



HAL
open science

Modélisation détaillée des soudures par point et laser pour simuler la rupture des assemblages automobiles

Emmanuel H. J. Lamouroux

► **To cite this version:**

Emmanuel H. J. Lamouroux. Modélisation détaillée des soudures par point et laser pour simuler la rupture des assemblages automobiles. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, UVHC, (France), 2007. Français. NNT: 2007VALE0044 . tel-02997791

HAL Id: tel-02997791

<https://uphf.hal.science/tel-02997791v1>

Submitted on 10 Nov 2020

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.

N° d'ordre : 07/33

THÈSE PRÉSENTÉE À L'UNIVERSITÉ DE
VALENCIENNES ET DU HAINAUT-CAMBRÉSIS

EN VUE DE L'OBTENTION DU
GRADE DE DOCTEUR EN
GÉNIE MÉCANIQUE

PAR

EMMANUEL H.J. LAMOUREUX



DAIMLERCHRYSLER

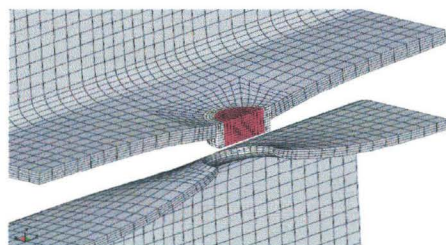


LAMIH
LABORATOIRE
D'ANALYSE
DES
MATERIAUX
ET
DES
STRUCTURES



CNRS
CENTRE NATIONAL
DE LA RECHERCHE
SCIENTIFIQUE

**MODELISATION DETAILLEE DES SOUDURES PAR POINT ET
LASER POUR SIMULER LA RUPTURE DES ASSEMBLAGES
AUTOMOBILES**



Soutenue le 18 décembre 2007 devant le jury composé de :

Rapporteurs:

Monsieur J.J. BARRAU, *Professeur, Université Paul Sabatier Toulouse III*

Monsieur B. PESEUX, *Professeur, École Centrale de Nantes*

Examineurs :

Monsieur D. COUTELLIER, *Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis*

Monsieur E. MARKIEWICZ, *Professeur, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis*

Monsieur D. MARQUIS, *Professeur, École Centrale de Marseille*

Monsieur F. SEEGER, *Docteur, Daimler AG, Sindelfingen - Allemagne*

"A theory is something nobody believes, except the person who made it. An experiment is something everybody believes, except the person who made it"

Albert Einstein
14/03/1879 - 18/04/1955

REMERCIEMENTS

Les travaux présentés dans cette thèse ont été réalisés chez DaimlerChrysler AG au sein de la division « Group Research & Mercedes Car Group Development » basée à Stuttgart (Allemagne) en partenariat avec le Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines (LAMIH) de Valenciennes. Cette collaboration s'inscrit parmi les nombreux échanges existant de très longue date entre l'Ecole Nationale Supérieure d'Ingénieurs en Informatique, Automatique, Mécanique, Energétique et Electronique de Valenciennes (ENSIAME) et l'industrie automobile allemande.

A ce titre, je tiens à rendre hommage au travail exceptionnel qu'a réalisé Monsieur Alain Lecocq pendant plus de vingt ans pour créer, développer, animer et entretenir sans cesse ce réseau si précieux.

Je voudrais adresser mes plus vifs remerciements à mon directeur de thèse, Monsieur le Professeur Daniel Coutellier, Vice-Président de l'Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis pour avoir, grâce à ses visites très régulières en Allemagne, facilité l'encadrement de ce travail malgré la distance. Je tiens en outre à le remercier particulièrement pour la très grande disponibilité dont il a toujours fait preuve notamment pendant la période de rédaction de ce mémoire.

Je voudrais exprimer toute ma gratitude envers Monsieur Helmut Hempel pour m'avoir donné l'opportunité de faire mes preuves en m'accueillant pour mon stage de fin d'études au sein de son service « Research Body & Powertrain / Body & Structure » ainsi que pour avoir ensuite soutenu ma candidature pour ce doctorat lors de la restructuration de l'unité.

Défendre le bien-fondé d'un projet au sein d'une structure fortement hiérarchique peut s'avérer parfois délicat. Par conséquent, que Monsieur Peter Kuemmerlen, Ingénieur de Recherche chez DaimlerChrysler AG, reçoive toute ma sympathie pour avoir soutenu à mes côtés ces travaux lorsque certains doutaient de leurs aboutissements.

Je remercie également Monsieur Norbert Doelle, Ingénieur de Recherche, sur le site d'Ulm pour m'avoir permis non seulement d'accéder librement à la machine de mesure de micro-dureté ou encore à la machine de traction Zwick mais surtout pour avoir par sa connaissance de la technologie RobScan et ses conseils avisés aidé à l'aboutissement de ce travail.

Je tiens à remercier tout particulièrement, Monsieur Falko Seeger, Ingénieur de Recherche, qui a, par son aide quotidienne, son expertise scientifique et sa grande rigueur contribué à la progression de ce

travail. En outre, grâce aux réunions hebdomadaires qu'il animait, il a facilité le dialogue, l'échange et la collaboration au sein de l'équipe internationale de doctorants et jeunes ingénieurs. C'est à ce titre, que je remercie donc aussi Nabil Ben-Ayed, Eju Baruah, Wei Pan et Narashiman Kuppuswamy pour les discussions constructives de tous horizons que nous avons eues.

Par ailleurs, je remercie Monsieur Steffen Hampel, responsable de l'équipe analyse des structures chez DaimlerChrysler AG, pour avoir mis à ma disposition les financements nécessaires pour les déplacements à Valenciennes et en conférences. Je garde en outre un souvenir très plaisant de nos week-ends « tennistiques », qui nous ont permis d'échanger en dehors de l'entreprise.

Je tiens à remercier Monsieur le Professeur Jean-Jacques Barrau de l'Université Paul Sabatier Toulouse III et Monsieur le Professeur Bernard Peseux de l'Ecole Centrale de Nantes pour l'honneur qu'ils m'ont accordé en acceptant de rapporter ce mémoire.

Que Monsieur le Professeur Didier Marquis, directeur de l'Ecole Centrale de Marseille, et Monsieur le Professeur Eric Markiewicz, directeur du LAMIH, trouvent ici l'expression de ma reconnaissance pour avoir accepté de juger ces travaux.

Je souhaite également saluer mes collègues de chez DaimlerChrysler AG, Franz-Josef Bayer, Gabriele Brucker, Markus Feucht, Christian Goetz, Andrea Hampel, Klaus Hermann, Laurent Maison, Matthias Martin, Julien Richert, Elizbieta Skurski, Reinhard Weisner, Sven Woelkerling, Shicheng Zhang et Walter Ziegler, pour avoir rendu, au quotidien, ces trois années si agréables et enrichissantes.

Je voudrais adresser un grand merci à mes parents pour m'avoir toujours soutenu, aidé et encouragé pendant mes longues années d'études et sans qui rien n'aurait été possible.

Enfin, je tiens à remercier chaleureusement Anne pour sa compréhension, sa gentillesse et surtout son amour malgré mes expatriations successives et répétées en Norvège, Suède et Allemagne.

TABLE DES MATIERES

Introduction	17
I. Contexte du travail et études théoriques	20
I.1 La simulation numérique dans l'industrie automobile	20
I.2 Une technique d'assemblage : le soudage	25
I.2.1 Définition et classification des procédés de soudage	26
I.2.2 Le soudage en phase liquide	28
I.2.2.1 Phénomènes physiques mis en jeu	28
I.2.2.2 Procédés courants	30
I.2.2.2.1 Avec action mécanique extérieure : soudure par point.....	30
I.2.2.2.2 Sans action mécanique extérieure : soudure Laser	34
I.3 L'endommagement des aciers et ses représentations mathématiques... 36	
I.3.1 Définition de l'endommagement	36
I.3.1.1 Endommagement différé	38
I.3.1.2 Endommagement instantané	38
I.3.2 Description microstructurale de l'endommagement ductile..... 39	
I.3.3 Représentations mathématiques de l'endommagement ductile..... 41	
I.3.3.1 Approche phénoménologique	42
I.3.3.2 Approche micromécanique..... 42	
I.3.3.2.1 Modèle de Gurson..... 42	
I.3.3.2.2 Modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN)..... 46	
I.3.3.2.3 Modèle de Gologanu..... 47	
II. Construction du modèle numérique détaillé	56
II.1 Description du problème	56
II.2 Choix des spécimens et des matériaux étudiés..... 57	
II.2.1 Présentation des différents spécimens	57
II.2.1.1 Spécimen de type « Lap-Shear »..... 57	
II.2.1.2 Spécimen de type « Tensile/Shear »	57
II.2.1.3 Spécimen de type « Coach-Peel »..... 58	
II.2.2 Présentation des matériaux retenus pour cette étude	59
II.2.3 Matrice des assemblages étudiés	62
II.3 Méthodologie d'obtention de la géométrie détaillée de la soudure	63
II.4 Méthodologie d'obtention des propriétés mécaniques de la soudure ...	66

II.4.1	Méthode analytique	67
II.4.1.1	Détermination de la résistance à la traction	67
II.4.1.2	Détermination de l'allongement à la rupture.....	68
II.4.2	Méthode expérimentale	70
II.4.2.1	Propriétés de la zone affectée thermiquement.....	70
II.4.2.2	Propriétés du cordon de soudure « RobScan ».....	72
II.4.2.3	Analyse des résultats	73
II.5	Optimisation des paramètres d'endommagement pour le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman	75
II.5.1	Méthodologie utilisée : optimisation par technique inverse	75
II.5.2	Résultat de l'optimisation pour les matériaux H320LA et HT700TD ...	76
II.6	Conclusions.....	78
III.	Confrontation numérique/expérimentale: cas quasi-statique	79
III.1	Conditions expérimentales	79
III.2	Description du modèle numérique associé	84
III.2.1	Caractéristiques géométriques des différents modèles.....	84
III.2.2	Description des modèles numériques : maillage, type d'éléments et conditions aux limites.....	87
III.3	Comparaison des résultats entre le numérique et l'expérimental	93
III.3.1	Cas des soudures par point	94
III.3.1.1	Cas des soudures homogènes	94
III.3.1.1.1	Assemblage H320LA/H320LA	94
III.3.1.1.2	Assemblage HT700TD/HT700TD.....	97
III.3.1.2	Cas des soudures « inhomogènes » : assemblage H320LA/HT700TD	100
III.3.2	Cas des soudures Laser « RobScan »	104
III.3.2.1	Cas des soudures homogènes	107
III.3.2.1.1	Assemblage H320LA/H320LA	107
III.3.2.1.2	Assemblage HT700TD/HT700TD.....	111
III.3.2.2	Cas des soudures « inhomogènes » : assemblage H320LA/HT700TD	112
III.4	Étude spécifique de la rupture en centre de soudure	116
III.4.1	Problématique et apport potentiel du modèle de Gologanu	116
III.4.2	Optimisation des paramètres de rupture de Gologanu.....	117
III.4.3	Etude numérique et comparaison avec l'expérimental.....	120
III.4.4	Conclusion	123
III.5	Conclusions	124

IV. Confrontation numérique/expérimentale: cas dynamique	125
IV.1 Conditions expérimentales	125
IV.2 Description du modèle numérique associé	128
IV.2.1 Modélisation des conditions aux limites	129
IV.2.2 Modélisation de l'influence du taux de déformation.....	131
IV.3 Comparaison des résultats entre le numérique et l'expérimental ...	134
IV.3.1 Cas préliminaire : modèle matériau « élastique/plastique »	135
IV.3.2 Cas complet : modèle matériau de Gurson-Tvergaard-Needleman	139
IV.4 Conclusions	143
V. Etudes de cas basées sur le modèle détaillé de soudure Laser.....	144
V.1 Influence des imperfections géométriques et mécaniques.....	144
V.1.1 Objectif de l'étude	144
V.1.2 Étude numérique basée sur le matériau H320LA.....	147
V.1.3 Conclusions.....	151
V.2 Étude d'une nouvelle géométrie de soudure.....	152
V.2.1 Objectif de l'étude	152
V.2.2 Etude numérique : cas de la soudure linéique de type « Rob 7 ».....	152
V.2.3 Conclusions.....	158
Conclusions générales et perspectives	159
Références bibliographiques	163
Annexes.....	168

LISTE DES FIGURES

Figure 1 : Comparaison visuelle entre une déformée résultant d'une expérience réelle (gauche) et l'autre émanant de la simulation (droite)	22
Figure 2 : Méthodologie « classique » utilisée pour le développement d'un modèle simplifié de soudure	24
Figure 3 : Méthodologie proposée pour le développement d'un modèle simplifié de soudure et basée sur un modèle numérique détaillé	25
Figure 4 : Différentes sous-structures constituant la caisse en blanc d'un véhicule de série en 2006 [DaimlerChrysler AG]	26
Figure 5 : Vue microscopique d'une section d'un joint soudé au Laser	28
Figure 6 : Présentation schématique des différentes microstructures au sein d'un joint soudé par l'utilisation du diagramme (Fe-C) [EAS83]	29
Figure 7 : Schématisation du cycle de soudure par point.....	31
Figure 8 : Fusion des tôles lors de la soudure par point.....	33
Figure 9 : Le procédé de soudure « RobScan ».....	34
Figure 10 : Action combinée du robot et du scanner	35
Figure 11 : Evacuation des vapeurs de zinc durant le soudage sans espace de tôles galvanisées	36
Figure 12 : Comparaison des courbes « contrainte/déformation » pour un matériau fragile (bleu) et pour un matériau ductile (rouge)	37
Figure 13 : Faciès de rupture obtenu par fatigue.....	38
Figure 14 : Faciès de rupture ductile (gauche) et fragile (droite).....	39
Figure 15 : Nucléation à partir d'inclusions non-métalliques (gauche) et à partir de particules de seconde phase (interface ferrite/martensite) (droite).....	40
Figure 16 : Résultat d'une coalescence de microcavités.....	41
Figure 17 : Evolution de la contrainte équivalente en fonction de la contrainte hydrostatique pour différentes valeurs de la fraction volumique des cavités	44
Figure 18 : Représentation d'un volume élémentaire ellipsoïdal contenant soit une cavité allongée (gauche) soit une cavité aplatie (droite)	48
Figure 19 : Rupture via phénomène de « necking ».....	53
Figure 20 : Cellule axisymétrique unitaire avec porosité ellipsoïde utilisée pour le développement du critère de coalescence de Thomason.....	53
Figure 21 : Rupture du ligament engendrée par la formation de bandes de cisaillement	54
Figure 22 : Spécimen de type « Lap-Shear » et son chargement associé (flèches rouges)	57
Figure 23 : Spécimen de type « Tensile/Shear » soudé par point	58

Figure 24 : Spécimen de type « Tensile/Shear » et son environnement expérimental pour quatre angles de chargement : 90°, 60°, 30°, 0°	58
Figure 25 : Spécimen de type « Coach-Peel » soudé au Laser via la technologie RobScan....	59
Figure 26 : Différents types d'aciers classés selon leurs valeurs de résistance à la traction....	59
Figure 27 : Schématisation de la microstructure de l'acier HT700TD avec le diagramme d'évolution de phase « température/temps » associé	62
Figure 28 : Coupe transversale d'une soudure par point – Assemblage HT700TD 1,25 mm / HT700TD 1,25 mm.....	63
Figure 29 : Coupe transversale d'une soudure « RobScan » (H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm)	64
Figure 30 : Profil de dureté Vickers mesurée le long de l'assemblage « RobScan » H320LA 1,00 mm / H320LA 1,00 mm.....	65
Figure 31 : Courbe expérimentale « contrainte/allongement » pour le matériau H320LA.....	66
Figure 32 : Courbe expérimentale « contrainte/allongement » pour le matériau HT700TD ...	67
Figure 33 : Courbe approximative donnant pour un type d'acier l'allongement à la rupture à partir de la résistance à la traction.....	69
Figure 34 : « Mini-éprouvette » de traction utilisée pour la caractérisation mécanique de la zone affectée thermiquement et du cordon de soudure dans le cas de la technologie « RobScan ».....	70
Figure 35 : Constitution d'une zone affectée thermiquement large pour la fabrication de « mini-spécimens » de traction	71
Figure 36 : Courbes « contrainte/allongement » issues de l'essai de traction sur « mini-spécimens » pour caractériser les propriétés de la ZAT - Matériau H320LA	72
Figure 37 : « Mini-spécimen » utilisé pour la caractérisation des propriétés mécaniques du cordon de soudure	73
Figure 38 : Courbes « contrainte/allongement » issues de l'essai de traction sur « mini-spécimens » pour caractériser les propriétés du cordon de soudure - Matériau : H320LA	73
Figure 39 : Modèle numérique d'une éprouvette de traction maillée de manière homogène avec des éléments de volume de longueurs caractéristiques égales à 1 mm.....	76
Figure 40 : Comparaison entre les résultats expérimentaux (noir) et numériques (couleur) pour l'acier H320LA – matériau de base	77
Figure 41 : Comparaison entre les résultats expérimentaux (noir) et numériques (couleur) pour l'acier HT700TD – matériau de base.....	78
Figure 42 : Machine de traction de type « Zwick 100 ».....	80
Figure 43 : Mors utilisés pour les essais sur spécimens de type « Lap-Shear ».....	80
Figure 44 : Fixations utilisées pour les essais sur spécimens de type « Tensile/Shear » et de type « Coach-Peel »	81

Figure 45 : Caractéristique « force/déplacement » de la traverse pour une machine « Zwick 100 » - Fixations de type « Tensile/Shear » - 0°, 30°, 60°, 90°	82
Figure 46 : Caractéristique « force/déplacement » de la traverse pour une machine « Zwick 100 » - Fixations de type « Lap-Shear »	83
Figure 47 : Comparaison de la caractéristique « force/déplacement » de la traverse pour une machine « Zwick 100 » et une machine « Nene » - Fixations de type « Tensile/Shear » à 90°	83
Figure 48 : Profil de dureté Vickers mesurée le long de l'assemblage H320LA (rouge) / HT700TD (noir) soudé par point	86
Figure 49 : Modèle éléments finis – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm – Soudure par point	88
Figure 50 : Modèle éléments finis – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm – Soudure Laser « RobScan »	88
Figure 51 : Modèle détaillé du dispositif expérimental proposé par IWM (Freiburg)	89
Figure 52 : Représentation schématisée de la modélisation retenue pour le dispositif expérimental	90
Figure 53 : Effet de rotation du spécimen autour de l'axe Z défini sur la figure 54	92
Figure 54 : Modèle numérique du spécimen de type « Tensile/Shear » avec la machine de test simplifiée	92
Figure 55 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblage H320LA/H320LA - Spécimen « Tensile/Shear » - Chargement 90°	94
Figure 56 : Comparaison du mode de rupture entre l'expérimental (droite) et le numérique (gauche) - Combinaison H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm – soudure par point	95
Figure 57 : Faciès de rupture du point soudé obtenu numériquement (coupe transversale) - Combinaison H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm	96
Figure 58 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) - Soudure par point - Assemblage H320LA / H320LA - Spécimen « Tensile/Shear » - Chargement 0°	96
Figure 59 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point – Assemblage HT700TD/HT700TD – Spécimen « Tensile/Shear » - Chargements 0°, 30°, 60°, 90°	97
Figure 60 : Vue en coupe de la déformation d'un spécimen de type « Tensile/Shear » sous chargement en traction pure	98
Figure 61 : Plastification des tôles aux abords de la zone affectée thermiquement lors d'un chargement en traction pure sur un spécimen de type « Tensile/Shear »	99
Figure 62 : Faciès de rupture des assemblages HT700TD/H320LA – A : « Tensile/Shear » - B : « Lap-Shear » - C : « Coach-Peel »	101

Figure 63 : Modèle éléments finis représentant l'assemblage « inhomogène » HT700TD/H320LA soudé par point	102
Figure 64 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point – Assemblage H320LA/HT700TD – Spécimen « Tensile/Shear » - Chargements 0°, 30°, 60°, 90°	103
Figure 65 : Amorçage de la rupture à l'interface entre la ZAT (vert) et le matériau de base (gris)	103
Figure 66 : Arrachement de la soudure par « déboutonnage » dans la tôle H320LA	104
Figure 67 : Soudure Laser de type « Rob1 » avec ses dimensions en mm (échelle non respectée).....	105
Figure 68 : Profil de dureté Vickers mesurée le long de la section A-A' pour une soudure par point (courbe rouge) et une soudure Laser (courbe bleue) - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm	106
Figure 69 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure Laser « Rob 1 » - Assemblage H320LA/H320LA - Spécimen « Tensile/Shear » - Chargement 90	108
Figure 70 : Comparaison entre le faciès de rupture de la soudure « Rob 1 » obtenu expérimentalement (gauche) et celui obtenu numériquement (droite) – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm	109
Figure 71 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure « Rob 1 » - Assemblages H320LA / H320LA - Spécimen de type « Tensile/Shear » chargé à 0°	110
Figure 72 : Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Faciès de rupture du spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 0°	110
Figure 73 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure « Rob 1 » - Assemblage HT700TD/ HT700TD - Spécimen de type « Tensile/Shear » chargements 0°, 30°, 60° et 90°	111
Figure 74 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) - Soudure « Rob 1 » - Assmblage HT700TD/H320LA - Spécimen de type « Tensile/Shear » chargements 0°, 30°, 60° et 90°	114
Figure 75 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) - Soudure « Rob 1 » - Assmblage HT700TD/H320LA - Spécimen de type « Tensile/Shear » chargements 0°, 30°, 60° et 90°	114
Figure 76 : Comparaison entre les résultats expérimentaux (courbe bleue) et numériques (courbe rouge) pour un essai de traction – matériau de base H320LA.....	119
Figure 77 : Contours de la déformation plastique avant (A) et au moment de la rupture (B) – Modèle de Gologanu couplé avec le critère de coalescence de Brown/Embury	119

