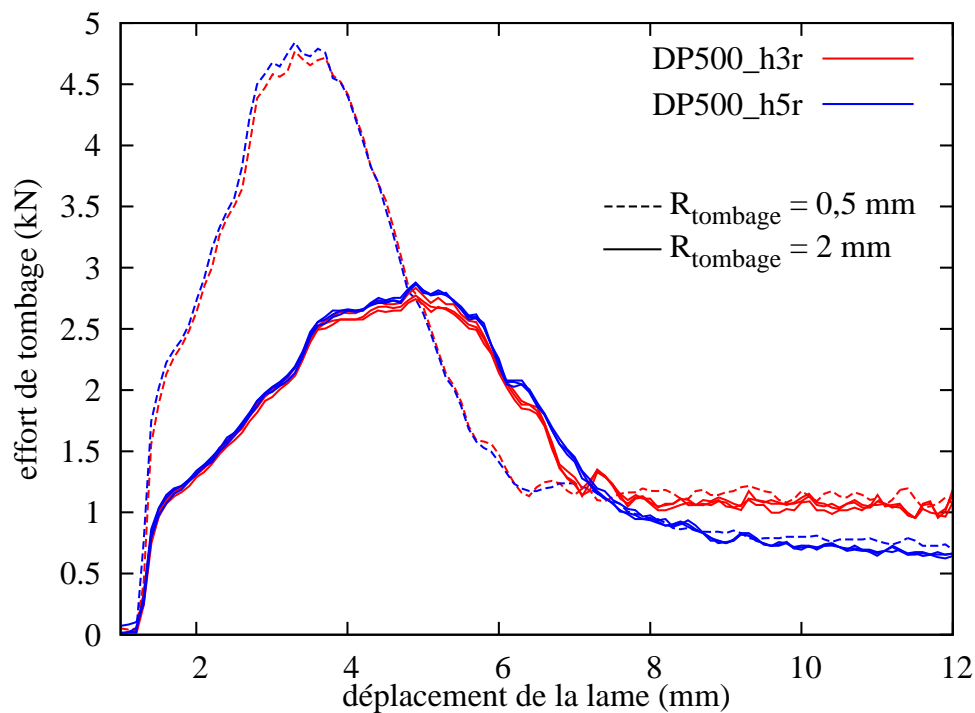


FIG. 3.49 – Effort de tombage en fonction du déplacement de la lame sur des éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite pour deux rayons de tombage

Défaut d'aspect

Les isovaleurs de profondeur de défaut par la méthode de courbure de profils (Fig. 3.50) sur les éprouvettes en DP500 avec un rayon de tombage de 2 mm montrent des résultats similaires pour les deux hauteurs de bord étudiées. La profondeur du défaut est de 40 μm , et son étendue est de 35 mm par 33 mm.

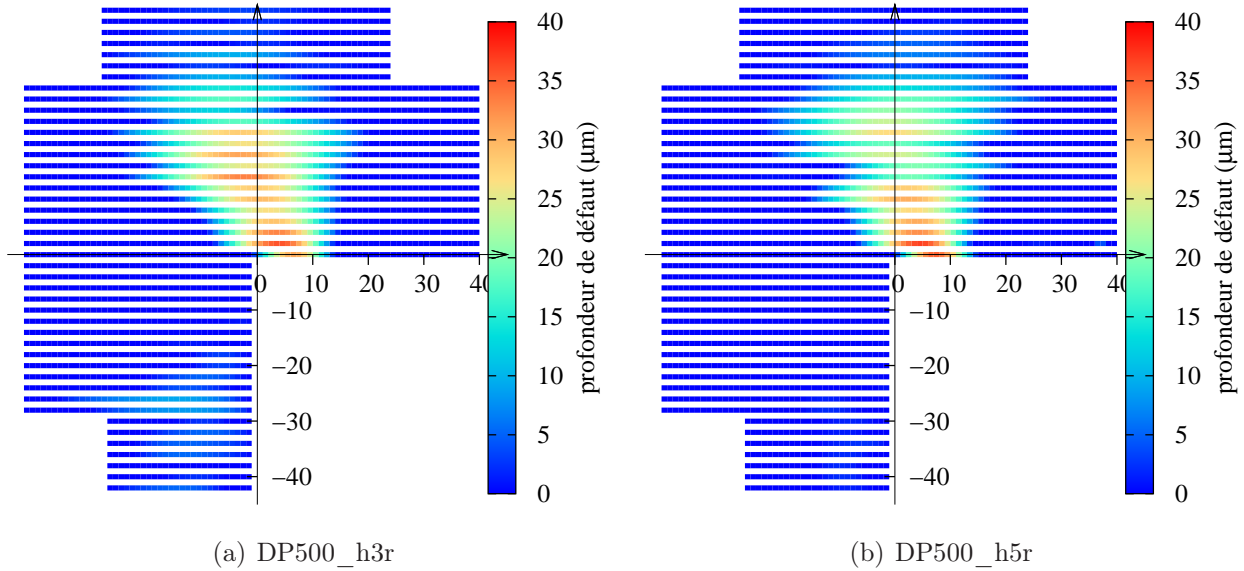


FIG. 3.50 – Cartographie des profondeurs de défaut des éprouvettes en DP500 avec un rayon de tombage de 2 mm

Le tableau 3.3 récapitule les caractéristiques du défaut d'aspect sur les deux éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite étudiée pour deux rayons de tombage.

TAB. 3.3 – Récapitulatif des paramètres des défauts d'aspect obtenus par la méthode de courbure de profils pour les deux rayons de tombage étudiés

| | DP500_h3r | | DP500_h5r | |
|------------------------------|-----------|----|-----------|----|
| rayon de tombage (mm) | 0,5 | 2 | 0,5 | 2 |
| profondeur (μm) | 20 | 40 | 25 | 40 |
| étendue x (mm) | 20 | 35 | 20 | 35 |
| étendue y (mm) | 25 | 33 | 25 | 33 |

Le fait d'augmenter le rayon de tombage permet de diminuer les efforts de tombage et d'éviter les déchirures, mais cela entraîne une nette augmentation de la profondeur et une légère augmentation de l'étendue du défaut d'aspect, ce qui tend à le rendre plus sévère. Ce phénomène peut s'expliquer par le fait qu'un rayon de tombage plus grand entraîne une diminution des déformations plastiques du bord tombé, donc une diminution de l'écroutissage. Les bords tombés sont par conséquent moins rigidifiés, et permettent un retour élastique plus important.

3.4.4 Rayon de raccord

La sensibilité au rayon de raccord a été étudiée exclusivement sur les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord constante avec 4 mm de hauteur de bord. Le rayon de raccord de la configuration de référence est de 4 mm (Fig. 3.2(b)), il a été porté à 10 mm pour étudier son influence. Un ensemble matrice, presseur et lame amovibles (Fig. 3.2(a)) spécifique a donc été fabriqué. Des éprouvettes avec un rayon de raccord de 6 mm et une hauteur de bord constante de 4 mm ont été utilisées.

Efforts de tombage

Les efforts de tombage sont comparés avec ceux des éprouvettes à hauteur de bord constante égale à 4 mm. Avec le rayon de raccord de 4 mm cette géométrie subit une déchirure du bord tombé au niveau du rayon de raccord pendant le tombage (Fig. 3.31), la partie de déchargement de la courbe force-déplacement ne pourra donc pas être comparée. La figure 3.51 montre qu'avec un rayon de raccord de 10 mm la pente en charge est moins prononcée et conduit à un pic d'effort inférieur à celui mesuré avec un rayon de raccord de 4 mm. De plus, comme il n'y a pas de déchirure, la décharge a une allure symétrique à la charge et conduit à un palier d'effort similaire à celui du rayon de raccord de 4 mm.

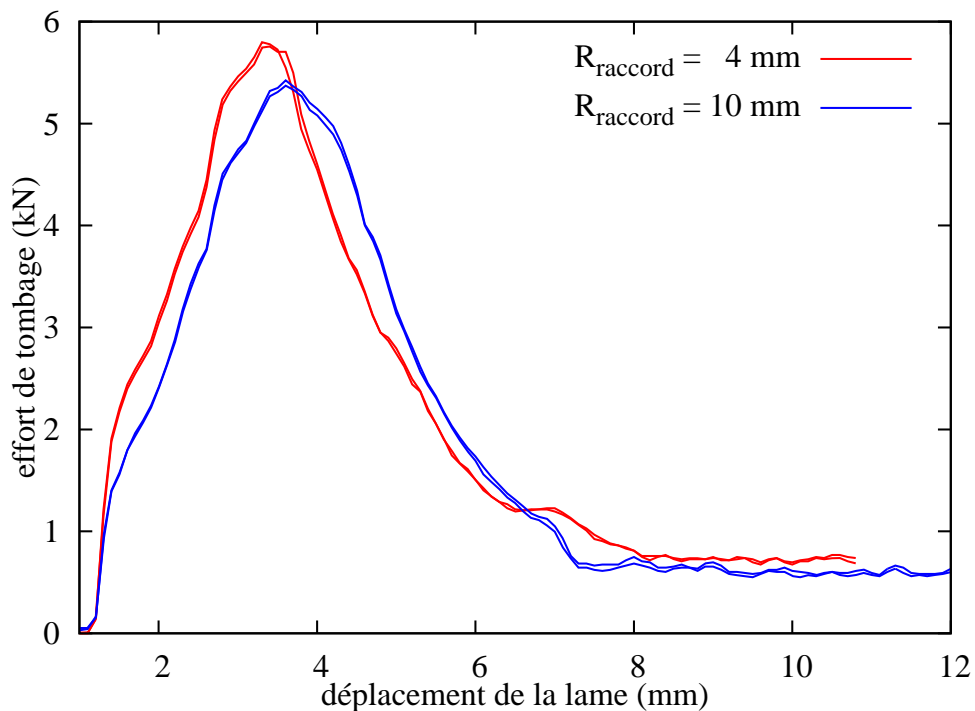


FIG. 3.51 – Effort de tombage en fonction du déplacement de la lame sur des éprouvettes en DP500 pour deux rayons de raccord

Défaut d'aspect

Comparé au rayon de raccord de 4 mm, la méthode de courbure de profils donne au rayon de raccord de 10 mm un défaut plus profond ($60 \mu\text{m}$ contre $45 \mu\text{m}$) et dont l'étendue est similaire en valeurs ($30 \times 35 \text{ mm}^2$) mais différente en localisation comme illustré sur la figure 3.52. En effet, dans la configuration de référence la limite gauche du défaut suit la ligne de symétrie alors qu'avec le rayon de raccord augmenté cette limite est verticale.

En conclusion, malgré une baisse des efforts de tombage, un rayon de raccord plus important entraîne un défaut d'aspect plus sévère car plus profond (Tab. 3.4).

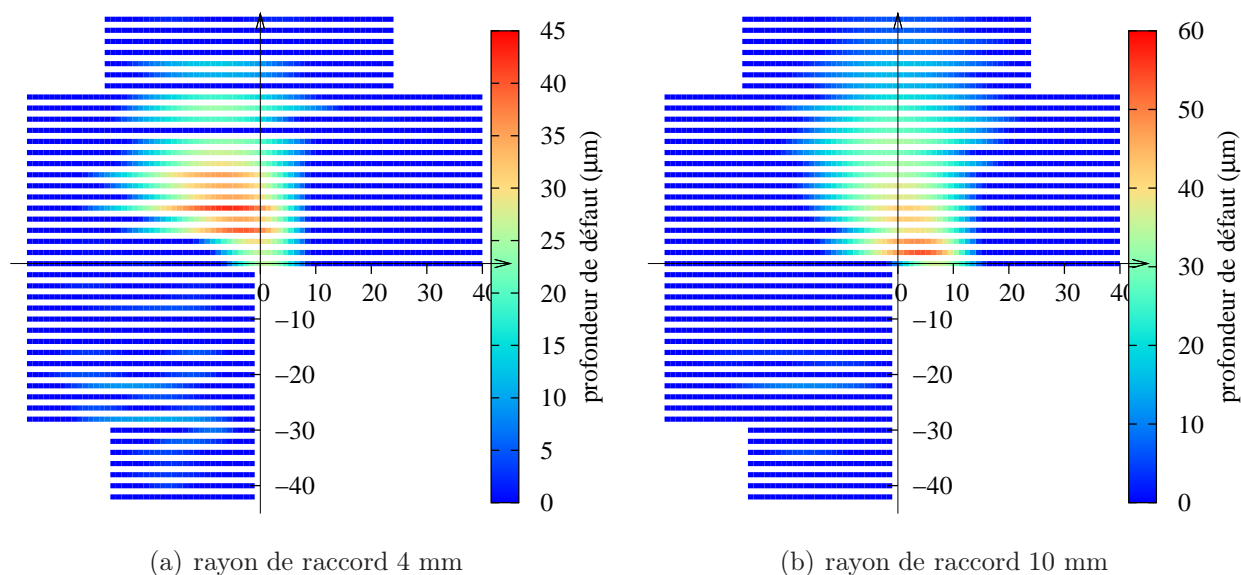


FIG. 3.52 – Profondeurs de défaut pour les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord constante avec une hauteur de bord de 4 mm

TAB. 3.4 – Récapitulatif des paramètres des défauts d'aspect obtenus par la méthode de courbure de profils pour les deux rayons de raccord étudiés

| | DP500_h4 | |
|------------------------------|----------|----|
| | 4 | 10 |
| rayon de raccord (mm) | 4 | 10 |
| profondeur (μm) | 45 | 60 |
| étendue x (mm) | 30 | 30 |
| étendue y (mm) | 35 | 35 |

3.4.5 Procédé de découpe des flans

Deux procédés de découpe des éprouvettes ont été comparés : la découpe laser et l'électroérosion. Les éprouvettes à hauteur de bord réduites en DP500 ont été utilisées avec les trois hauteurs de bord (cf. Fig. 3.1(b)).

Efforts de tombage

Le graphique des efforts de tombage (Fig. 3.53) ne permet pas d'identifier d'influence du procédé de découpe sur le pic d'effort. Cependant lors du palier final d'effort, les flans obtenus par découpe laser engendrent un effort systématiquement plus important que ceux obtenus par électroérosion. La différence s'élève à environ 100 N pour une hauteur de bord de 3 mm et environ 50 N pour 5 mm. Le procédé de découpe laser semble donc augmenter les propriétés mécaniques de la tôle, mais seulement au voisinage des bords découpés. En effet, la différence d'effort entre les deux procédés s'atténue quand la hauteur de bord augmente.

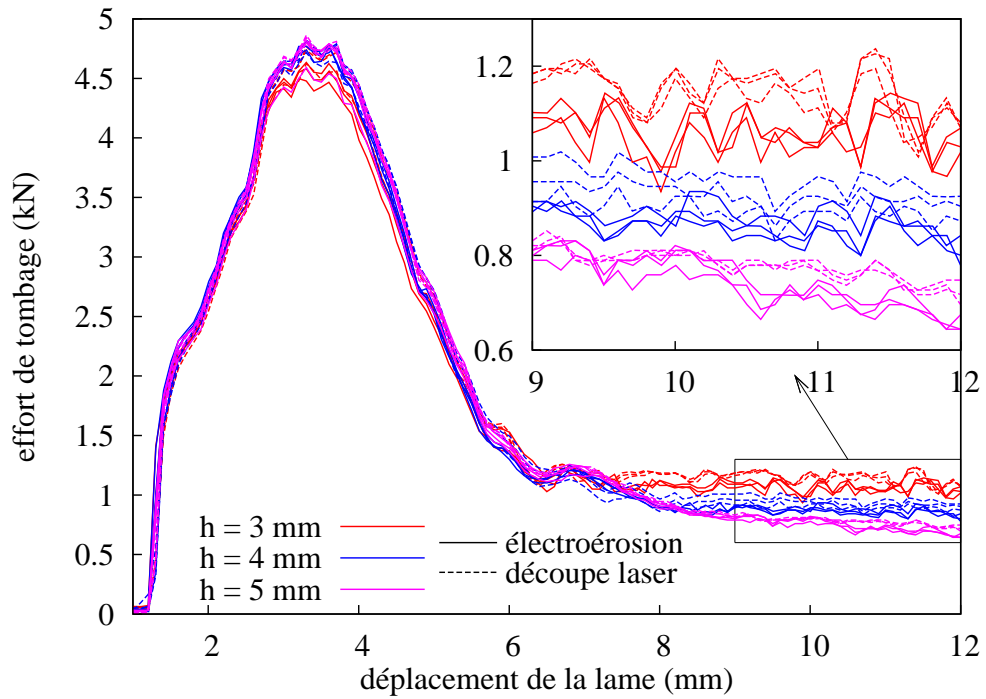


FIG. 3.53 – Effort de tombage en fonction du déplacement de la lame sur éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite pour trois hauteurs de bord et deux procédés de découpe

Défaut d'aspect

Pour comparer les différences géométriques entre les procédés de découpe les profils $y = -1$ mm des essais reproductibles sont tracés sur la figure 3.54.

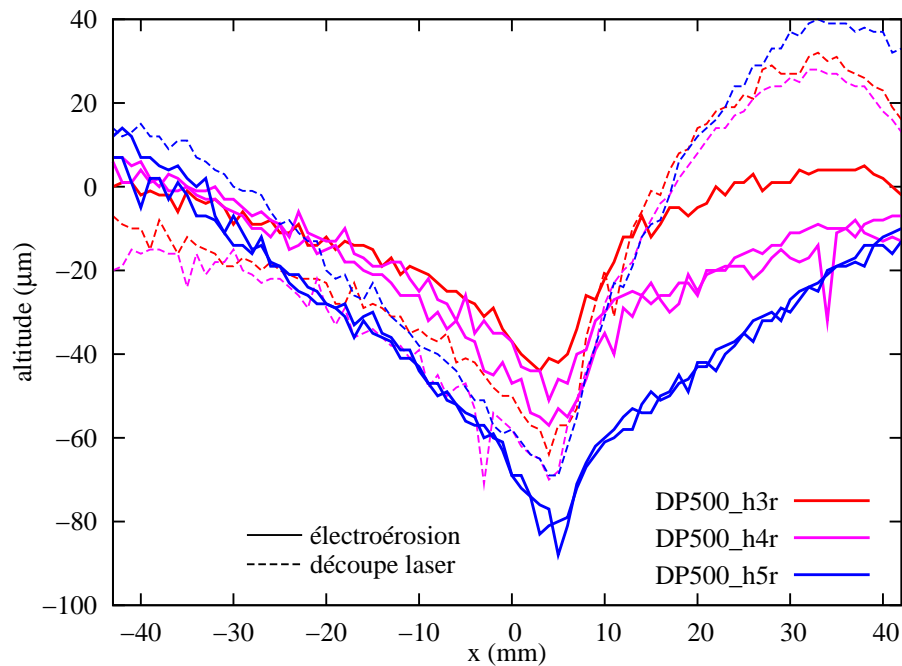


FIG. 3.54 – Altitude du profil $y = -1$ mm pour les essais sur éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite pour deux procédés de découpe

On observe que les profils des éprouvettes obtenues par découpe laser sont tous similaires quelle que soit la hauteur de bord. Au contraire, les profils des éprouvettes découpées par électroérosion sont nettement différents entre les hauteurs de bord. La principale différence entre les deux procédés de découpe apparaît pour les abscisses positives, ce qui correspond à la zone le long du bord horizontal. Les profils issus de l'électroérosion ont une bosse moins marquée que ceux issus de la découpe laser. De plus, pour l'électroérosion la bosse s'atténue quand la hauteur de bord augmente jusqu'à être simplement une droite pour la hauteur de bord de 5 mm.

La méthode de courbure de profils montre de grandes disparités entre les différentes hauteurs de bord pour les éprouvettes découpées par électroérosion (Fig. 3.55). Les hauteurs de bord de 3 et 4 mm donnent une profondeur de défaut de 14 μm mais cette valeur est plus étalée pour la plus grande hauteur de bord. La hauteur de bord de 5 mm donne un défaut d'aspect de 20 μm , cependant cette profondeur correspond à des pics qui apparaissent sur des profils dispersés. La surface au dessus du bord horizontal ayant une forme plate, la méthode de courbure de profils a des difficultés à détecter une inversion de signe de la courbure et place les limites des défauts à des positions irrégulières.

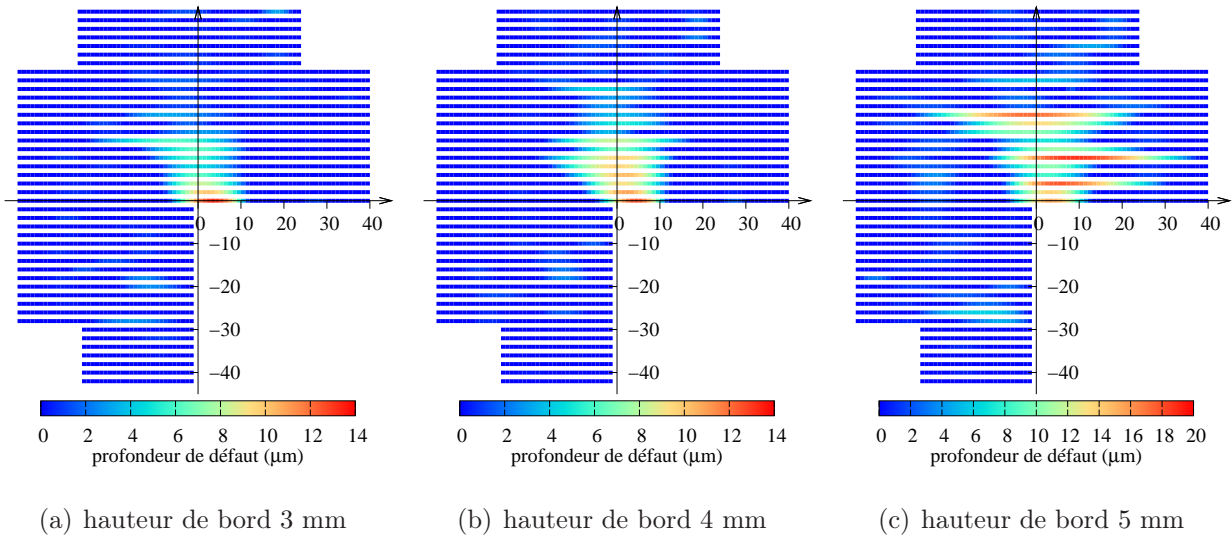


FIG. 3.55 – Profondeurs de défaut par la méthode de courbure de profils pour les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite découpées par électroérosion

TAB. 3.5 – Paramètres des défauts d'aspect pour les deux procédés de découpe étudiés

| | DP500 h3r | | DP500 h4r | | DP500 h5r | |
|------------------------------|-----------|----|-----------|----|-----------|--------------|
| profondeur (μm) | 20 | 14 | 25 | 14 | 25 | ≈ 20 |
| étendue x (mm) | 20 | 17 | 20 | 25 | 20 | ≈ 30 |
| étendue y (mm) | 25 | 18 | 25 | 20 | 25 | 22 |

- : découpe laser - : électroérosion

Par rapport à la découpe laser (Fig. 3.39), la profondeur des défauts d'aspect des éprouvettes obtenues par électroérosion passe de 20-25 μm à environ 14 μm avec un étalement similaire

(Tab. 3.5).

3.4.6 Bilan

Le tableau 3.6 résume l'évolution constatée de la criticité du défaut d'aspect en coin de cadre pour différents paramètres dans les bornes étudiées. La hauteur de bord et la vitesse de tombage n'ont pas d'influence sur le défaut d'aspect. Une augmentation du rayon de tombage ou du rayon de raccord tend à rendre le défaut d'aspect plus sévère. Le passage de la découpe laser à l'électroérosion pour l'obtention des éprouvettes tend à rendre le défaut d'aspect moins sévère. Il semble donc important de bien connaître les phénomènes impliqués dans la découpe des tôles (écrouissage dans le cas du détournage industriel) pour bien reproduire les défauts d'aspect par simulation numérique.

TAB. 3.6 – Sensibilité de la criticité du défaut d'aspect en coin de cadre aux paramètres du procédé

| paramètre | bornes | évolution de la criticité |
|--------------------|--|---------------------------|
| hauteur de bord | 3 mm \Rightarrow 5 mm | = |
| vitesse de tombage | 0,2 mm.s ⁻¹ \Rightarrow 14 mm.s ⁻¹ | = |
| rayon de tombage | 0,5 mm \Rightarrow 2 mm | \nearrow |
| rayon de raccord | 4 mm \Rightarrow 10 mm | \nearrow |
| procédé de découpe | laser \Rightarrow électroérosion | \searrow |

3.5 Conclusions

Pour reproduire et caractériser des défauts d'aspect sur les trois matériaux de l'étude, plusieurs étapes ont été nécessaires.

Premièrement un dispositif de tombage a été conçu de sorte à reproduire un défaut d'aspect en coin de cadre. La conception a respecté des critères tels que l'adaptabilité sur une machine d'essais existante, ainsi que la modularité, pour permettre plusieurs configurations. Les guidages précis permettent une bonne reproductibilité des efforts de tombage, cependant des frottements à vide imposent de traiter les signaux d'effort de tombage. La géométrie des éprouvettes est mesurée sur une machine à mesurer tridimensionnelle avant et après tombage à cause de la non-planéité des éprouvettes à l'état initial. Les défauts d'aspect des éprouvettes tombées ont une criticité faible, à la limite de l'acceptable sur un produit fini.

Pour pouvoir caractériser les défauts d'aspect à partir des mesures, deux méthodes ont été utilisées, elles sont fondées sur l'exploitation de profils parallèles. La première méthode consiste à mesurer la profondeur de creux entre les sommets sur chaque profil pour caractériser les défauts d'aspect par une profondeur et un étalement. La seconde méthode repose sur le même principe

de quantification que la première, mais les extrémités des défauts sont déterminées automatiquement aux points d'inversion de courbure. Ces deux méthodes, en prenant en compte les différences d'interprétation, donnent des résultats similaires. La méthode de courbure de profils, plus rapide à mettre en œuvre, a été privilégiée pour caractériser les défauts d'aspect.

Dans la configuration de référence, le DP500 est le matériau qui présente la plus grande criticité de défaut d'aspect avec une profondeur de 40 μm et un étalement de $25 \times 35 \text{ mm}^2$. Le DC04 est le matériau qui présente la moins grande criticité de défaut d'aspect avec une profondeur de 10 μm et un étalement de $17 \times 18 \text{ mm}^2$. Le E220BH produit un défaut d'aspect de criticité intermédiaire avec une profondeur de 16 μm et un étalement de $20 \times 25 \text{ mm}^2$.

L'influence des paramètres du procédé de tombage a été étudiée. La hauteur de bord et la vitesse de tombage n'influent pas sur la criticité du défaut d'aspect. Une augmentation du rayon de tombage ou du rayon de raccord tend à augmenter la criticité du défaut d'aspect. Enfin l'utilisation de l'électroérosion plutôt que la découpe laser pour obtenir la forme des éprouvettes tend à diminuer la criticité du défaut d'aspect.

Les résultats obtenus dans cette étude expérimentale serviront de base de comparaison pour l'étude numérique du chapitre suivant.

Chapitre 4

Simulation numérique du défaut d'aspect en coin de cadre

Ce chapitre présente la simulation numérique du procédé de tombage présenté au chapitre 3 et la mise en évidence des défauts d'aspect par analyse de la déformée. Les opérations de tombage et de retour élastique sont modélisées. Les matériaux utilisés sont le DP500 d'épaisseur 0,6 mm et le DC04 d'épaisseur 0,72 mm, leur comportement mécanique a été caractérisé au chapitre 2. Le code éléments finis Abaqus [39] est utilisé.

L'objectif de ce chapitre est d'évaluer la capacité de la simulation numérique à reproduire un défaut d'aspect de faible criticité, et à prédire son évolution.

La première partie du chapitre est consacrée à la mise en donnée de référence, la seconde partie traite de l'influence des paramètres numériques et la troisième partie concerne la sensibilité aux paramètres du procédé.

4.1 Mise en donnée

Les configurations expérimentales ne présentant pas de déchirure du bord tombé ont été simulées. Les éprouvettes concernées sont donc celles en DP500 à hauteur de bord réduite de 3, 4 et 5 mm, et celles en DC04 de 3 et 4 mm de hauteur de bord.

4.1.1 Modèle de comportement

Le modèle de comportement élasto-plastique avec écrouissage isotrope et critère de plasticité anisotrope, identifié au chapitre 2, est introduit en standard dans Abaqus. La loi d'élasticité linéaire isotrope est représentée par le module d'Young et le coefficient de Poisson. Les coefficients du critère de plasticité anisotrope de Hill 1948 sont obtenus en calculant les rapports des limites d'élasticité R_{ij} . Le comportement des matériaux étudiés étant supposé orthotrope, les rapports R_{ij} sont déterminés par :

$$R_{11} = \frac{1}{\sqrt{G+H}} ; \quad R_{22} = \frac{1}{\sqrt{F+H}} ; \quad R_{33} = \frac{1}{\sqrt{F+G}} ; \quad R_{12} = \sqrt{\frac{3}{2N}}$$

$$R_{13} = 1 ; \quad R_{23} = 1$$

Pour affecter les propriétés d'anisotropie au flan, un repère local est défini, il apparaît en rouge sur la figure 4.1(a). L'axe \vec{x} est colinéaire à la direction de laminage, \vec{y} est le long de la direction transverse et \vec{z} est normal au plan de la tôle. Les outils sont considérés comme discrets rigides.

4.1.2 Maillage

Des éléments volumiques à interpolation linéaire et à intégration réduite de la bibliothèque Abaqus ont été utilisés avec six couches dans l'épaisseur. Le flan est maillé avec des éléments quadrangles (C3D8R) et triangles extrudés (C3D6). Sur la surface du flan, les éléments de la zone non-tombée ont une taille de 1 mm (Fig. 4.1(a)). Dans la zone du bord tombé, cette taille descend jusqu'à 0,1 mm (Fig. 4.1(b)). Les éléments des outils ont une taille inférieure ou égale à celle des éléments du flan pour éviter des phénomènes de marquage.

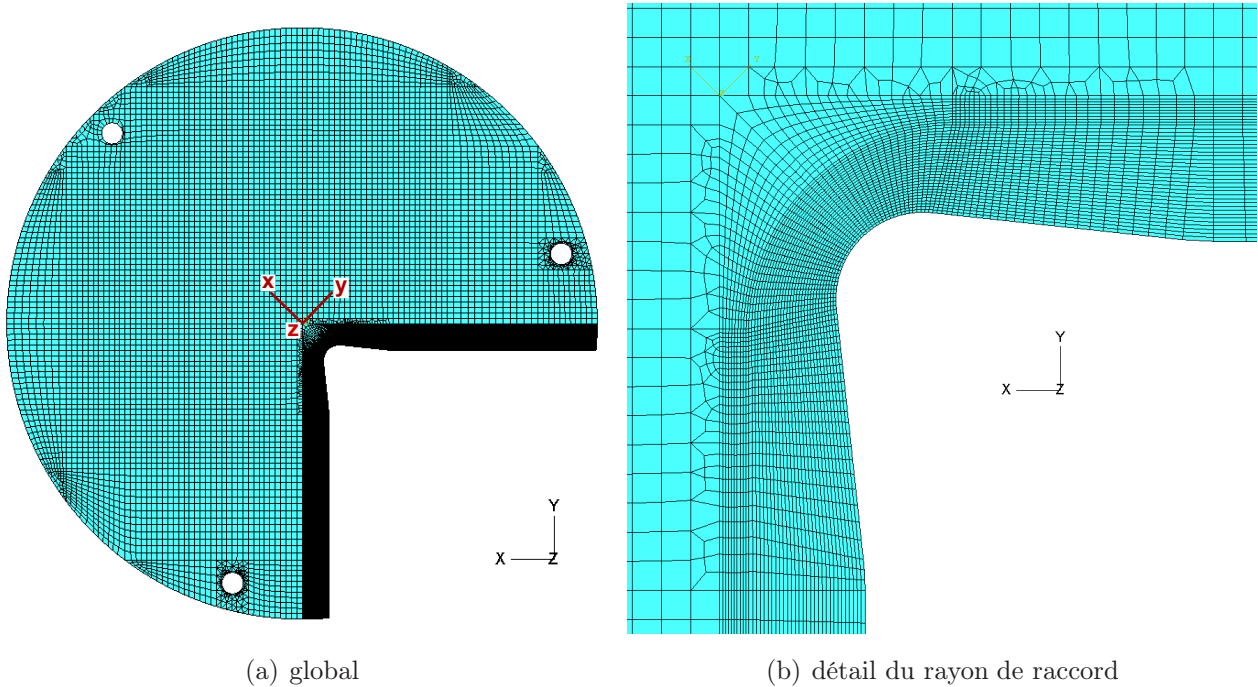


FIG. 4.1 – Maillage du flan à hauteur de bord réduite de 3 mm de hauteur de bord

4.1.3 Conditions de contact

Les conditions de contact-frottement entre le flan déformable et les outils rigides sont définies par la méthode de pénalité associée à une loi de Coulomb. Deux coefficients de frottement ont été définis pour chaque configuration : un coefficient local f_l sur le rayon de lame (Fig. 4.2) et un coefficient global f_g sur toutes les autres surfaces au contact du flan. L'utilisation d'un coefficient de frottement différent sur le rayon de la lame est justifié par le fait que c'est une surface active en début de tombage qui s'est polie au cours des essais.

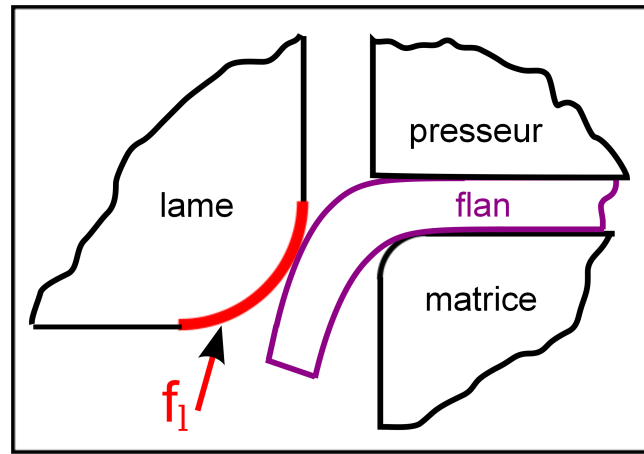


FIG. 4.2 – Localisation de la zone avec un coefficient de frottement local f_l

La figure 4.3 illustre l'évolution de l'effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour les essais expérimentaux et les simulations numériques. Les résultats numériques sont très bruités, ils sont donc systématiquement lissés par une fonction de Bézier, intégrée dans l'utilitaire de tracé de courbes Gnuplot. De plus, à cause du jeu initial entre la lame de tombage et le presseur et des jeux dans le dispositif de tombage, le déplacement expérimental est décalé de -1,3 mm pour reproduire le chargement numérique. Pour le DP500, l'utilisation des coefficients de frottement $f_l = 0,3$ et $f_g = 0,5$ permet de bien reproduire les efforts de tombage expérimentaux. La valeur de 0,5 est déterminée à partir du plateau enregistré pour un déplacement supérieur à 5 mm et qui correspond au frottement du bord de l'éprouvette sur la lame. Cette valeur, utilisée sur toutes les surfaces, conduit à une surestimation de l'effort maximum [40].

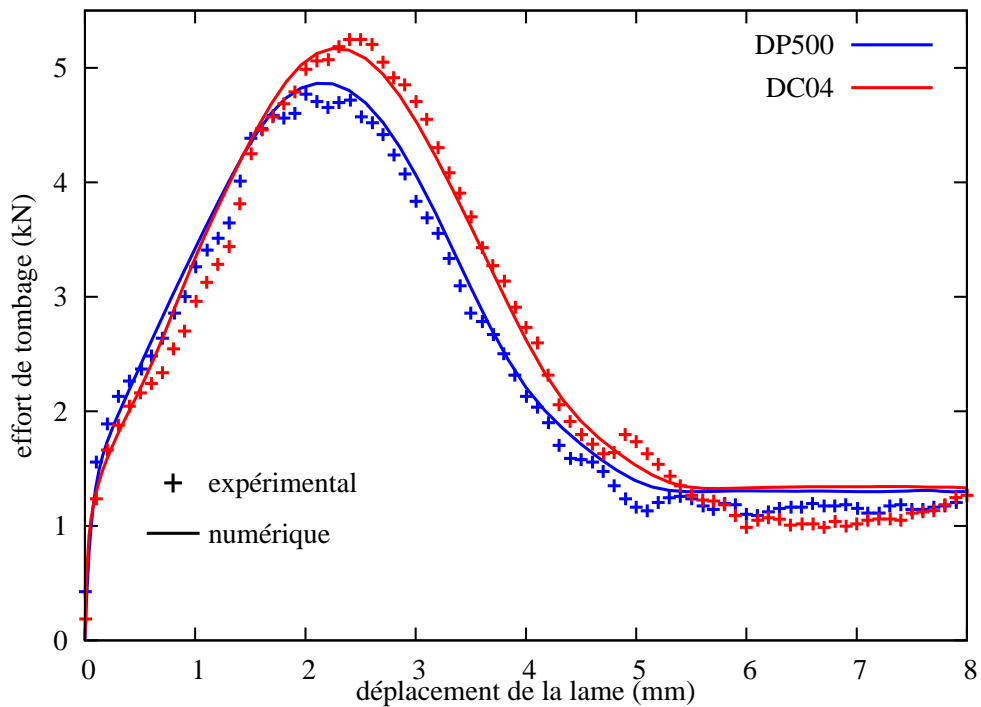


FIG. 4.3 – Effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour $f_l = 0,3$ et $f_g = 0,5$

Le DC04 a une épaisseur de 0,72 mm et le jeu entre la matrice et la lame est de 0,67 mm. Expérimentalement cela produit une légère augmentation de l'effort en fin de tombage. Numériquement, si cette valeur de jeu est conservée, le calcul donne des résultats erronés. En effet, des éléments sont alors accrochés par la lame de tombage et présentent des déformations excessives. Afin d'obtenir des résultats stables, le jeu matrice-lame a été artificiellement porté à 0,74 mm, ce qui permet, en utilisant les mêmes coefficients de frottement que pour le DP500, de bien reproduire la courbe effort-déplacement expérimentale (Fig. 4.3).

4.1.4 Etapes de calcul

Le procédé de tombage des flans a été simulé en deux étapes : l'étape de tombage où le flan est déformé par contact avec les outils, et l'étape de retour élastique pendant laquelle les contacts sont supprimés.

Tombage. L'étape de tombage est simulée avec un solveur explicite qui permet une bonne convergence du calcul avec contacts. Les contacts du flan avec la matrice, le presseur, la lame et les plots de positionnement sont simulés. Pendant le tombage, un effort constant de 19 kN est appliqué sur le presseur. La lame se déplace de 8 mm avec une évolution telle que les vitesses initiale et finale soient nulles. Pour conserver des conditions quasi-statiques avec le solveur explicite de Abaqus, il est recommandé de faire en sorte que l'énergie cinétique ne dépasse pas 10% de l'énergie interne. Pour la hauteur de bord de référence (3 mm), le temps de tombage est fixé à 0,5 ms pour les deux matériaux, ce qui permet de conserver l'énergie cinétique en dessous de ce seuil (Fig. 4.4).

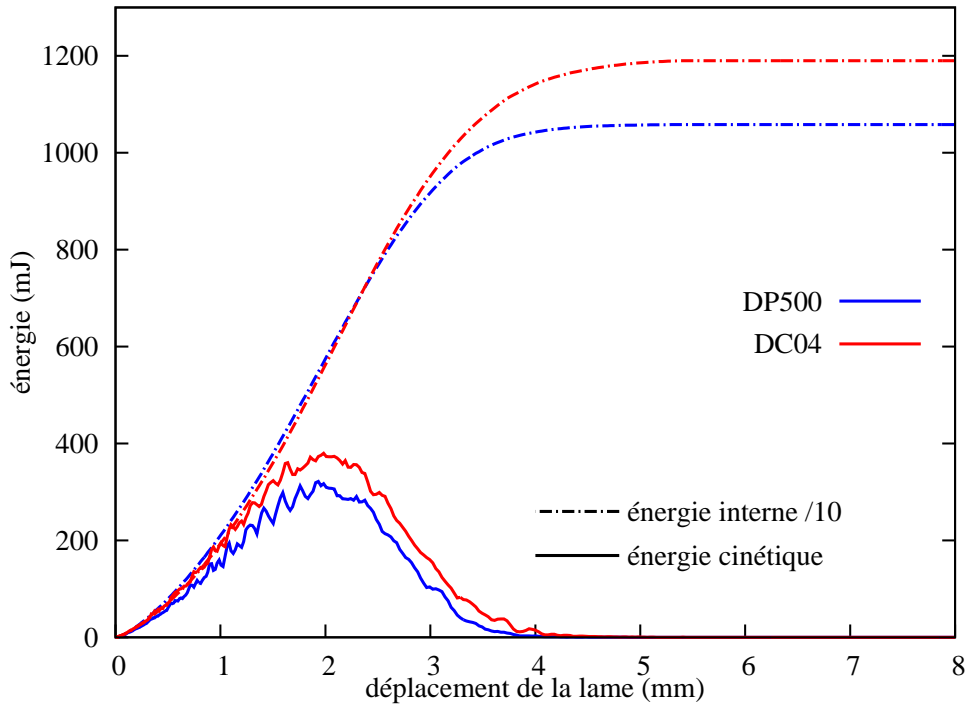


FIG. 4.4 – Evolution des énergies cinétique et interne en fonction du déplacement de la lame

Retour élastique. L'étape de retour élastique est simulée avec un solveur implicite par suppression des contacts. L'état de contrainte et de déformation du flan tombé est importé dans une nouvelle mise en donnée.

Le flan n'étant plus en contact avec les outils, les conditions aux limites consistent à contraindre, pour chaque perçage, les déplacements du noeud de la fibre neutre le plus proche du périmètre du flan. Comme illustré sur le figure 4.5, les translations sont bloquées sur trois directions pour le premier noeud, sur deux directions pour le second et selon une seule direction pour le dernier. Dans le cas d'une pièce rigide, ces conditions correspondent à une mise en position isostatique, dans le cas d'une pièce déformable, cela permet à la pièce de se déformer librement. De plus, ces contraintes reproduisent la mise en position du flan sur le dispositif de mesure (Fig. 3.9).

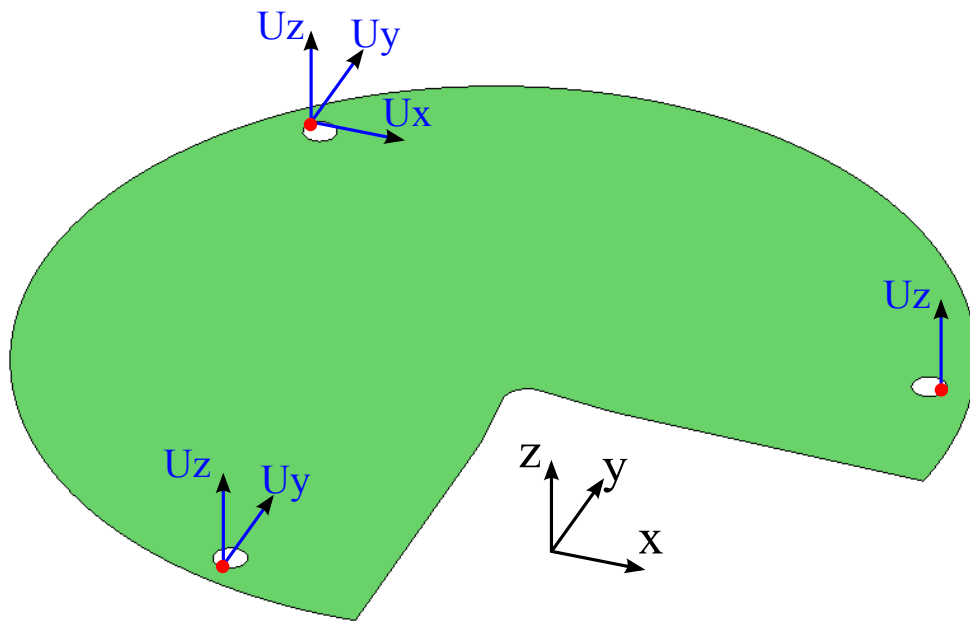


FIG. 4.5 – Conditions aux limites imposées pendant la simulation du retour élastique

4.1.5 Résultats

Les paramètres géométriques sont les mêmes que ceux de la configuration expérimentale de référence, à savoir un rayon de tombage de 0,5 mm, un rayon de raccord de 4 mm et un rayon de lame de 2 mm. Le jeu matrice-lame numérique est de 0,67 mm pour le DP500 et 0,74 mm pour le DC04. La hauteur de bord de référence est de 3 mm.

La figure 4.6 représente les déformées des éprouvettes en DP500 et DC04 après retour élastique, le déplacement suivant la direction \vec{z} normale au plan de la tôle est amplifié par un facteur 100. Les isovaleurs représentent le déplacement suivant \vec{z} entre la fin du tombage et la fin du retour élastique.

Les deux flans présentent un creux, de 44 μm pour le DP500 et de 90 μm pour le DC04, avec le pic de profondeur au niveau du rayon de raccord. Le creux du DP500 s'étale jusqu'à mi-longueur des montants, au delà une bosse de quelques micromètres apparaît. Le creux du DC04 est étalé sur toute la surface de l'éprouvette.

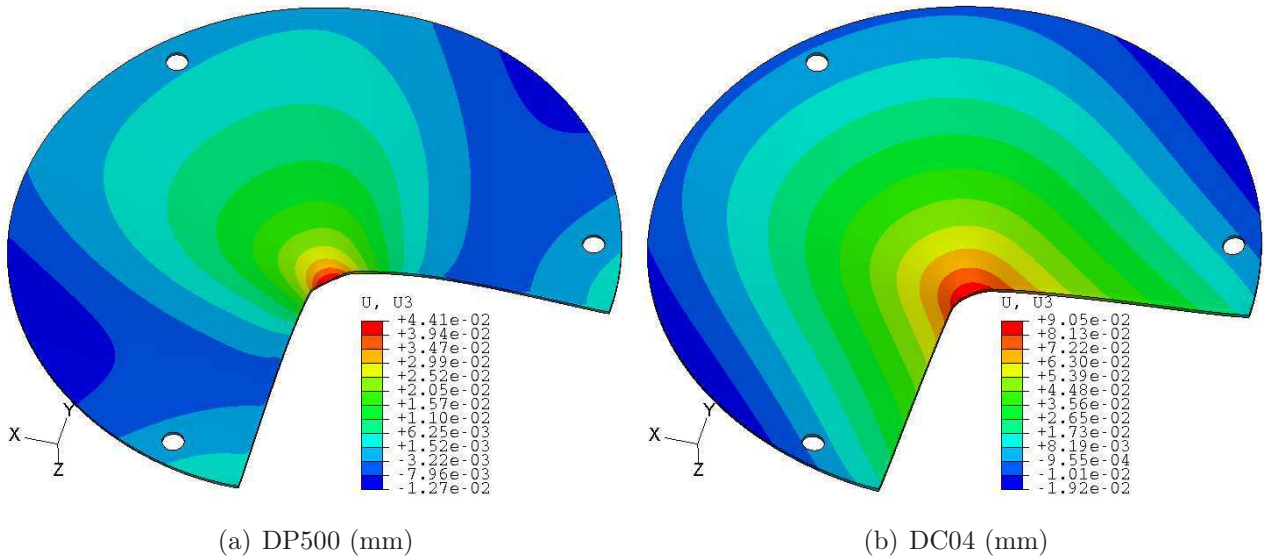


FIG. 4.6 – Déplacement selon \bar{z} (mm) en fin de retour élastique des flans de 3 mm de hauteur de bord (déformée selon \bar{z} amplifiée 100 fois) ; le bord tombé est retiré pour plus de clarté

Les défauts d'aspect numériques ont été caractérisés par la méthode de courbure de profils présentée au chapitre 3. L'éprouvette en DP500 présente un défaut d'aspect (Fig. 4.7(a)) dans la zone du rayon de raccord avec une profondeur de $14 \mu\text{m}$ et un étalement de $15 \times 15 \text{ mm}^2$. L'éprouvette en DC04 a un défaut d'aspect dans la même zone avec un étalement similaire et une profondeur de $18 \mu\text{m}$ (Fig. 4.7(b)). Un autre défaut d'aspect apparaît au dessus du précédent, mais il présente un étalement de $40 \times 35 \text{ mm}^2$ pour une profondeur identique, il sera donc moins critique que celui localisé près du rayon de raccord.