Figure 78 : Comparaison entre l'expérience (noir), la simulation avec le modèle de Gurson (rouge) et celle avec le modèle de Gologanu (bleu) - Soudure « Rob 1 » - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - – Spécimen de type « Tensile/Shear » chargement 0°	121
Figure 79 : Distribution de la déformation plastique au niveau de la soudure « Rob 1 » à l'état E ₁ (aucune déformation plastique) et à l'état E ₂ (déformation plastique identifiable au centre de la soudure).....	122
Figure 80 : Comparaison entre le faciès de rupture obtenu expérimentalement (gauche) et celui obtenu numériquement par le modèle de Gologanu (droite).....	123
Figure 81 : Système de fixation du spécimen de type « Tensile/Shear » dans le cas des chargements dynamiques	126
Figure 82 : Mouchetis appliqué sur le côté du spécimen lors de l'utilisation de la technique de mesure locale « GOM / ARAMIS».....	127
Figure 83 : Installation expérimentale complète dans le cas des chargements dynamiques..	127
Figure 84 : Représentation schématisée de la modélisation retenue pour le dispositif expérimental dans le cas du chargement dynamique	130
Figure 85 : Evolution en fonction du temps de la distance entre les points repérés sur le spécimen moucheté – Spécimen « Tensile/Shear » - 90° - Méthode de mesure locale ARAMIS.....	131
Figure 86 : Evolution de courbes « contrainte/allongement » pour l'acier H320LA (matériau de base) en fonction de l'accroissement du taux d'allongement.....	132
Figure 87 : Courbes « contrainte en fonction de la déformation plastique effective » pour plusieurs taux d'allongement.	136
Figure 88 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « élastique-plastique » (bleu) - Soudure par point - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50mm - Spécimen « Tensile/Shear » - 0° (gauche) et 60° (droite) – Chargement dynamique	137
Figure 89 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « élastique-plastique » (bleu) - Soudure par point - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50mm - Spécimen « Coach-Peel » (gauche) et «Tensile/Shear » sollicité à 90° (droite) - Chargement dynamique	138
Figure 90 : Comparaison entre les courbes « force/déplacement » (expérience en noir et simulation en bleu) obtenues sous sollicitations quasi-statique (gauche) et dynamique (droite) dans le cas du spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 90° - Assemblage H320LA 1,50 mm /H230LA 1,50 mm	138
Figure 91 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure par point - Assemblage H320LA (1,50 mm) / H320LA (1,50mm) - Spécimen « Tensile/Shear » - 90° - Chargement dynamique	141

Figure 92 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure par point - Assemblage H320LA (1,50 mm) / H320LA (1,50mm) - Spécimen « Tensile/Shear » - 60° - Chargement dynamique 141

Figure 93 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure par point - Assemblage H320LA (1,50 mm) / H320LA (1,50mm) - Spécimen « Coach-Peel » - Chargement dynamique 142

Figure 94 : Imperfections observées lors du soudage Laser par technologie « RobScan ». 1: courbure à l'extrémité inférieure et supérieure du cordon de soudure – 2 : soudure non débouchante – 3 : absence de matière aux extrémités du cordon de soudure 145

Figure 95 : Modèles éléments finis associés aux trois types d'imperfections étudiées 147

Figure 96 : Influence de la courbure (imperfection de type 1) sur la valeur de la force transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure « Rob 1 » 148

Figure 97 : Influence du manque de pénétration (imperfection de type 2) sur la valeur de la force transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure Rob 1 149

Figure 98 : Influence de l'absence de matière aux extrémités de la soudure (imperfection de type 3) sur la valeur de la force transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure Rob 1 149

Figure 99 : Soudure Laser de type « Rob 7 » avec ses dimensions en mm (échelle non respectée)..... 152

Figure 100 : Soudure Laser linéique « Rob 7 » sur un spécimen de type « Tensile/Shear ». 153

Figure 101 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure « RobScan » linéique - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Spécimen « Tensile/Shear » - 90° 154

Figure 102 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure « RobScan » linéique - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50mm - Spécimen « Tensile/Shear » - 60° 154

Figure 103 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure « RobScan » linéique - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50mm - Spécimen « Tensile/Shear » - 30° 155

Figure 104 : Comparaison entre le faciès de rupture de la soudure « Rob 7 » obtenu expérimentalement (gauche) et celui obtenu numériquement (droite) – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm 156

Figure 105 : Comparaison entre les courbes « force/déplacement » (expérience en noir et simulation avec endommagement et rupture en vert) obtenues sous sollicitations quasi-statique pour la soudure de type RobScan 1 (gauche) et celle de type RobScan 7 (droite) dans le cas du spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 90° - Assemblage H320LA 1,50 mm / H230LA 1,50 mm	157
Figure 106 : Modèles numériques des soudures « RobScan » de type « porte-manteau » (gauche) et de type « circulaire » (droite) - Spécimen de type «Tensile/Shear»	158
Figure 107 : Différentes géométries de jauges de contrainte utilisées actuellement dans l'industrie	169
Figure 108 : Modèle numérique du spécimen de type « Lap-Shear » et de la machine de test simplifiée.....	170
Figure 109 : Modèle numérique du spécimen de type « Coach-Peel » et de la machine de test simplifiée.....	171
Figure 110 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblages H320LA/H320LA - Spécimen « Lap-Shear » - Chargement quasi-statique	173
Figure 111 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblages H320LA/H320LA - Spécimen « Coach-Peel » - Chargement quasi-statique	174
Figure 112 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 30° (violet) et à 60° (orange) - Chargement quasi-statique	174
Figure 113 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblage H320LA 1,15 mm / HT700TD 1,25 mm – Spécimens « Coach-Peel » (orange) et « Lap-Shear » (vert) - Chargement quasi-statique.....	175
Figure 114 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) - Soudure Laser - Assmlages H320LA/H320LA - Spécimen « Lap-Shear » - Chargement quasi-statique.....	176
Figure 115 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure Laser - Assemblage HT700TD 1,25 mm / HT700TD 1,25 mm – Spécimens « Coach-Peel » (orange) et « Lap-Shear » (vert) - Chargement quasi-statique.....	177
Figure 116 : Comparaison entre l'expérience (noir), la simulation avec le modèle de Gurson (rouge) et celle avec le modèle de Gologanu (bleu) – Soudure Laser – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm - Spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° - Chargement quasi-statique.....	178
Figure 117 : Vue en coupe de la rupture en centre de soudure observée lors de la simulation avec le modèle matériau de Gologanu – Combinaison H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm – Spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0°	179

Figure 118 : Caméra rapide et haute résolution de type « Phantom V9.1 ».....	180
Figure 119 : Fabrication de "mini-spécimens" à l'aide de la technologie Gleeble	181
Figure 120 : Soudure par point – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm – Comparaison entre l'expérience (noir), la simulation avec le modèle « élastique-plastique » (bleu) et celle avec le modèle de Gurson (vert) – Spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 30° - Chargement dynamique	182
Figure 121 : Soudure par point – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm – Comparaison entre l'expérience (noir), la simulation avec le modèle « élastique-plastique » (bleu) et celle avec le modèle de Gurson (vert) – Spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° - Chargement dynamique	183
Figure 122 : Influence de la courbure (imperfection de type 1) sur la valeur du déplacement associé à la force maximale transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure « Rob 1 »	184
Figure 123 : Influence du manque de pénétration (imperfection de type 2) sur la valeur du déplacement associé à la force maximale transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure « Rob 1 ».....	185
Figure 124 : Influence de l'absence de matière aux extrémités de la soudure (imperfection de type 3) sur la valeur du déplacement associé à la force maximale transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure « Rob 1 »	185

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1 : Evolution approximative du temps CPU nécessaire pour simuler un crash d'une durée de 100 ms pour un petit modèle numérique de véhicule contenant 8 000 éléments.....	21
Tableau 2 : Approximation du nombre d'éléments constituant un modèle numérique de véhicule chez DaimlerChrysler	22
Tableau 3 : Evolution de la contribution des différentes techniques d'adjonctions entre deux modèles de la Mercedes classe S	23
Tableau 4 : Classification des principaux procédés de soudage utilisés dans l'industrie	27
Tableau 5 : Composition chimique détaillée de l'acier faiblement allié H320LA	60
Tableau 6 : Propriétés mécaniques ([PUD04]) de l'acier faiblement allié H320LA	60
Tableau 7 : Composition chimique détaillée de l'acier HT700TD	61
Tableau 8 : Propriétés mécaniques ([PUD04]) de l'acier HT700TD.....	61
Tableau 9 : Assemblages étudiés et vitesses de chargement associées.....	63
Tableau 10 : Valeurs de la résistance à la traction et de l'allongement à la rupture pour le matériau de base, la ZAT et le cordon de soudure – méthode analytique et expérimentale	74
Tableau 11 : Paramètres de Gurson optimisés pour l'acier H320LA – matériau de base.....	77
Tableau 12 : Paramètres de Gurson optimisés pour l'acier HT700TD – matériau de base	77
Tableau 13 : Largeur de chaque zone pour les différents assemblages – soudure par point ...	85
Tableau 14 : Largeur de chaque zone pour les différents assemblages – soudure Laser « RobScan »	87
Tableau 15 : Degrés de liberté des nœuds N1 et N2 dans le cas du spécimen de type « Tensile/Shear » représenté sur la figure 53	93
Tableau 16 : Comparaison entre l'énergie dissipée par la soudure par point et la soudure « Rob 1 » pour l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm.....	106
Tableau 17 : Comparaison entre la largeur de la soudure et celle des zones affectées thermiquement pour l'assemblage H320LA/HT700TD dans le cas de la soudure par point et de la soudure « Rob 1 ».....	113
Tableau 18 : Comparaison entre l'expérience et la simulation pour les valeurs de la force maximale transmise et du déplacement associé à cette force	115
Tableau 19 : Valeur des paramètres de Gologanu optimisés pour l'acier H320LA (matériau de base, zone affectée thermiquement et cordon de soudure).....	120
Tableau 20 : Prise en considération de la dépendance au taux d'allongement par définition tabulaire.....	135

Tableau 21 : Degrés de liberté des nœuds N1 et N2 dans le cas du spécimen de type « Lap-Shear » représenté sur la figure 108.....	171
Tableau 22 : Degrés de liberté des nœuds N1 et N2 dans le cas du spécimen de type « Coach-Peel » représenté sur la figure 109	172

Introduction

Actuellement, les constructeurs automobiles ont l'obligation de respecter de plus en plus de règles (choc frontal, impact latéral, test du poteau ou encore multiples configurations de choc piéton) à la fois en Europe [EUR 07] et aux USA [USN 07] afin d'obtenir le meilleur classement pour leurs véhicules et donc une publicité efficace vis-à-vis de la sécurité, argument de vente majeur.

Par conséquent, la résistance de la caisse en blanc et plus largement sa capacité à absorber les chocs et à dissiper efficacement l'énergie est de plus en plus contrôlée et étudiée. Or, détruire des véhicules complets pour évaluer les propriétés de la structure coûte cher tout en offrant des résultats extrêmement sensibles à l'instrumentation utilisée. Dès lors, pour tenter de s'affranchir de ces problèmes et compte tenu des évolutions informatiques observées ces dernières années, la solution numérique apparaît comme une alternative intéressante tant temporellement que financièrement.

Ainsi, au début de l'année 2004, afin d'évaluer le réalisme et la précision des modèles numériques existant en interne chez DaimlerChrysler AG, une étude comparative a été menée sur un cas de choc latéral similaire à celui préconisé par l'EURO NCAP (chariot impactant perpendiculairement le pilier B à 50 km/h).

Lors de cette étude, une dispersion importante a été observée entre les résultats issus de la simulation et ceux observés lors de l'expérience. Tandis que la simulation prédit un affaiblissement classique de type « buckling » du pilier B au niveau de l'impact, le crash réel a conduit à une rupture nette et totale du pilier B en son milieu, laissant ainsi pénétrer l'impacteur de manière fatale au sein de l'habitacle.

Plusieurs éléments de réponse peuvent être avancés pour tenter d'expliquer un tel écart entre les deux résultats. Premièrement, sur le véhicule réel impacté, il est possible que l'épaisseur des tôles formant le pilier B soit plus faible que celles réellement employées sur les véhicules de série. Il est également envisageable que l'impacteur ait heurté le pilier B avec une énergie supérieure à celle recommandée pour ce type d'essai. Ce genre d'hypothèses peut s'appliquer à tous les paramètres qu'ils soient liés aux propriétés mécaniques du pilier B, à sa géométrie ou même aux conditions expérimentales environnantes. Ainsi, il pourrait sembler plus réaliste de définir non pas une unique valeur pour chaque paramètre mais plutôt un intervalle de tolérance à l'intérieur duquel doit se situer la valeur réelle. L'utilisation de cette méthode implique d'effectuer N simulations afin de prendre en considération toutes les combinaisons possibles au sein des intervalles préalablement définis. Bien que complexe, ce type de simulation appelé « simulation stochastique » est de plus en plus utilisé.

Cependant, avant d'entamer de telles investigations, il est important de s'assurer que le modèle

numérique utilisé soit suffisamment complet et réaliste. Or, il apparaît que dans la version utilisée début 2004, les points soudés, et plus largement tous les assemblages, ne sont pas modélisés de manière physique, c'est-à-dire avec la possibilité de traduire la plasticité, l'endommagement et la rupture.

Par conséquent, il apparaît clairement qu'il est primordial de remédier à ce manquement sachant que les assemblages sont des points sensibles lors de la transmission des contraintes le long d'une structure. Pour pouvoir les modéliser fidèlement, il faut être conscient de la complexité de leurs structures qui varient, par exemple, en fonction du type de tôles soudées et de leurs épaisseurs, ce qui requiert ainsi une caractérisation expérimentale longue et coûteuse.

Le but de ce travail est donc de développer un modèle numérique détaillé (basé dans un premier temps uniquement sur les soudures par point et les soudures Laser) afin d'être en mesure de caractériser les différents assemblages en effectuant le moins de campagnes expérimentales possible en vue d'économiser du temps et donc de l'argent. Ce modèle détaillé servira de support (conjointement aux expériences réalisées) pour développer en parallèle (mais hors du cadre de cette étude) un modèle simplifié de soudure à intégrer dans le modèle numérique du véhicule complet.

Après avoir présenté l'importance de la simulation numérique dans l'industrie automobile d'aujourd'hui, le premier chapitre propose une description rapide et non exhaustive des procédés de soudage et plus précisément de ceux opérant en phase liquide avec ou sans action mécanique extérieure. Puis, l'état de l'art concernant la description microstructurale de l'endommagement ductile ainsi que différentes représentations mathématiques associées sont exposées.

Le second chapitre présente les raisons pour lesquelles une soudure est une entité complexe et hétérogène. Fort de cette constatation, deux méthodologies, l'une analytique et l'autre expérimentale, sont proposées pour déterminer rapidement et de manière peu coûteuse la géométrie ainsi que les propriétés mécaniques des différentes sous-zones pour deux matériaux et cinq assemblages différents. Enfin, afin de compléter la caractérisation mécanique des deux aciers étudiés, une méthode inverse est présentée pour déterminer les paramètres d'endommagement et de rupture pour chaque zone d'un assemblage donné.

Le troisième chapitre vise tout d'abord à construire le modèle numérique détaillé de soudure par point et de soudure Laser en utilisant la méthode éléments finis. Ensuite les résultats obtenus numériquement grâce au modèle d'endommagement et de rupture de Gurson-Tvergaard-Needleman sont confrontés à ceux résultant des campagnes expérimentales classiques. Par ailleurs, une étude

préliminaire a été menée spécifiquement dans le cas de la soudure Laser pour tenter d'approcher, à l'aide du modèle numérique de Gologanu, le phénomène singulier de rupture en centre de soudure (« tear-off failure » en anglais).

Afin d'étendre au domaine du crash la méthode proposée précédemment, le quatrième chapitre présente une étude pour des vitesses de chargement plus élevées. Ainsi, pour obtenir des résultats expérimentaux de qualité, le dispositif de test a été modifié afin de s'affranchir de toutes les vibrations et oscillations parasites observables sur la courbe caractéristique « force/déplacement » du joint. Par ailleurs, puisque les propriétés mécaniques des aciers varient en fonction de la vitesse de sollicitation, il a été nécessaire dans un second temps de développer une méthode analytique simple pour considérer l'évolution des propriétés mécaniques des différentes zones du joint soudé en fonction de l'accroissement du taux d'allongement. Enfin, dans une dernière partie, une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux est proposée.

Finalement, disposant à ce stade de l'étude d'un modèle détaillé réaliste, le cinquième chapitre se propose d'étudier de manière purement numérique deux cas d'application concernant la soudure Laser. Tout d'abord, la simulation sera utilisée pour évaluer l'influence sur la force transmissible par le joint de trois types d'imperfections géométriques et mécaniques localisées au niveau de la soudure. Puis dans un second temps, une étude sera menée pour évaluer la possibilité de simuler de nouvelles géométries de soudure à partir des résultats obtenus dans les chapitres précédents pour la géométrie de référence.

I. Contexte du travail et études théoriques

I.1 La simulation numérique dans l'industrie automobile

Depuis quelques années, l'offre sur le marché automobile s'est considérablement diversifiée. L'apparition de nombreux constructeurs émanant de pays « nouveaux » comme la Chine ou l'Inde par exemple modifie l'équilibre qui s'était établi entre les grands constructeurs nippons (Nissan, Toyota ...), européens (Mercedes, Renault, Volkswagen ...) et américains (General Motors, Ford ...). Ces nouvelles marques profitent bien souvent du faible coût de la main d'œuvre dans leurs pays pour troubler l'équilibre mondial et proposer des véhicules à très bas prix, comme le fait le constructeur chinois Jianling Motors & Company (JMC) avec un 4x4 de "luxe" au prix de 17 000 € soit un tiers du prix de vente d'un modèle du même segment chez DaimlerChrysler ou chez BMW. Pour résister à cette nouvelle concurrence et par conséquent préserver leurs parts de marché, les constructeurs « historiques » se doivent de rester compétitif et sont ainsi contraints de proposer des produits sur les quatre continents ce qui conduit inexorablement à une diversification de la gamme. Parallèlement, à ces exigences et à cette « nouvelle » variété de modèles, les constructeurs automobiles doivent renouveler leurs gammes de plus en plus fréquemment afin d'intégrer en permanence toutes les dernières innovations technologiques qu'elles soient développées en interne ou bien issues de la concurrence. En effet, le client est de nos jours de plus en plus demandeur de nouvelles technologies et accorde une place toujours plus importante au design, à l'ergonomie et à la sécurité de son véhicule. L'avance relativement importante que possèdent les grands groupes automobiles sur les « nouveaux constructeurs » leur permet d'assurer la fidélité de leur clientèle tant que cette dernière demeure pleinement satisfaite. Par conséquent, pour rester compétitif, le dynamisme et la réactivité du marché automobile ne permettent plus d'étaler de nos jours la conception d'un nouveau véhicule sur plusieurs années. Ainsi, de nombreux constructeurs ont, ces dernières années, revu leurs procédés de conception afin d'éliminer toutes les étapes superflues ou redondantes sans pour autant sacrifier la qualité du produit final. En outre, les étapes jugées indispensables ont souvent été parallélisées afin de tenter d'atteindre une rentabilité temporelle et financière maximale. Par exemple, il est primordial de finaliser rapidement et aussi précisément que possible les caractéristiques et propriétés mécaniques d'une pièce ou d'un sous-ensemble sans faire appel à une construction physique de l'ensemble considéré. Par ce biais, il est possible de réduire de manière importante les fabrications dites de « pré-série » servant à valider différents nouveaux concepts devant être introduits pour la première fois sur un nouveau modèle.

L'utilisation de l'outil numérique offre l'avantage majeur de permettre facilement la mise en place d'une étude paramétrique souvent largement utile dans la phase de conception.

Par ailleurs, afin d'évaluer la qualité des modèles, il est nécessaire de confronter les résultats proposés par les méthodes numériques avec ceux obtenus expérimentalement. Cependant, il semble clair que la déviation acceptable entre l'expérimental et la simulation dépend non seulement du type de structure étudiée, du type de test mais aussi du type de sollicitation.