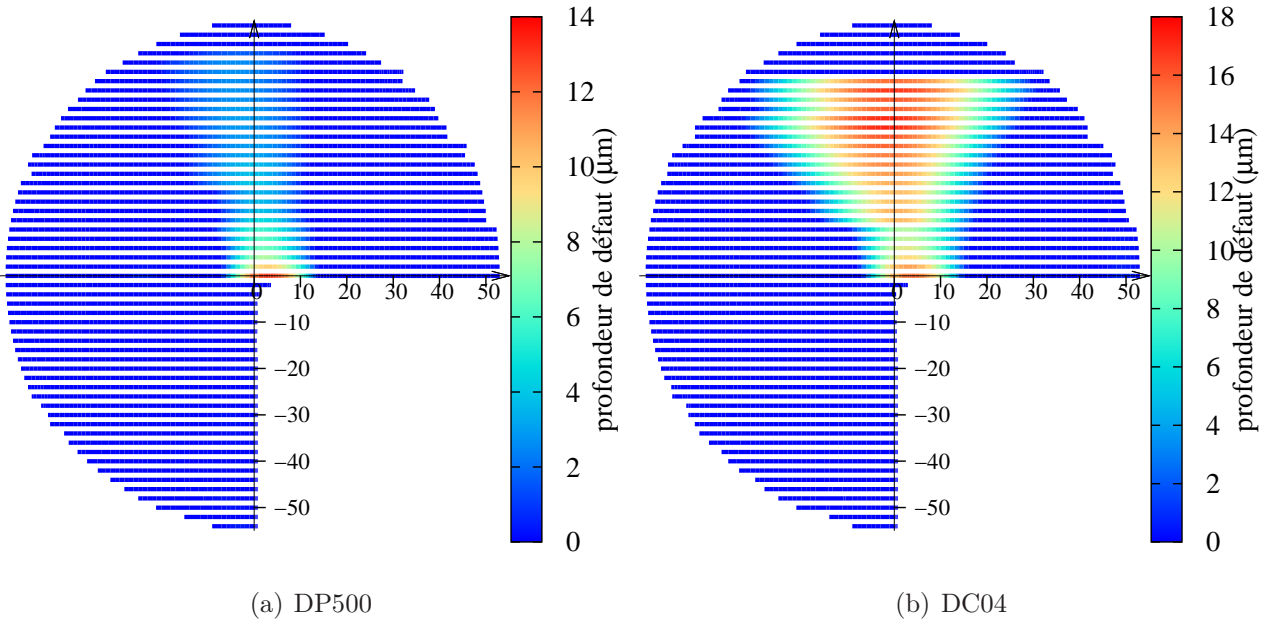


FIG. 4.7 – Défauts d'aspect après retour élastique des flans de 3 mm de hauteur de bord

Les défauts d'aspect mesurés expérimentalement sur les figures 3.28(b) et 3.29 donnent une profondeur de défaut de $20 \mu\text{m}$ pour un étalement de $20 \times 25 \text{ mm}^2$ au DP500, et un défaut de

10 μm de profondeur et de $17 \times 18 \text{ mm}^2$ d'étalement au DC04, ces deux défauts étant localisés dans la zone du rayon de raccord. La simulation reproduit bien la localisation des défauts d'aspect, mais elle n'est pas fiable quant à leurs profondeurs. En effet, le défaut d'aspect du DP500 a une profondeur sous estimée (14 μm contre 20 μm expérimentalement) et celui du DC04 a une profondeur surestimée (18 μm contre 10 μm expérimentalement), de plus la simulation du DC04 donne un défaut d'aspect sur la partie supérieure du flan qui n'existe pas expérimentalement.

4.1.6 Origine du défaut d'aspect en coin de cadre

La recherche de l'origine du défaut d'aspect en coin de cadre porte uniquement sur le DP500. Les composantes σ_{11} et σ_{22} du tenseur des contraintes ont été analysées dans la zone du rayon de raccord.

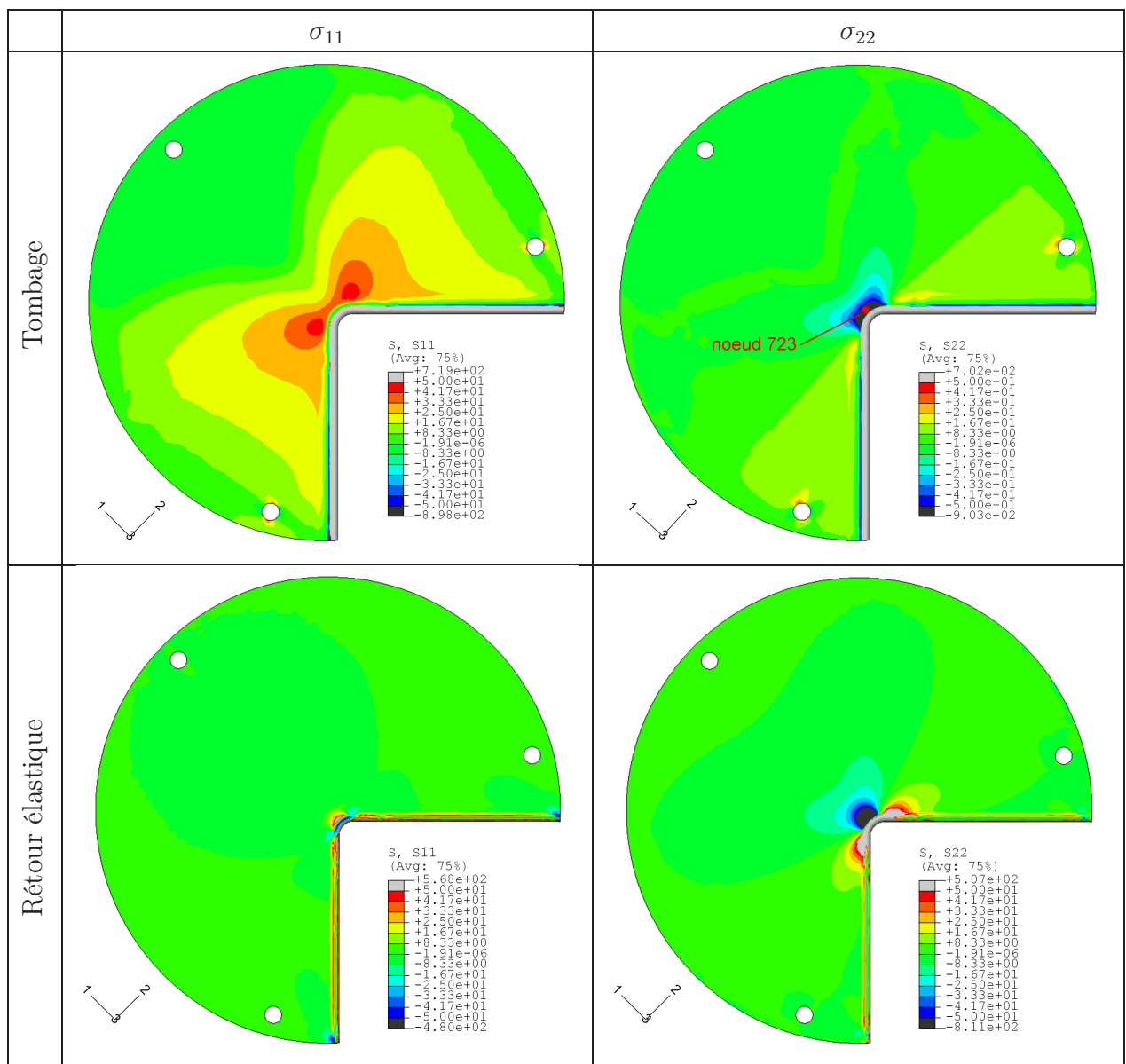


FIG. 4.8 – Isovaleurs de contraintes σ_{11} et σ_{22} après tombage sur la face extérieure d'un flan en DP500

La figure 4.8 présente les isovaleurs de σ_{11} et σ_{22} sur la face extérieure du flan après tombage et après retour élastique. Au tombage, deux phénomènes sont observés : une concentration de contrainte σ_{11} en traction aux deux extrémités du rayon de raccord, et une concentration de contraintes σ_{22} en compression dans la zone du rayon de raccord. Au retour élastique, la contrainte σ_{11} a diminué et ne présente plus de concentration, alors que la contrainte σ_{22} reste négative dans la zone du rayon de raccord.

Les contraintes σ_{11} et σ_{22} dans l'épaisseur du flan au niveau du nœud 723 (localisé sur la figure 4.8 : ε_{22} au tombage) sont tracées au tombage et au retour élastique pour illustrer leur non-homogénéité.

La contrainte σ_{11} (Fig. 4.9(a)) n'est pas homogène dans l'épaisseur dès la fin du tombage : la face supérieure est soumise à une traction de 27 MPa alors que la face inférieure est à 54 MPa. Au retour élastique, σ_{11} reste constante sur la face supérieure, alors qu'elle diminue sur la face inférieure pour passer à -20 MPa. Les déformations induites après retour élastique (Fig. 4.9(b)) consistent en une expansion de 0,03 % sur la face supérieure et une compression inférieure à 0,01 % sur la face inférieure, le $\Delta\varepsilon_{11}$ dans l'épaisseur est donc de 0,04 %. Cette association de déformations résulte en une flexion qui crée une bosse suivant la direction $\vec{1}$ (pour un observateur positionné du côté de la face supérieure).

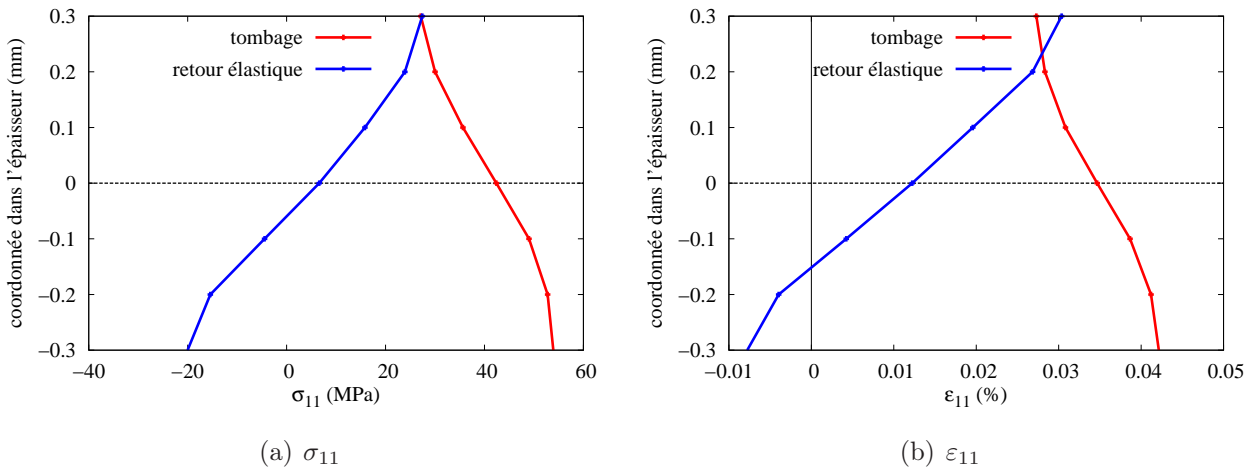


FIG. 4.9 – Contrainte σ_{11} et déformation ε_{11} dans l'épaisseur du flan au niveau du nœud 723 localisé sur la figure 4.8

La contrainte σ_{22} , représentée sur la figure 4.10 est quasiment homogène dans l'épaisseur en fin de tombage avec 71 MPa en compression sur la fibre neutre. Au retour élastique, σ_{22} sur la surface supérieure augmente en valeur absolue pour atteindre -103 MPa, alors que sur la surface inférieure cette contrainte diminue en valeur absolue et atteint -12 MPa. Cet état de contraintes conduit à une grande non-homogénéité des déformations après retour élastique. La face inférieure subit une compression faible de 0,002 % alors que la compression de la face supérieure est nettement plus importante avec près de 0,06 %, le $\Delta\varepsilon_{22}$ dans l'épaisseur est proche de 0,06 %. La flexion engendrée par ces déformations entraîne un creux selon la direction $\vec{2}$ pour un observateur positionné du côté de la surface supérieure.

Le creux du défaut d'aspect en coin de cadre est donc causé par une non-homogénéité des

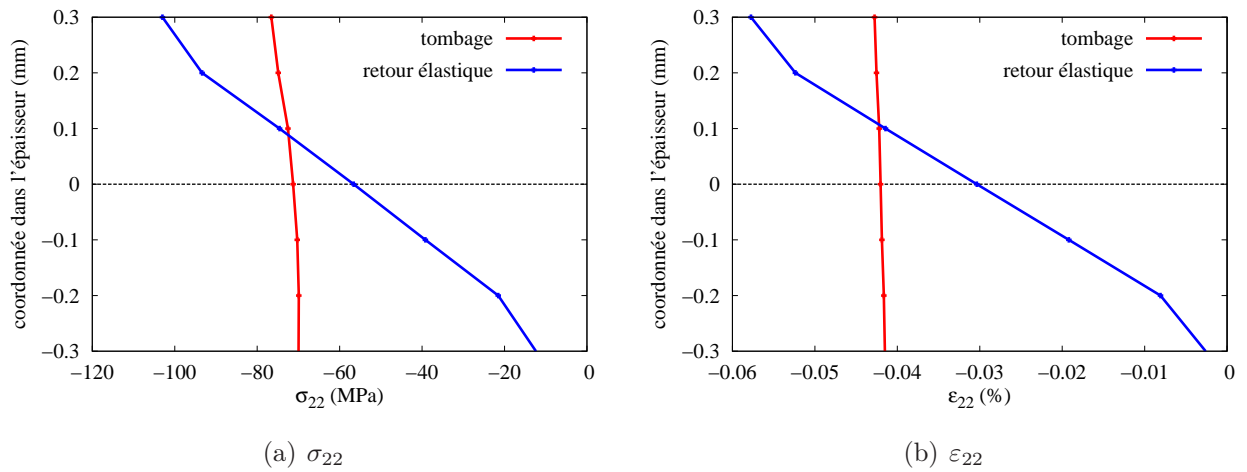


FIG. 4.10 – Contrainte σ_{22} et déformation ε_{22} dans l'épaisseur du flan au niveau du nœud 723 localisé sur la figure 4.8

déformations ε_{22} dans l'épaisseur du flan. La non-homogénéité des déformations ε_{11} provoque une bosse, mais le $\Delta\varepsilon_{11}$ étant inférieur au $\Delta\varepsilon_{22}$, cette bosse est moins prononcée que le creux. La non-homogénéité des contraintes σ_{11} en fin de tombage peut être la cause de la non-homogénéité des déformations au retour élastique. Au niveau du nœud 723, les contraintes σ_{11} sont en traction, mais l'amplitude est plus importante sur la face inférieure que sur la face supérieure.

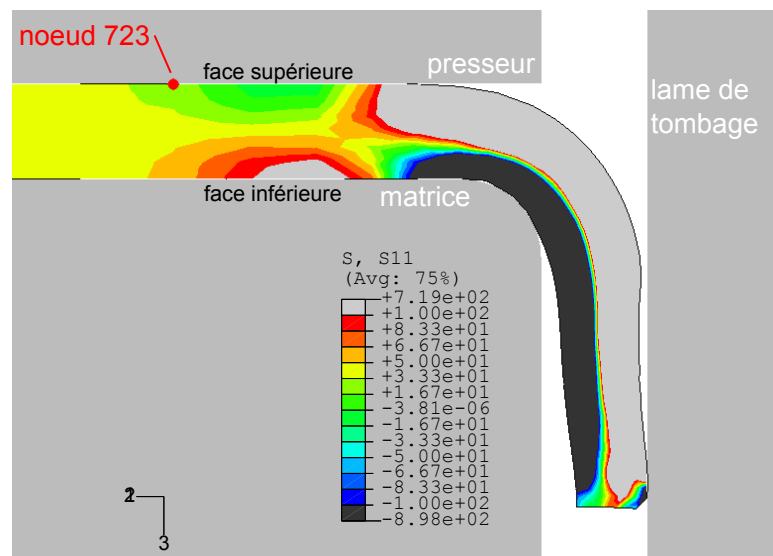


FIG. 4.11 – Contrainte σ_{11} en fin de tombage sur une section de l'éprouvette le long de la direction de laminage

La figure 4.11 représente les isovaleurs de la contrainte σ_{11} en fin de tombage sur une section de l'éprouvette le long de la direction de laminage. On constate que sur la zone pliée, la face intérieure est bien en compression et la face extérieure en traction. Cependant, une fois que la face extérieure est en contact avec le presseur, les contraintes de traction ne sont plus transmises le long de la face supérieure, mais évoluent vers la face intérieure. Le phénomène existe aussi

pour les contraintes de compression de la face inférieure. Ces contraintes sont transmises vers la face supérieure, mais elles changent d'orientation pour devenir σ_{33} , c'est pourquoi on ne l'observe pas sur les isovaleurs de σ_{11} mais sur les orientations des contraintes principales.

Au retour élastique, la diminution des contraintes de traction-compression dans la zone pliée provoque une ouverture du bord. Cependant, l'état de traction-compression étant inversé pour la partie du flan maintenue sous le presseur (face supérieure en compression et face inférieure en traction), cette partie se déformera en bosse au retour élastique. A l'interface entre ces deux états de traction-compression, un creux risque donc de se former. Ce genre de creux apparaissant le long de longs bords droits provoque un défaut d'aspect appelé "ligne de creux". Dans le cas du coin de cadre, cette non-homogénéité dans l'épaisseur des contraintes en fin de tombage est une cause possible de la non-homogénéité des déformations provoquant le défaut d'aspect au retour élastique.

4.2 Sensibilité au maillage

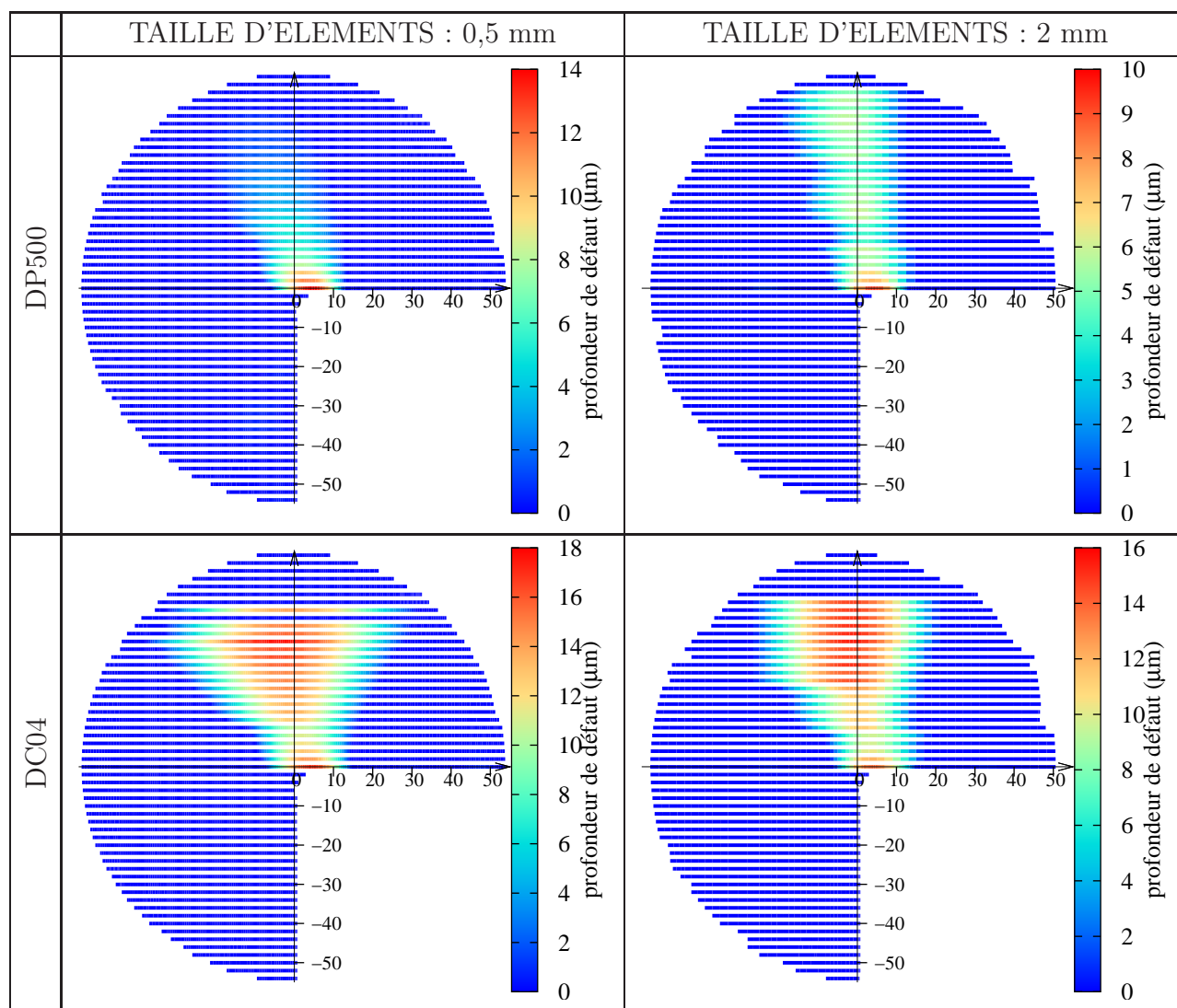


FIG. 4.12 – Défauts d'aspect après retour élastique avec deux tailles d'éléments

Dans la configuration de référence, la zone non-tombée a une taille d'éléments de 1 mm. Pour tester l'influence du raffinement dans cette zone d'apparition des défauts d'aspect, des simulations avec des tailles d'éléments de 0,5 mm et 2 mm ont été effectuées.

Les profondeurs de défaut par la méthode de courbure de profils pour les deux tailles d'éléments et les deux matériaux sont tracées sur la figure 4.12. Avec la taille d'éléments de 0,5 mm, les défauts d'aspect prédits ont les mêmes caractéristiques que ceux obtenus avec la taille d'éléments de 1 mm (Fig.4.7). Le fait d'augmenter la taille d'éléments de 1 à 2 mm diminue la profondeur des défauts d'aspect, pour le DP500 celle ci passe de 14 à 10 μm et pour le DC04 elle passe de 18 à 16 μm . La taille d'éléments de 1 mm donne donc un bon compromis entre temps de calcul et précision.

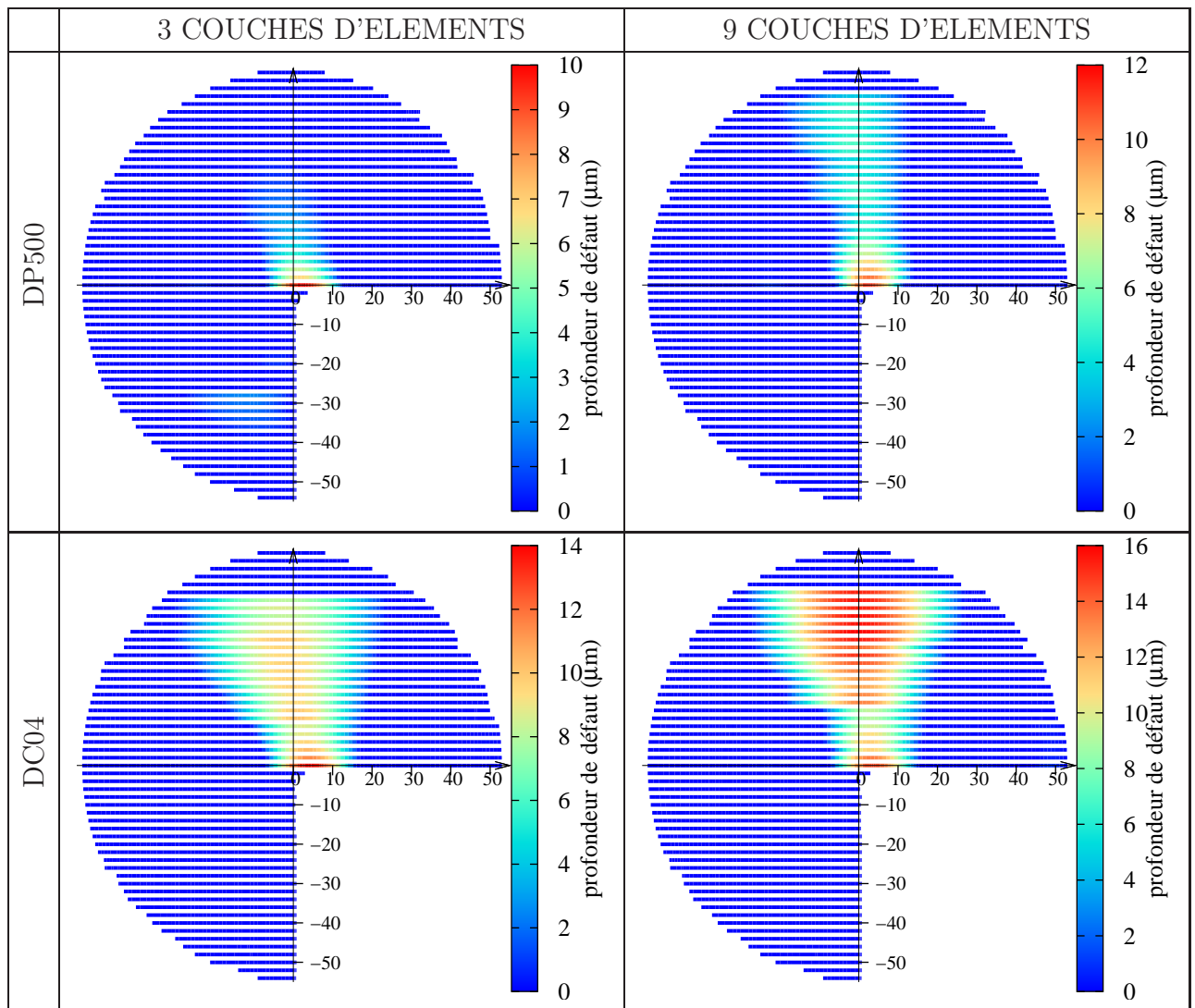


FIG. 4.13 – Défauts d'aspect après retour élastique avec différentes couches d'éléments dans l'épaisseur

La figure 4.10 a montré que la contrainte σ_{22} et la déformation ε_{22} provoquant le défaut d'aspect suivent une évolution quasi-linéaire dans l'épaisseur. Six couches d'éléments volumiques dans l'épaisseur peuvent alors sembler exagérées pour reproduire ce type d'évolution. Des simulations de la configuration de référence ont été effectuées avec trois couches d'éléments dans l'épaisseur,

et avec neuf couches pour tester l'éventuel apport d'une augmentation du nombre d'éléments dans l'épaisseur. La figure 4.13 illustre les profondeurs de défaut pour les deux nombres de couches d'éléments sur le DP500 et le DC04. Avec trois couches d'éléments dans l'épaisseur, l'étendue des défauts d'aspect est similaire à celle obtenue avec six couches (Fig. 4.7). Cependant la profondeur des défauts baisse de $4 \mu\text{m}$ pour les deux matériaux, elle est de $10 \mu\text{m}$ pour le DP500 et de $14 \mu\text{m}$ pour le DC04. Avec neuf couches d'éléments, les étendues des défauts d'aspect sont toujours similaires mais les profondeurs des défauts passent à $12 \mu\text{m}$ pour le DP500 et à $16 \mu\text{m}$ pour le DC04. On en conclut donc que le fait de diminuer le nombre d'éléments dans l'épaisseur conduit à une diminution de la profondeur des défauts d'aspect, et que le fait d'augmenter ce nombre ne modifie pas sensiblement leur prédiction.

4.3 Influence des paramètres du procédé

L'influence des paramètres du procédé de tombage a été étudiée expérimentalement dans le chapitre 3. Dans cette partie, les paramètres hauteur de bord, rayon de raccord et rayon de tombage sont étudiés en reprenant les bornes utilisées expérimentalement. L'influence de la vitesse de tombage n'est pas étudiée. En effet, la sensibilité à la vitesse de déformation du DP500 étant inférieure à 10 MPa par décade (cf. section 2.2.1), elle a été jugée négligeable et aucune contribution visqueuse n'a été identifiée dans la loi de comportement utilisée. De plus, l'étude expérimentale a conclu que la vitesse de tombage n'a pas d'influence sur la criticité des défauts d'aspect.

4.3.1 Hauteur de bord

On constate expérimentalement que la hauteur de bord influence peu la taille du défaut. Les essais avec les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite de 3, 4 et 5 mm de hauteur de bord (h3r, h4r et h5r) ainsi que les éprouvettes en DC04 de 3 et 4 mm de hauteur de bord (h3 et h4) ont été simulés afin d'analyser la sensibilité numérique.

Sur la figure 4.4, on a observé que pour une hauteur de bord de 3 mm et un temps de tombage de 0,5 ms, l'énergie cinétique reste sous le seuil des 10% de l'énergie interne. Cependant quand la hauteur de bord augmente, les masses en mouvement pendant le tombage augmentent et entraînent une hausse de l'énergie cinétique $E_c = \frac{1}{2}.m.v^2$ où m est la masse en kilogrammes (kg) et v et la vitesse en mètres par seconde (m.s^{-1}).

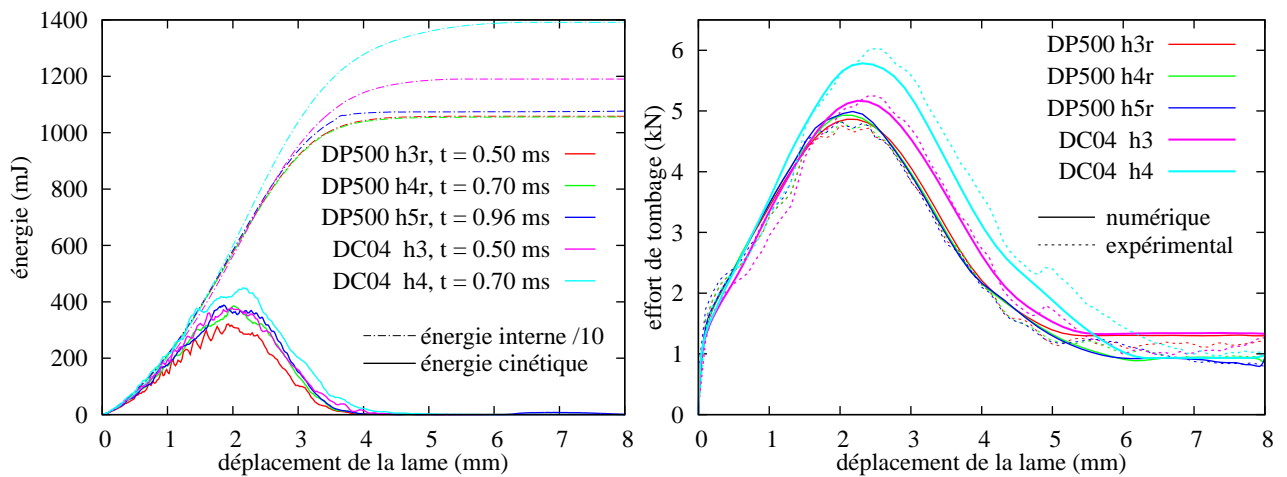
A partir de la courbe de l'énergie cinétique en fonction du déplacement de la lame de tombage on obtient un pic d'énergie cinétique (E_{cmax}) pour un déplacement $d_{E_{cmax}}$. On connaît aussi la vitesse de la lame $v_{E_{cmax}}$ au point de déplacement $d_{E_{cmax}}$. A partir de ces deux données on peut calculer la masse $m_{E_{cmax}}$ mise en jeu au pic d'énergie cinétique :

$$m_{E_{cmax}} = \frac{E_{cmax}}{\frac{1}{2}v_{E_{cmax}}^2} \quad (4.1)$$

Cette masse est supposée constante pour une hauteur de bord donnée, on peut donc ajuster la vitesse de lame (v_{ajust}) par rapport à un pic d'énergie cinétique désiré (E_{cible}) :

$$v_{ajust} = \sqrt{\frac{E_{cible}}{\frac{1}{2}m_{E_{cmax}}}} \quad (4.2)$$

La figure 4.14(a) représente l'évolution de l'énergie interne (divisée par dix) et de l'énergie cinétique en fonction du déplacement de la lame pour les éprouvettes en DP500 et en DC04 à différentes hauteurs de bord. Pour atteindre un pic d'énergie cinétique $E_{cible} = 400$ mJ, le temps de tombage a été fixé à 0,7 ms pour la hauteur de bord de 4 mm et à 0,96 ms pour 5 mm de hauteur de bord. Avec ces valeurs, l'énergie cinétique reste inférieure ou égale à 10% de l'énergie interne pendant le tombage pour toutes les configurations. Les efforts de tombage obtenus (Fig. 4.14(b)) sont proches des résultats expérimentaux.



(a) évolution des énergies cinétiques et internes au cours du tombage (b) comparaison des efforts de tombage entre résultats numériques et expérimentaux

FIG. 4.14 – Energies et efforts de tombage pour les cinq configurations d'éprouvette étudiées

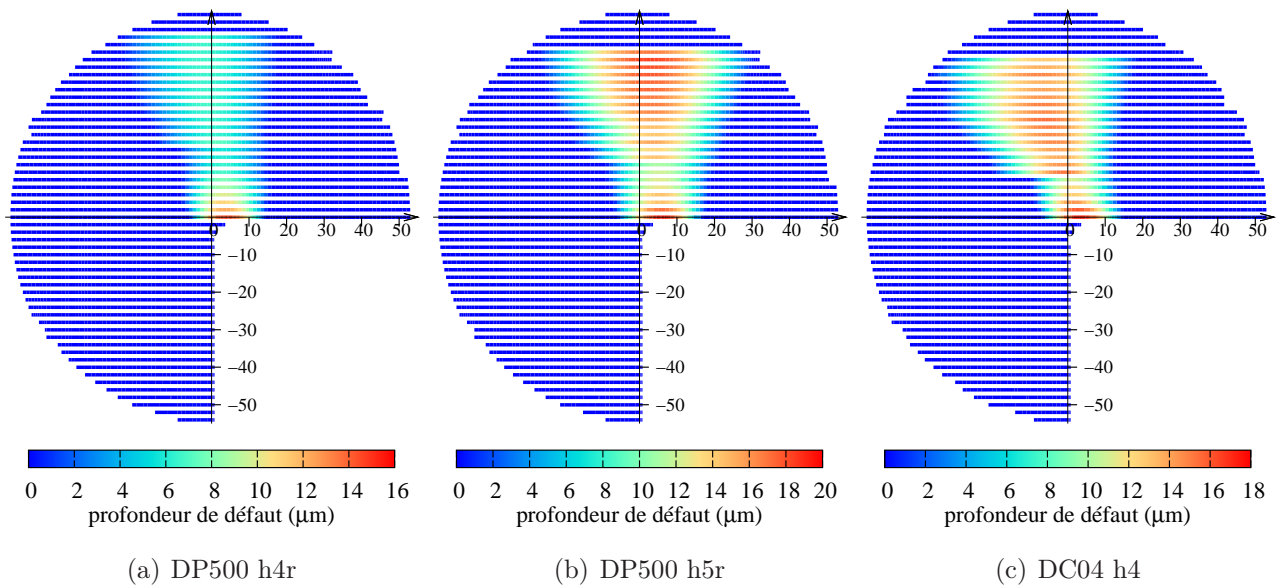


FIG. 4.15 – Défauts d'aspect après retour élastique de flans avec différentes hauteurs de bord

Les défauts d'aspect pour les autres hauteurs de bord sont représentés sur la figure 4.15. Pour le DP500, l'augmentation de la hauteur de bord entraîne une augmentation de la profondeur du défaut d'aspect dans la zone du rayon de raccord : elle est initialement de $14 \mu\text{m}$ et passe à $16 \mu\text{m}$ avec la hauteur de bord de 4 mm et à $20 \mu\text{m}$ pour 5 mm de hauteur de bord. On note que pour la hauteur de bord de 5 mm, le DP500 (Fig. 4.15(b)) présente un second défaut d'aspect similaire à celui observé sur les éprouvettes en DC04. Pour le DC04 (Fig. 4.15(c)), l'augmentation de la hauteur de bord ne produit aucun effet sur la profondeur du défaut d'aspect ($18 \mu\text{m}$), cela entraîne seulement un décalage vers la gauche de la limite droite du second défaut d'aspect. L'étude expérimentale a conclu que la hauteur de bord a une influence négligeable sur la profondeur du défaut d'aspect. L'étude numérique du DC04 conclut dans la même direction, cependant celle du DP500 donne une sensibilité à la hauteur de bord de la profondeur du défaut d'aspect.

4.3.2 Rayon de tombage

Le rayon de tombage de 2 mm a été simulé sur les éprouvettes en DP500 à hauteur de bord réduite pour les hauteurs de bord de 3 et 5 mm (h3r et h5r).

Les efforts de tombage en fonction du déplacement de la lame sont comparés avec les résultats expérimentaux sur la figure 4.16. Pendant la simulation, la lame de tombage se déplace de 8 mm, ce qui est à peine suffisant pour atteindre le palier d'effort avec le rayon de tombage de 2 mm. Cependant on observe une bonne reproduction du pic d'effort et du déchargement pour 5 mm de hauteur de bord. Avec la hauteur de bord de 3 mm, le palier d'effort est surestimé avec 1,65 kN contre 1,1 kN expérimentalement.

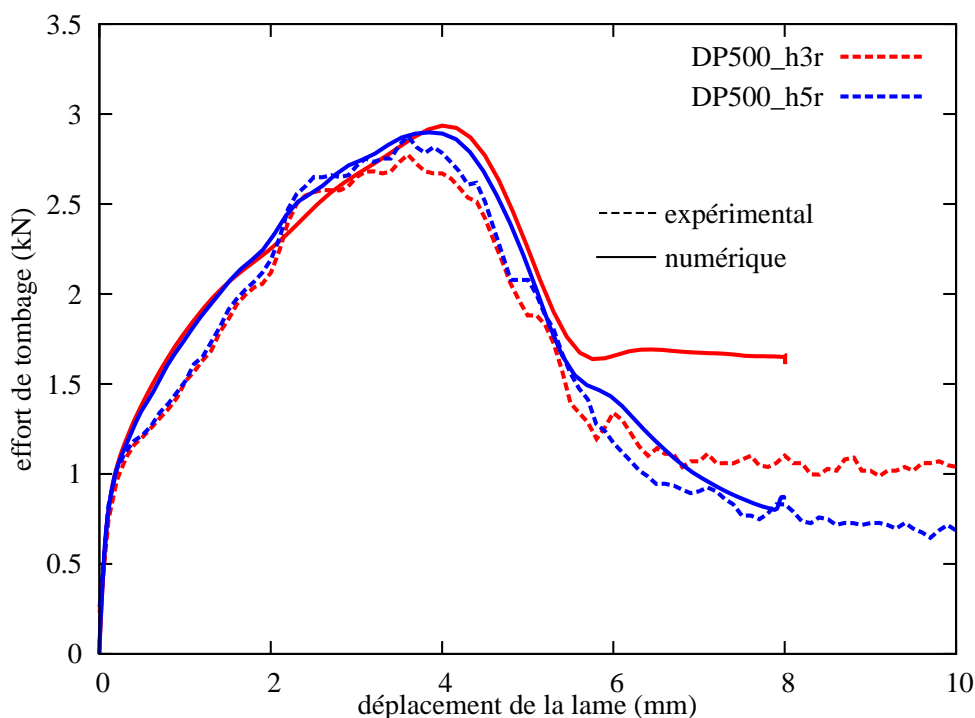


FIG. 4.16 – Comparaison des efforts de tombage expérimentaux et numériques pour un rayon de tombage de 2 mm

Les défauts d'aspect sont similaires pour les deux hauteurs de bord (Fig. 4.17(a)). La profondeur du défaut d'aspect dans la zone du rayon de raccord est d'environ $40\ \mu\text{m}$. Un défaut d'une profondeur de $50\ \mu\text{m}$ et d'une étendue de $30 \times 4\ \text{mm}^2$ apparaît au dessus du précédent, il est dû à la déformée de l'éprouvette qui est globalement concave.

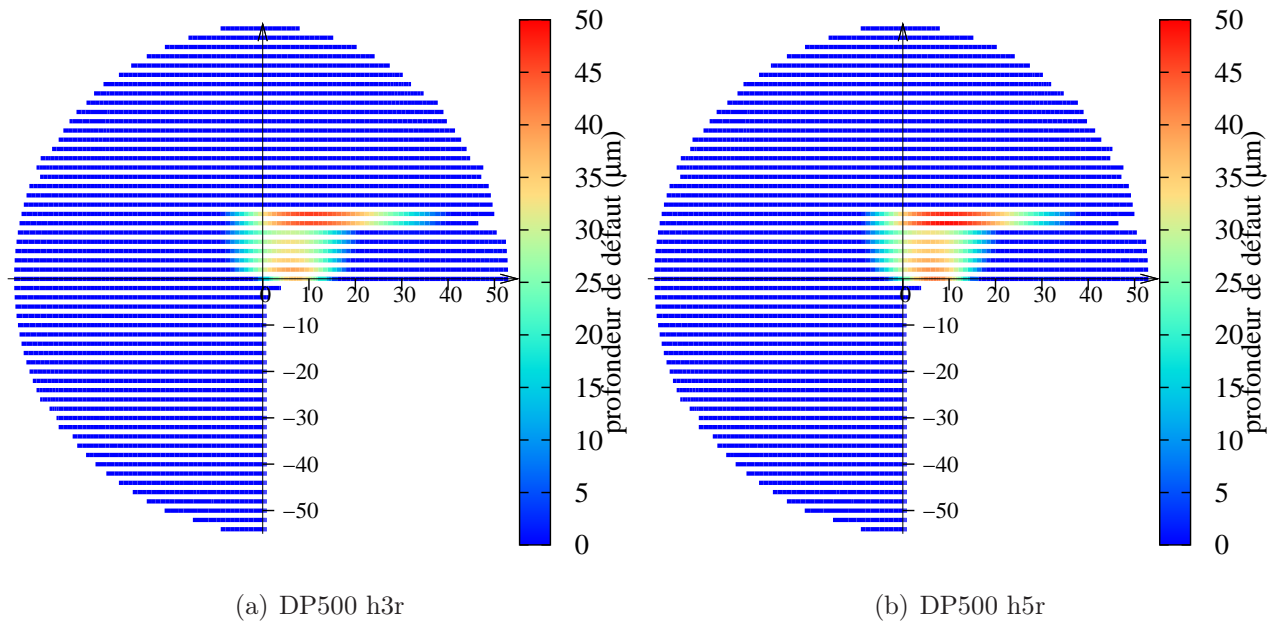


FIG. 4.17 – Défauts d'aspect après retour élastique de flans en DP500 avec un rayon de tombage de 2 mm

4.3.3 Rayon de raccord

Le tombage d'une éprouvette en DP500 à hauteur de bord constante et rayon de raccord de 10 mm a été simulé. Les efforts de tombage expérimentaux sont globalement bien reproduits, avec toutefois une surestimation de 200 N du pic d'effort et de 300 N du palier.

Dans cette configuration, la figure 4.19 montre qu'un défaut d'aspect d'une profondeur de $30\ \mu\text{m}$ et d'une étendue de $20 \times 12\ \text{mm}^2$ se développe au dessus du rayon de raccord. Un autre défaut de profondeur identique mais d'étendue plus importante ($30 \times 35\ \text{mm}^2$) apparaît au dessus du premier.

Le rayon de raccord de 10 mm, associé à la hauteur de bord constante de 4 mm, est ici comparé au rayon de raccord de 4 mm associé à la hauteur de bord réduite de 4 mm (Fig. 4.15(a)). La configuration à rayon de raccord de 4 mm et hauteur de bord constante n'a pas été simulée car elle présente expérimentalement une déchirure. Par rapport au rayon de raccord de 4 mm, la rayon de raccord de 10 mm donne un défaut d'aspect dans la zone du rayon de raccord plus profond ($30\ \mu\text{m}$ contre $15\ \mu\text{m}$) pour une étendue équivalente. Comme observé précédemment dans plusieurs autres configurations, un défaut d'aspect supplémentaire apparaît au dessus du précédent, il a la même profondeur mais une étendue plus importante ($30 \times 35\ \text{mm}^2$).

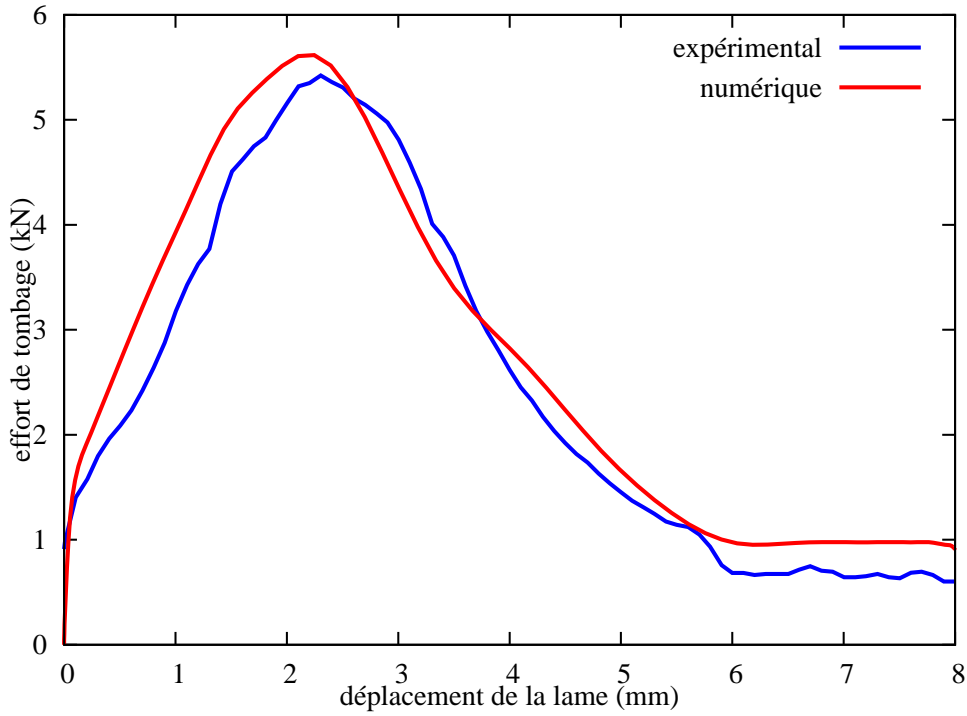


FIG. 4.18 – Comparaison des efforts de tombage expérimentaux et numériques pour un rayon de raccord de 10 mm

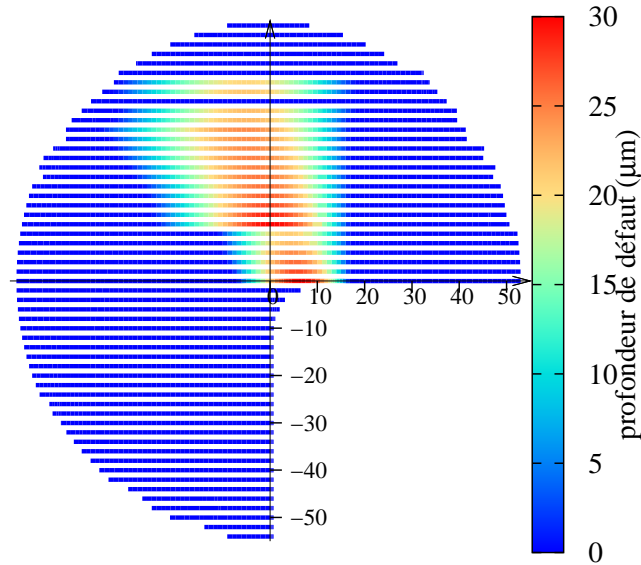


FIG. 4.19 – Défauts d'aspect après retour élastique d'un flan en DP500 à hauteur de bord constante de 4 mm de hauteur de bord avec un rayon de raccord de 10 mm

4.4 Utilisation d'éléments coques

Dans cette étude, les éléments volumiques ont été choisis comme référence. Cependant, les éléments coques sont majoritairement utilisés dans l'industrie de la mise en forme des tôles minces à cause de leur coût de calcul moindre. Le tableau 4.1 recense les temps de calcul de la simulation de tombage du même flan avec des éléments coques et volumiques. En utilisant

un seul processeur, le temps de calcul avec les éléments volumiques est quasiment trois fois plus important que celui des éléments coques. Cependant en effectuant les calculs avec deux processeurs, le temps de calcul pour les éléments volumiques tombe à environ deux heures, ce qui a été jugé acceptable.

TAB. 4.1 – Temps de calcul pour une simulation de tombage d'un flan en DP500 de 3 mm de hauteur de bord sur un PC Linux 64 bits à 4 coeurs de 3,16 GHz avec 12 Mo de cache L2 et 8 Go de mémoire vive

| type d'éléments | temps de calcul | |
|-----------------|-----------------|----------------|
| | mono-processeur | bi-processeurs |
| volumiques | 2h50min | 1h55min |
| coques | 1h05min | 50min |

Les éléments coques à interpolation linéaire et intégration réduite de la bibliothèque Abaqus ont été utilisés avec cinq points d'intégration de Simpson dans l'épaisseur. Le même maillage surfacique que pour les éléments volumique (Fig. 4.1) a été utilisé, combinant à la fois des éléments triangles et quadrangles. Les conditions de retour élastique illustrées sur la figure 4.5 sont reprises.