<i>Année</i>	<i>Nombre d'éléments</i>
1988	10 000
1990	20 000
1992	40 000
1994	80 000
1998	180 000
2000	500 000
2002	1 000 000

Tableau 2 : Approximation du nombre d'éléments constituant un modèle numérique de véhicule chez DaimlerChrysler

Ainsi, il est trivial d'obtenir une adéquation parfaite entre l'expérimental et la simulation dans le cas d'un simple essai de traction visant à déterminer, par exemple, la localisation de la rupture le long de l'éprouvette. À l'opposé si la structure considérée est composée d'un véhicule complet soumis à un choc latéral comme illustré ci-dessous (figure 1), il ne sera pas possible de localiser avec le même degré de précision les différents lieux de rupture au sein du véhicule. Cependant, il est prépondérant d'être capable d'extraire du numérique les mêmes tendances que celles observées dans l'expérimental et par conséquent d'aboutir de manière sûre aux mêmes conclusions.



Figure 1 : Comparaison visuelle entre une déformée résultant d'une expérience réelle (gauche) et l'autre émanant de la simulation (droite)

Ainsi, sur cette base, les comparaisons les plus récentes ont montré que, sur les modèles complets de

Les nombreux développements, et les progrès associés, observés ces dernières années dans le domaine de la modélisation numérique qu'elle soit appliquée aux fluides, aux structures ou à la combinaison fluide/structure ont permis d'intégrer pleinement la force de ces outils dans le cycle de conception du véhicule. Par conséquent, en utilisant l'outil numérique il est possible de résoudre partiellement le problème préalablement présenté en proposant une étude numérique afin de déterminer les propriétés mécaniques du sous-ensemble considéré et d'étudier son comportement au sein de la structure globale. Les larges progrès informatiques nous permettent d'utiliser, de nos jours, les méthodes numériques de manière courante. En effet, même si les techniques numériques étaient déjà présentes au début des années 1980, en utilisant un unique processeur, il fallait compter environ 2 000 heures (soit près de 3 mois de calculs continus!) pour compléter un calcul éléments finis d'environ 8 000 éléments alors que 15 ans après, il suffisait déjà de moins de 30 minutes pour compléter ce même calcul, comme le montre le tableau 1 ci-dessous.

1983	2 000 heures
1984	100 heures
1985	25 heures
1986	12 heures
1998	0,5 heure

Tableau 1 : Evolution approximative du temps CPU nécessaire pour simuler un crash d'une durée de 100 ms pour un petit modèle numérique de véhicule contenant 8 000 éléments

À ces simples considérations « temporelles », il faut ajouter aussi qu'au cours du temps, les codes éléments finis sont devenus de plus en plus stables tout en offrant toujours plus de possibilités et de flexibilité.

D'autre part, l'évolution rapide de la puissance de calcul a aussi permis de raffiner les modèles numériques pour tenter d'obtenir des résultats de plus en plus proches de ceux observés dans la réalité c'est à dire l'expérience. Comme l'illustre le tableau 2 de la page suivante, le nombre d'éléments constituant le modèle numérique d'une voiture complète double environ tous les deux ans. Chez DaimlerChrysler, il est ainsi passé d'environ 10 000 à la fin des années 1990 à 1 000 000 en 2002 pour finalement atteindre 2 000 000 de nos jours. L'augmentation du nombre d'éléments utilisés n'est pas uniquement imputable au raffinement du maillage. En effet, il est souvent la conséquence d'une modélisation de plus en plus complexe incluant les environnements expérimentaux. Ainsi, il est possible de modéliser de nos jours, une voiture complète avec ses passagers impactant une barrière rigide en choc frontal.

Cette procédure de caractérisation « directe » (figure 2 ci-dessous) bien que largement utilisée par de nombreux constructeurs automobiles présente de nombreux inconvénients. Premièrement, dès lors qu'un nouveau matériau ou qu'une nouvelle combinaison de matériaux est utilisée, il est nécessaire de procéder à la lourde caractérisation expérimentale basée sur différents spécimens, différents angles et différentes vitesses de sollicitation. Il apparaît clairement que cette méthode est non seulement longue (fabrication des spécimens, mise en place de l'environnement expérimental puis tests) mais aussi financièrement fort coûteuse. En outre, cette méthode purement expérimentale n'offre qu'une vision « macroscopique » des phénomènes mis en jeu et ne permet pas de déterminer, de quantifier et de comprendre les phénomènes « locaux » se produisant au sein du spécimen soudé pendant le chargement.

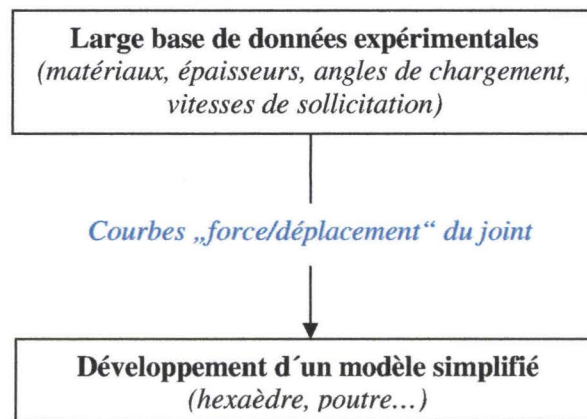


Figure 2 : Méthodologie « classique » utilisée pour le développement d'un modèle simplifié de soudure

Afin de pallier à ces deux limites de la méthode « classique », ce travail propose une nouvelle méthodologie offrant non seulement une plus grande flexibilité mais permettant aussi de réduire de manière significative les coûts temporels et financiers induits par la méthode classique. Par ailleurs, il serait souhaitable que la méthode proposée permette de modéliser et d'étudier de manière précise et locale les phénomènes déclenchant l'amorçage de l'endommagement ainsi que l'initiation et la propagation de la rupture au sein de l'assemblage soudé.

Pour répondre à cette demande, une méthodologie basée sur la construction d'un modèle numérique détaillé est proposée (figure 3 – page suivante). Des essais mécaniques simples et peu coûteux couplés à un modèle éléments finis extrêmement fin du joint soudé devront permettre de remplacer la lourde caractérisation expérimentale de la méthode « classique ». En outre, utilisant l'outil numérique et les modèles d'endommagement basés sur l'évolution de la porosité au sein du matériau (modèle de type

véhicules, une source de dispersion importante entre la simulation et l'expérience était due à la mauvaise représentation (voire parfois à l'absence de représentation) des joints de soudure, de collage ou de rivetage. Ces éléments d'adjonction remplissent pourtant une fonction clé lors du crash puisqu'ils doivent assurer la cohésion des sous-ensembles tout en permettant leur déformation. Par conséquent, la réponse d'un sous ensemble à une sollicitation donnée diffère fortement selon que l'on modélise ou non les éléments d'adjonction.

Le tableau 3 (ci-dessous) permet de mieux cerner l'importance du nombre de soudures (6 250 points soudés), de rivetages (plus de 100) ou de collage (environ 179 mètres) que contient par exemple la caisse en blanc de la classe S modèle 2006 de chez Mercedes. D'autre part, il met en évidence non seulement un nombre croissant de pièces indépendantes constituant la caisse en blanc de la classe S (+19%) mais aussi une utilisation toujours plus large et toujours plus importante des techniques d'adjonctions entre le modèle 2002 et le modèle 2006.

	<i>Classe S - 2002</i>	<i>Classe S - 2006</i>	<i>Evolution</i>
Pièces indépendantes	405	480	+ 19 %
Points soudés	5 500	6 250	+14 %
Soudure Laser [m]	3	14	+ 438 %
Rivets	93	107	+ 15 %
Collage [m]	80	179	+ 124 %

Tableau 3 : Evolution de la contribution des différentes techniques d'adjonctions entre deux modèles de la Mercedes classe S

Ainsi, fort de cette constatation, il apparaît impératif de modéliser lors d'une étude numérique les différents types de joints présents dans la caisse en blanc afin d'améliorer le réalisme des modèles numériques. Cependant, le nombre de points soudés ou la longueur de soudure Laser (14 mètres en 2006) existant dans la caisse en blanc nous oblige à adopter une modélisation simple de chaque joint (hexaèdre, poutre ...) afin de conserver un temps de calcul raisonnable pour le véhicule complet. Ce joint, bien que simplifié, doit retranscrire de manière fidèle les propriétés de l'assemblage en fonction, par exemple, du type de matériaux assemblés et de leurs épaisseurs, en fonction du cas de chargement ou encore en fonction de la vitesse de sollicitation. Ainsi, pour caractériser de manière si complète chaque joint, une large base expérimentale doit être disponible.

Gurson), il semble possible de mieux comprendre les phénomènes conduisant à la ruine de la structure soudée.

Ainsi, dans la suite de ce chapitre, nous allons tout d'abord présenter de manière non-exhaustive différentes techniques de soudage utilisées dans l'industrie automobile pour assembler les sous-ensembles constituant la caisse en blanc. Puis, nous nous efforcerons de décrire les phénomènes micromécaniques se produisant lors de la rupture ductile, type de ruine le plus souvent observé lors de la rupture des assemblages soudés. Enfin nous exposerons, différents modèles mathématiques développés pour modéliser de manière numérique l'endommagement et la rupture en se basant sur l'évolution de la porosité.

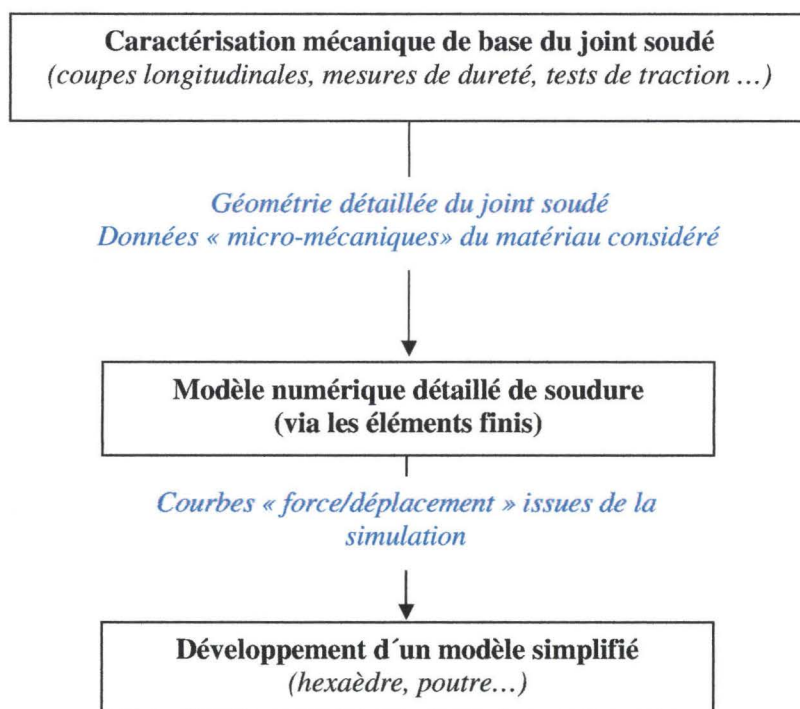


Figure 3 : Méthodologie proposée pour le développement d'un modèle simplifié de soudure et basée sur un modèle numérique détaillé

I.2 Une technique d'assemblage : le soudage

Comme exposé précédemment, le nombre de joints soudés présents dans la caisse en blanc d'un véhicule ne cesse d'augmenter au fil des années, comme le montre l'éclaté de la figure 4 (page suivante). Par ailleurs, la variété des techniques utilisées pour assembler différentes « sous-structures » est de nos jours très large. Parmi les méthodes les plus couramment employées, on peut citer par

exemple le soudage, le collage, le rivetage, le « clinchage », le vissage ou enfin la combinaison d'un ou plusieurs de ces procédés. Ces techniques, bien qu'ayant pour fonction commune d'assurer la cohésion de différents ensembles soumis à un chargement ou à une sollicitation donnée, font appel à des mécanismes d'assemblage totalement différents. Ainsi, ce travail se limite à l'étude des procédés de soudage et plus particulièrement au soudage par point et au soudage Laser.



Figure 4 : Différentes sous-structures constituant la caisse en blanc d'un véhicule de série en 2006
[DaimlerChrysler AG]

I.2.1 Définition et classification des procédés de soudage

Le terme de soudage est la dénomination générale utilisée pour décrire la création d'un assemblage physique indémontable entre deux ou plusieurs sous-ensembles. Cette technologie permet ainsi de lier entre eux quasiment tous les matériaux qu'ils soient métalliques (acier, aluminium) ou plastiques.

Les procédés existants et par conséquent les possibilités offertes sont très nombreuses lorsque l'on répertorie toutes les solutions techniques s'offrant à l'industriel. Bien entendu chaque technique présente des avantages et des inconvénients en fonction non seulement du type d'assemblage souhaité mais aussi par exemple des contraintes mécaniques, économiques et/ou temporelles à respecter. Dans l'industrie, les contraintes d'encombrement sont bien entendues au centre des préoccupations et jouent

un rôle déterminant quand il s'agit par exemple d'intégrer un module de soudage au sein d'une ligne de production. Il apparaît ainsi naturel et nécessaire d'établir une classification des principaux procédés de soudage répandus dans l'industrie. Dès lors, il est plus simple par la suite de choisir le procédé le plus adapté à ses besoins (respectivement à ses contraintes).

Bien entendu, la littérature propose déjà diverses classifications basées pour certaines sur le mode d'apport d'énergie (flamme, arc, plasma ...) pour d'autres par exemple sur l'état de phase dans lequel se trouve le matériau lors de l'opération de soudage.

Cependant à mon sens, une classification plus « complète » doit se baser non seulement sur l'état de phase du matériau pendant l'opération de soudage mais doit aussi préciser la nécessité ou non d'une action extérieure pour activer le processus. Ainsi, il est possible de distinguer les trois familles de procédés suivants¹ :

Procédé AVEC fusion SANS activation mécanique

Procédé AVEC fusion et activation mécanique

Procédé SANS fusion AVEC activation mécanique

En se basant sur les trois familles de procédés préalablement établies, il est possible de lister et de classer, de manière non exhaustive bien sûr, les techniques de soudage les plus couramment employées dans l'industrie.

Etat de la matière	Activation mécanique	Procédés
EN FUSION	OUI	Soudure par point Soudure par bossage Soudure à étincelage Soudure à la molette
	NON	Soudure à flamme Soudure à l'arc Soudure Laser Soudure par électrons Soudure MIG, MAG, TIG
CHAUFFÉ	OUI	Soudure par diffusion Soudure par friction Soudure par forgeage
À FROID	OUI	Soudure à ultrason Soudure par explosion

Tableau 4 : Classification des principaux procédés de soudage utilisés dans l'industrie

¹ Cette classification pourrait bien entendu être affinée puisqu'elle ne précise pas, par exemple, la nécessité ou non d'un matériau d'apport lors du soudage et sa nature le cas échéant.

Ces travaux étant basés sur la modélisation numérique détaillée des soudures par point et des soudures Laser, nous nous attacherons à décrire dans le paragraphe suivant les phénomènes physiques mis en jeu lors de la soudure en phase liquide puis nous présenterons en détail la technique de soudage par point ainsi que la technique de soudage au Laser « RobScan » développée chez DaimlerChrysler AG.

I.2.2 Le soudage en phase liquide

I.2.2.1 Phénomènes physiques mis en jeu

Le soudage en phase liquide est une opération d'assemblage où la continuité métallique entre les tôles à souder est assurée par la fusion, globale ou de proche en proche, de leurs bords. Afin de mieux connaître la nature métallurgique de l'assemblage, il semble nécessaire de s'intéresser en premier lieu aux phénomènes physiques se déroulant pendant l'opération de soudage dans le cas des procédés de soudage en phase liquide.

Afin d'amener la matière à l'état de fusion, il est clair que la température de soudage doit être située au-dessus de la température de fusion du métal de base. Pour les assemblages impliquant des matériaux différents, il est nécessaire que les points de fusion des différents matériaux soient assez proches pour garantir leurs fusions quasi-simultanées.

En examinant au microscope une coupe transversale d'un joint soudé par soudage en phase liquide, il est possible de distinguer optiquement trois différentes zones (zone fondue, zone affectée thermiquement et métal de base) comme illustré sur la figure 5 (ci-dessous).

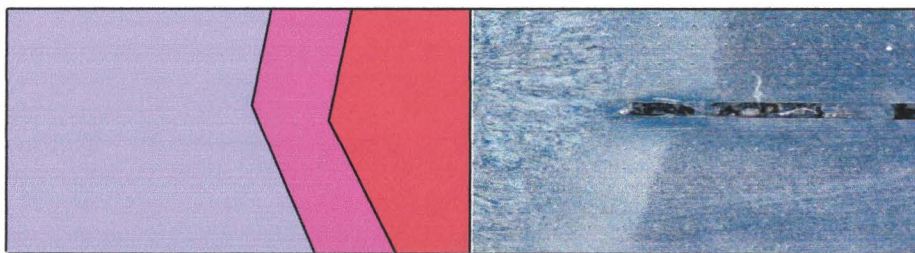


Figure 5 : Vue microscopique d'une section d'un joint soudé au Laser

La *zone fondue*, en rouge, est la seule zone au sein de l'assemblage où l'état liquide a été atteint. Cette zone constitue la partie la plus résistante de l'assemblage. La *zone affectée thermiquement* (ZAT), en rose, est la zone se trouvant de part et d'autre de la zone fondue sur une largeur plus ou moins grande. Cette zone a été soumise à une élévation de température importante sans pour autant avoir été portée à la fusion. Cette zone est fortement hétérogène tant sur le plan microstructural que sur le plan mécanique. Enfin, à l'extérieur de l'ensemble « zone fondue/zone affectée thermiquement » se trouve

le *métal de base*. Cette partie, en mauve, est dite non thermiquement affectée et par conséquent, le matériau possède les mêmes propriétés mécaniques et la même structure atomique qu'avant l'opération de soudage.

Ainsi, il est clair que les propriétés mécaniques de la zone fondue et de la zone affectée thermiquement sont largement différentes de celles proposées par le métal de base, matériau non affecté thermiquement. Cependant, il est assez complexe de connaître précisément les propriétés mécaniques du matériau dans la zone fondue et dans la ZAT, puisqu'elles sont liées à la structure métallurgique nouvellement obtenue après l'opération de soudage. Cette structure dépend intimement de la structure du matériau de base dans son état vierge, de la température de chauffage, du temps de maintien de la température maximale et du cycle de refroidissement.

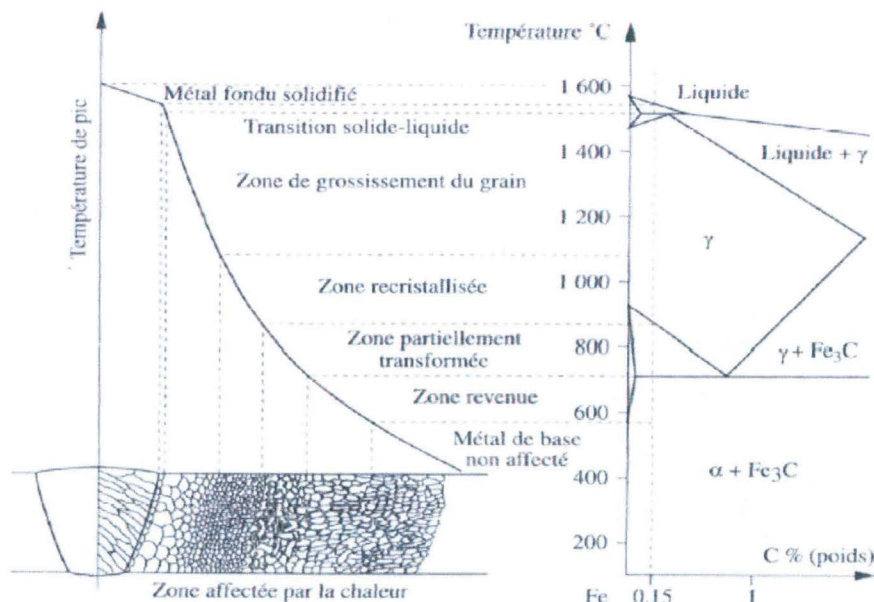


Figure 6 : Présentation schématique des différentes microstructures au sein d'un joint soudé par l'utilisation du diagramme (Fe-C) [EAS83]

Le caractère rapide des cycles thermiques lors des opérations de soudage en phase liquide ne permet pas, au sens strict, d'utiliser les diagrammes d'équilibre pour prévoir la nature exacte des différentes phases dans la zone de fusion et à son voisinage (ZAT). Cependant, il est pratique et souvent toléré de raisonner à partir de ce type de diagramme pour interpréter qualitativement les modifications microstructurales. Dès lors, en se plaçant dans le cas d'un acier de construction à 0,15 % de carbone en masse, l'étude précise du diagramme (Fe-C) en parallèle avec les températures atteintes lors du

soudage en différents points de l'assemblage, permet d'identifier « grossièrement » l'évolution de la microstructure le long du joint soudé.

Comme représenté de manière schématique sur la figure 6 (page précédente), la zone affectée thermiquement propose en son sein différents agencements microstructuraux. Ces différentes phases métallurgiques assurent ainsi la transition progressive entre la zone soudée et le matériau de base non modifiée par l'opération de soudure. Parmi les nombreuses phases composant la zone affectée thermiquement, certaines proposent une ténacité limitée et favorise la rupture totale ou la création de microfissures. Ainsi, cette zone est souvent le lieu de rupture privilégié lors de la destruction d'un assemblage soudé en phase liquide.