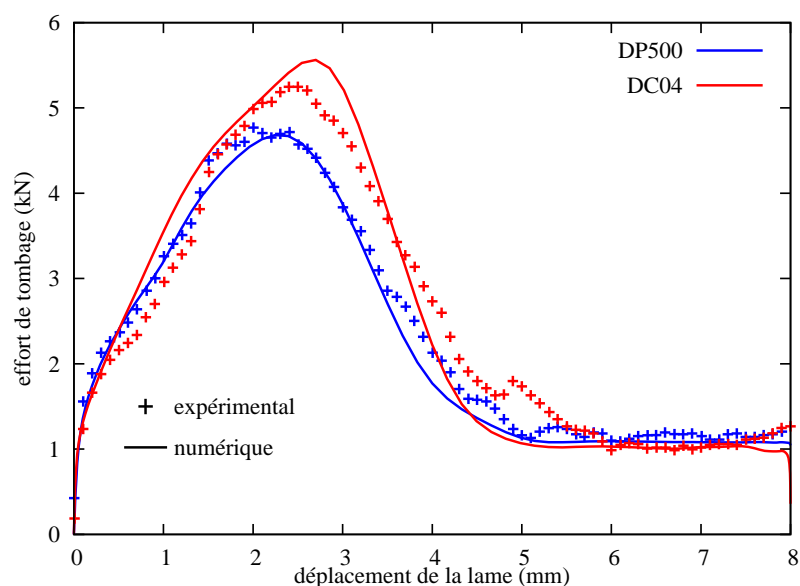


FIG. 4.20 – Effort de tombage en fonction du déplacement de la lame pour le DP500 et le DC04 avec des éléments coques ($f_g = 0,4$ et $f_l = 0,2$)

Le jeu de coefficients de frottement a été ajusté, l'association d'un coefficient de frottement global $f_g = 0,4$ et d'un coefficient de frottement local $f_l = 0,2$ permet de bien reproduire la courbe effort-déplacement expérimentale (Fig. 4.20).

Les déplacements selon la direction normale au plan de la tôle au retour élastique sont représentés sur la figure 4.21. Pour le DP500, la déformée est constituée de deux bosses (hauteur $\approx 40\mu\text{m}$) le long des bords tombés au voisinage du rayon de raccord. Le DC04 a une allure globalement en creux avec un pic de profondeur de $53\mu\text{m}$ dans la zone du rayon de raccord.

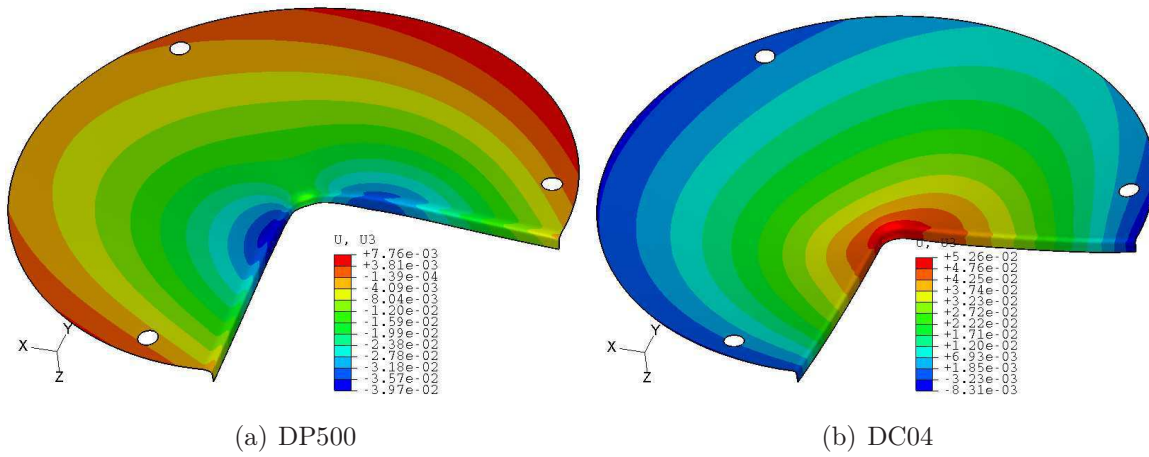


FIG. 4.21 – Déplacement selon \bar{z} (mm) en fin de retour élastique des flans maillés avec des éléments coques de 3 mm de hauteur de bord (déformée selon \bar{z} amplifiée 100 fois)

Ces déformées donnent des défauts d'aspect qui sont représentés sur la figure 4.22. Pour le DP500 un défaut d'une profondeur de $3 \mu\text{m}$ pour une étendue de $10 \times 5 \text{ mm}^2$ apparaît dans la zone du rayon de raccord. Pour le DC04, le défaut d'aspect prédit est localisé au dessus du montant supérieur et a une profondeur de $18 \mu\text{m}$ pour une étendue de $40 \times 10 \text{ mm}^2$.

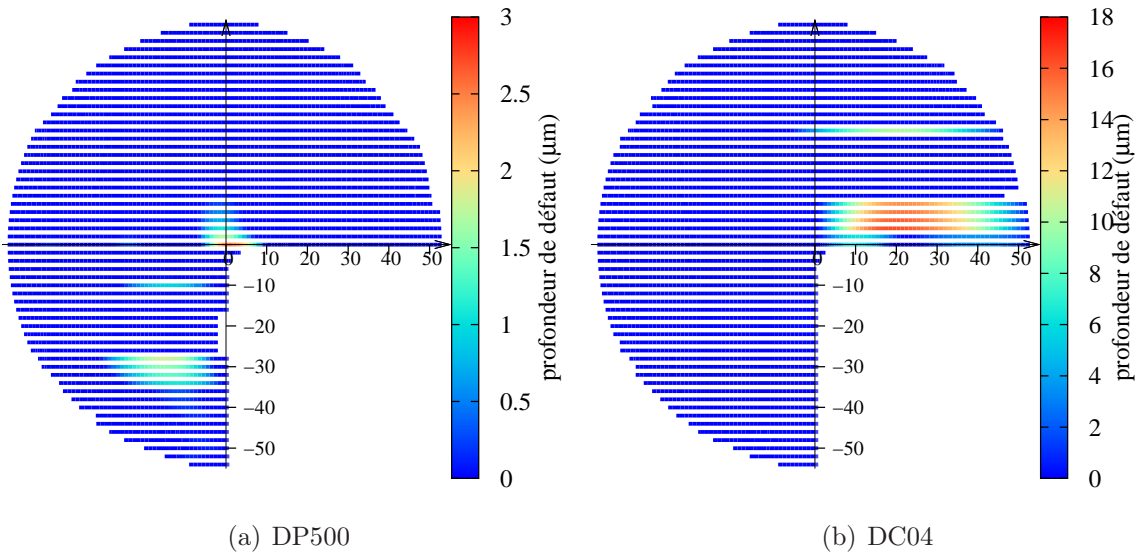


FIG. 4.22 – Défauts d'aspect après retour élastique des flans de 3 mm de hauteur de bord en éléments coques

Par rapport aux défauts d'aspect obtenus avec les éléments volumiques (Fig. 4.7), la profondeur du défaut d'aspect du DP500 est passée de $14 \mu\text{m}$ à $3 \mu\text{m}$ pour une étendue réduite, et le défaut d'aspect du DC04 a une profondeur équivalente ($18 \mu\text{m}$) mais une localisation au dessus du montant horizontal et non plus au dessus du rayon de raccord.

L'analyse des contraintes σ_{22} et des déformations ε_{22} dans l'épaisseur du flan en DP500 permet d'expliquer la différence de résultat avec les éléments solides. La figure 4.23(a) montre que entre le tombage et le retour élastique les contraintes sur les deux surfaces augmentent en valeurs absolue. En fin de retour élastique, la face supérieure est en compression à 38 MPa et

la face inférieure est en traction à 8 MPa. Cet état de contrainte entraîne des déformations en compression de -0,017 % sur la face supérieure et de 0,0025 % sur la face inférieure (Fig. 4.23(b)). L'association d'une compression sur la face supérieure et d'une expansion sur la face inférieure conduit à la création d'un creux, mais le $\Delta\varepsilon_{22}$ n'étant ici que d'environ 0,02 % (0,06 % pour les éléments volumiques), ce creux est nettement moins prononcé qu'avec les éléments volumiques.

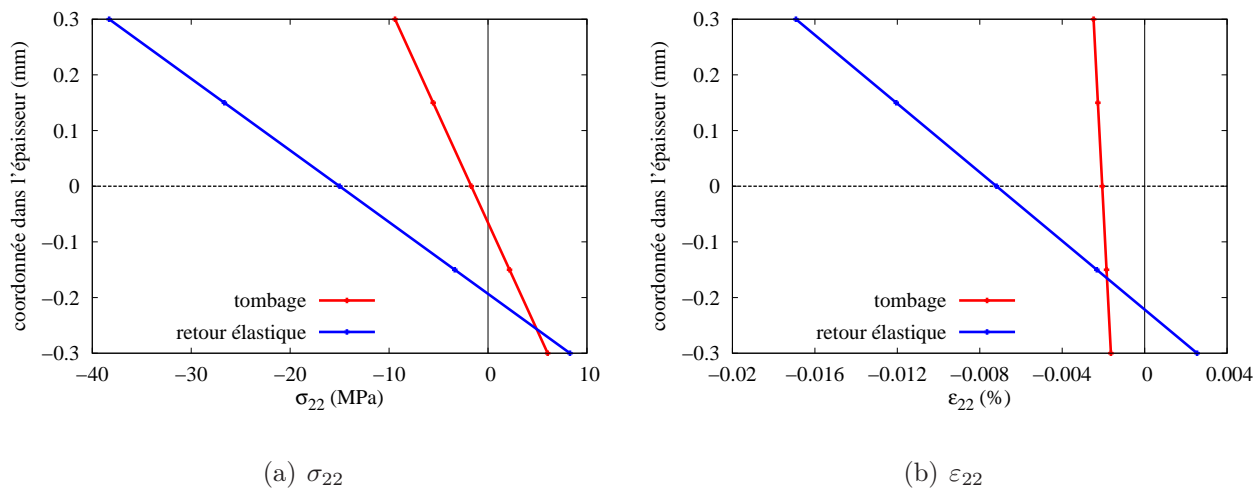


FIG. 4.23 – Contrainte σ_{22} et déformation ε_{22} dans l'épaisseur du flan en éléments coques au niveau du nœud 723 de la figure 4.8

4.5 Bilan des défauts d'aspect

TAB. 4.2 – Synthèse des caractéristiques des défauts d'aspect sur DC04

| DC04 | | | NUMERIQUE | | | EXPERIMENTAL | | |
|---|---------|-------------------------------------|----------------------------|------------------------------|--------------|----------------------------|------------------------------|--------------|
| | | | prof. (μm) | étendue (mm^2) | localisation | prof. (μm) | étendue (mm^2) | localisation |
| paramètres | N_c | T_e | sensibilité au maillage | | | | | |
| hauteur $h3$ $R_{tombage}$ 0,5 mm $R_{raccord}$ 4 mm R_{lame} 2 mm | 3 | 1 | 14 | 15×15 | coin | 10 | 17×18 | coin |
| | 6 | 0,5 | 18 | 15×15 | coin | | | |
| | | 1 | 18 | 15×15 | coin | | | |
| | | 2 | 16 | 15×15 | coin | | | |
| | 9 | 1 | 16 | 15×15 | coin | | | |
| elts coques | 5 | 1 | 18 | 40×10 | montant | | | |
| paramètres | hauteur | influence des paramètres du procédé | | | | | | |
| hauteur | $h4$ | 18 | 15×15 | coin | 10 | 17×18 | coin | |

N_c : nombre de couches d'éléments (ou de points d'intégration) dans l'épaisseur

T_e : taille des éléments sur la surface non tombée de l'éprouvette

Les tableaux 4.2 et 4.3 représentent les caractéristiques de la géométrie et de la position des défauts d'aspect pour toutes les configuration simulées.

Pour le DC04, la profondeur du défaut est surestimée alors que l'étendue est correctement approximée, sauf avec les éléments coques qui donnent une localisation de défaut erronée.

Pour le DP500, la profondeur et l'étendue du défaut d'aspect est sous-estimée, cependant sa localisation est correctement prédite. L'influence des paramètres du procédé est en bonne corrélation avec les résultats expérimentaux : la hauteur de bord a une influence faible alors que les rayons de raccord et de tombage, quand ils augmentent, font augmenter la profondeur du défaut.

TAB. 4.3 – Synthèse des caractéristiques des défauts d'aspect sur DP500

| DP500 | | | NUMERIQUE | | | EXPERIMENTAL | | |
|---|----------|-------------------------------------|----------------------------|------------------------------|--------------|----------------------------|------------------------------|--------------|
| | | | prof. (μm) | étendue (mm^2) | localisation | prof. (μm) | étendue (mm^2) | localisation |
| paramètres | N_c | T_e | sensibilité au maillage | | | | | |
| hauteur h_{3r} $R_{tombage}$ 0,5 mm $R_{raccord}$ 4 mm R_{lame} 2 mm | 3 | 1 | 10 | 15×15 | coin | 20 | 20×25 | coin |
| | 6 | 0,5 | 14 | 15×15 | coin | | | |
| | | 1 | 14 | 15×15 | coin | | | |
| | | 2 | 10 | 15×15 | coin | | | |
| | 9 | 1 | 12 | 15×15 | coin | | | |
| elts coques | 5 | 1 | 3 | 10×5 | coin | | | |
| paramètres | hauteur | influence des paramètres du procédé | | | | | | |
| hauteur | h_{4r} | 16 | 15×15 | coin | 25 | 20×25 | coin | |
| | h_{5r} | 20 | 20×15 | coin | 25 | 20×25 | coin | |
| $R_{raccord}$ 10 mm | h_4 | 30 | 15×15 | coin | 60 | 30×35 | coin | |
| R_t 2 mm | h_{3r} | 50 | 20×15 | coin | 40 | 35×33 | coin | |
| | h_{5r} | 50 | 20×15 | coin | 40 | 35×33 | coin | |

N_c : nombre de couches d'éléments (ou de points d'intégration) dans l'épaisseur

T_e : taille des éléments sur la surface non tombée de l'éprouvette

4.6 Conclusions

Dans ce chapitre, un procédé de tombage a été simulé dans le but de reproduire des défauts d'aspect mesurés expérimentalement.

Le comportement du flan est modélisé avec une loi élasto-plastique à critère de plasticité anisotrope et écrouissage isotrope. Le flan est maillé avec six couches d'éléments volumiques dans l'épaisseur, la taille des éléments sur la zone non-tombée est de 1 mm. Les contacts sont modélisés par une loi de Coulomb en utilisant deux coefficients de frottement distincts permettant de reproduire les efforts de tombage expérimentaux. Les étapes simulées sont le tombage avec un solveur explicite, et le retour élastique du flan avec un solveur implicite. Les défauts d'aspect prédits reproduisent bien la localisation expérimentale, mais la prédiction de leur profondeur n'est pas fiable. La cause d'apparition des défauts d'aspect semble être la diminution en valeur

absolue des contraintes de compression transverses à la direction de laminage sur la surface intérieure pendant le retour élastique.

La sensibilité au maillage a été étudiée en faisant varier la taille des éléments sur la zone non-tombée et le nombre d'éléments dans l'épaisseur. L'augmentation de la taille des éléments et la réduction du nombre d'éléments dans l'épaisseur conduisent à des prédictions qui s'éloignent des mesures expérimentales. Quant-à la tendance inverse de diminuer la taille des éléments et d'augmenter le nombre d'éléments dans l'épaisseur, elle ne permet pas d'obtenir de meilleures prédictions.

L'étude numérique de l'influence des paramètres du procédé conclut que la hauteur de bord n'a pas d'influence sur le défaut d'aspect et qu'une augmentation du rayon de raccord ou du rayon de tombage entraîne une augmentation de la profondeur du défaut.

La configuration de référence a été simulée avec des éléments coques, ce type d'éléments ne permet pas de prédire la localisation spatiale du défaut que pour le DP500 et ne reproduit ni la profondeur, ni l'étendue des défauts d'aspect mesurés expérimentalement.

Chapitre 5

Etude de défauts d'aspect industriels

Dans le cadre du lot 5 du projet EMOA, les méthodes de détection et caractérisation des défauts d'aspect obtenus avec des dispositifs de laboratoire sont appliquées à des cas industriels afin de les valider sur des géométries complexes. Les défauts d'aspect étudiés ont été préalablement démerités avec les techniques actuelles. Le second objectif est de tester si les préconisations en matière de simulation numérique permettent de prédire les défauts d'aspect avec fiabilité.

Deux géométries sont traitées dans ce chapitre : un coin de cadre de porte, qui a été une inspiration pour la conception du dispositif de tombage, et le voisinage d'une poignée de porte, géométrie dont les défauts sont les plus étudiés dans la littérature (cf. chapitre 1).

5.1 Coin de cadre

Le coin de cadre étudié est celui d'une porte avant du projet A51 (Citroën C3) (Fig. 5.1(a)) réalisée dans une tôle d'acier E180BH d'épaisseur 0,67 mm.

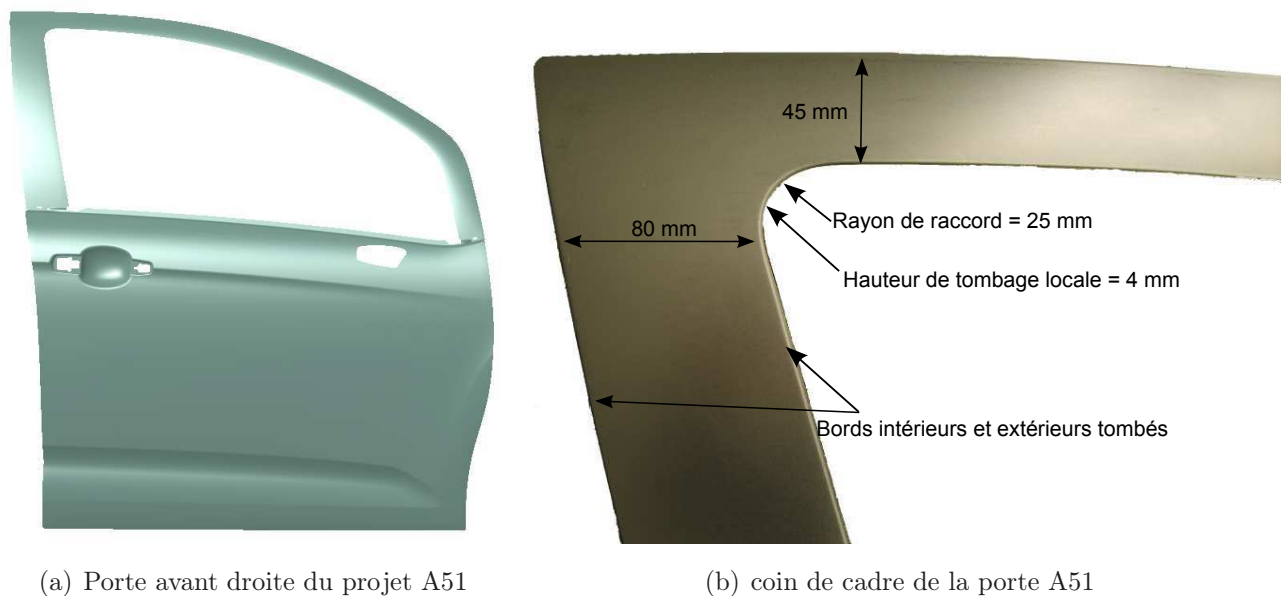


FIG. 5.1 – Caractéristiques de la digitalisation numérique du coin de cadre A51

Les dimensions caractéristiques du coin de cadre sont données sur la figure 5.1(b), la largeur

du montant vertical est de 80 mm, celle du montant vertical est de 45 mm, le rayon de raccord est de 25 mm et la hauteur de tombage dans la zone du rayon de raccord est de 4 mm.

5.1.1 Observations

Des observations ont été effectuées sur le site de mise au point des outillages de presse. Un défaut d'aspect en coin de cadre a été mis en évidence à l'étape de tombage des bords par trois méthodes différentes.

La première méthode est applicable au pied de la machine. Elle consiste à poser un réglet supposé rectiligne sur la surface de la pièce (Fig. 5.2) et à chercher les zones où la lumière passe sous le réglet, ce qui correspond à un creux. Ici on observe un creux qui fait toute la longueur du réglet, soit environ 21 cm.



FIG. 5.2 – Visualisation du défaut d'aspect sur le coin de cadre A51 avec un réglet

La seconde méthode a été présentée dans le chapitre 1, il s'agit du pierrage. Sur la figure 5.3, on observe qu'une grande partie de la surface du montant horizontal au dessus du rayon de raccord n'a pas été poncée, donc présente un creux.

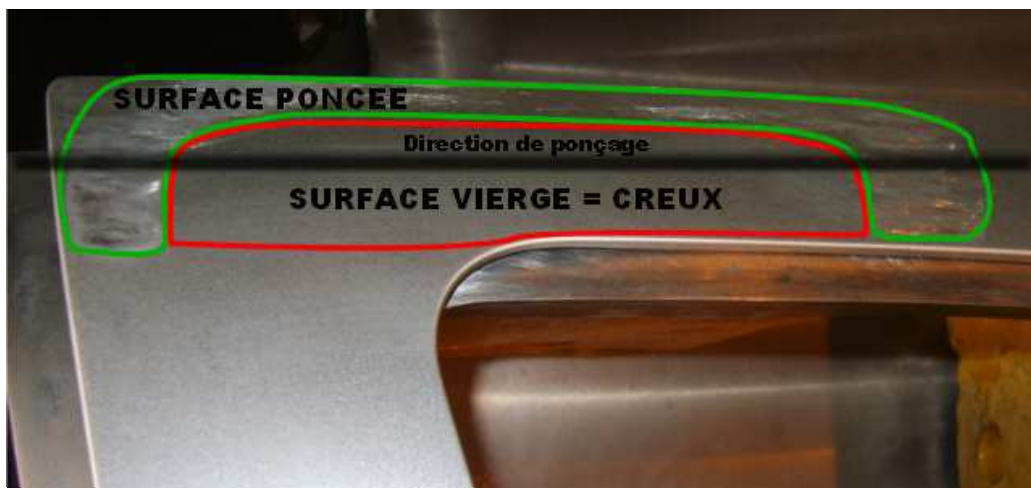


FIG. 5.3 – Visualisation du défaut d'aspect sur le coin de cadre A51 par pierrage

Enfin la visualisation dans une chambre à néons (Fig. 5.4) met en valeur une irrégularité de réflexion au dessus du rayon de raccord.

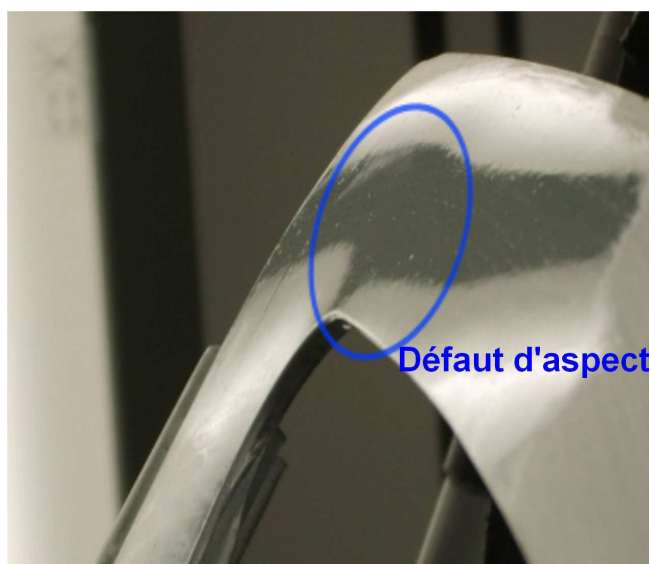


FIG. 5.4 – Visualisation du défaut d’aspect sur le coin de cadre A51 dans une chambre à néons

Ces techniques d’observation sont qualitatives, elles ont permis aux techniciens démeriteurs d’attribuer une criticité de 5 points au défaut d’aspect en coin de cadre du projet A51. Cependant elles reposent principalement sur les observations subjectives des techniciens démeriteurs.

Des essais complémentaires ont été effectués pour identifier les paramètres gouvernant l’apparition du défaut d’aspect.

- Le défaut d’aspect apparaît lorsque le flan est retiré de la matrice après tombage. En effet, l’apposition d’un réglet sur la surface du flan tombé, avant qu’il soit retiré de la matrice, n’a laissé apparaître aucun creux.
- Le défaut d’aspect est causé par le tombage du bord intérieur. En effet, le défaut d’aspect a été observé après un tombage du bord intérieur seul, alors qu’il n’est pas détecté après tombage du bord extérieur seul.
- Le défaut d’aspect est causé par le tombage des bords intérieurs au voisinage du rayon de raccord. Un essai de tombage des bords extérieurs et intérieurs en enlevant la lame de la zone du rayon de raccord n’a pas donné de défaut d’aspect.
- Le défaut d’aspect n’est pas sensible à la hauteur de bord. La hauteur de bord a été portée de 4 à 2 mm dans la zone du rayon de raccord, le défaut d’aspect apparaît toujours avec la même criticité.