I.2.2.2 Procédés courants

Notre étude portant sur l'analyse du comportement des soudures par point et des soudures Laser sous sollicitations quasi-statiques et dynamiques, nous allons présenter dans ce paragraphe le principe de fonctionnement de ces deux techniques d'adjonction. Bien qu'étant toutes les deux classées dans la famille des soudures en phase liquide, ces deux procédés se différencient tout de même puisque la soudure par point nécessite une action mécanique extérieure contrairement à la soudure Laser.

I.2.2.2.1 Avec action mécanique extérieure : soudure par point

Le soudage par point fait partie de la famille des procédés de soudage par résistance et est qualifié aussi de procédé autogène puisque deux pièces d'un même métal sont soudées sans métal d'apport.

Dans ce procédé, l'amenée du courant et l'application de l'effort sont réalisées par des électrodes cylindriques à extrémités tronconiques refroidies par circulation interne d'eau. Leur surface de contact avec les pièces à souder est généralement plate ou légèrement bombée. Elles sont installées sur des machines fixes ou sur des pinces mobiles.

Les pièces à souder sont superposées et sont serrées localement entre deux électrodes en alliage de cuivre afin de maintenir l'ensemble en contact (étape connu sous le nom « d'accostage »). La mise en pression des électrodes peut être assurée de différentes manières soit par commande mécanique soit par commande pneumatique ou encore par commande hydraulique (eau, huile). La pression appliquée dépend du type de matériaux à souder ainsi que de son épaisseur.

L'ensemble pièces à souder et électrodes est traversé par un courant de soudage (forte intensité et basse tension) qui provoque une élévation de température par effet Joule et engendre ainsi la fusion localisée des deux pièces dans la zone de positionnement des deux électrodes. L'intensité du courant de soudage doit être adaptée en fonction de la résistivité du métal.

Après le soudage, les pièces sont maintenues en contact afin de s'assurer de la solidification du point (phase de « forgeage » ou « maintien »). En refroidissant, ce mélange de matière va permettre de fixer de manière quasi-irréversible les deux tôles l'une avec l'autre.

Le volume de métal fondu a une forme ovoïde et prend le nom de point de soudure. Le diamètre du point soudé ainsi obtenu est une fonction de la nature des pièces à souder mais aussi de paramètres intrinsèquement liés au procédé tel que l'intensité du courant, le temps de passage du courant, la section de contact entre les électrodes et les pièces à souder ou l'effort appliqué aux électrodes.

De manière plus générale, le cycle associé au procédé de soudure par point peut être schématisé par la figure 7 (ci-dessous) :

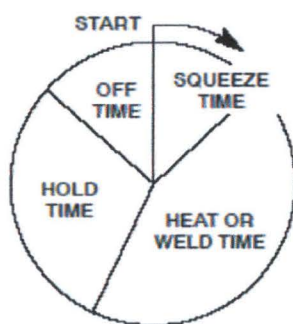


Figure 7 : Schématisation du cycle de soudure par point

Sur la figure précédente, le début du procédé de soudage est indiqué par « START ». Le « Squeeze Time » correspond lui au temps s'écoulant entre l'application de la pression par les électrodes sur les tôles et le début du soudage en lui-même, c'est-à-dire à l'application du courant. Le temps de passage du courant (divisé en petites périodes successives) est ensuite matérialisé par la partie « Heat or Weld Time ». Puis la pression exercée par les électrodes est maintenue quelques temps après la fin de la soudure pour s'assurer de la solidification du joint et par conséquent de sa bonne tenue (« Hold Time »). Finalement, les tôles soudées sont libérées des électrodes afin de permettre la mise en position des prochaines tôles à souder (« Off Time »).

Une modification de la loi d'Ohm peut être proposée pour décrire la création de chaleur lors du procédé de soudure en assimilant puissance et chaleur.

Lorsqu'un courant circule à travers un conducteur, la résistance qu'oppose le conducteur au flux de courant induit une création de chaleur et une élévation de température au sein du conducteur. La création de chaleur se traduit par la formule suivante $C = I^2 \cdot R$ où C représente la chaleur créée, I l'intensité du courant traversant le conducteur et R la résistance qu'oppose ce même conducteur au

flux de courant.

Cependant, il est important de comprendre que bien que la valeur du courant soit la même au sein de toutes les parties formant le circuit électrique, les valeurs des résistances peuvent varier de manière considérable en fonction du point considéré.

Dans le procédé de soudure par point, six points de résistance peuvent être identifiés :

1. Le point de contact entre l'électrode supérieure et la tôle supérieure à souder
2. La tôle supérieure à souder considérée dans sa globalité
3. L'interface entre la tôle supérieure et la tôle inférieure
4. La tôle inférieure à souder considérée dans sa globalité
5. Le point de contact entre l'électrode inférieure et la tôle inférieure à souder
6. La résistance des électrodes

Par ailleurs, Feulvarch et al. [FEU05] proposent une étude théorique couplée à une modélisation numérique où il met en évidence la complexité des phénomènes se déroulant aux points de résistance (phénomènes multi-physiques faisant intervenir l'électrocinétique, la thermique, la métallurgie et la mécanique).

Les résistances étant placées en série, chaque point retarde donc la progression du courant. Par exemple, la résistance au point 3 (interface entre les deux tôles à souder) dépend de la conductivité des deux matériaux, de leurs résistivités et de l'épaisseur de matériau présent dans la zone soudée. L'élévation de température en ce point 3 induit la formation du point soudée (figure 8 –page suivante). Le procédé de soudure par point ne dépend pas uniquement des paramètres précités puisqu'il est en effet absolument nécessaire d'intégrer le paramètre temps. Dans la plupart des cas plusieurs milliers d'ampères sont utilisés. Par conséquent, un courant avec un ampérage relativement élevé circulant dans un circuit offrant une résistance assez importante induit la création d'une quantité de chaleur très importante sur une période de temps très brève. Dès lors, pour réaliser une soudure correcte, il est nécessaire d'avoir un contrôle parfait sur le temps de passage du courant au sein du circuit. En effet, pour des raisons économiques il est plus simple de contrôler le temps de passage du courant plutôt que l'intensité du courant. Par conséquent, la plupart des soudures par point sont faites par de successives courtes impulsions de courant.

Puisque le paramètre temps joue un rôle majeur, il semble important de l'introduire dans l'équation modifiée de la loi d'Ohm proposée ci-dessus. Ainsi, la génération de chaleur (C) par un courant donné (I) circulant dans un circuit présentant une résistance et des pertes données (R et K) au cours d'un laps de temps donné (T) peut se calculer comme suit : $C = I^2 .RT.K$.

Ainsi, si le temps de soudure (temps de passage du courant dans les électrodes) est trop long, le matériau à la jonction entre les deux tôles peut atteindre une température supérieure à sa température de liquéfaction (voire même à celle d'ébullition). Dès lors, ce phénomène peut conduire à l'expulsion d'une partie du matériau liquéfiée hors de la soudure et par conséquent réduire la section effectivement soudée et donc affaiblir le joint. En outre, si le matériau est en état d'ébullition, la présence de vapeur peut engendrer une porosité importante au sein de la soudure due à l'évacuation de ces gaz.

En outre, la soudure est par constitution discontinue et son étanchéité n'est pas assurée. Par ailleurs, l'application de l'effort final provoque généralement une courbure sur les faces inférieure et supérieure du joint. Il est cependant possible de la minimiser en remplaçant l'électrode par un plateau de cuivre dans lequel circule le courant de soudage.

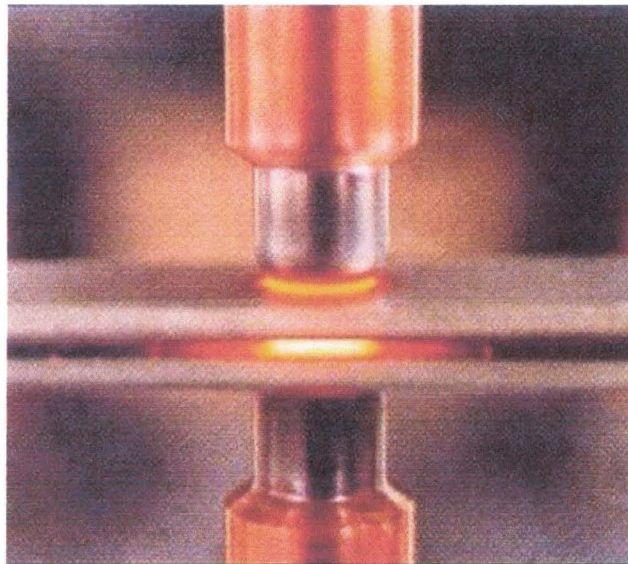


Figure 8 : Fusion des tôles lors de la soudure par point

La soudure par point est utilisée pour assembler différentes tôles dont l'épaisseur est typiquement comprise entre 0.5 mm et 10 mm, cependant l'épaisseur d'une tôle ne doit pas dépasser trois fois l'épaisseur de l'autre. Il est clair que les tôles à souder peuvent avoir des caractéristiques mécaniques (composition, revêtement, limite élastique) et géométriques différentes; elles doivent cependant avoir des points de fusion voisins ce qui rend impossible le soudage entre une tôle d'aluminium et une tôle d'acier. Ce procédé offre une rapidité d'exécution intéressante et peut être automatisé de manière simple. En outre, aucune préparation spécifique préalable n'est nécessaire sur les bords à souder.

Cependant, pour obtenir un soudage correct, les pièces doivent être propres c'est à dire exemptes de rouille, de calamine et de peinture. Par contre, la présence de graisse ou d'huile à la surface des tôles ainsi que les revêtements électrolytiques (par exemple tôles électrozinguées) ne nuisent pas à la soudure.

Pour vérifier la qualité du joint obtenu, différents types de tests peuvent être mis en place. Les examens les plus courants sont de type destructif c'est-à-dire qu'ils ne préservent pas l'intégrité de l'assemblage. Parmi les plus répandus, on peut citer l'examen macrographique et/ou micrographique, l'essai de cisaillement, l'essai d'arrachement et/ou de déboutonnage ou enfin l'essai d'endurance et/ou de fatigue. Il existe également des tests non destructifs qui par définition n'endommagent pas l'assemblage tels que les analyses aux rayons X.

I.2.2.2 Sans action mécanique extérieure : soudure Laser

Dans le cadre de la soudure Laser, l'énergie délivrée par la source Laser à la pièce à souder est absorbée par sa surface. Le matériau se liquéfie dans la zone touchée par le Laser et génère ainsi un cordon de soudure après solidification. La littérature propose de nombreuses études numériques visant à modéliser ce processus ([DE 03], [SYS00], [SAR95], ...)

L'énergie nécessaire est transportée de la source du faisceau Laser à l'optique (scanner) via un câble constitué de fibres optiques. Le mouvement relatif entre le faisceau Laser et la pièce à souder détermine la géométrie de la soudure et aussi la rapidité d'action. La profondeur de pénétration de soudure est déterminée quand à elle par la puissance du laser, le diamètre de la lentille focale et la vitesse de soudage.

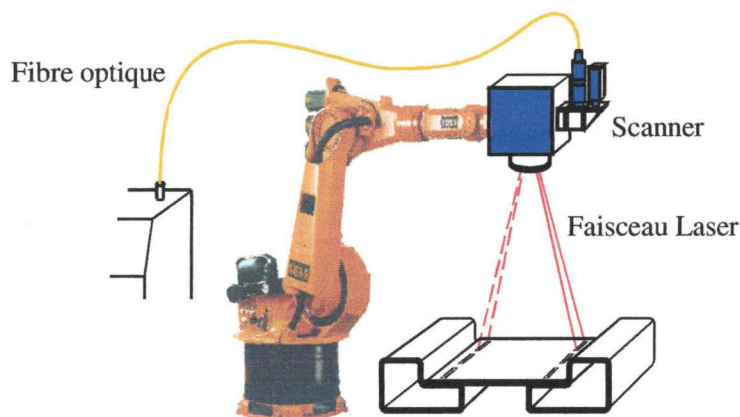


Figure 9 : Le procédé de soudure « RobScan »

La technologie de soudure Laser « RobScan » (figure 9 – page précédente) a été développée chez DaimlerChrysler AG au sein du centre de recherche d'Ulm (Allemagne). Cette technologie est une nouvelle technique de soudage qui dans un futur proche doit remplacer les soudures par point lors de l'assemblage de la caisse en blanc

L'avantage principal du procédé « RobScan » est la très grande rapidité offerte. Le système dans son état de développement actuel utilise un Laser d'une puissance de 3.5 à 4.0 kW qui peut produire jusqu'à 400 soudures par minute. En outre, chacune de ces soudures offre des propriétés au moins comparables à celle offertes par les soudures par point.

Par ailleurs, le procédé « RobScan » offre la possibilité d'optimiser la géométrie de la soudure en fonction des propriétés souhaitées et du champ d'application visé (crash, fatigue ...). En effet, la rigidité et la ténacité du joint peuvent être optimisées en variant par exemple la longueur, la largeur ou la forme de la soudure pour respecter des points spécifiques du cahier des charges.

Le système « RobScan » se compose principalement d'une source de rayon Laser, d'une optique programmable et d'un ordinateur de contrôle. Le faisceau Laser est transporté de la source Laser vers la lentille optique (ou scanner) par une fibre optique pouvant mesurer jusqu'à 50 mètres. Le positionnement et le pilotage du faisceau Laser à la surface de la pièce sont obtenus par l'action simultanée du robot et du scanner. Le déplacement grossier est piloté par le robot tandis que le mouvement local du faisceau laser est piloté par le scanner comme illustré sur la figure 10 (ci-dessous).

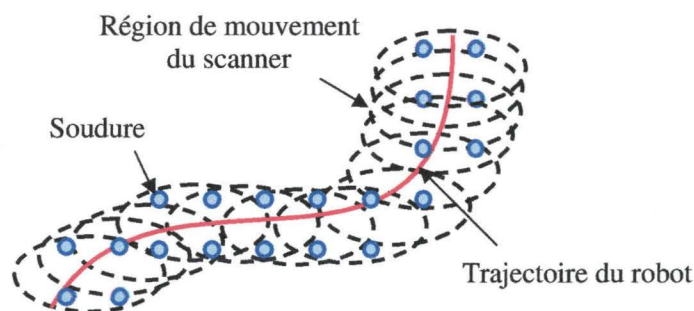


Figure 10 : Action combinée du robot et du scanner

Un système externe de fixation est nécessaire afin d'assurer un positionnement précis des sous-ensembles à souder.

Un espace entre les tôles à souder est impérativement nécessaire dans le cas de tôles métalliques galvanisées. Ce vide doit être respecté pour assurer l'évacuation rapide des vapeurs de zinc résultant du traitement de surface dans la région du cordon de soudure. En effet, en l'absence d'espace, les vapeurs de zinc vont s'évaporer à travers le cordon de soudure créant ainsi une porosité excessive comme l'illustre la figure 11 (ci-dessous).

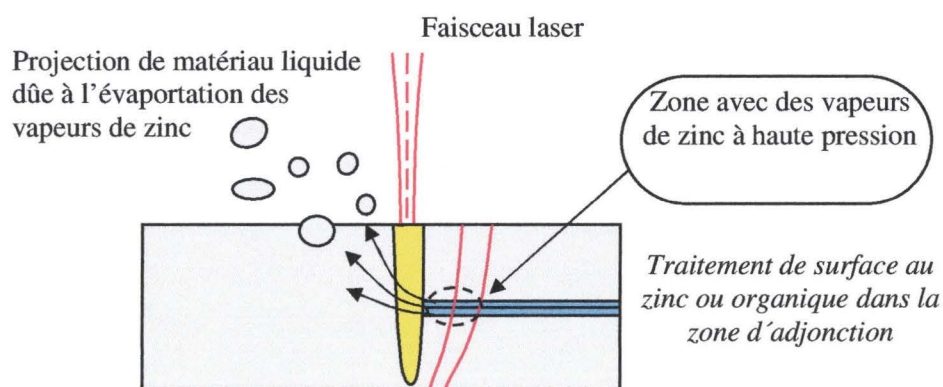


Figure 11 : Evacuation des vapeurs de zinc durant le soudage sans espace de tôles galvanisées

Comme évoqué précédemment, le procédé « RobScan » permet d'imaginer et de créer toutes les géométries de soudures. Il convient cependant de tester leurs apports et les qualités qu'elles proposent sous sollicitations en fatigue ou au crash par exemple. Ainsi, à l'heure actuelle, trois géométries ont été approuvées et validées : soudure en C (« Rob 1 »), soudure linéique (« Rob 7 ») et soudure circulaire (« Rob 9 »).

En parallèle, de nombreuses expériences sont en cours pour tester les propriétés de géométries moins conventionnelles comme, par exemple, des soudures en spirales ou des soudures sinusoïdales.

I.3 L'endommagement des aciers et ses représentations mathématiques

I.3.1 Définition de l'endommagement

Tous les corps existants se déforment lorsqu'ils sont soumis à des forces extérieures. La déformation est dite élastique lorsqu'elle est réversible et indépendante du temps, c'est à dire qu'elle disparaît dès que les forces extérieures ne sont plus appliquées. Une déformation réversible mais dépendante du temps est qualifiée de viscoélastique et dans ce cas la déformation augmente avec la durée d'application de la charge puis décroît lentement après le retrait de la sollicitation extérieure. Lorsque

la déformation est irréversible ou permanente même après l'arrêt de la sollicitation, on parle de déformation plastique.

Dans le cadre des matériaux fragiles, comme le verre par exemple, la rupture intervient pratiquement directement après la phase de déformation élastique. À l'opposé, les métaux subissent une importante déformation plastique avant de rompre et sont ainsi caractérisés de matériaux ductiles. La différence de comportement entre les matériaux fragiles et ductiles se traduit de manière claire sur les courbes « contrainte/allongement » comme l'illustre la figure 12 (ci-dessous).

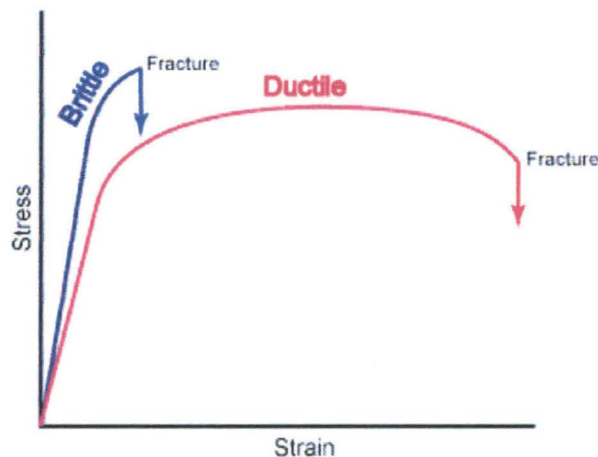


Figure 12 : Comparaison des courbes « contrainte/déformation » pour un matériau fragile (bleu) et pour un matériau ductile (rouge)

Entre le début de la plasticité et l'apparition définitive de la rupture, le phénomène d'endommagement s'exprime au sein de la matière. Ce phénomène irréversible a pour caractéristique de détériorer inexorablement la matière jusqu'à engendrer sa ruine et sa perte totale. D'un point de vue microscopique, les déformations élastiques et plastiques qui se situent au niveau des plans cristallins et des atomes respectent la cohésion de la matière. L'endommagement comme nous allons le voir par la suite perturbe et modifie cette cohésion tandis qu'au stade ultime de l'endommagement, la fissuration détruit cette cohésion pour former au sein de la matière des micro-discontinuités qui peuvent être d'ordre surfaciques ou volumiques.

Communément, on parle de matériau vierge s'il est dépourvu de cavités ou de fissures à l'échelle microscopique. Ainsi, de manière analogue, un matériau est dit non endommagé si son comportement à la déformation est celui du matériau élaboré dans les meilleures conditions. Dans ce cas, l'endommagement sera bien entendu considéré comme nul dans la configuration initiale. On parle de stade final d'endommagement lors de la rupture du volume élémentaire représentatif (VER), ou plus

précisément dès l'apparition d'une fissure dont la taille varie en général entre 0,10 mm et 1,00 mm pour les métaux. Selon les phénomènes mis en jeu, il est possible de distinguer deux types différents d'endommagement : différé ou instantané.

I.3.1.1 Endommagement différé

L'endommagement différé peut résulter lui aussi de deux phénomènes distincts. Tout d'abord dans le cadre d'*endommagement par fatigue*, sous sollicitations cycliques, la déformation se concentre dans des bandes de glissement persistantes. Elle fait apparaître des intrusions et, petit à petit, des fissures suivent les bandes de glissement (figure 13 ci-dessous). C'est le premier stade de la fatigue, on parle alors de phénomène d'endommagement superficiel.

Le second type d'endommagement différé lui se produit à haute température où le fluage intervient, les joints de grains constituent les sites privilégiés pour l'apparition des cavités. Ces cavités croissent en taille et en nombre sous l'effet de la déformation plastique et de la diffusion des lacunes. On observe alors une rupture finale qui est intergranulaire et on parle alors d'*endommagement par fluage*.

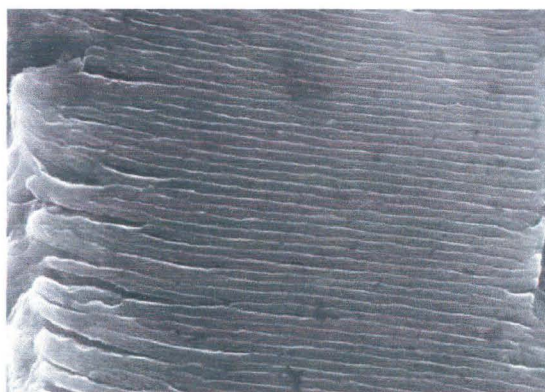


Figure 13 : Faciès de rupture obtenu par fatigue

I.3.1.2 Endommagement instantané

Le second type d'endommagement qualifié d'instantané se décompose lui aussi en deux sous familles. Tout d'abord, l'*endommagement fragile* qui se caractérise typiquement par la rupture de liaisons interatomiques d'une manière quasi-instantanée. Ce phénomène brutal intervient le plus souvent directement à la transition de l'élasticité vers la plasticité, comme le montre la figure 14 (page suivante). Ce mécanisme est observable par exemple dans le cas du verre. À l'opposé, l'*endommagement ductile* résulte lui de l'instabilité microstructurale induite par l'apparition de très grandes déformations plastiques au sein de la matière. Ce mode d'endommagement caractérise la

plupart des aciers. Notre étude sera donc limitée à l'étude de phénomènes d'endommagement instantané de type ductile. Ainsi, nous allons maintenant nous attacher à présenter les différents phénomènes microstructuraux se succédant lors de l'endommagement ductile.

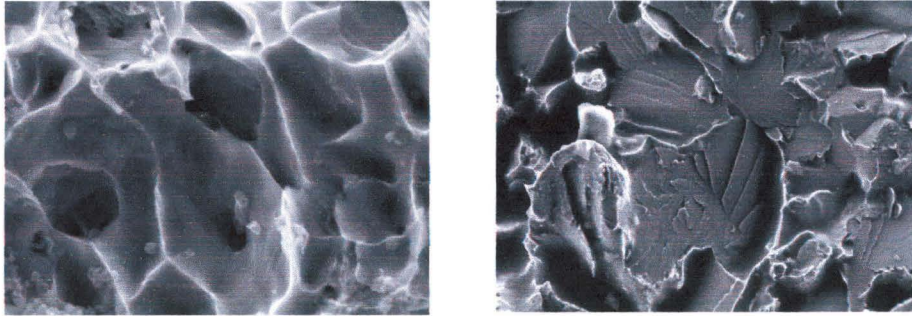


Figure 14 : Faciès de rupture ductile (gauche) et fragile (droite)

I.3.2 Description microstructurale de l'endommagement ductile

Le phénomène de rupture ductile a donné lieu à de nombreuses études dans la littérature aussi bien du point de vue des phénomènes microscopiques entrant en jeu que du point de vue de sa modélisation mathématique. Ainsi, il est communément admis que le phénomène de rupture ductile se décompose en trois étapes successives que sont la nucléation (ou germination), la croissance et la coalescence.

La nucléation (germination)

On appelle nucléation la création de microcavités au cours du processus de déformation plastique. Les sites à partir desquels les cavités sont créées sont liés à des aspects métallurgiques et évoluent avec les champs mécaniques existants. De par leurs constitutions, les matériaux métalliques sont localement des milieux fortement hétérogènes, constitués d'une matrice élasto-plastique, de particules de seconde phase (carbures par exemple) et d'inclusions de type oxydes, sulfures ou nitrates. Dans un état non sollicité, les particules sont solidaires de la matrice. Cependant la différence de rigidité au niveau des interfaces matrice/inclusion donne localement naissance à une concentration de contraintes. L'application d'une sollicitation mécanique, donc d'une déformation, engendre la décohésion des inclusions de la matrice ou la rupture de l'inclusion. Le vide ainsi créé entre la matrice et les inclusions ou bien entre les deux parties de l'inclusion rompue est usuellement appelé une cavité. Ce mécanisme de formation de microcavités est appelé nucléation (ou germination) et est à l'origine de la rupture ductile. Ainsi, il est possible de façon simplifiée de distinguer deux aspects différents de la germination.

Le premier aspect correspond à la germination des cavités dès le début de la déformation plastique; ce processus prend généralement naissance à partir des particules de seconde phase.

Le second aspect est observable dans les métaux possédant une population inclusionnaire non métallique où la germination des cavités a souvent lieu à partir de ces inclusions (figure 15 ci-dessous). Dans ce cas, la germination s'effectue d'abord à partir des plus grosses inclusions pour de faibles déformations et de faibles contraintes, puis lorsque l'écoulement plastique continue, les plus petites inclusions participent au processus de germination.

Pour les aciers à haute limite élastique, la germination a lieu typiquement pour des déformations inférieures à 10%. Notons cependant que pendant le stade de germination les cavités sont tellement petites qu'elles ne modifient pas la réponse macroscopique de la structure. En d'autres termes nous supposons que pendant le stade de nucléation des cavités, ni les propriétés élastiques ni les propriétés plastiques du matériau ne sont affectées.

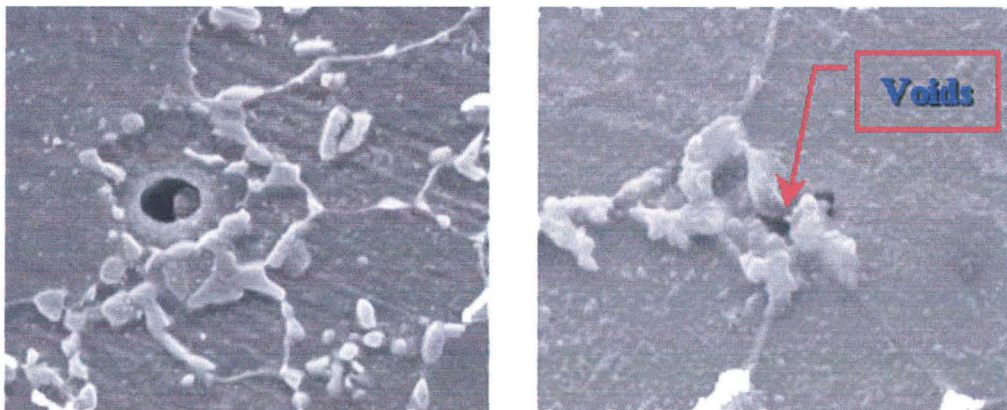


Figure 15 : Nucléation à partir d'inclusions non-métalliques (gauche) et à partir de particules de seconde phase (interface ferrite/martensite) (droite)

La croissance

Une cavité, générée durant le stade de nucléation, croît selon un état de contrainte donné. Cette croissance est pilotée par un écoulement plastique traduisant un écrouissage de la matière autour des cavités préalablement formées. Il est clair qu'en toute rigueur, la phase de croissance commence à l'instant de formation d'une nouvelle cavité, c'est à dire avant que la phase de germination ne soit entièrement achevée.

La coalescence

Ce mécanisme, difficile à étudier à cause de son caractère destructeur, fait l'objet ces dernières années d'une attention particulière. Dans la littérature, on cite principalement deux mécanismes de coalescence.

Le premier mécanisme correspond à la striction des ligaments entre les cavités existantes, le terme

anglais correspondant à ce phénomène est le « *necking* » ou « *impingement* ». En effet, quand le ligament restant entre les deux cavités est suffisamment faible, l'interaction directe entre les deux cavités devient essentielle et ne peut plus être négligée. L'écoulement plastique se localise alors dans le ligament jusqu'à provoquer sa rupture.

Le deuxième mécanisme connu sous le nom anglais « *void sheet* » résulte de la formation d'une seconde population de cavités dans les bandes de glissement (lieu de localisation intense de la déformation) entre les cavités issues de « grosses » inclusions.

La combinaison des deux mécanismes est possible et induit généralement de faibles valeurs de ténacité pour les matériaux concernés. Dans ce cas, on peut alors voir la coalescence par « *void sheet* » comme une interruption prématurée de la coalescence par « *necking* ». Il est clair que la capacité d'écroutissage de la matrice influe sur le mécanisme de coalescence. Une forte capacité à s'écrouter favorise la rupture par striction ligamentaire tandis qu'une matrice s'écroutissant peu favorise la localisation du cisaillement le long des bandes de glissement.

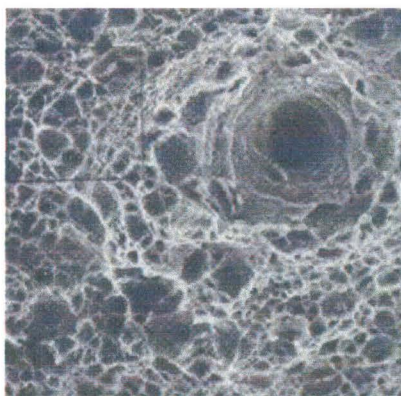


Figure 16 : Résultat d'une coalescence de microcavités

L'achèvement du stade de coalescence des cavités est supposé définir l'amorçage d'une fissure macroscopique de quelques millimètres carrés de superficie (figure 16 ci-dessus). Sa propagation est alors une succession d'étapes de coalescence se produisant dans la structure jusqu'à la rupture finale de cette dernière.

I.3.3 Représentations mathématiques de l'endommagement ductile

Comme pour la modélisation du comportement de n'importe quel milieu déformable, la modélisation de l'endommagement peut se faire suivant deux approches différentes : phénoménologique ou micromécanique. Notre étude se voulant être une étude détaillée du comportement et de la rupture des assemblages soudés sous sollicitations quasi-statiques et dynamiques, nous utiliserons uniquement des

modèles matériaux fondés sur des observations et considérations micromécaniques. Les fondements théoriques des modèles ainsi utilisés seront décrits de manière détaillée dans la suite de ce paragraphe. Il est cependant important pour comprendre toutes les propriétés intrinsèques des modèles microscopiques, de présenter au préalable, de manière concise, les bases de l'approche phénoménologique.

I.3.3.1 Approche phénoménologique

Cette approche est fondée sur l'introduction de variables d'état associées aux différents phénomènes révélés par l'expérimentation. Ces phénomènes sont décrits dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversibles. Il s'agit par cette approche de modéliser les phénomènes d'endommagement et de rupture de manière macroscopique sans utiliser de paramètres décrivant l'évolution de la microstructure de la matière. Les modèles phénoménologiques les plus couramment utilisés dans les problématiques d'endommagement et de ruine des structures sont ceux de Lemaître et de Chaboche [LEM98]. Ces modèles sont basés sur la détermination d'une variable globale d'endommagement D de la structure. Ainsi, pour chaque valeur de cette variable d'endommagement, une contrainte « effective modifiée » $\bar{\sigma}$ ($\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{1-D}$) est calculée afin de modéliser la perte de capacité résistante de la structure. Par conséquent, dans le cas d'une structure vierge, $D=0$, la contrainte « effective modifiée » est clairement égale à la contrainte réellement appliquée à la structure. A l'opposé, dans le cas d'une structure très fortement endommagée, D tendant vers 1, la contrainte « effective modifiée » tend vers $+\infty$. Enfin, l'amorçage de la rupture se produit, classiquement, à partir d'une valeur critique du taux de dissipation d'énergie de déformation.

I.3.3.2 Approche micromécanique

L'approche micromécanique utilise la méthode de localisation homogénéisation qui permet de déterminer les grandeurs macroscopiques de l'élément de volume représentatif (EVR) à partir de celles de cellules élémentaires en prenant des moyennes appropriées. Cela afin de décrire les trois mécanismes élémentaires de l'endommagement présentés dans le paragraphe précédent.

I.3.3.2.1 Modèle de Gurson

L'approche faite par Gurson [GUR77], pour ce qui est des matériaux poreux (matériaux métalliques frittés, sols, roches, ..), décrit un modèle de plasticité dans lequel le critère de plasticité et le potentiel plastique dépendent de la contrainte macroscopique et de la fraction volumique f des cavités (autrement dit de la porosité). L'évolution de la fraction volumique détermine la croissance des cavités

présentes dans la matrice.

L'écoulement plastique avec cavitation proposé par Gurson découle d'un potentiel plastique Φ de la forme:

$$\phi(\sigma_{eq}, \sigma_M, f) = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_M} \right)^2 + 2.f.Cosh\left(\frac{3.\sigma_H}{2.\sigma_M} \right) - (1 + f^2) = 0 \quad (Eq.1)$$

Où σ_M représente l'actuel écoulement de contrainte au sein de la matrice, σ_{eq} la contrainte équivalente de Von Mises calculée à partir de la partie déviatrice du tenseur des contraintes de Cauchy $\underline{\underline{S}}$ et σ_H correspond à la partie hydrostatique de $\underline{\underline{\sigma}}$.

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{3}{2}.\underline{\underline{S}} : \underline{\underline{S}}} = J_2(\underline{\underline{\sigma}}) \quad (Eq.2)$$

$$\sigma_H = \frac{1}{3} \cdot [\text{tr}(\underline{\underline{\sigma}})] = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} = J_1(\underline{\underline{\sigma}}) \quad (Eq.3)$$

La fraction volumique des cavités f (ou de manière plus simple la porosité de l'élément de volume représentatif) peut être formulée comme suit :

$$f = \frac{V_{CAVITÉ}}{V_{EVR}} = \frac{V_{EVR} - V_{MATRICE}}{V_{EVR}} = 1 - \frac{V_{MATRICE}}{V_{EVR}} = 1 - \frac{\rho_{EVR}}{\rho_{MATRICE}} \quad (Eq.4)$$

Ainsi, on note bien que si à l'origine l'élément de volume représentatif ne contient aucune cavité, c'est à dire $V_{MATRICE} = V_{EVR}$ alors la porosité vaut 0. Dans cette configuration, en utilisant l'équation 1, le modèle de Gurson se ramène au modèle de plasticité de Von Mises dans le cadre d'un matériau homogène et sain, c'est à dire non endommagé.

L'endommagement modifie la surface de charge afin de traduire la chute de la capacité résistante due à l'augmentation des contraintes hydrostatiques. On constate également que la rapidité de cette chute de capacité résistante est proportionnelle à l'augmentation de la porosité.

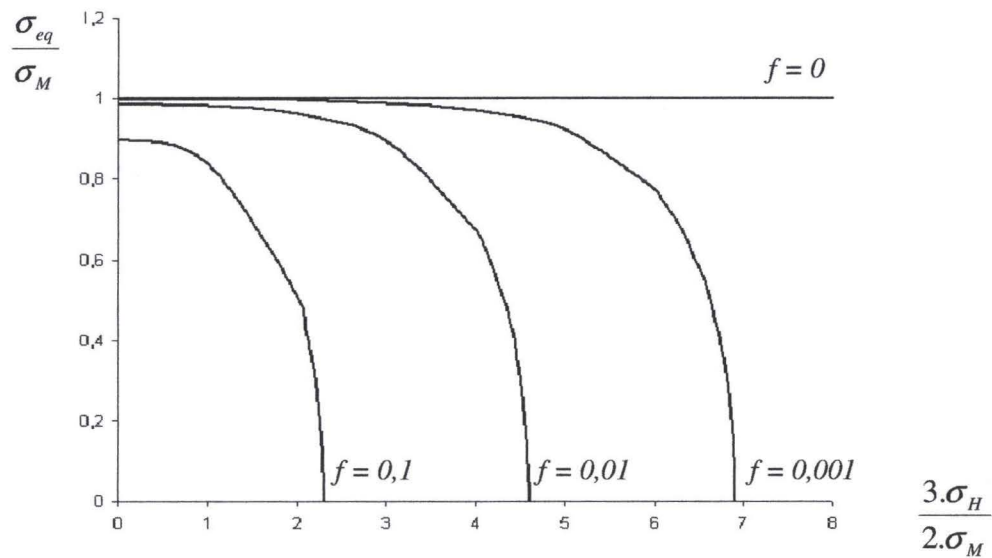


Figure 17 : Evolution de la contrainte équivalente en fonction de la contrainte hydrostatique pour différentes valeurs de la fraction volumique des cavités

Le modèle de Gurson requiert une description précise de l'évolution de la fraction volumique des cavités. Pour ce faire, la nucléation de nouvelles cavités ainsi que la croissance des cavités existantes doivent être prises en compte. Le taux de croissance total de la fraction volumique des cavités s'obtient par:

$$\dot{f}_{TOTAL} = \dot{f}_{NUCLEATION} + \dot{f}_{CROISSANCE} \quad (Eq.5)$$

L'expression de la vitesse d'évolution de la fraction volumique due à la croissance des cavités existantes est obtenue par le raisonnement suivant.

Commençons par différencier par rapport au temps l'équation 4, on obtient ainsi :

$$\dot{f}_{CROISSANCE} = \frac{\dot{V}_{CAVITE} \cdot V_{EVR} - V_{CAVITE} \cdot \dot{V}_{EVR}}{V_{EVR}^2} \quad (Eq.6)$$

Par hypothèse, la matrice est considérée comme pratiquement incompressible dans le domaine plastique ce qui nous permet d'écrire que :

$$|\dot{V}_{CAVITES}| = |\dot{V}_{EVR}| \quad (Eq.7)$$

Par conséquent, la dérivée préalablement établie peut se simplifier comme suit :

$$\dot{f}_{CROISSANCE} = \frac{|\dot{V}_{CAVITÉS}|}{|V_{EVR}|} - \frac{|V_{CAVITÉS}|}{|(V_{EVR})^2|} |\dot{V}_{EVR}| = \left(1 - \frac{|V_{CAVITÉS}|}{|V_{EVR}|}\right) \frac{|\dot{V}_{EVR}|}{|V_{EVR}|} \quad (Eq.8)$$

Finalement, on peut écrire que :

$$\dot{f}_{CROISSANCE} = (1 - f) \cdot tr(\dot{\epsilon}^{PL}) \quad (Eq.9)$$

Cette relation met en lumière une définition simple du taux d'évolution de la porosité due à la croissance des cavités puisqu'il ne dépend que de la fraction volumique des cavités et de la trace du tenseur des vitesses de déformation plastique.

Selon le type de nucléation observé, Zhang et Hauge [ZHA99] proposent d'utiliser trois différents types de lois: en amas (pour la nucléation à partir des inclusions), continue (pour la nucléation continue tout au long du chargement) ou statistique (pour la nucléation à partir des particules de seconde phase).

Dans le cadre du modèle de Gurson, il est supposé que la nucléation de nouvelles cavités est principalement due à la décohésion des particules de seconde phase ou à leur rupture. En conséquence, un modèle de nucléation statistique, piloté par la déformation, est utilisé. Ainsi, Chu et Needleman [CHU80] ont formalisé de manière concrète ce phénomène via l'expression suivante :

$$\dot{f}_{NUCLEATION} = A_1 \cdot \dot{\epsilon}_{eq}^{PL} \quad avec \quad A_1 = \frac{f_N}{S_N \cdot \sqrt{2 \cdot \pi}} \cdot \exp\left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\epsilon^{PL}_{courante} - \epsilon_N}{S_N}\right)^2\right] \quad (Eq.10)$$

Où, $\dot{\epsilon}_{eq}^{PL}$ représente la vitesse de déformation plastique équivalente, f_N la fraction volumique d'inclusions pouvant participer à la nucléation, S_N l'écart type de la distribution des déformations à la rupture, ϵ_N caractérise la déformation moyenne pour laquelle 50% des particules de seconde phase sont rompues et $\epsilon^{PL}_{courante}$ la déformation plastique courante.

Ce modèle nécessite l'identification de trois paramètres supplémentaires que sont f_N , S_N et ϵ_N . Rigoureusement, pour obtenir ces paramètres, une étude métallographique importante est nécessaire.

Néanmoins, dans la littérature beaucoup d'auteurs utilisent les paramètres initiaux donnés par Chu et Needleman : $S_N=0,10$, $\epsilon_N=0,30$ et f_N ajustée selon les matériaux considérés.

I.3.3.2.2 Modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN)

De nombreuses études ont montré que le modèle Gurson dans sa formulation originale était en mesure de décrire de manière adéquate l'initiation de l'endommagement mais il ne permet pas de modéliser convenablement le comportement du matériau dans les phases d'amorçage de la rupture (plus précisément à partir de la coalescence). En effet, le modèle de Gurson « initiale » n'incorpore pas les effets d'interaction entre les microcavités, puisque sa formulation provient de l'étude du comportement d'une cellule, ne contenant qu'une unique microcavité sphérique concentrique, soumise à des contraintes hydrostatiques.

Ainsi, en utilisant des résultats expérimentaux, Tvergaard et Needleman ([TVE81], [TVE84]) ont modifié le potentiel plastique de Gurson afin d'obtenir une meilleure adéquation entre la théorie et l'expérience. Fort de ces modifications, ils proposent le potentiel plastique suivant :

$$\phi(\sigma_{eq}, \sigma_M, f) = \left(\frac{\sigma_{eq}}{\sigma_M} \right)^2 + 2 \cdot q_1 \cdot f^* \cdot \text{Cosh} \left(\frac{3 \cdot q_2 \cdot \sigma_H}{2 \cdot \sigma_M} \right) - 1 - (q_1 \cdot f^*)^2 = 0 \quad (Eq.11)$$

Où, q_1 et q_2 sont deux paramètres scalaires permettant d'affiner la corrélation entre l'expérimental et le numérique

En s'appuyant sur une étude numérique du comportement mécanique d'un matériau contenant des cavités, Tvergaard a montré que $q_1=1,5$ et $q_2=1,0$ sont des valeurs « optimales » pour ces deux paramètres. Cependant, dans les études de Koplik et Needleman [KOP88], on trouve, toujours en s'appuyant sur des simulations numériques, $q_1=1,25$ comme valeur optimale. En se détachant du numérique et en menant des études analytiques sur un schéma de décohésion, Perrin et Leblond [PER90] proposent de considérer $q_1=1/e=1,47$.