Ces constatations ont permis de concevoir un dispositif simplifié de tombage des bords intérieurs sur une éprouvette de dimensions réduites (cf. chapitre 3).

5.1.2 Mesures expérimentales

Dans le cadre du lot 12 du projet EMOA, l’ENS Cachan et PSA Peugeot Citroën travaillent à automatiser le traitement des numérisations d’outils avec le système de digitalisation optique ATOS, commercialisé par GOM mbH [41]. La surface du coin de cadre a été numérisée avec ce

moyen. La figure 5.5(a) montre l'étendue de la zone digitalisée, elle couvre 350 mm le long du montant horizontal et 180 mm le long du montant vertical. Le bruit du signal a été estimé en disposant deux droites enveloppes sur un profil plat (Fig. 5.5(b)), il est d'environ 0,1 mm sur une longueur de 30 mm. Les défauts d'aspect étant réputés avoir une profondeur de quelques dizaines de micromètres, cette valeur de bruit paraît trop importante. Cependant l'importance du jour entre le régleet et la tôle sur la figure 5.2 donne à penser que le défaut aura ici une profondeur de quelques dixièmes de millimètre.

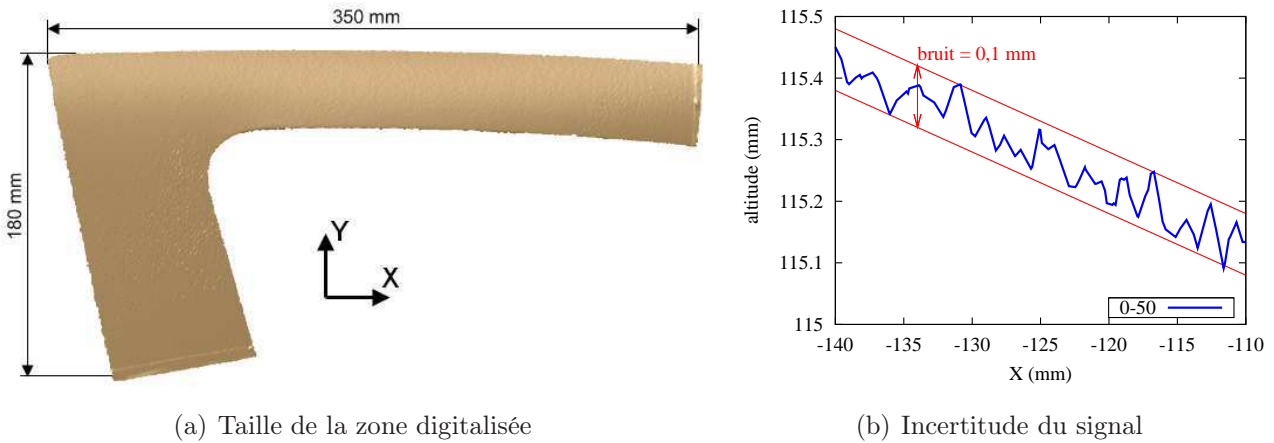


FIG. 5.5 – Caractéristiques de la digitalisation numérique du coin de cadre A51

Dans un premier temps, la surface digitalisée a été traitée par la méthode de profondeur de profils. Les profils exploités apparaissent sur la figure 5.6, ils sont désignés par leur orientation et par leur éloignement de l'origine. Par exemple, le profil 0-50 utilisé sur la figure 5.5(b) est orienté à 0° de la direction horizontale et est éloigné de 50 mm de l'origine.

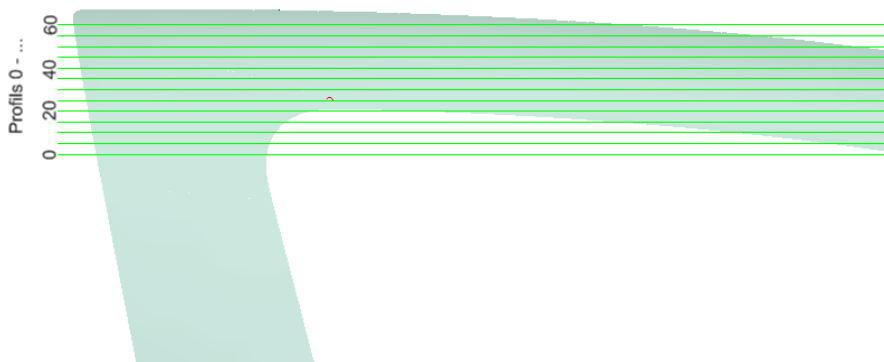


FIG. 5.6 – Plans servant au tracé des profils à 0°

Cette méthode donne au défaut d'aspect une profondeur maximale de 0,4 mm, une longueur de 160 mm et une largeur de 25 mm (le creux apparaît entre les profils 0-25 et 0-50) (Fig. 5.7). Le profil 0-25 est celui qui présente la plus grande profondeur de défaut, ce profil digitalisé est comparé à celui issu de la définition numérique de la porte (Fig. 5.8). On remarque que le profil numérique comporte un galbe important au niveau du creux mesuré. Si le profil digitalisé est comparé au profil numérique, la profondeur du creux passe à 0,7 mm pour une étendue

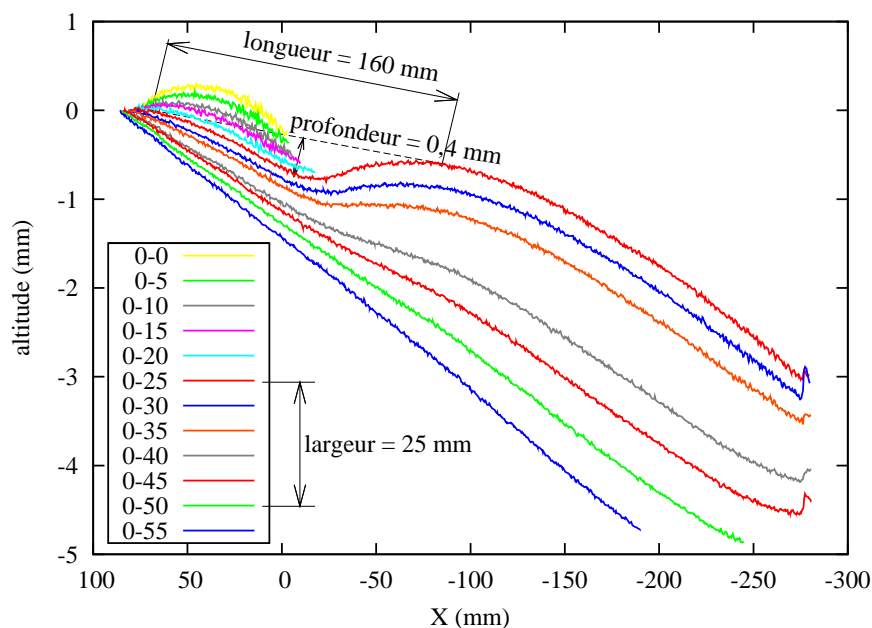


FIG. 5.7 – Coordonnées des profils à 0°

équivalente. Ce type d'exploitation implique de recalcr les deux surfaces entre-elles avant de pouvoir les comparer, il est donc difficile à mettre en œuvre. Une solution serait de définir un repère de digitalisation identique au repère de la définition numérique. Cependant, la tôle a subi un retour élastique avant d'être digitalisée, les déplacements induits pouvant être de plusieurs millimètres, le recalage de la surface digitalisée sur la définition numérique est impossible sur l'ensemble de la porte. Une telle approche n'est donc pas envisageable au niveau industriel, puisqu'elle impliquerait un recalage par zones des surfaces qui, en plus de son manque de fiabilité, aurait un coût élevé.

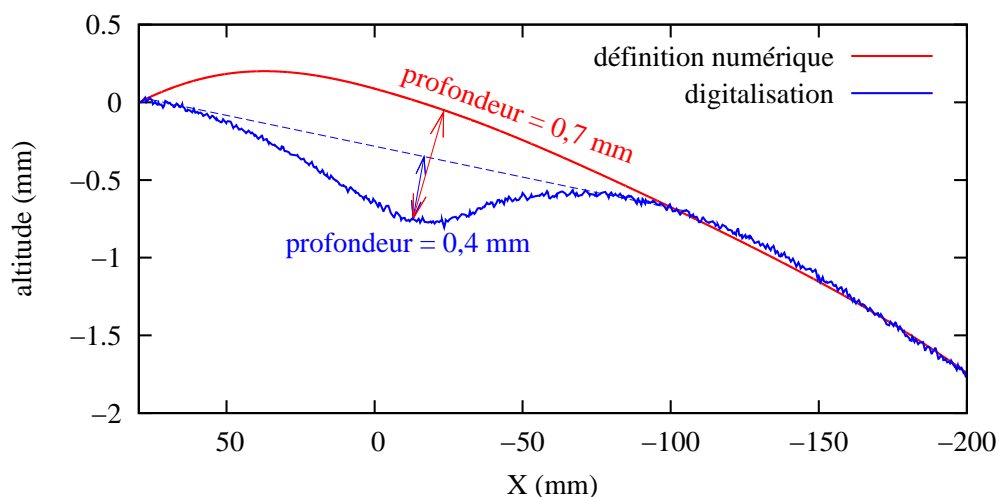


FIG. 5.8 – Profils 0-25 issus de la définition numérique et de la digitalisation du coin de cadre

La figure 5.9 montre le résultat d'une analyse de type mesure de profondeur à partir de sections avec le logiciel CAO Catia [42], qui permet de tracer des profils sur une surface et de positionner

des lignes droites dessus. La distance entre la ligne droite et le profil de la surface est ensuite calculée et représentée sous forme de vecteurs sur lesquels un facteur d'échelle est appliqué, conformément à une méthode utilisée en interne chez PSA Peugeot Citroën. Les résultats de cette technique dépendent grandement du placement des extrémités des lignes droites par l'utilisateur. La figure 5.9 utilise le nuage de points de la digitalisation, on retrouve donc la profondeur de défaut de 0,4 mm.

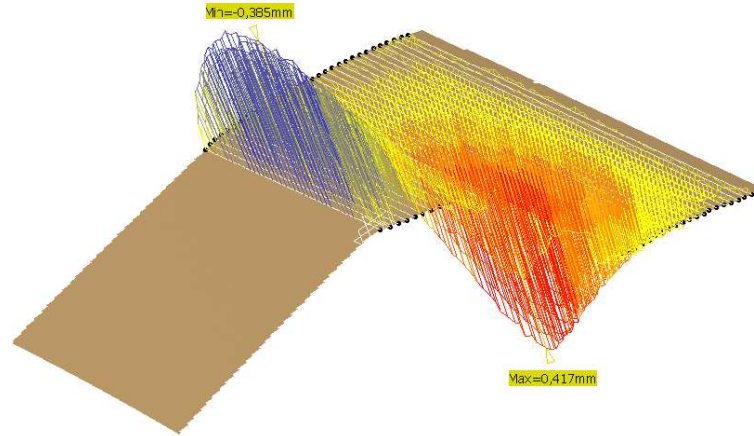


FIG. 5.9 – Distance entre les profils tracés sur la surface et des lignes droites tendues aux extrémités sur le coin de cadre A51 digitalisé

La figure 5.10 illustre les profondeurs de défauts obtenues par la méthode de courbure de profils avec une distance entre les points de passage des splines d_{pp} de 30 mm. On distingue un défaut d'une profondeur de 160 μm au dessus du rayon de raccord, son étendue est de $50 \times 30 \text{ mm}^2$. Les profondeurs et longueurs calculées par cette méthode sont environ deux fois plus faibles que celles obtenues par la méthode de profondeur de profils. Par contre, la largeur est similaire, ce qui traduit une bonne correspondance entre les méthodes sur ce défaut d'aspect (cf. section 3.2.3).

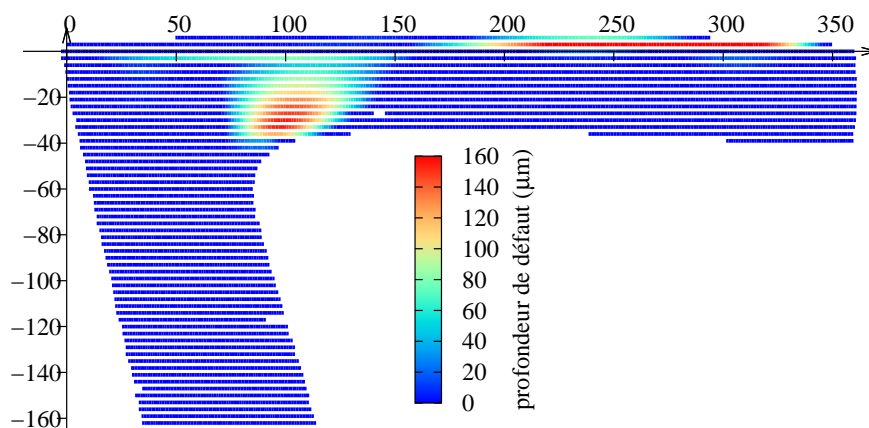


FIG. 5.10 – Profondeurs de défauts par la méthode de courbure de profils ($d_{pp} = 30 \text{ mm}$) sur le coin de cadre A51 digitalisé

5.1.3 Simulations numériques

La porte avant du projet A51 a une géométrie complexe avec des galbes irréguliers. Avec le code éléments finis généraliste Abaqus, ce type de géométrie pose des problèmes de maillage. Les simulations éléments finis ont donc été effectuées avec le code métier PamStamp2G de ESI Group [43] utilisé par PSA Peugeot Citroën. Seules les étapes de tombage et de retour élastique ont été exploitées dans cette étude, cependant l'état initial de la tôle est obtenu en simulant les étapes préalables de mise en forme et de découpe.

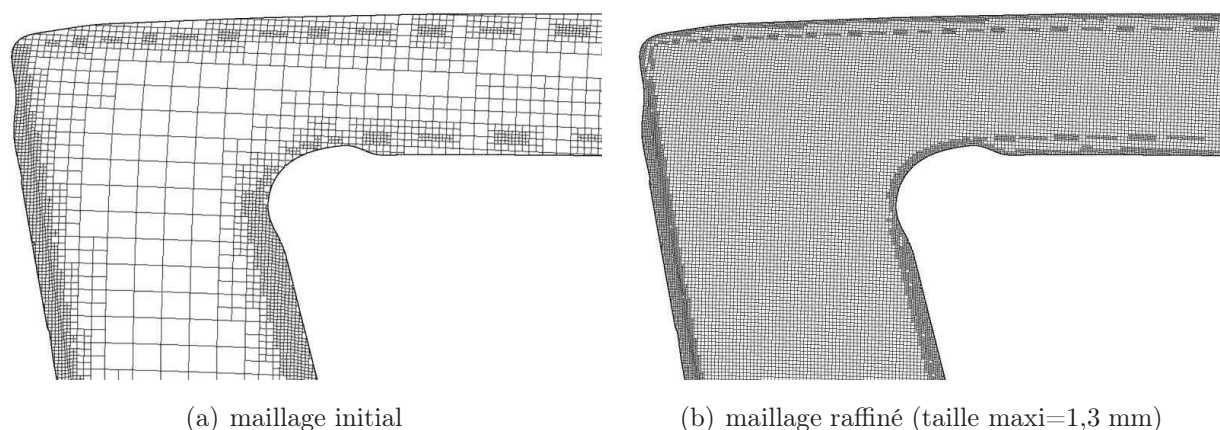


FIG. 5.11 – Maillages du coin de cadre du projet A51

Le maillage initial du coin de cadre apparaît sur la figure 5.11(a), la taille maximale des éléments est de 10 mm. Ce maillage n'étant pas assez fin pour reproduire le défaut d'aspect, plusieurs raffinements ont été testés jusqu'à avoir une taille d'éléments maximale de 1,3 mm dans la zone du coin de cadre (Fig. 5.11(b)).

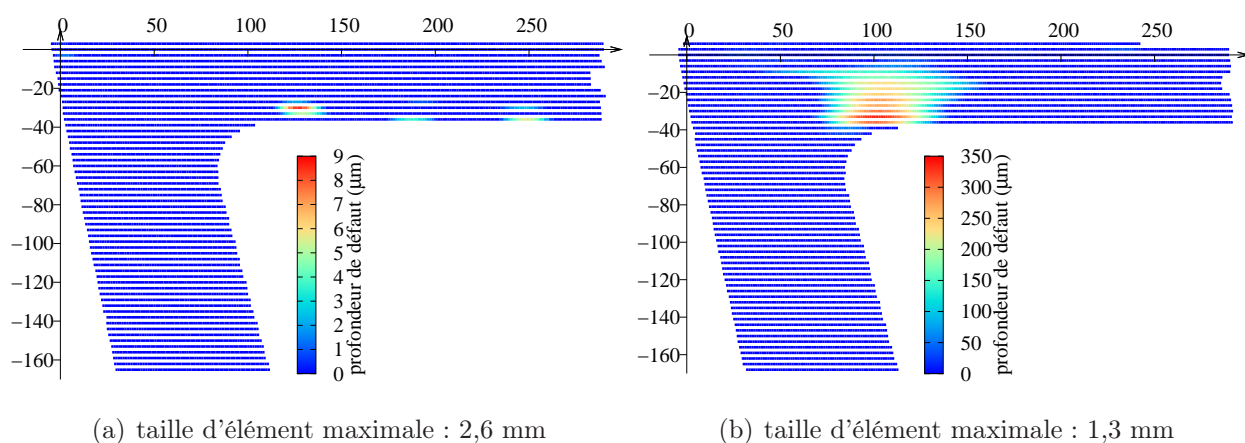


FIG. 5.12 – Profondeurs de défaut ($d_{pp} = 30$ mm) après retour élastique du coin de cadre A51

La figure 5.12 montre les profondeurs de défaut obtenues par la méthode de courbure de profils avec $d_{pp} = 30$ mm sur le coin de cadre A51 après retour élastique pour deux niveaux de raffinement. Avec une taille d'éléments de 2,6 mm, la simulation prédit un défaut d'aspect d'une profondeur de $9 \mu\text{m}$ et d'une étendue de $15 \times 5 \text{ mm}^2$ au dessus de l'extrémité gauche du montant horizontal. Avec la taille d'éléments de 1,3 mm, le défaut d'aspect prédit a une

profondeur de $350\ \mu\text{m}$ et une étendue de $50 \times 30\ \text{mm}^2$ au dessus du rayon de raccord. L'étendue estimée avec le maillage le plus fin reproduit celle du défaut d'aspect digitalisé (Fig. 5.10), cependant la profondeur du défaut est surestimée ($350\ \mu\text{m}$ contre $160\ \mu\text{m}$).

5.2 Poignée de porte

Les défauts d'aspect autour d'une poignée de porte arrière du projet T87 (Peugeot 5008) ont été étudiés avant et après un plan d'action destiné à les éliminer. Cette poignée a été démeritée avant plan d'action par les méthodes traditionnelles. Les zones d'apparition des défauts d'aspect et leurs dénominations sont représentées sur la figure 5.13(a). Tous les défauts sont cotés à cinq points, ce qui correspond à des défauts d'aspect gênants, généralement jugés visibles par le client et entraînant la retouche de la pièce [1].

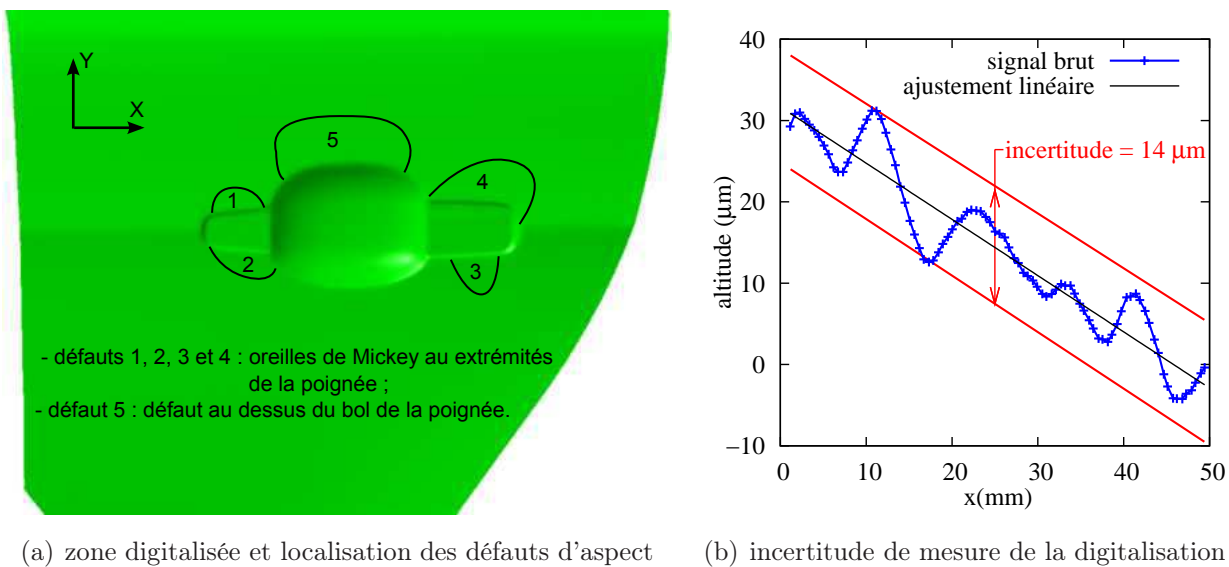


FIG. 5.13 – Poignée de porte du projet T87

La surface de la poignée de porte avant plan d'action a été digitalisée, l'incertitude de mesure a été estimée à $14\ \mu\text{m}$ sur une longueur de $50\ \text{mm}$ (Fig. 5.13(b)), ce qui est jugé suffisant pour la détection de défauts d'aspect de quelques dizaines de micromètres de profondeur sur des étendues de quelques dizaines de millimètres. Le nuage de points obtenu a été traité par la méthode de courbure de profils afin de tester sa capacité à détecter les défauts d'aspect sur une géométrie complexe. Un des paramètres clé de cette méthode est la distance entre les points de passage d_{pp} des splines. En effet, si cette distance est trop faible, le bruit du signal ne sera pas filtré, et si cette distance est trop élevée la géométrie ne sera pas fidèlement reproduite.

La figure 5.14 représente les profondeurs de défaut d'aspect obtenues avec différentes distances entre les points de passage. L'échelle des isovaleurs est comprise entre 0 et $30\ \mu\text{m}$, ce qui permet de détecter les défauts d'aspect dont la profondeur est supérieure à $10\ \mu\text{m}$. L'algorithme utilisé crée un point de passage automatiquement si l'angle évolue de plus de 1° depuis le point de passage précédent. Cela permet de bien reproduire la géométrie lors de changements brusques comme au niveau du bol de la poignée de porte, c'est pourquoi cette zone apparaît en rouge

quelle que soit la valeur de d_{pp} . La zone en rouge dans la partie inférieure droite correspond à un galbe de style, elle n'est pas à prendre en compte comme défaut d'aspect.

Sur la figure 5.14(a), la distance entre les points de passage de 10 mm ne lisse pas suffisamment le signal, et sur la figure 5.14(d) cette distance égale à 100 mm ne permet plus de distinguer les principaux défauts d'aspect.

Avec $d_{pp} = 20$ mm (Fig. 5.14(b)), trois défauts d'aspect aux extrémités de la poignée sont détectés, seule l'extrémité supérieure gauche n'en présente pas. La profondeur de ces défauts est de l'ordre de 20 μm . Cependant avec cette valeur de d_{pp} , le défaut d'aspect démerité au dessus du bol de la poignée n'est pas reproduit, à la place on trouve deux défauts. Il faut augmenter la valeur de d_{pp} jusqu'à 60 mm pour bien reproduire l'étendue du défaut d'aspect au dessus du bol (Fig. 5.14(c)), ce qui fait aussi apparaître un défaut non démerité en dessous du bol de la poignée.

Il est donc nécessaire d'adapter la distance entre les points de passage en fonction de l'étendue du défaut recherché. Une distance d_{pp} égale à la longueur d'un défaut selon la direction des profils permet de bien reproduire l'étendue de ce défaut. Cependant cet ajustement est propre à la technique utilisée, qui reste artisanale. Avec une technique de lissage optimisée, cet ajustement ne serait pas nécessaire.