Dans le but d'intégrer la possible coalescence des cavités au sein de la matrice métallique, Tvergaard et Needleman [TVE84] ont proposé de remplacer la précédente définition (déterminée par Gurson) de la fraction volumique f des cavités lorsque sa valeur dépasse celle pour laquelle la coalescence s'initie.

Par conséquent, la nouvelle expression proposée prend la forme suivante :

$$f^*(f, f_c, f_f, q_1) = \begin{cases} f & \text{si } f \leq f_c \\ f_c + \frac{q_1}{f_f - f_c} \cdot (f - f_c) & \text{si } f > f_c \end{cases} \quad (\text{Eq.12})$$

Où, f_c représente la valeur de la porosité à laquelle la phase de coalescence s'initie et f_f la valeur de la fraction volumique des cavités à l'instant de la rupture ductile.

La fonction f^* ainsi proposée permet de simuler la chute rapide de capacité du matériau à transmettre la contrainte à partir de la phase de coalescence des cavités. À l'extrême quand f tend vers f_f , la matrice perd toute capacité résistante ce qui conduit à la rupture.

En intégrant au modèle initial de Gurson, la fonction f^* , le modèle de GTN permet d'accéder à une meilleure description de l'évolution de la porosité à partir de la phase de coalescence. Cependant dans le cadre des modèles de Gurson et GTN, les cavités sont par hypothèse sphériques et conservent cette géométrie tout au long de la sollicitation. Pour corriger ce défaut, Gologanu et Leblond ([GOL93], [GOL97]) ont opté pour l'implémentation d'un paramètre de forme afin de prendre en compte et de suivre l'évolution géométrique de la cavité au cours la sollicitation.

I.3.3.2.3 Modèle de Gologanu

Dans le cadre du modèle de Gologanu, le matériau est constitué d'une matrice considérée incompressible et de microcavités pouvant changer de volume, de forme et d'orientation. En effet, Gologanu et al. ([GOL93], [GOL97]) ont étendu l'analyse de la sphère creuse rigide parfaitement plastique chargée axisymétriquement du modèle de Gurson au cas d'un volume ellipsoïdal contenant une cavité elle-même ellipsoïdale confocale allongée ou aplatie comme le montre la figure 18 (page suivante).

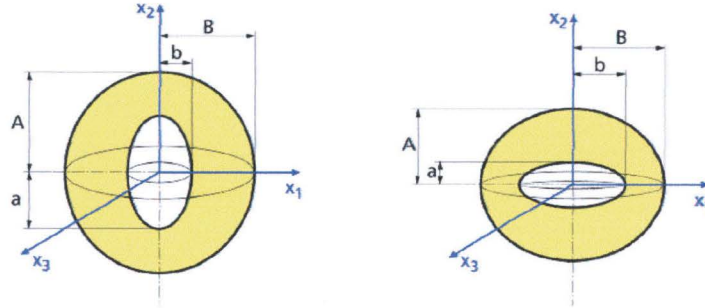


Figure 18 : Représentation d'un volume élémentaire ellipsoïdal contenant soit une cavité allongée (gauche) soit une cavité aplatie (droite)

La forme de la cavité est définie par le paramètre S , qualifié de paramètre de forme, et égal au logarithme népérien du rapport de la longueur des deux demi-axes de la cavité ellipsoïdale.

$$S = \ln w = \ln \frac{a}{b} \quad (\text{Eq.13})$$

La porosité du volume élémentaire représentatif correspond comme dans le cadre du modèle de Gurson au rapport du volume de la cavité sur le volume totale du volume élémentaire représentatif, on peut alors écrire que :

$$f = \frac{V_{\text{CAVITÉ}}}{V_{\text{EVR}}} = \frac{a.b^2}{A.B^2} \quad (\text{Eq.14})$$

Où A et B représentent les longueurs respectives des deux demi-axes du volume élémentaire.

Le volume élémentaire représentatif en raison de la relation de confocalité qu'il présente peut être entièrement décrit par l'excentricité de la cavité notée e_1 et l'excentricité de la matrice notée e_2 . L'excentricité e_1 est déduite du paramètre de forme S via l'expression suivante :

$$e_1 = \sqrt{1 - \exp(-2|S|)} \quad (\text{Eq.15})$$

L'excentricité e_2 est définie non seulement à partir du paramètre de forme S mais aussi via la porosité f , son expression dépend de la forme de la cavité c'est à dire soit allongée $S > 0$ soit aplatie $S < 0$.

L'excentricité e_2 est obtenue en résolvant les équations suivantes :

$$\begin{cases} f \cdot \frac{1-e_2^2}{e_2^3} = \frac{1-e_1^2}{e_1^3} & \text{pour } S \geq 0 \\ f \cdot \frac{\sqrt{1-e_2^2}}{e_2^3} = \frac{\sqrt{1-e_1^2}}{e_1^3} & \text{pour } S \leq 0 \end{cases} \quad (\text{Eq.16})$$

En incorporant ces considérations de forme, le comportement du matériau poreux isotrope est donné par le potentiel plastique suivant :

$$\phi = C \cdot \frac{\|\sigma' + \eta \cdot \sigma_H \cdot \chi\|^2}{\sigma_M^2} + 2 \cdot q_1 \cdot (g+1) \cdot (g+f) \cdot \text{Cosh}\left(\frac{\kappa \cdot \sigma_H}{\sigma_M}\right) - (g+1)^2 - q_1^2 \cdot (g+f)^2 = 0 \quad (\text{Eq.17})$$

On peut noter que ce potentiel a été modifié également par Ponte Castañeda et al. ([CAS94], [CAS96]) afin d'améliorer la prédiction du taux de croissance des cavités dans les cas de chargement présentant un faible taux de triaxialité.

Dans l'équation 17 (ci-dessus), σ_M représente la contrainte d'écoulement de la matrice, σ' représente le déviateur du tenseur des contraintes macroscopiques σ , $\|\cdot\|$ représente l'application de la norme de

Von Mises telle que $\|\cdot\| = \sqrt{\frac{3}{2} \cdot T_{ij} \cdot T_{ij}}$.

Les quantités σ_H et χ sont définies par :

$$\sigma_H = (1 - 2 \cdot \alpha_2) \cdot \sigma_{XX} + \alpha_2 \cdot (\sigma_{YY} + \sigma_{ZZ}) \quad (\text{Eq.18})$$

$$\chi = \frac{1}{3} \cdot (2 \cdot e_x \otimes e_x - e_y \otimes e_y - e_z \otimes e_z) \quad (\text{Eq.19})$$

Le paramètre α_2 dépend du paramètre de forme S et de la porosité f , son expression est donnée par l'intermédiaire de l'excentricité e_2 :

$$\begin{cases} \alpha_2 = \frac{1+e_2^2}{3+e_2^4} & \text{pour } S \geq 0 \\ \alpha_2 = \frac{(1-e_2^2)(1-2 \cdot e_2^2)}{3-6 \cdot e_2^2+4 \cdot e_2^4} & \text{pour } S \leq 0 \end{cases} \quad (\text{Eq.20})$$

Il est intéressant de remarquer que la contrainte moyenne σ_H devient équivalente à celle utilisée pour le modèle de Gurson, lorsque la cavité est sphérique ($S=0$). En effet, dans ce cas, le paramètre α_2 vaut $1/3$ ce qui induit que la contrainte moyenne correspond à la contrainte hydrostatique. Dans le cas d'une cavité cylindrique (c'est à dire $S \gg 0$), le paramètre α_2 est égal à $1/2$ (en effet $e_1=1$ et $e_2=1$) ce qui induit que la contrainte moyenne correspond à la contrainte latérale moyenne $(\sigma_{YY} + \sigma_{ZZ})/2$. Enfin, en considérant le cas d'une cavité fortement aplatie ($S \ll 0$), la contrainte moyenne σ_H se réduit à la contrainte normale σ_{XX} puisque α_2 est égale à 0.

Le paramètre κ est défini comme suit :

$$\kappa = \begin{cases} \left[\frac{1}{\sqrt{3}} + \frac{1}{\ln f} \left((\sqrt{3}-2) \ln \frac{e_1}{e_2} - \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \ln \frac{3+e_1^2+2\sqrt{3+e_1^4}}{3+e_2^2+2\sqrt{3+e_2^4}} + \ln \frac{\sqrt{3}+\sqrt{3+e_1^4}}{\sqrt{3}+\sqrt{3+e_2^4}} \right) \right]^{-1} & \text{pour } S > 0 \\ \left[\frac{2}{3} + \frac{\frac{2}{3} \cdot (g_f - g_l) + \frac{2}{5} \cdot (g_f^{\frac{5}{2}} - g_l^{\frac{5}{2}}) \left(\frac{4}{3} - g_f^{\frac{5}{2}} - g_l^{\frac{5}{2}} \right)}{\ln\left(\frac{g_f}{g_l}\right)} \right]^{-1} & \text{pour } S < 0 \end{cases}$$

Avec : $g_f = \frac{g}{g+f}$ et $g_l = \frac{g}{l+g}$ (Eq.21)

Où g prend les valeurs suivantes :

$$\begin{cases} g = 0 & \text{pour } S \geq 0 \\ g = \frac{e_2^3}{\sqrt{1-e_2^2}} & \text{pour } S \leq 0 \end{cases} \quad \text{(Eq.22)}$$

La variable scalaire κ joue le rôle d'un coefficient pondérateur de l'effet de la contrainte moyenne (σ_H) sur la croissance des cavités comme le montre l'expression du potentiel plastique. Dans le cadre d'une cavité sphérique ($S=0$), on retrouve la valeur $\kappa=3/2$ présente dans l'expression du potentiel de Gurson. Dans le cas d'une cavité cylindrique ($S \gg 0$), la variable scalaire κ prend la valeur $\kappa = \sqrt{3}$.

Les variables η et C ont pour but de faire coïncider la surface de charge du critère de Gologanu avec celle obtenue en considérant un champ de vitesses purement déviatorique.

Il s'agit du champ de vitesse décrivant l'expansion de la cavité à partir de laquelle est basée l'analyse de Gurson et de Gologanu.

Ces deux paramètres η et C sont donnés par :

$$\eta = -\frac{Q \cdot \kappa \cdot (g+1) \cdot (g+f) \cdot \sinh(\kappa \cdot H)}{(g+1)^2 + (g+f)^2 + (g+1) \cdot (g+f) \cdot (\kappa \cdot H \cdot \sinh(\kappa \cdot H) - 2 \cdot \cosh(\kappa \cdot H))} \quad (Eq.23)$$

$$C = -\frac{\kappa \cdot (g+1) \cdot (g+f) \cdot \sinh(\kappa \cdot H)}{(Q + \eta \cdot H) \cdot \eta} \quad (Eq.24)$$

Avec : $H = 2 \cdot (\alpha_1 - \alpha_2)$ et $Q = 1 - f$

Enfin, le paramètre de Tvergaard (q_1) a été modifié par Gologanu en raison de la forme du volume élémentaire représentatif. L'expression du paramètre q_1 , maintenant fonction de la forme de la cavité, est donnée par :

$$q_1 = 1 + 2 \cdot (q - 1) \cdot \frac{w}{1 + w^2} \quad \text{avec} \quad w = \exp(S) \quad (Eq.25)$$

Dans cette expression, q représente la valeur de ce paramètre pour une cavité sphérique, correspondant à l'hypothèse de Gurson, et par conséquent une valeur égale à 1,5 est généralement utilisée.

D'un point de vue théorique, l'évolution de la fraction volumique des cavités est due, comme pour le modèle de Gurson, à la nucléation de nouvelles cavités et à la croissance des cavités existantes. La vitesse d'accroissement de la fraction volumique des cavités correspond à celle définie pour le modèle de Gurson, avec la composante due à la nucléation (contrôlée par la déformation plastique équivalente) et la composante due à la croissance des cavités préalablement formées. En raison du caractère irréversible du processus d'endommagement, les incréments de fraction volumique dus à la nucléation et à la croissance sont toujours positifs ou nuls.

Comme évoqué précédemment, la force du modèle de Gologanu est de prendre en compte l'évolution de la géométrie de la cavité via le paramètre de forme S . La loi d'évolution au cours du temps de ce paramètre de forme S est donnée par :

$$\dot{S} = \frac{3}{2} \left[1 + \frac{9}{2} \cdot h_T(T, \varepsilon) \cdot (1 - \sqrt{f})^2 \cdot \left(\frac{\alpha_1 - \alpha_1^G}{1 - 3 \cdot \alpha_1} \right) \right] \cdot \varepsilon_{xx}^{p'} + 3 \cdot \left(\frac{1 - 3 \cdot \alpha_1}{f} + 3 \cdot \alpha_2 - 1 \right) \cdot \text{tr}(\dot{\varepsilon}^p) \quad (Eq.26)$$

Où, $\dot{\epsilon}^p$ représente le tenseur des vitesses de déformation plastique macroscopique et $\dot{\epsilon}_{XX}^p$ la composante dans la direction « xx » du déviateur de $\dot{\epsilon}^p$.

Les expressions des paramètres α_1 et α_1^G sont données par :

$$\begin{cases} \alpha_1 = \frac{1}{2.e_1^2} - \frac{1-e_1^2}{2.e_1^3} . \tanh^{-1} e_1 \\ \alpha_1^G = \frac{1}{3-e_1^2} \end{cases} \quad \text{pour } S \geq 0$$

$$\begin{cases} \alpha_1 = -\frac{1-e_1^2}{2.e_1^2} + \frac{\sqrt{1-e_1^2}}{2.e_1^3} . \sin^{-1} e_1 \\ \alpha_1^G = \frac{1-e_1^2}{3-e_1^2} \end{cases} \quad \text{pour } S \leq 0$$

(Eq.27)

La fonction h_T , dont l'expression est donnée par l'équation 28, ne dépend que de la triaxialité T ($T=\sigma_H/\sigma_M$) et du paramètre ζ défini par $\zeta=\text{signe}(\sigma_H.\sigma'_{xx})$.

$$\begin{cases} h_T = 1 - T^2 & \text{pour } \zeta > 0 \\ h_T = 1 - \frac{T^2}{2} & \text{pour } \zeta < 0 \end{cases} \quad \text{(Eq.28)}$$

Modèle de coalescence des cavités

Pour décrire de manière correcte la phase de coalescence des cavités, un critère spécifique doit être ajouté au modèle de Gologanu. En effet, certaines études ([PAR98], [BEN02]) ont montré que le critère de porosité critique utilisé dans le modèle de Gurson pour piloter la rupture n'est pas parfaitement adéquat lorsqu'il s'agit de décrire la phase de coalescence des cavités. Dès lors, pour une représentation plus fidèle de la réalité, il est possible d'utiliser, couplé au modèle de Gologanu, le critère de coalescence de Thomason ou celui de Brown / Embury.

Critère de coalescence de Thomason

Le modèle de Thomason [THO90] décrit le fait que la coalescence des cavités s'amorce lorsque la charge limite plastique que peuvent supporter les ligaments inter-cavités est atteinte (phénomène de « necking » comme schématisé sur la figure 19 - page suivante).

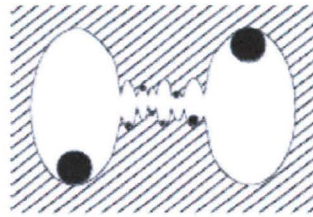


Figure 19 : Rupture via phénomène de « necking »

La charge limite acceptable est obtenue en modélisant une cellule axisymétrique unitaire contenant une porosité ellipsoïde prise au hasard le long d'une rangée comme schématisé sur la figure 20 (ci-dessous).

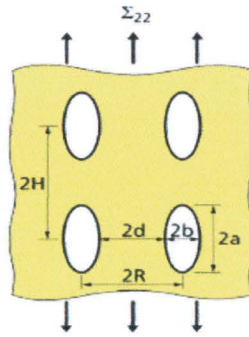


Figure 20 : Cellule axisymétrique unitaire avec porosité ellipsoïde utilisée pour le développement du critère de coalescence de Thomason

Ainsi, la condition de coalescence selon Thomason peut se formuler comme suit :

$$C_{Thomason} = \frac{\Sigma_{22}}{\sigma_M} - \left(1 - \left(\frac{b}{R}\right)^2\right) \left[\alpha \cdot \left(\frac{\frac{R}{b} - 1}{w}\right)^2 + \beta \cdot \sqrt{\frac{R}{b}} \right] = 0 \quad (Eq.29)$$

Où α et β sont des paramètres matériaux.

En utilisant des considérations géométriques, on montre que le ratio entre le diamètre de la cavité ($2b$) et la longueur du ligament inter cavité ($2R$) peut s'exprimer comme suit :

$$\frac{b}{R} = \sqrt[3]{\frac{3 \cdot f \cdot H_0}{2 \cdot w \cdot R_0} \cdot \exp\left(\frac{3}{2} \cdot \dot{\epsilon}_{22}\right)} \quad (Eq.30)$$

Le modèle de Gologanu est utilisé pour obtenir les valeurs de f , w , Σ_{22} et σ_M afin de réutiliser ces différentes quantités dans le critère de coalescence de Thomason. L'aspect initial de la cellule caractérisée par la valeur du ratio H_0/R_0 peut être considéré comme un troisième paramètre matériau comme le furent précédemment α et β .

Critère de Brown et Embury

Le critère de Brown et Embury [BRO73] est basé sur la constatation géométrique suivante : la formation de bandes de cisaillement reliant deux vides cause rapidement la rupture du ligament. La formation de bandes de cisaillement est supposée possible quand le rayon moyen d'un vide est égal à la moitié de la distance séparant les deux centres des vides.

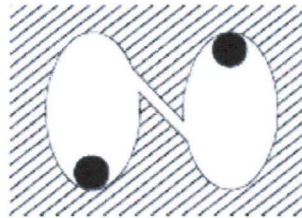


Figure 21 : Rupture du ligament engendrée par la formation de bandes de cisaillement

Ainsi, le critère de Brown / Embury peut être formulé comme suit :

$$C_{Brown / Embury} = \sqrt{1 + w^2} - \frac{R}{b} = 0 \quad (Eq.31)$$

Pour approximer la valeur du ratio R/b (figure 20 – page précédente), la géométrie définie pour obtenir le critère d'écoulement plastique de Gologanu est utilisée (modélisation d'un vide ellipsoïdal au sein d'une matrice sphérique confocale).

Dans ce travail, le modèle de Gologanu sera combiné avec les critères de coalescence de Thomason et Brown / Embury de telle sorte qu'un élément donné est effacé dès lors que l'un des deux critères est satisfait. Cependant, il est bien également possible d'utiliser l'un ou l'autre critère de coalescence de manière purement découplée et indépendante.

Enfin, pour tous les modèles mathématiques présentés dans cette section (Gurson, GTN et Gologanu), la vitesse de déformation plastique est obtenue à l'aide de la règle de normalité, en dérivant le potentiel plastique Φ , par rapport au tenseur des contraintes au sens de Cauchy (équation 32 – page suivante)

$$\underline{\dot{\epsilon}}^{PL} = \dot{\lambda} \frac{\partial \phi}{\partial \underline{\sigma}} \quad (Eq.32)$$

Où $\dot{\lambda}$ est le multiplicateur plastique.

II. Construction du modèle numérique détaillé

II.1 Description du problème

Comme présenté dans le chapitre précédent, le but majeur de cette étude est de pouvoir réduire le nombre important d'expériences nécessaires à la validation du modèle simplifié de soudure. Cette réduction doit être rendue possible en remplaçant les campagnes expérimentales actuelles par l'utilisation d'un modèle numérique détaillé de soudure permettant d'obtenir avec certitude la courbe caractéristique « force/déplacement » du joint pour une sollicitation donnée. En outre, le modèle numérique doit permettre d'étudier le comportement des assemblages soudés par point et au Laser « RobScan » en considérant différents matériaux et plusieurs épaisseurs de tôles.

La construction du modèle numérique requiert différentes données avant même de pouvoir « simuler » le cas de chargement souhaité. Ainsi, dans le cadre de notre étude, ces données « de base » sont au nombre de trois.

1. Tout d'abord, il est impératif de connaître assez finement la géométrie du spécimen étudié et plus précisément la géométrie de la soudure formée entre les deux tôles. Dès lors, il sera possible de créer le modèle CAO de notre spécimen et de le mailler de manière très fine autour de la soudure et de manière plus grossière aux extrémités du spécimen.
2. Deuxièmement, il est nécessaire de fournir les données mécaniques associées aux différentes zones. Typiquement, dans notre cas, nous devons être capable de fournir pour chaque zone de l'assemblage la courbe « contrainte/allongement » associée. Par conséquent, une méthode simple, efficace et peu coûteuse doit être mise en place afin d'accéder à ces données.
3. Enfin, afin de simuler la destruction du joint soudé, il faut introduire dans notre modèle les paramètres d'endommagement et de rupture associés au modèle matériau étudié. Dans un premier temps, nous nous focaliserons sur le modèle de Gurson dans sa forme modifiée par Tvergaard- Needleman et dont la théorie a été présentée dans le chapitre I.