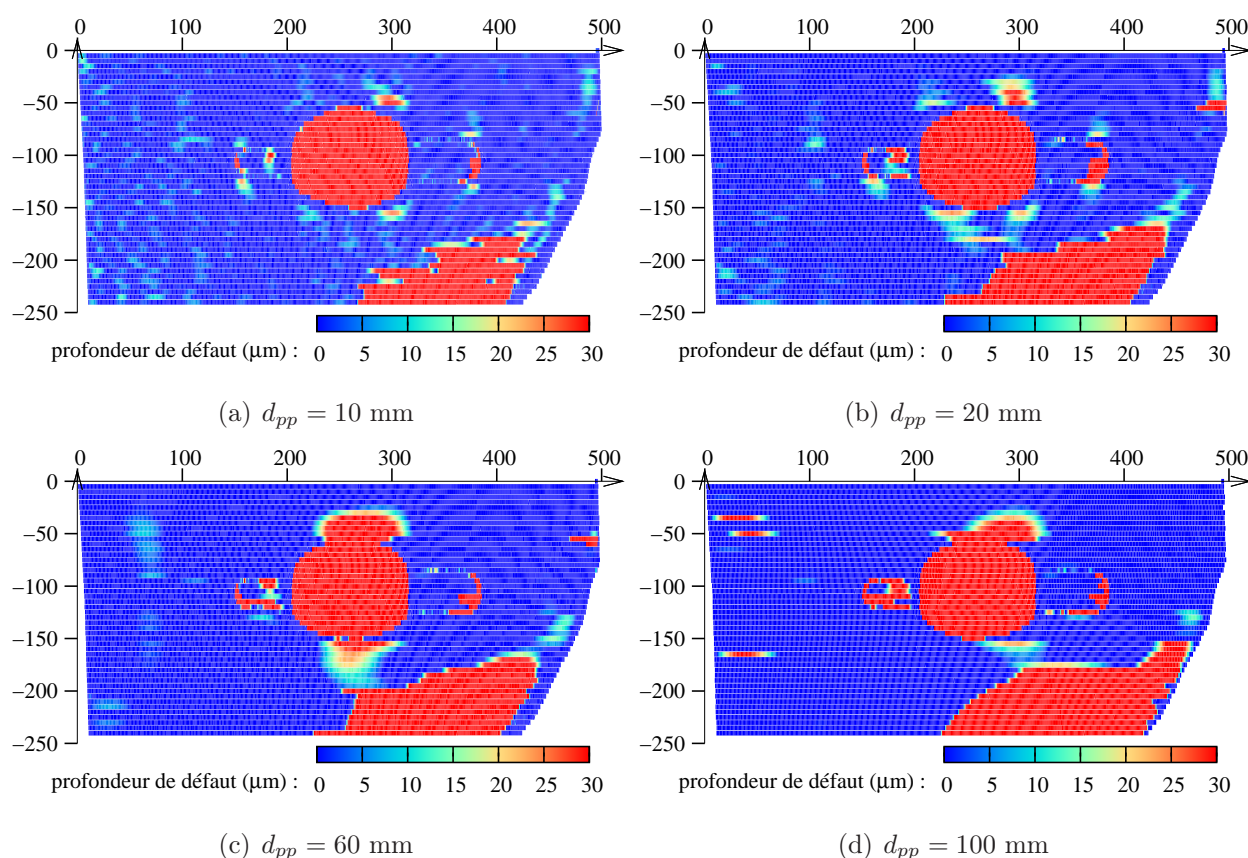


FIG. 5.14 – Profondeurs de défauts par la méthode de courbure de profils sur le coin de porte A51 digitalisé avant plan d'action

La figure 5.15 représente les profondeurs de défaut d'aspect sur la poignée de porte après plan d'action. Les détails du plan d'action ne sont pas connus, cependant on peut observer l'évolution

des défauts d'aspect entre les deux états.

Avec $d_{pp} = 20$ mm (Fig. 5.15(a)) on remarque que quatre défauts apparaissent aux extrémités de la poignée contre trois auparavant. Cependant, à l'exception du défaut à l'extrémité supérieure droite, ils ont une étendue moins importante et leur profondeur passe de 20 à environ $10 \mu\text{m}$. On remarque aussi la présence d'un défaut d'aspect en ligne de creux au niveau de l'extrémité droite de la surface digitalisée. Ce type de défaut se développe lors de l'opération de sertissage [44] indiquant que la surface a probablement été digitalisée après cette opération, et que la méthode de courbure de profils est capable de détecter ce type de défaut.

Avec d_{pp} fixé à 60 mm (Fig. 5.15(b)) on remarque que le défaut d'aspect au dessus du bol a nettement diminué en profondeur et en étendue, mais que le défaut en dessous du bol n'a pas évolué.

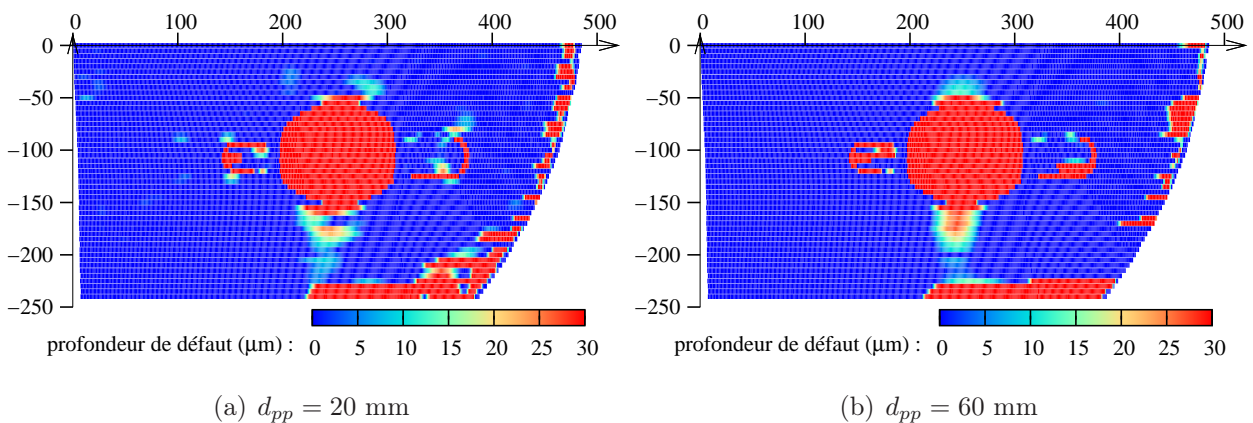


FIG. 5.15 – Profondeurs de défauts par la méthode de courbure de profils sur le coin de porte A51 digitalisé après plan d'action

5.3 Conclusions

Sur la porte avant du projet A51, les défauts d'aspect ont été observés sur le site de production par différentes méthodes afin de mieux appréhender leur perception et les techniques actuellement utilisées pour les démeriter. La surface du coin de cadre a été digitalisée et les dimensions du défaut d'aspect ont été obtenues en traçant des profils. L'étendue du défaut est de $160 \times 25 \text{ mm}^2$ et sa profondeur de 0,4 mm par rapport à une ligne droite et de 0,7 mm par rapport à la surface de définition. Exploitée par la méthode de courbure de profils, cette digitalisation donne un défaut d'aspect d'une profondeur de $160 \mu\text{m}$ et de $50 \times 30 \text{ mm}^2$ d'étendue. Des simulations numériques ont été effectuées avec le code éléments finis PamStamp2G en récupérant la mise en donnée industrielle. Le maillage initial ne permettant pas de reproduire le défaut d'aspect en coin de cadre, il a été localement raffiné jusqu'à atteindre une taille d'éléments de 1,3 mm. Le défaut d'aspect ainsi obtenu a une étendue similaire à la valeur expérimentale, mais une profondeur de $350 \mu\text{m}$.

La poignée de porte du projet T87 a fait l'objet d'une étude expérimentale, ses défauts d'aspect ont été démerités et sa surface a été digitalisée à deux étapes de la mise au point des outils de presse. L'exploitation par la méthode de courbure de profils montre que la distance entre les points de passage des splines d_{pp} en est un paramètre clé. Les défauts en oreilles de Mickey de faible étendue sont détectés avec $d_{pp} = 20$ mm, alors que le défaut au dessus du bol d'étendue plus importante est détecté avec $d_{pp} = 60$ mm. Après plan d'action, on s'aperçoit que la plupart des défauts ont vu leurs profondeurs et leurs étendues réduites, à l'exception du défaut sous le bol de la poignée qui n'a pas été détecté par démerite.

L'étude des cas industriels mis à disposition par PSA Peugeot-Citroën a été l'un des aspects les plus importants de cette thèse. Elle a été une base de résultats initiaux avec l'étude du coin de cadre A51 qui a donné les fondements de la conception du dispositif de tombage. Elle a aussi été une base de validation pour la méthode de courbure de sections qui, appliquée sur une géométrie complexe telle que la poignée de porte T87, a montré une bonne adaptabilité aux cas industriels.

Conclusions et perspectives

Les travaux de cette thèse sont inscrits dans le projet EMOA, qui associe des intérêts de recherche universitaire à des intérêts de production industrielle. Les points de départ de cette étude sur les défauts d'aspect des ouvrants automobile sont les méthodes actuellement utilisées industriellement pour les éliminer, et les pistes d'amélioration proposées dans la littérature. L'objectif de cette thèse est de reproduire, à une échelle de laboratoire, un défaut d'aspect afin d'étudier l'influence des paramètres du procédé sur son apparition et ses dimensions. Cela nécessite de caractériser les défauts d'aspect afin de permettre les comparaisons entre différentes configurations.

Les techniques utilisées pour localiser et caractériser les défauts d'aspect sont actuellement fondées sur des observations menant à l'attribution d'une note de criticité. Seul l'aspect qualitatif des défauts d'aspect est caractérisé, ce qui limite leur élimination par modification géométrique des outils. De nombreuses études font appel à un calcul de courbure pour caractériser les défauts d'aspect. En effet, un défaut d'aspect étant généralement caractérisé par un creux sur une surface convexe, la courbure, de par son signe, permet de détecter les zones de défaut. Cependant, seule une étude propose de déterminer une profondeur de défaut à partir des points de courbure nulle. Les autres études se contentent de localiser les zones de défaut, et parfois de les caractériser avec des méthodes empiriques. La prédiction numérique des défauts d'aspect corrèle généralement bien avec les caractérisations expérimentales avec des lois de comportement de type élasto-plastique et écrouissage isotrope, à condition d'utiliser un maillage raffiné par rapport aux simulations classiques. Un critère d'apparition de défauts d'aspect existe, il est fondé sur un critère de flambement appliqué sur un modèle de plaques. La méthode est cependant complexe à utiliser à cause des nombreux paramètres à fixer par l'utilisateur.

Trois tôles d'acier ont été utilisées dans cette étude, un DP500, un DC04 et un E220BH. Des essais mécaniques de traction uniaxiale, cisaillement simple et expansion biaxiale, à température ambiante et dans une gamme de vitesses de déformation quasi-statiques, ont été menés pour caractériser leur comportement. Les paramètres d'une loi de comportement élasto-plastique avec critère de plasticité anisotrope (Hill 1948) et écrouissage isotrope ont été identifiés sur les matériaux DP500 et DC04. Pour les deux matériaux identifiés, une bonne description des niveaux de contrainte en traction, en cisaillement simple et en expansion biaxiale est obtenue. Le critère de Hill 1948 ne permet cependant pas d'obtenir une description satisfaisante de la contrainte d'écoulement et des coefficients d'anisotropie plastique.

L'identification des paramètres matériau de la loi de comportement a été optimisée pour les grandes déformations plastiques, or les défauts d'aspect sont réputés pour être causés par des déformations élastiques [11]. Une perspective d'amélioration serait d'identifier un nouveau jeu de paramètres matériau, optimisés pour les déformations élastiques et les très petites déformations plastiques ($\varepsilon_p < 0,01$). De plus, une prise en compte de l'évolution de la pente à la décharge avec la déformation permettrait d'améliorer la prédiction du retour élastique.

Pour reproduire un défaut d'aspect de type "coin de cadre", un dispositif de tombage a été conçu, sa modularité permet de tester plusieurs configurations. Une bonne reproductibilité des efforts de tombage, après retrait des efforts de frottement à vide, est observée. A cause de leur non-planéité à l'état initial, les éprouvettes sont mesurées avant et après tombage sur une machine à mesurer tridimensionnelle. Le défaut d'aspect produit a une criticité faible, à la limite de l'acceptable sur un produit fini. Deux méthodes ont été utilisées pour caractériser les défauts d'aspect, elles sont fondées sur l'exploitation de profils parallèles. La première méthode consiste à mesurer la profondeur de creux entre les sommets sur chaque profil. Les défauts d'aspect sont ainsi caractérisés par une profondeur et un étalement. La seconde méthode repose sur le même principe de caractérisation que la première, mais les extrémités des défauts sont déterminées automatiquement aux points d'inversion de courbure. Le matériau qui présente la plus grande criticité de défaut d'aspect est le DP500, le DC04 présente la moins grande criticité et le E220BH produit un défaut d'aspect de criticité intermédiaire. L'étude de l'influence de la hauteur de bord et de la vitesse de tombage a montré que ces paramètres n'influent pas sur la criticité du défaut d'aspect. Cependant, une augmentation du rayon de tombage ou du rayon de raccord tend à augmenter la criticité. Enfin, l'utilisation de l'électroérosion plutôt que la découpe laser entraîne une diminution de la criticité du défaut.

La campagne expérimentale a permis d'analyser l'influence de plusieurs paramètres. Cependant, pour se rapprocher des conditions industrielles, des modifications pourraient être apportées au dispositif. L'utilisation d'éprouvettes pré-déformées par bulge-test avec un léger galbe permettrait d'analyser l'influence de la prédéformation plastique du flan et du rayon de galbe sur le défaut d'aspect. De plus, pour les matériaux DC04 et E220BH, l'utilisation d'un jeu matrice-lame supérieur à l'épaisseur de ces matériaux autoriserait une meilleure comparaison avec les résultats numériques.

Le procédé du dispositif de tombage a fait l'objet d'une étude numérique. Le flan est modélisé avec la loi de comportement élasto-plastique précédemment identifiée. Des éléments finis volumiques avec six couches dans l'épaisseur sont utilisés, leur taille dans la zone non-tombée est de 1 mm et de 0,1 mm dans la zone tombée. Les efforts de tombage expérimentaux sont reproduits en utilisant deux coefficients de frottement de Coulomb distincts. Le tombage est simulé avec un solveur explicite, et le retour élastique du flan avec un solveur implicite. Les défauts d'aspect prédits reproduisent bien la localisation expérimentale, mais la prédiction de leur profondeur reste à améliorer. La cause d'apparition des défauts d'aspect a été identifiée comme étant la non-homogénéité de la composante σ_{22} du tenseur des contraintes, qui entraîne

une déformation en creux de la surface après retour élastique. L'augmentation de la taille des éléments conduit à des prédictions qui s'éloignent des mesures expérimentales. Quant à la diminution de la taille des éléments, elle ne permet pas d'obtenir de meilleures prédictions. L'étude numérique de l'influence des paramètres du procédé a montré que la hauteur de bord n'a pas d'influence sur le défaut d'aspect et qu'une augmentation du rayon de raccord ou du rayon de tombage entraîne une augmentation de la profondeur du défaut. Des simulations ont été effectuées avec des éléments coques. Ces éléments ne permettent de prédire la localisation spatiale du défaut que pour le DP500, et ne reproduisent ni la profondeur, ni l'étendue des défauts d'aspect expérimentaux.

Dans le cadre du projet EMOA, deux autres lois de comportement ont été identifiées [45]. La première associe un critère de plasticité anisotrope de Hill 1948 [26] à un écrouissage mixte de Yoshida-Uemori [46], et la seconde utilise le même écrouissage mixte mais un critère de plasticité anisotrope de Bron et Besson 2004 [47]. Ces lois de comportement décrivent mieux les coefficients d'anisotropie plastique et l'effet Bauschinger [35] lors des inversions de chargement. Il serait donc intéressant d'utiliser ces lois de comportement pour simuler le procédé du dispositif de tombage, où à des cas de contre-galbes qui subissent des inversions de chargement.

Des défauts d'aspect ont été observés sur une porte avant du projet PSA Peugeot Citroën A51. Différentes méthodes ont été utilisées afin de mieux appréhender leur perception et les techniques actuelles de démerite. Le défaut d'aspect en coin de cadre a été caractérisé grâce à une mesure de la surface par digitalisation optique. Des simulations numériques ont été effectuées avec le code éléments finis PamStamp2G, en récupérant la mise en donnée industrielle. Le maillage initial ne permettant pas de reproduire le défaut d'aspect en coin de cadre, il a été localement raffiné jusqu'à atteindre une taille d'éléments de 1,3 mm. Le défaut d'aspect ainsi obtenu a une étendue similaire à la valeur expérimentale, mais une profondeur surestimée. La poignée de porte du projet T87 a fait l'objet d'une étude expérimentale, ses défauts d'aspect ont été démerités et sa surface a été digitalisée à deux étapes de la mise au point des outils de presse. L'exploitation par la méthode de courbure de profils montre que la distance entre les points de passage des splines d_{pp} en est un paramètre clé. Les défauts en oreilles de Mickey de faible étendue sont détectés avec un d_{pp} faible, alors que le défaut au dessus du bol d'étendue plus importante est détecté avec un d_{pp} plus important. Après plan d'action, la plupart des défauts ont vu leurs profondeurs et leurs étendues réduites.

L'étude des cas industriels a montré qu'un défaut d'aspect en coin de cadre a été reproduit par simulation numérique en prenant en compte l'histoire de la mise en forme de la tôle. Des études sont en cours entre PSA Peugeot Citroën et ESI Group pour valider les préconisations de maillage sur d'autres pièces industrielles. D'autre part, la méthode de caractérisation de défauts d'aspect par détection des points d'inversion de courbure a montré de bons résultats. Cependant, une optimisation plus poussée du lissage permettrait de supprimer la dépendance des résultats à la distance entre les points de passage des splines.

Les travaux effectués ont montré des résultats prometteurs dans tous les domaines étudiés. La technique de caractérisation des défauts d'aspect utilisée dans cette étude est applicable sur un nuage de points issu de la simulation numérique et les techniques de digitalisation sont actuellement suffisamment précises pour détecter les défauts d'aspect. Il serait maintenant intéressant d'intégrer un traitement automatisé des défauts d'aspect à la conception numérique des outillages de mise en forme et à leur mise au point en atelier.

Bibliographie

- [1] Projet Excellence dans la Maîtrise de l'Ouvrant Automobile Haut de Gamme (EMOA), pôle de compétitivité iDforCAR, juin 2007 - décembre 2010.
- [2] Pôle de compétitivité iDforCAR, www.id4car.org.
- [3] J. GARABED : Synthèse des défauts d'aspect. Rapport technique, PSA Peugeot Citroën DTI, 2007.
- [4] D. ALUZE : *Système de détection et de caractérisation de défauts d'aspect sur des surfaces parfaitement spéculaires et non planes : application au contrôle qualité de produits destinés à l'emballage cosmétique*. Thèse de doctorat, 1998.
- [5] S. BRACHOTTE : *Etude quantitative des défauts d'aspect pour une hiérarchisation et une modélisation des états topographiques des surfaces réfléchissantes*. Thèse de doctorat, 1996.
- [6] J.Y. CHARMEAU, M. TIXIER, D. ROUX, J.M. BARTHEZ, V. DURAND, J.P. GAZONNET, B. MONASSE, L. MATHIEU, L. STOCKMAN, M. VINCENT *et al.* : Défauts d'aspect des pièces moulées par injection : Exemple de l'influence de la surface du moule sur les défauts de vagues. *Matériaux et techniques*, 88:39–43, 2000.
- [7] F. GEORGI : *De la mise en forme à l'adhésion. Application à la mise en peinture de pièces injectées en polypropylène-EPR*. Thèse de doctorat, 1997.
- [8] L. BUSIN, N. VANDENBROUCKE et L. MACAIRE : Contrôle d'aspect par vision linéaire couleur. *Techniques de l'ingénieur*, 7603:1–16.
- [9] C.D. PARK, W.J. CHUNG et B.M. KIM : A numerical and experimental study of surface deflections in automobile exterior panels. *Journal of Material Processing Technology*, 187-188:99–102, 2007.
- [10] M. TAGHI TAVASSOLY, M. AMIRI, A. DARUDI, R. AALIPOUR, A. SABER et A.R. MORADI : Optical diffractometry. *Journal of the Optical Society of America. A, Optics, image science, and vision*, 26(3):540–547, 2009.
- [11] A. ANDERSSON : Evaluation and visualisation of surface defects on auto-body panels. *Journal of Materials Processing Technology*, 209(2):821–837, 2009.
- [12] Y. BERTRET : Rapport d'analyse diffracto sur le tendu d'aspect réalisé sur la peugeot 407 berline. Rapport technique, PSA Peugeot Citroën, 2005.
- [13] Surface inspection using retro-reflective light field. Brevet 5168322, 1992.
- [14] M. FUKUMURA, Y. YAMASAKI, D. INAGE et T. FUJITA : Finite element simulation of surface defects in the automobile door outer panel. *In Materials Processing and Design : Modeling, Simulation and Applications, Numiform*, pages 1917–1922, 2004.

- [15] Z. SUN et Y. YANG : A study of surface deflection in pressed automobile panels. *Journal of Material Processing Technology*, 180:53–59, 2006.
- [16] E. MAX, P.H. NILSSON et P. LARSSON : WMS, a new principle for measuring finish-related topography on sheet steel panels. *In Metrology and Properties of Engineering Surfaces 9th Int. Conference Halmstad, Sweden*, 2003.
- [17] *3DS Report of Work Package 1, 2002. Development of Methods for Evaluating Forming Defects, Japan*.
- [18] S. HAZRA, D. WILLIAMS, R. ROY et R. AYLMOORE : Detecting subtle cosmetic defects in automotive skin panels. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part C : Journal of Mechanical Engineering Science*, 222(11):2203–2207, 2008.
- [19] R. D. BARTOE : The dynamics of ceramic rollers and operating and maintenance practices to produce quality tempered glass. *Proceedings of the Glass Processing Days*, 18-21 June 2001.
- [20] A. MAKINOUCI : Sheet metal forming simulation in industry. *Journal of Materials Processing Technology*, 60(1-4):19 – 26, 1996. Proceedings of the 6th International Conference on Metal Forming.
- [21] A. E. TEKKAYA : State-of-the-art of simulation of sheet metal forming. *Journal of Materials Processing Technology*, 103(1):14 – 22, 2000.
- [22] Y. Q. GUO, J. L. BATOZ, H. NACEUR, S. BOUABDALLAH, F. MERCIER et O. BARLET : Recent developments on the analysis and optimum design of sheet metal forming parts using a simplified inverse approach. *Computers & Structures*, 78(1-3):133 – 148, 2000.
- [23] Y. ZHU et T. ZACHARIA : A new one-point quadrature, quadrilateral shell element with drilling degrees of freedom. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 136:165–222, 1996.
- [24] *Hallquist, J. O., LS-DYNA Theoretical Manual, LSTC (1998)*.
- [25] *JOH/NIKE User's Manual, JRI (1999)*.
- [26] R. HILL : A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, 193(1033):281–297, 1948.
- [27] F. BARLAT et K. LIAN : Plastic behavior and stretchability of sheet metals. Part I : A yield function for orthotropic sheets under plane stress conditions. *International Journal of Plasticity*, 5(1):51–66, 1989.
- [28] M. EID : *Analyse du flambage des pièces embouties : application à la modélisation des défauts d'aspect*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique, 2007.
- [29] T. von KARMAN : The engineer grapples with non-linear problems. *Bulletin of the American Mathematical Society*, 46:615–683, 1940.
- [30] L.J. VAN VLIET et P.W. VERBEEK : Curvature and bending energy in digitized 2D and 3D images. *In Proceedings of the Scandinavian Conference on Image Analysis*, volume 2, pages 1403–1410. Proceedings published by various publishers, 1993.