Ainsi, nous nous attacherons dans ce chapitre, à détailler les méthodes développées pour obtenir les trois type de « données de base » précitées, non sans avoir tout d'abord présenté les spécimens et les matériaux sur lesquels nous allons focaliser toute notre étude.

II.2 Choix des spécimens et des matériaux étudiés

II.2.1 Présentation des différents spécimens

Afin de valider notre modèle numérique de manière la plus sûre possible, il faut être capable d'étudier un large panel de cas de chargement afin de couvrir la plupart des configurations pouvant se produire lors d'un crash. Par conséquent, nous concentrerons notre étude sur les trois spécimens présentés ci-dessous.

II.2.1.1 Spécimen de type « Lap-Shear »

Le spécimen de type « Lap-Shear » se compose de deux tôles possédant un recouvrement sur une longueur de 16 mm et fixées l'une avec l'autre par une soudure comme présenté sur la figure 22 (ci-dessous). La longueur totale de ce spécimen est de 140 mm pour une largeur de 50 mm ; il permet de caractériser la soudure en cisaillement pur.



Figure 22 : Spécimen de type « Lap-Shear » et son chargement associé (flèches rouges)

II.2.1.2 Spécimen de type « Tensile/Shear »

Le second spécimen étudié est constitué de deux sous parties en forme de U soudées l'une avec l'autre en leur centre (figure 23 – page suivante). Chaque « U » est long de 50 mm, large de 22 mm et possède en sa base une courbure de 2 mm.

Ce spécimen a été développé par le laboratoire de matériaux et de techniques d'adjonctions (LWF) de Paderborn en Allemagne ([HAH00]). Cette éprouvette permet, comme illustré figure 24 (page suivante), de solliciter la soudure sous quatre angles différents : cisaillement pur (0°), traction pure (90°) et chargement combiné à dominante cisaillement (30°) ou à dominante traction (60°). Dans la littérature, ce spécimen est parfois cité sous le nom de « KS2 », abréviation de l'allemand « Kopfzug-Scherzugprobe 2 ».

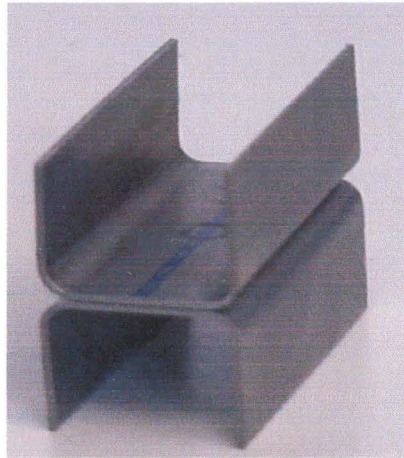


Figure 23 : Spécimen de type « Tensile/Shear » soudé par point

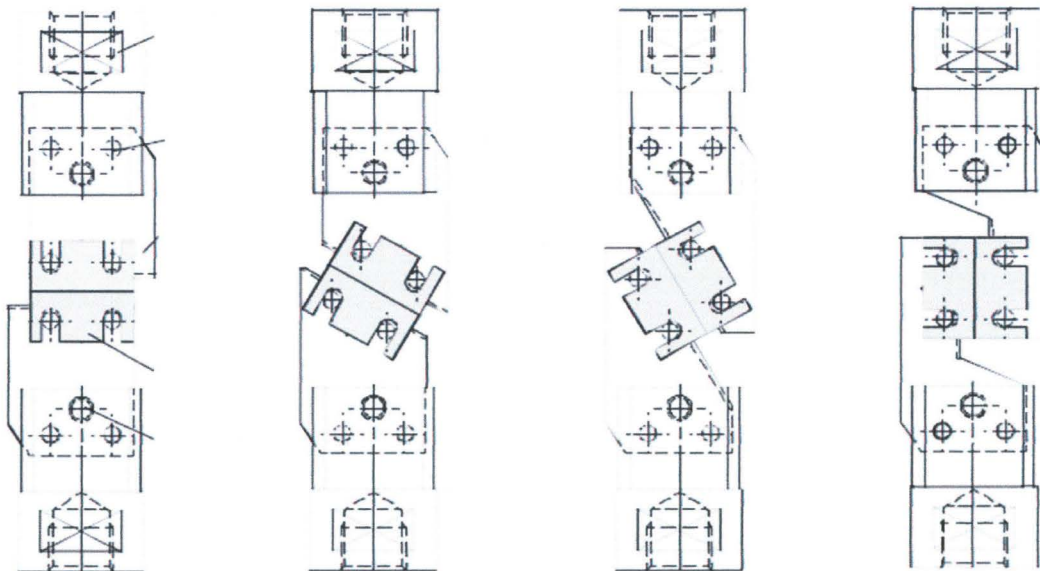


Figure 24 : Spécimen de type « Tensile/Shear » et son environnement expérimental pour quatre angles de chargement : 90°, 60°, 30°, 0°

II.2.1.3 Spécimen de type « Coach-Peel »

Le dernier spécimen considéré dans notre étude est le « Coach-Peel ». Ce spécimen est basé sur la géométrie du « Tensile/Shear » sur lequel on retire une des deux parties courbées (figure 25 – page suivante). Cette éprouvette est, elle aussi, chargée à 90° mais ne possédant plus la symétrie du « Tensile/Shear », le chargement est dans ce cas dissymétrique et permet de caractériser la soudure en flexion.

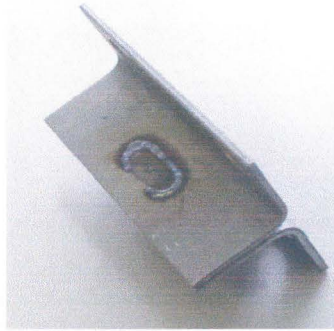


Figure 25 : Specimen de type « Coach-Peel » soudé au Laser via la technologie RobScan

L'utilisation de ces trois différents spécimens permet de gagner en sécurité dans le processus de validation du modèle détaillé numérique de soudure. En effet, le modèle sera considéré comme validé lorsqu'une bonne adéquation entre les courbes expérimentales et les courbes numériques sera obtenue pour tous les spécimens, ce qui induit une validation successive de tous les cas de chargement préalablement décrits.

II.2.2 Présentation des matériaux retenus pour cette étude

De nombreux aciers présentant des propriétés mécaniques de plus en plus complexes sont de nos jours disponibles sur le marché. Ainsi, sur la figure 26 (ci-dessous), il est possible de constater par exemple qu'il existe un facteur 3 en ce qui concerne la valeur de la résistance à la traction entre un acier souple dit « conventionnel » (par exemple : DC04) et un acier à ultra haute limite élastique de type martensitique (par exemple : Usibor 1500p). Par conséquent, il est clair que les phénomènes d'endommagement et de rupture observables pour ces deux aciers seront totalement différents. En effet, il faut souligner qu'il est communément admis dans la littérature que l'accroissement de la résistance à la traction induit une diminution de l'allongement à la rupture.

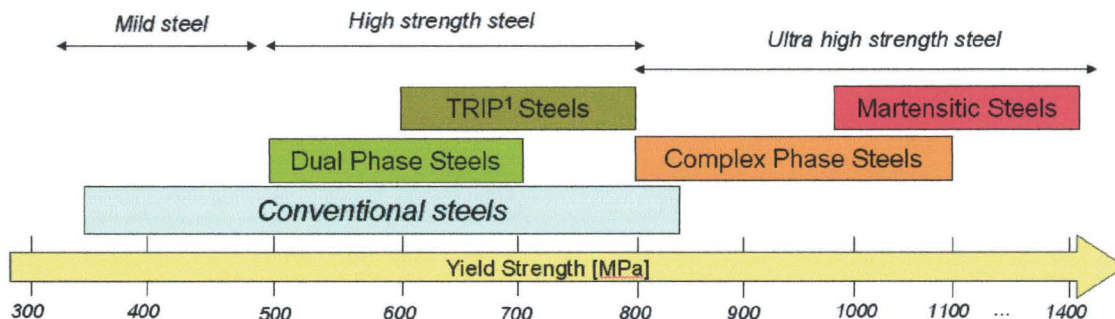


Figure 26 : Différents types d'aciers classés selon leurs valeurs de résistance à la traction

Afin de tester la validité de notre méthode dans le cas le plus général possible, nous avons décidé d'étudier principalement deux aciers, le H320LA et le HT700TD, possédant des propriétés mécaniques relativement éloignées les unes des autres. Nous avons choisi de ne pas étudier d'aciers à très haute limite élastique de type martensitique, car ils présentent souvent des défauts importants de type « macro-fissuration » lors du procédé de soudage.

L'acier H320LA est un acier faiblement allié qui relativement à la figure 26 (page précédente) peut être classé dans la famille des aciers conventionnels. Ses caractéristiques chimiques et micromécaniques sont répertoriées respectivement dans les tableaux 5 et 6 (ci-dessous).

H320LA	C	Si	Mn	P	S	Al	Ti	Nb
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
	0,10	0,50	1,00	0,025	0,025	0,015	0,15	0,09

Tableau 5 : Composition chimique détaillée de l'acier faiblement allié H320LA (source : DaimlerChrysler AG, département production et technique des matériaux)

Où chaque valeur représente le pourcentage en masse respectivement de carbone (C), de silicium (Si), de manganèse (Mn), de phosphore (P), de soufre (S), d'aluminium (Al), de titane (Ti) et de niobium (Nb).

H320LA	R _{p0,2} min	R _{p0,2} max	R _m min	R _m max	A ₈₀
	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[MPa]	[%]
	340	420	410	510	21

Tableau 6 : Propriétés mécaniques ([PUD04]) de l'acier faiblement allié H320LA (source : DaimlerChrysler AG, département production et technique des matériaux)

Où R_{p0,2} représente la limite élastique, R_m la résistance à la traction et A₈₀ l'allongement à la rupture. Le tableau ci-dessus illustre bien le fait que selon les fabricants (mais aussi selon les spécimens testés), il existe une dispersion importante sur la valeur de la limite élastique (environ 20 %) et sur la valeur de la résistance à la traction (également environ 20 %). Même si aucun intervalle de confiance n'est donné par le fabricant sur la valeur de l'allongement à la rupture, il convient aussi de considérer cette valeur avec une fiabilité relative à la lumière des dispersions précédemment observées.

L'acier à haute limite élastique HT700TD fait partie de la famille des aciers TRIP² (il est également connu sous le nom de TRIP700). Les tableaux 7 et 8 (ci-dessous) résument respectivement les caractéristiques chimiques et mécaniques de cet acier.

HT700TD	C	Si	Mn	P	S	Al	Cr+Mo	Nb+Ti
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]
	0,20	0,40	1,70	0,080	0,015	1,60	0,60	0,20

*Tableau 7 : Composition chimique détaillée de l'acier HT700TD
(source : DaimlerChrysler AG, département production et technique des matériaux)*

Où chaque valeur représente le pourcentage en masse respectivement de carbone (C), de silicium (Si), de manganèse (Mn), de phosphore (P), de soufre (S), d'aluminium (Al), de chrome + molybdène (Cr+Mo) et de niobium + titane (Nb+Ti).

HT700TD	R _{p0,2} min [MPa]	R _{p0,2} max [MPa]	R _m min [MPa]	R _m max [MPa]	A ₈₀ [%]
	430	490	700	780	26

*Tableau 8 : Propriétés mécaniques ([PUD04]) de l'acier HT700TD
(source : DaimlerChrysler AG, département production et technique des matériaux)*

Dans le tableau 8 (ci-dessous) et de manière analogue au tableau 6 (page précédente), R_{p0,2} représente la limite élastique, R_m la résistance à la traction et A₈₀ l'allongement à la rupture.

Les dispersions sur les valeurs des différentes caractéristiques mécaniques sont pour cet acier de 12% pour la limite élastique et de 10% pour la résistance à la traction.

En considérant pour chaque acier les valeurs moyennes des caractéristiques mécaniques préalablement données, on observe, entre le matériau H320LA et le matériau HT700TD, non seulement une augmentation de 20% de la limite élastique (H320LA : 380 MPa, HT700TD : 460 MPa) et de 60% de la résistance à la traction (H320LA : 460 MPa, HT700TD : 740 MPa) mais aussi un accroissement de 25% de l'allongement à la rupture (H320LA : 21%, HT700TD : 26%), ce qui peut sembler à première vue paradoxal.

² TRIP: Transformation Induced Plasticity

Les aciers de type TRIP (« *TR*ansformation *I*nduced *P*lasticity » ou *plasticité induite*) se distinguent des aciers dits conventionnels puisqu'ils offrent de très bonnes propriétés de résistance mécanique associées à une élasticité relativement importante. La connaissance de l'arrangement microstructural de ce type d'acier permet de comprendre cette singularité. En effet, les aciers de type TRIP sont, du point de vue microstructural, assez complexes puisqu'ils contiennent différentes phases, qui associées engendrent des qualités mécaniques remarquables. La microstructure (figure 27 ci-dessous) se compose essentiellement d'une matrice de ferrite-bainitique avec des inclusions de type austénitique et de très rares îlots de martensitiques. L'effet « TRIP » repose sur la transformation des restes austénitiques en martensite au cours de la déformation plastique. Par conséquent, les déformations locales sont limitées par ces consolidations ce qui garantit une répartition plus homogène de la déformation globale.

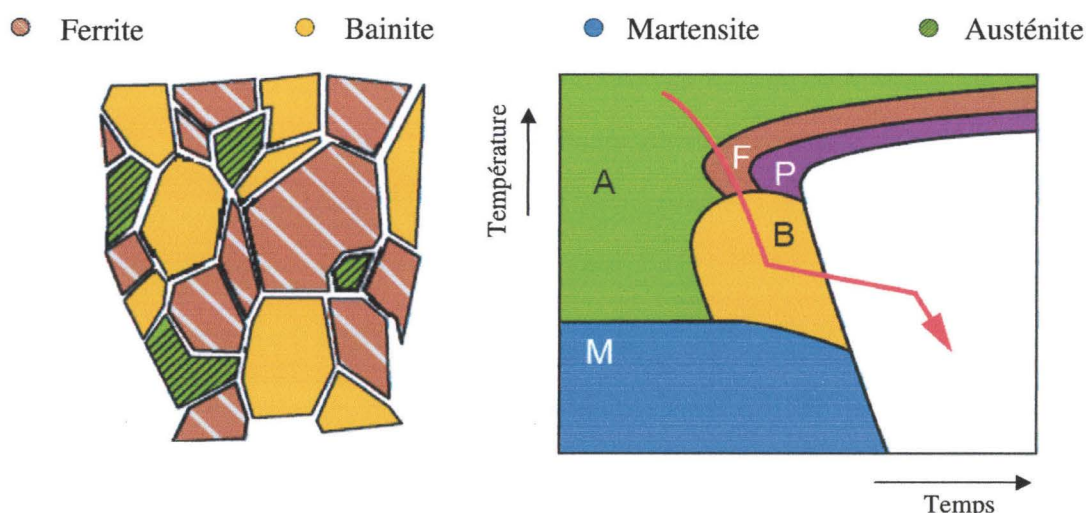


Figure 27 : Schématisation de la microstructure de l'acier HT700TD avec le diagramme d'évolution de phase « température/temps » associé

II.2.3 Matrice des assemblages étudiés

Afin de pouvoir généraliser au maximum notre méthodologie, nous étudierons dans un premier temps les assemblages symétriques de type H320LA/H320LA et HT700TD/HT700TD, pour ensuite enrichir notre étude par la modélisation d'un assemblage asymétrique de type H320LA/HT700TD. Par soucis de lisibilité et de clarté, le tableau 9 (page suivante) récapitule les assemblages étudiés ainsi que les épaisseurs de tôle considérées et les vitesses de chargement associées.

	H320LA/ H320LA	HT700TD/HT700TD	H320LA/HT700TD
Cas quasi-statique <i>10 mm/min</i>	1,50 mm / 1,50 mm 1,50 mm / 1,00 mm 1,00 mm / 1,00 mm	1,25 mm / 1,25 mm	1,15 mm / 1,25 mm
Cas dynamique <i>~ 3 m/s</i>	1,50 mm / 1,50 mm	Non étudié	Non étudié

Tableau 9 : Assemblages étudiés et vitesses de chargement associées

Après avoir défini précisément les assemblages étudiés, nous allons maintenant présenter en détail la méthodologie nous permettant de déterminer leurs propriétés géométriques (II.3) et mécaniques (II.4 et II.5).

II.3 Méthodologie d'obtention de la géométrie détaillée de la soudure

La première étape dans notre quête est de déterminer pour un assemblage donné soudé soit par point soit au Laser « RobScan » sa géométrie de manière précise et détaillée.

Pour ce faire, une coupe transversale au milieu du joint (soudure par point sur la figure 28 ci-dessous et soudure « RobScan » sur la figure 29 page suivante) est effectuée de manière systématique lors du soudage de chaque nouvelle combinaison.



Figure 28 : Coupe transversale d'une soudure par point –
Assemblage HT700TD 1,25 mm / HT700TD 1,25 mm

D'un point de vue purement géométrique, grâce à ces coupes transversales, on peut noter la présence, dans le cas de la soudure par point, d'un léger écrasement aux extrémités inférieures et supérieures de la soudure.

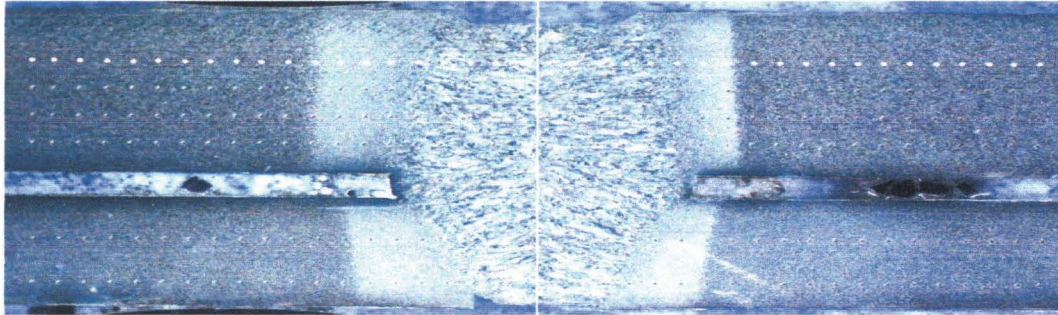


Figure 29 : Coupe transversale d'une soudure « RobScan » (H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm)

Comme expliqué dans le chapitre précédent, cet écrasement résulte de la pression exercée par les électrodes lors du procédé de soudage. Par ailleurs, de part et d'autre de noyau de soudure, les deux tôles se rejoignent en formant une pointe induisant à cet endroit une singularité qu'il convient de modéliser finement. En effet, la prise en compte de ces singularités dans le modèle numérique est primordiale puisqu'elles peuvent induire des concentrations de contraintes pendant le chargement du joint soudé.

Dans le cadre du joint de type « RobScan » (figure 29 ci-dessus), la très faible courbure à l'extrémité supérieure de la soudure est due à la liquéfaction puis vaporisation de la matière pendant le procédé de soudage.

Comme évoqué de manière qualitative dans le chapitre I, un joint soudé qu'il soit par point ou de type « RobScan » est composé de trois différentes « sous-zones » : le matériau de base, la zone affectée thermiquement et le noyau/cordon de soudure. Afin d'obtenir une modélisation cohérente du joint soudé il est nécessaire de connaître la largeur de chaque zone pour un type d'assemblage donné. Pour ce faire, nous effectuerons une mesure de dureté Vickers le long de la coupe transversale du joint à caractériser. Les différents paliers de variation de dureté nous permettront ainsi de déterminer, simplement, rapidement et économiquement la largeur de chaque « sous-zone », donnée nécessaire à la construction de notre modèle éléments finis.

Le test de dureté Vickers consiste à marquer le matériau à caractériser avec une pointe pyramidale en diamant, de base carrée et d'angle au sommet entre face opposée de 136° , en appliquant une force donnée (1N dans notre étude) pendant un temps défini (10 secondes dans notre étude). La base carrée de l'intendeur laisse à la surface du matériau testé, après le retrait de la charge, une empreinte. Les deux diagonales d_1 et d_2 de cette empreinte sont mesurées à l'aide d'un appareil optique. Ainsi, la

valeur de dureté Vickers est obtenue en divisant la force appliquée sur le matériau par l'aire de l'empreinte laissée élevée au carré. Afin de se prémunir des effets de bord, il est nécessaire de respecter, entre deux points de mesure, une distance minimale égale à 2,5 fois la longueur de la diagonale de l'empreinte laissée par la pointe pyramidale. Dans notre cas, chaque mesure de dureté est séparée par un espace égal approximativement à 0.10 mm ([ISO00]).

La figure 30 (ci-dessous) illustre le profil de dureté obtenu après traitement des données pour l'assemblage soudé par point de type H320LA 1,00 mm / H320LA 1,00 mm. Ainsi, comme souhaité il est clairement possible de délimiter les différentes zones présentes le long du joint soudé, et d'évaluer leurs largeurs respectives. Sur le profil de dureté Vickers présenté figure 30 (ci-dessous), nous pouvons déterminer que le noyau de soudure présente une largeur de 1,35 mm et qu'il est « entouré » de part et d'autre par une zone affectée thermiquement (fortement hétérogène comme le montre l'important gradient de dureté) large d'environ 0,85 mm. Afin d'affiner le modèle éléments finis, la zone affectée thermiquement pourra être divisée en deux sous-parties pour « discrétiser » plus précisément la variation de dureté.