- [31] John C. DILL : An application of color graphics to the display of surface curvature. *SIGGRAPH Computer Graphics*, 15(3):153–161, 1981.
- [32] D. STRUIK : Lectures in classical Differential Geometry, Eddison, 1950.
- [33] S. THUILLIER et P.Y. MANACH : Rapport bibliographique Lois de comportement pour les tôles métalliques. Rapport technique, Université de Bretagne Sud, EMOA, 2008.
- [34] S. THUILLIER et P.Y. MANACH : Comparison of the work-hardening of metallic sheets using tensile and shear strain paths. *International Journal of Plasticity*, 25:733–751, 2009.
- [35] J. BAUSCHINGER : On the change of position of the elastic limit of iron and steel under cyclic variations of stress. *Mitt. Mech. Tech. Lab. München*, 13:1–115, 1886.
- [36] L. DUCHENE et A.M. HABRAKEN : Analysis of the sensitivity of FEM predictions to numerical parameters in deep drawing simulations. *European Journal of Mechanics-A/Solids*, 24(4):614–629, 2005.
- [37] H.W. SWIFT : Plastic instability under plane stress. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1(1):1 – 18, 1952.
- [38] G. CAILLETAUD et P. PILVIN : Identification and inverse problems related to material behaviour. *In International Seminar on Inverse Problems*, pages 79–86, Clamart, France, 1994.
- [39] ABAQUS Version 6.6 Documentation, 2006.
- [40] A. LE PORT, S. THUILLIER et P.-Y. MANACH : Occurrence and numerical prediction of surface defects during flanging of metallic sheets. *International Journal of Material Forming*, 3:215–223, 2010. 10.1007/s12289-009-0677-4.
- [41] Gom mbh mittelweg 7-8 38106 braunschweig germany.
- [42] Dassault Systèmes. *Catia Version 5 Edition 17 Documentation*.
- [43] ESI group, 100-102 avenue de suffren, 75015 paris, france.
- [44] S. THUILLIER, N. Le MAOÛT et P.Y. MANACH : Numerical simulation of hemming process in the case of aluminium alloys. *In 6th International Conference and Workshop on Numerical Simulation of 3D Sheet Metal Forming Process (Numisheet), 15-19 August 2005*, pages 691–696, Detroit, Michigan (USA), 2005.
- [45] S. THUILLIER, S. ZANG, A. LE PORT, A. JEGAT, M. AJMAL, B. IPCAR et P.Y. MANACH : Identification des paramètres des lois de comportement. Rapport technique, Université de Bretagne-Sud, Mai 2009.
- [46] F. YOSHIDA et T. UEMORI : A model of large-strain cyclic plasticity and its application to springback simulation. *Key Engineering Materials*, 233:47–58, 2002.
- [47] F. BRON et J. BESSON : A yield function for anisotropic materials application to aluminum alloys. *International Journal of Plasticity*, 20(4-5):937–963, 2004.

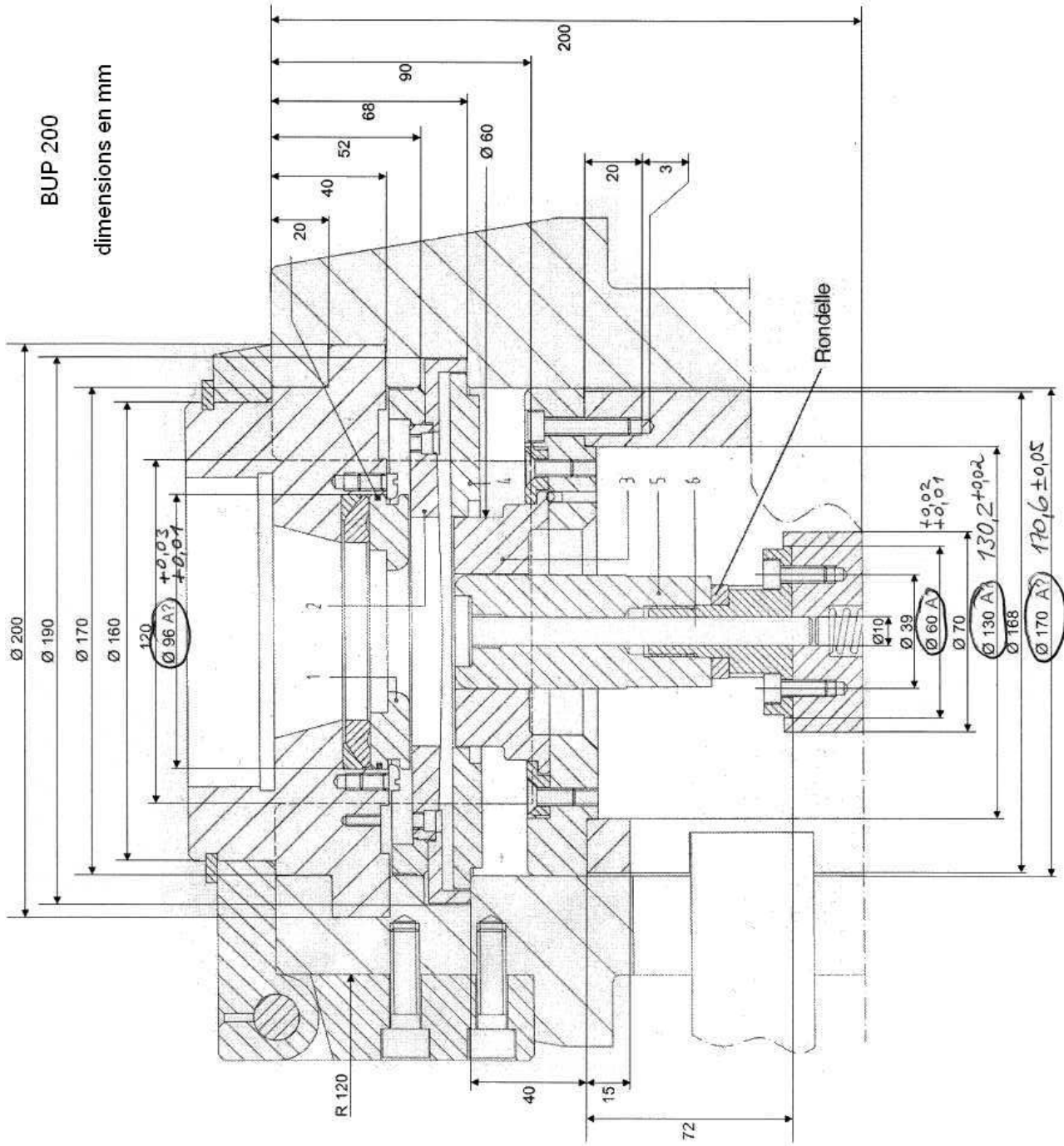
Annexe A

Dessins de définition des éléments du dispositif de tombage

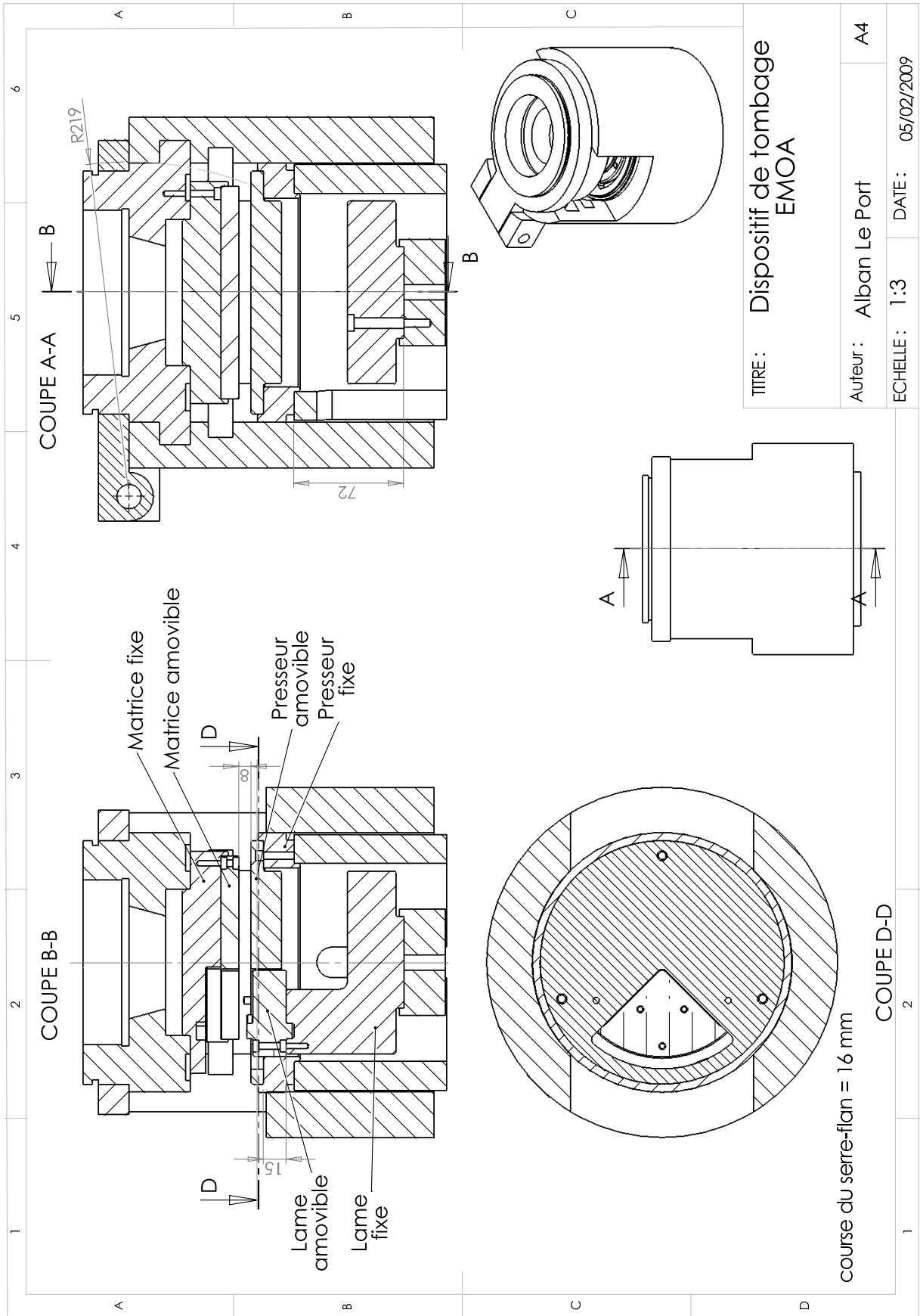
Sommaire

| | | |
|-----|------------------------------------|-----|
| A.1 | Machine BUP 200 | 130 |
| A.2 | Assemblage du dispositif | 131 |
| A.3 | Matrice fixe | 132 |
| A.4 | Matrice amovible | 133 |
| A.5 | Presseur fixe | 134 |
| A.6 | Presseur amovible | 135 |
| A.7 | Lame fixe | 136 |
| A.8 | Lame amovible | 137 |

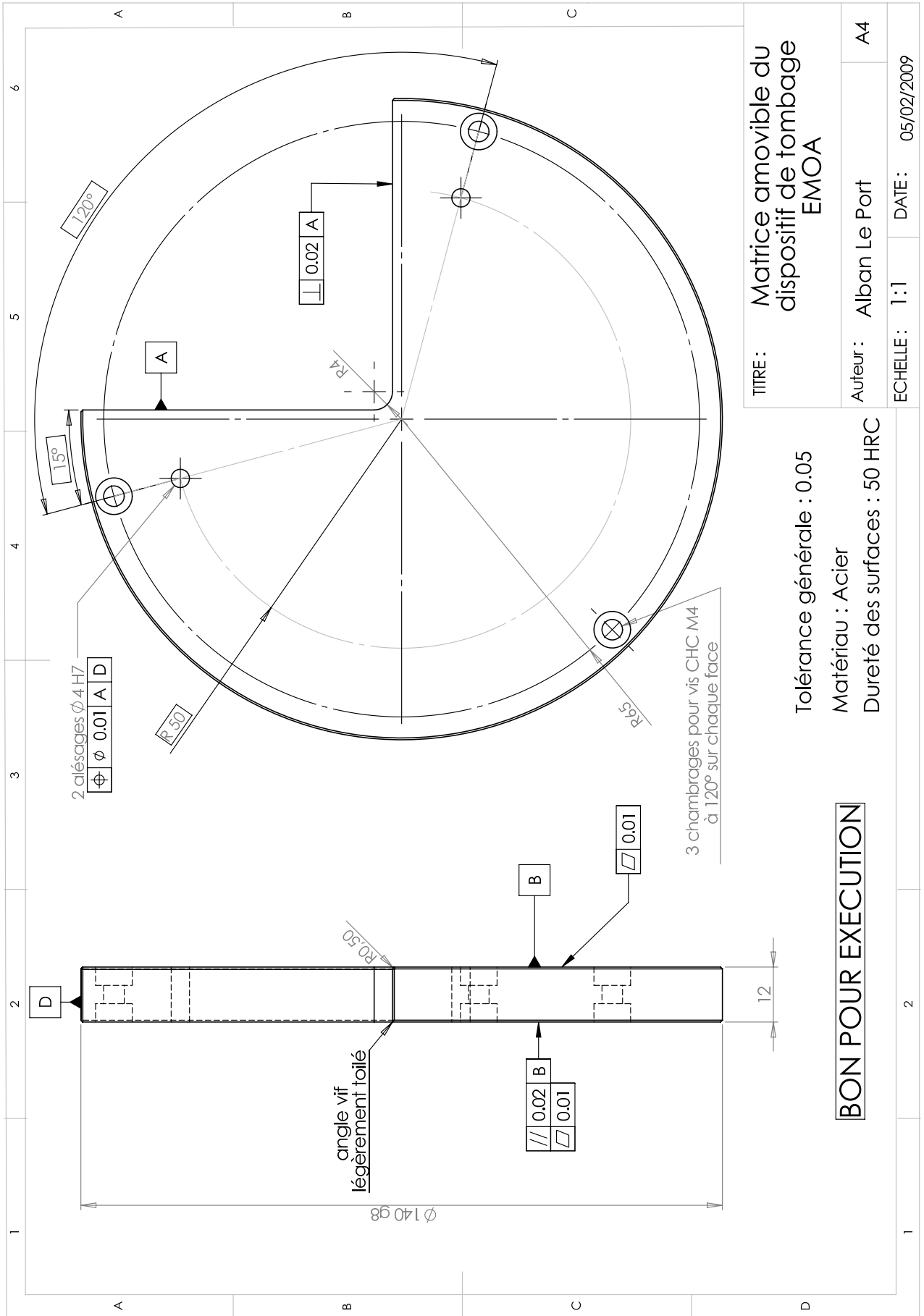
A.1 Machine BUP 200



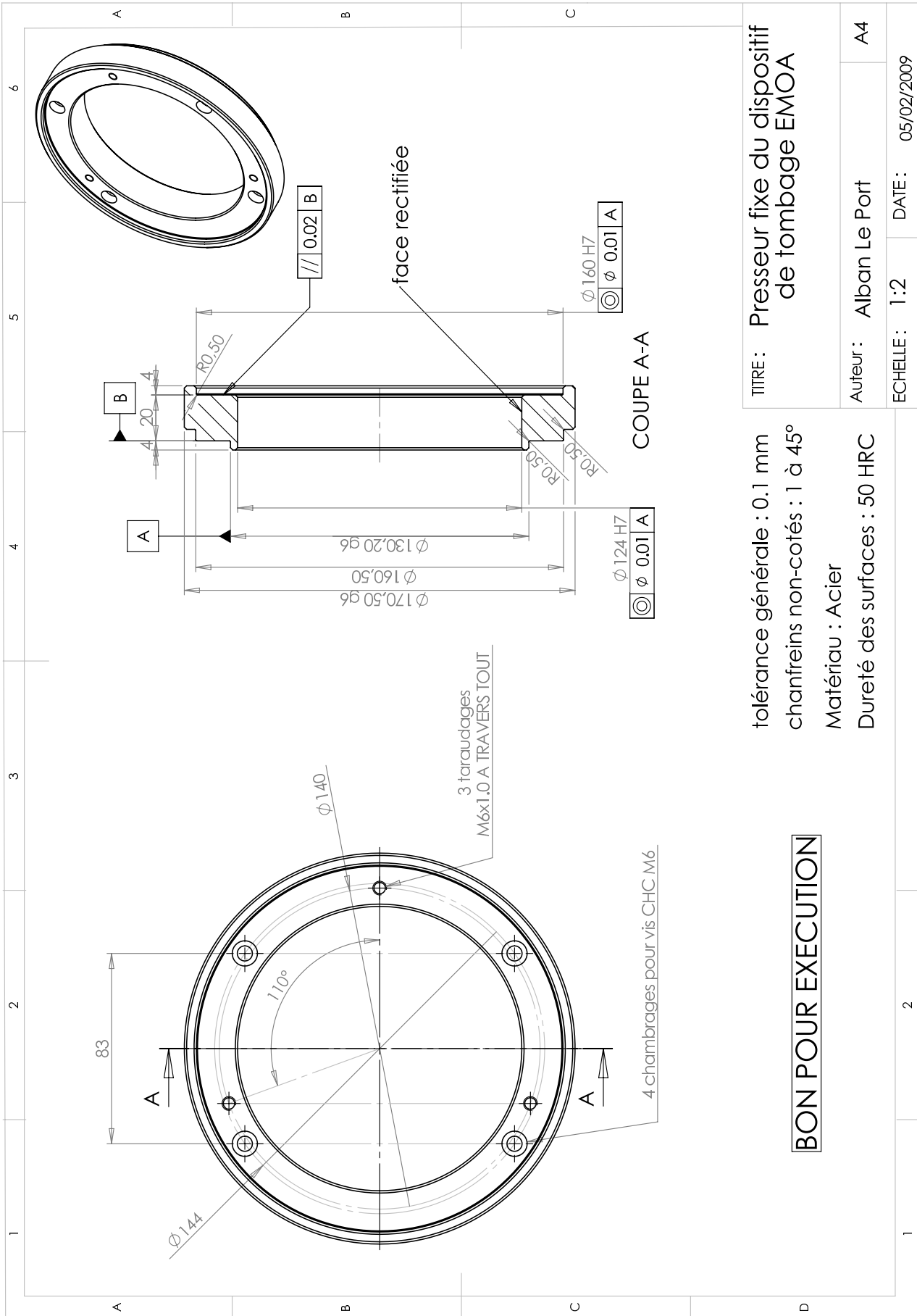
A.2 Assemblage du dispositif



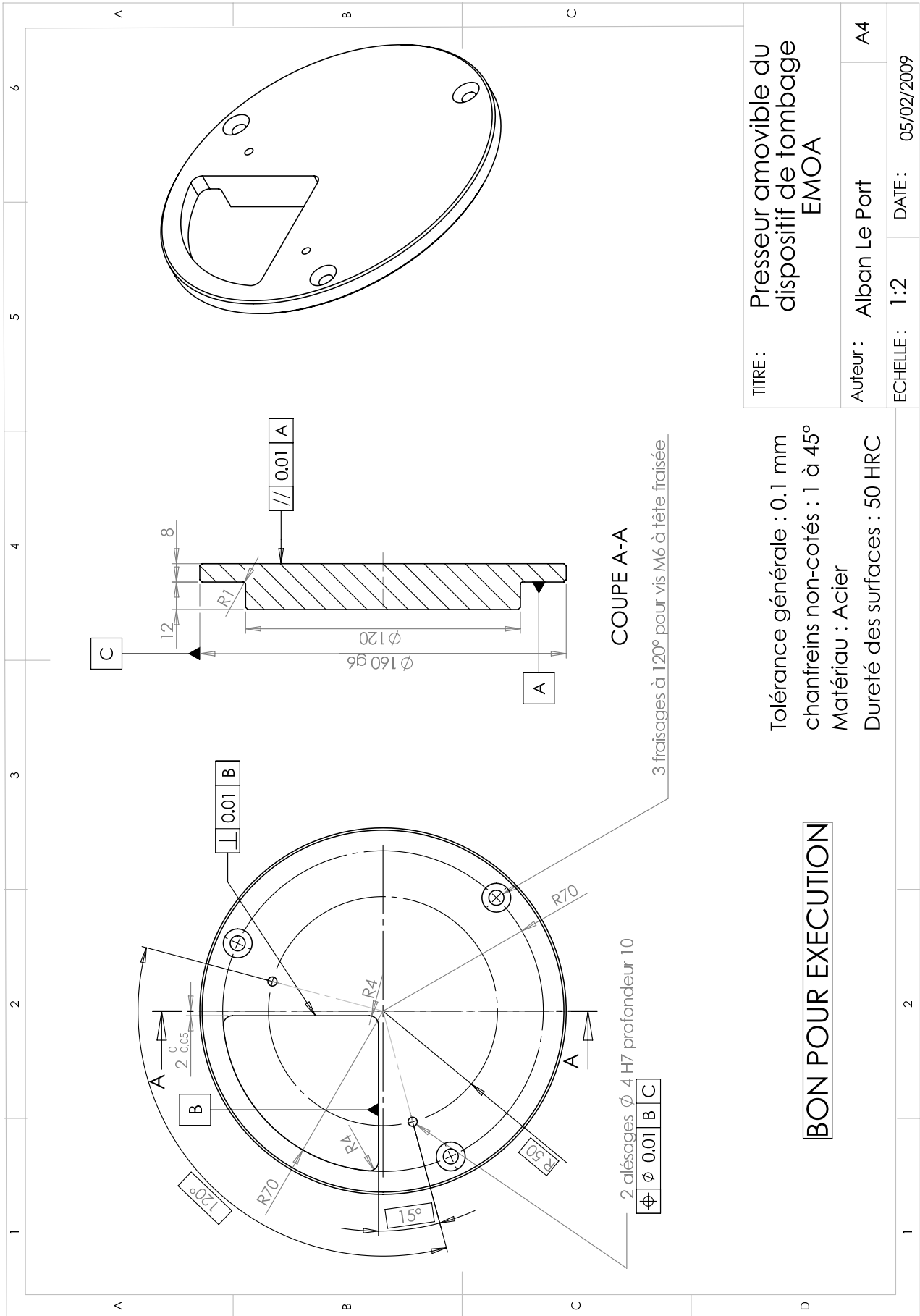
A.4 Matrice amovible



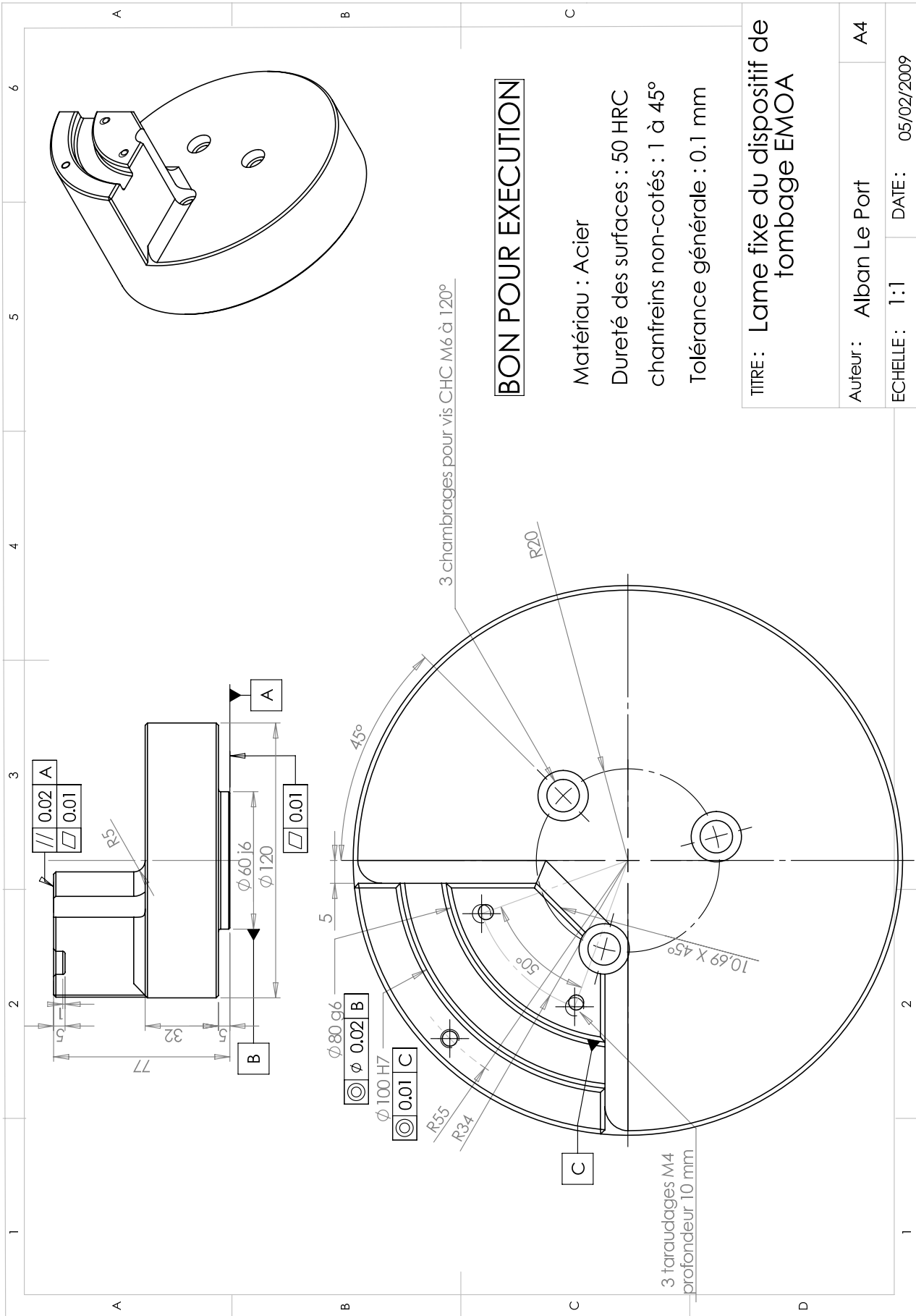
A.5 Presseur fixe



A.6 Presseur amovible



A.7 lame fixe



A.8 lame amovible