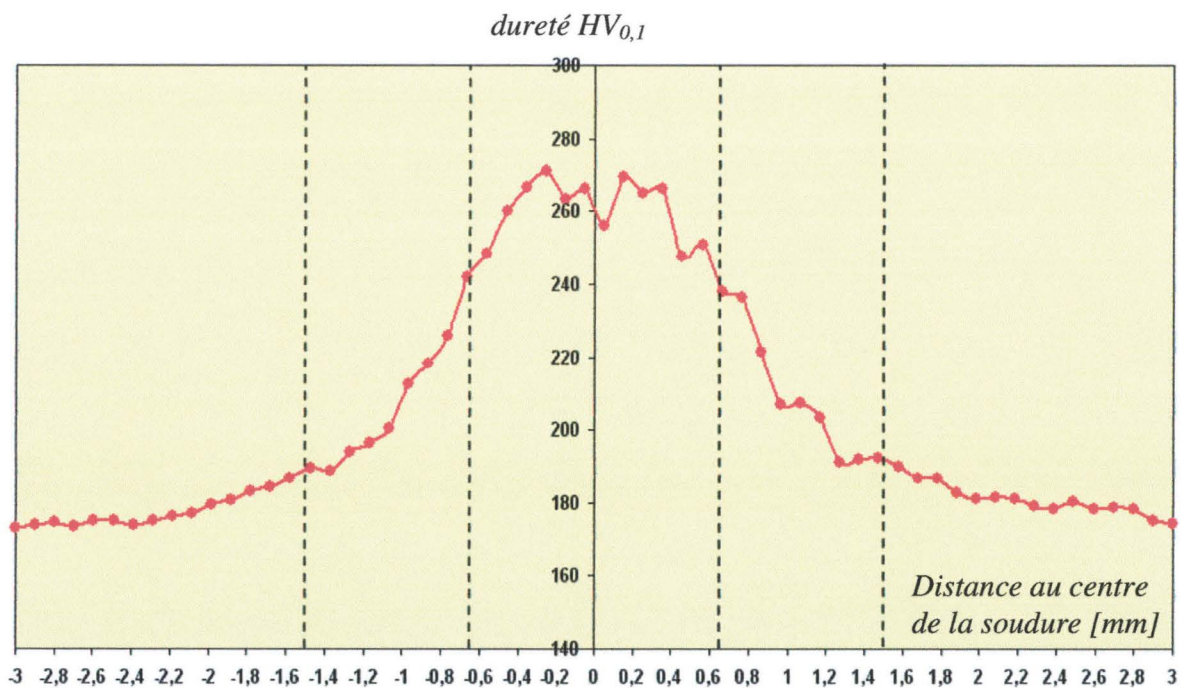


Figure 30 : Profil de dureté Vickers mesurée le long de l'assemblage « RobScan » H320LA 1,00 mm / H320LA 1,00 mm

Dès lors, la méthode présentée dans ce paragraphe permet tout d'abord en utilisant la coupe transversale de modéliser globalement la soudure étudiée et les singularités qu'elle présente. Ensuite, en utilisant le profil de dureté Vickers, ce premier modèle peut-être affiné en délimitant la largeur de chaque « sous-zone » constituant soudure.

Après avoir montré qualitativement la présence de ces différentes zones, il convient de les caractériser quantitativement d'un point de vue mécanique. Ainsi, dans le paragraphe suivant, nous nous efforcerons de présenter la méthodologie mise en place pour déterminer de manière simple et économique les propriétés mécaniques (courbe « contrainte/allongement ») du matériau de base, de la zone affectée thermiquement et du noyau (respectivement cordon) de soudure.

II.4 Méthodologie d'obtention des propriétés mécaniques de la soudure

Comme évoqué précédemment, après avoir construit la géométrie détaillée du joint soudé (qu'il soit par point ou Laser) il convient de déterminer les propriétés mécaniques associées à chacune des zones le composant. Dès lors, il est nécessaire de connaître la courbe « contrainte/allongement » de la zone affectée thermiquement et du noyau (respectivement cordon) de soudure. Les propriétés mécaniques du matériau de base (dans notre cas soit le H320LA ou soit le HT700TD) sont, également, nécessaires. Elles peuvent être obtenues simplement en réalisant un essai de traction sur une tôle vierge. La courbe « contrainte/allongement » ainsi obtenue est présentée ci-dessous (figure 31) pour le matériau H320LA et sur la figure 32 (page suivante) pour la matériau HT700TD.

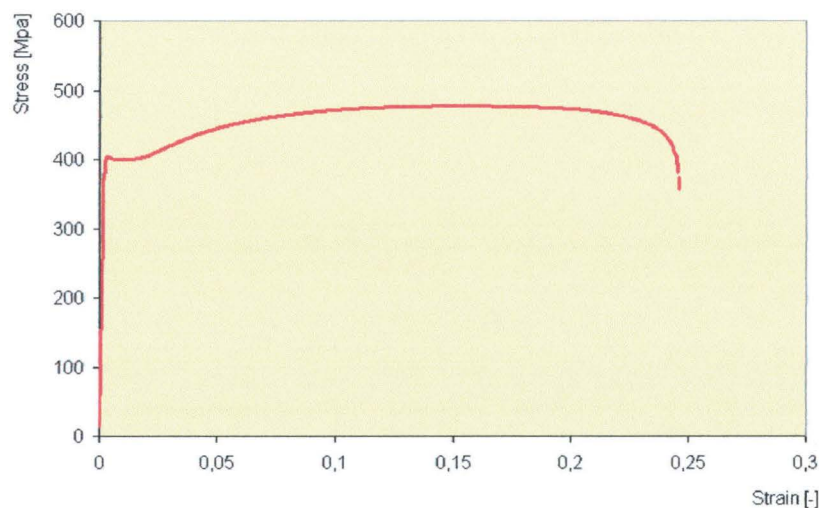


Figure 31 : Courbe expérimentale « contrainte/allongement » pour le matériau H320LA

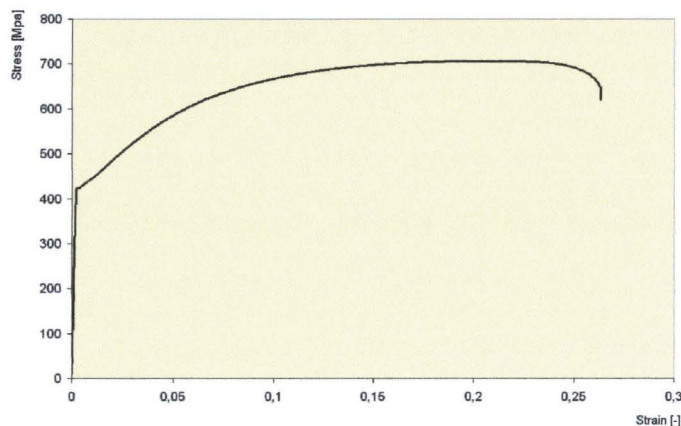


Figure 32 : Courbe expérimentale « contrainte/allongement » pour le matériau HT700TD

Dans ce paragraphe, nous présenterons les deux méthodologies proposées pour déterminer la courbe « contrainte/allongement » de la zone affectée thermiquement et du noyau/cordon de soudure pour un assemblage donné. La première dite « méthode analytique » est basée uniquement sur des conversions et des consultations d'abaques tandis que la seconde, valable uniquement pour les soudures « RobScan », est basée sur une caractérisation expérimentale de « mini-éprouvettes » de traction.

II.4.1 Méthode analytique

La méthode analytique présentée dans ce paragraphe ne permet pas d'obtenir explicitement la courbe « contrainte/allongement » dans son intégralité. Elle permet uniquement d'évaluer la valeur de la résistance à la traction et de l'allongement à la rupture.

Connaissant la valeur de la résistance à la traction pour, par exemple, la zone affectée thermiquement, un facteur multiplicatif sera calculé en divisant cette valeur par celle du matériau de base. Dès lors, pour obtenir la courbe complète pour la zone affectée thermiquement, chaque valeur des contraintes de la courbe du matériau de base sera multipliée par le facteur préalablement établi en tenant compte aussi de la nouvelle valeur de l'allongement à la rupture, dont les modalités d'obtention seront détaillées aussi dans la section II.4.1.2 (page 68).

II.4.1.1 Détermination de la résistance à la traction

Pour obtenir, pour un assemblage donné, la valeur de la résistance à la traction pour la zone affectée thermiquement et le noyau/cordon de soudure, nous allons nous baser sur les mesures de dureté effectuées précédemment. Tout d'abord, pour une « sous-zone » donnée, une moyenne est effectuée entre toutes les valeurs de dureté mesurées. Ainsi, suivant l'exemple de la figure 30 (page 65), nous obtenons pour le matériau de base une dureté Vickers moyenne égale à 170 HV, pour la zone affectée

thermiquement une dureté Vickers moyenne valant 210 HV et pour la soudure une dureté Vickers moyenne de 260 HV.

En utilisant la norme DIN 50150 [DIN00], les valeurs moyennes de dureté Vickers peuvent être converties en valeurs « équivalentes » de résistance à la traction. À noter que cette norme n'est, théoriquement, valable que pour les aciers non alliés ou faiblement alliés (par exemple H320LA). Malgré cette limitation, nous utiliserons « abusivement » cette table de conversion également pour notre second matériau, le HT700TD.

En revenant à notre exemple et en utilisant le tableau de conversion, on obtient pour le matériau de base une valeur « équivalente » de la résistance à la traction de 545 MPa, pour la zone affectée thermiquement 678 MPa et pour la soudure 838 MPa. Afin de recalculer la valeur de la résistance à la traction pour le matériau de base obtenue par la mesure de dureté (valeur « indirecte ») et celle obtenue par l'essai de traction (valeur « directe »), nous allons calculer un facteur correctif qui est simplement le quotient de la valeur « directe » sur la valeur « indirecte ». Dans notre exemple, la valeur « indirecte » valant 545 MPa et la valeur « directe » étant égale à 460 MPa (moyenne entre la valeur max – 510 MPa – et la valeur min – 410 MPa – du tableau 6 page 60), nous en déduisons un facteur correctif égal à $460/545$ soit 0,844. Utilisant ce facteur correctif, nous calculons les valeurs « équivalentes » recalculées de la résistance à la traction pour la zone affectée thermiquement et le matériau de base, ce qui conduit à 572 MPa pour la ZAT et à 707 MPa pour la soudure.

De manière triviale, on détermine que le facteur multiplicatif entre la valeur de la résistance à la traction pour le matériau de base et pour la ZAT est égal à 1,239 ($570/460$) et à 1,530 ($704/460$) entre le matériau de base et la soudure.

Ces conversions, recalculs et calculs de coefficient multiplicatifs doivent être répétés pour chaque assemblage et pour chaque type de soudure (par point et « RobScan »).

II.4.1.2 Détermination de l'allongement à la rupture

Dans le cadre de la méthode analytique, la détermination de l'allongement à la rupture se fera en utilisant le graphique présenté figure 33 (page suivante), qui permet d'évaluer pour un type d'acier donné la valeur de l'allongement à la rupture à partir de celle de la résistance à la traction.

Toujours en considérant l'exemple précédent, nous avons déterminé que pour le H320LA, la valeur de la résistance à la traction, pour le matériau de base, était égale à 460 MPa. En utilisant la figure 33 (page suivante), on en déduit donc un allongement à la rupture d'environ 26%, qui correspond à la moyenne entre la valeur haute de 30% et la valeur basse de 22%. Cette approximation pour le matériau de base semble un peu « optimiste » puisqu'elle dépasse de 5% la valeur déterminée par le

département production et technique des matériaux de DaimlerChrysler AG qui était de 21% (tableau 6 page 60).

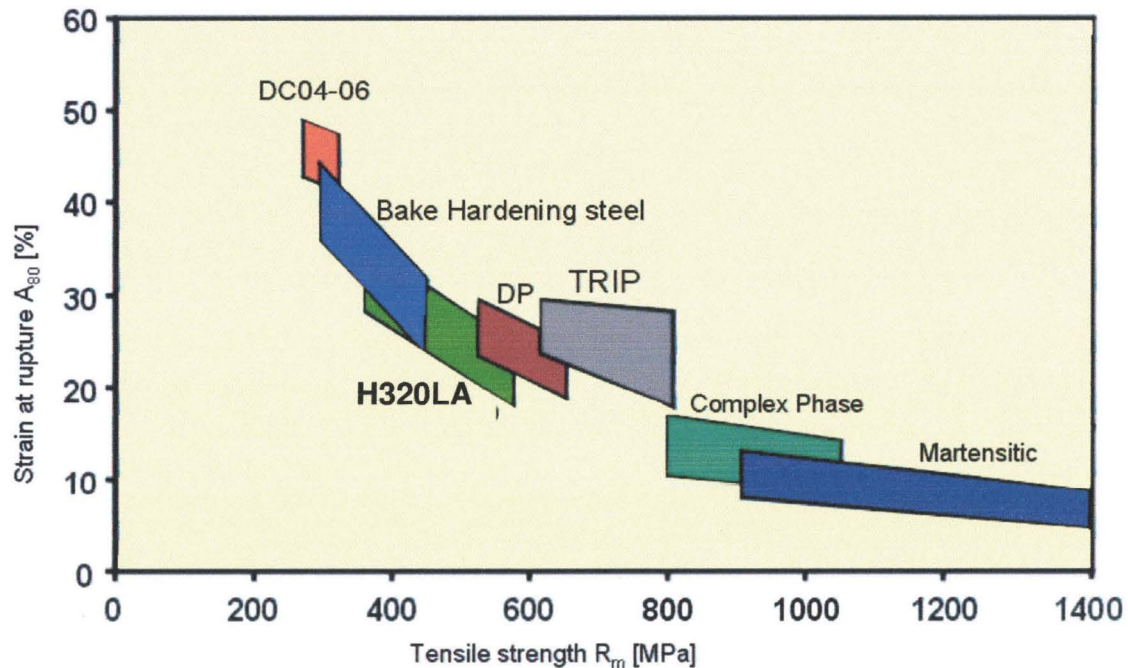


Figure 33 : Courbe approximative donnant pour un type d'acier l'allongement à la rupture à partir de la résistance à la traction

En outre, cette méthode présente certaines limites lorsqu'il s'agit d'approximer la valeur de l'allongement à la rupture pour la zone affectée thermiquement et pour la soudure. En effet, dans notre exemple, nous avons précédemment établi que la résistance à la traction pour le noyau soudé valait 707 MPa. Cette valeur est équivalente, d'après la figure 33 (ci-dessus), à celle observée pour un acier de type TRIP sans traitement thermique. Dans notre cas, cela revient à émettre l'hypothèse que, la zone soudée se comporte à la rupture de manière analogue à un acier de type TRIP, ce qui n'est pas déterminé. En résumé, cette méthode permet une évaluation rapide et gratuite de l'allongement à la rupture ; cependant les valeurs obtenues sont à utiliser avec précaution puisqu'elles ne sont pas validées par une analyse microstructurale de la zone considérée.

Ainsi, désireux de proposer une méthode plus rigoureuse d'un point de vue mécanique et physique, nous avons développé une méthode de caractérisation expérimentale que nous allons présenter en détail dans le paragraphe suivant.

II.4.2 Méthode expérimentale

Le but de la méthode expérimentale est de déterminer les valeurs de la résistance à la traction et de l'allongement à la rupture pour la zone affectée thermiquement et le noyau/cordon de soudure par une mesure directe. Ainsi, de manière analogue à la méthode de caractérisation employée pour le matériau de base, le but de cette méthode expérimentale est de mettre en place un essai de traction pour la zone affectée thermiquement et pour la zone soudée.

Comme proposé également par Cam et al. [CAM99], l'idée de base est de fabriquer en utilisant la technologie RobScan des « mini-éprouvettes » de traction contenant dans la zone de mesure soit uniquement de la zone affectée thermiquement soit uniquement du cordon de soudure (figure 34 ci-dessous).



Figure 34 : « Mini-éprouvette » de traction utilisée pour la caractérisation mécanique de la zone affectée thermiquement et du cordon de soudure dans le cas de la technologie « RobScan »

II.4.2.1 Propriétés de la zone affectée thermiquement

Construire des « mini-spécimens » contenant dans la zone de mesure uniquement de la zone affectée thermiquement n'est pas une chose triviale. En effet, la ZAT est souvent très étroite (0,85 mm pour l'assemblage H320LA 1,00 mm / H320LA 1,00 mm), ce qui rend quasi-impossible la fabrication « directe » de spécimens de traction. Par conséquent, il fut nécessaire de trouver une méthode pour « élargir » la zone affectée thermiquement afin d'être en mesure de fabriquer des spécimens exploitables.

Pour ce faire, nous avons décidé de juxtaposer deux soudures Laser afin d'obtenir une zone affectée thermiquement « équivalente » plus large qui est formée par l'ensemble « ZAT soudure 1 » + « ZAT soudure 2 » comme illustré figure 35 (page suivante).

Dès lors, nous pouvons doubler la largeur de la zone à tester pour atteindre entre 1,5 et 2 mm. Par conséquent, il est maintenant possible d'extraire d'une tôle notre « mini-spécimen » afin de déterminer par un essai de traction les caractéristiques mécaniques de la zone affectée thermiquement. Bien entendu, cette opération doit être répétée pour chaque acier et chaque épaisseur de tôle étudiée. En outre, afin de s'affranchir des incertitudes liées à l'essai de traction, il est bon de tester pour chaque cas un minimum de trois « mini-spécimens ». Les résultats de l'essai de traction pour trois « mini-

spécimens » de type H320LA 1,00 mm sont présentés sur la figure 36 (page 72).

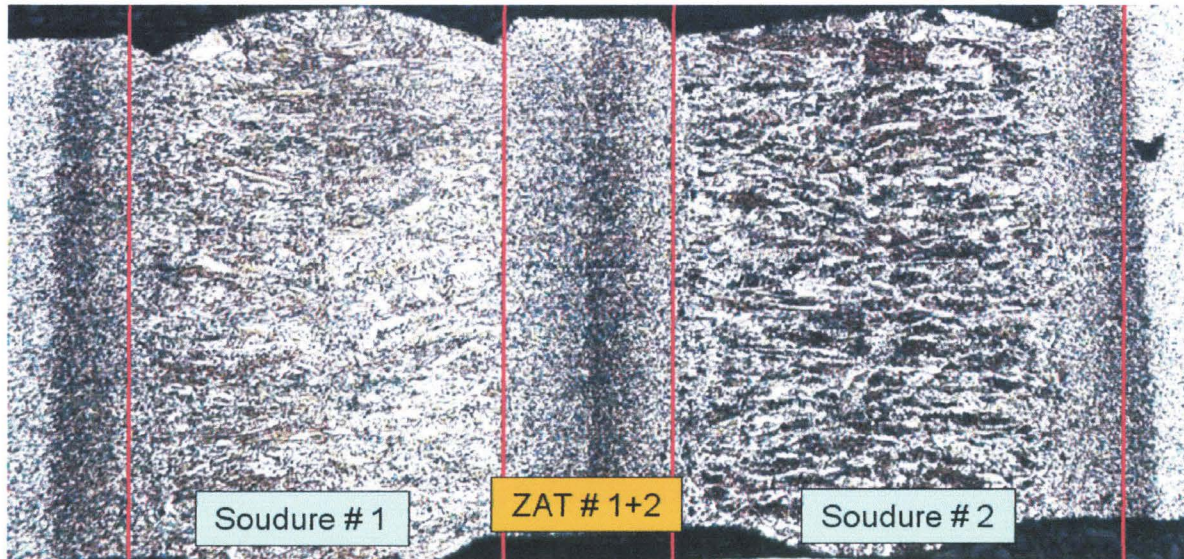


Figure 35 : Constitution d'une zone affectée thermiquement large pour la fabrication de « mini-spécimens » de traction

Les résultats expérimentaux de la figure 36 (page suivante) montrent une certaine dispersion entre les trois « mini-spécimens » en ce qui concerne la valeur de l'allongement à la rupture. En effet, les valeurs obtenues varient entre 9% et 13,5%.

L'importante erreur relative (~35%) sur la valeur de l'allongement à la rupture est probablement imputable au procédé de fabrication de la zone affectée thermiquement « élargie ». En effet, il est très difficile de juxtaposer parfaitement les deux zones affectées. Premièrement, les deux ZAT peuvent être trop éloignées l'une de l'autre ce qui induit la présence d'un matériau thermiquement peu modifié (voire même non modifié) entre elles. Dans ce cas, la valeur de l'allongement à la rupture obtenue expérimentalement sera supérieure à la valeur réelle. Cette inexactitude peut cependant être détectée par une analyse microscopique identique à celle présentée sur la figure 35 (ci-dessus).

À l'opposé, les deux ZAT peuvent être trop proche l'une de l'autre et donc se chevaucher. Cette zone de recouvrement a donc été affectée thermiquement deux fois et présente par conséquent, d'après la théorie, un allongement à la rupture réduit. Seule une analyse métallographique détaillée pourrait mettre en évidence les différentes phases présentes dans la zone affectée thermiquement « élargie » et ainsi permettre de détecter ce chevauchement.

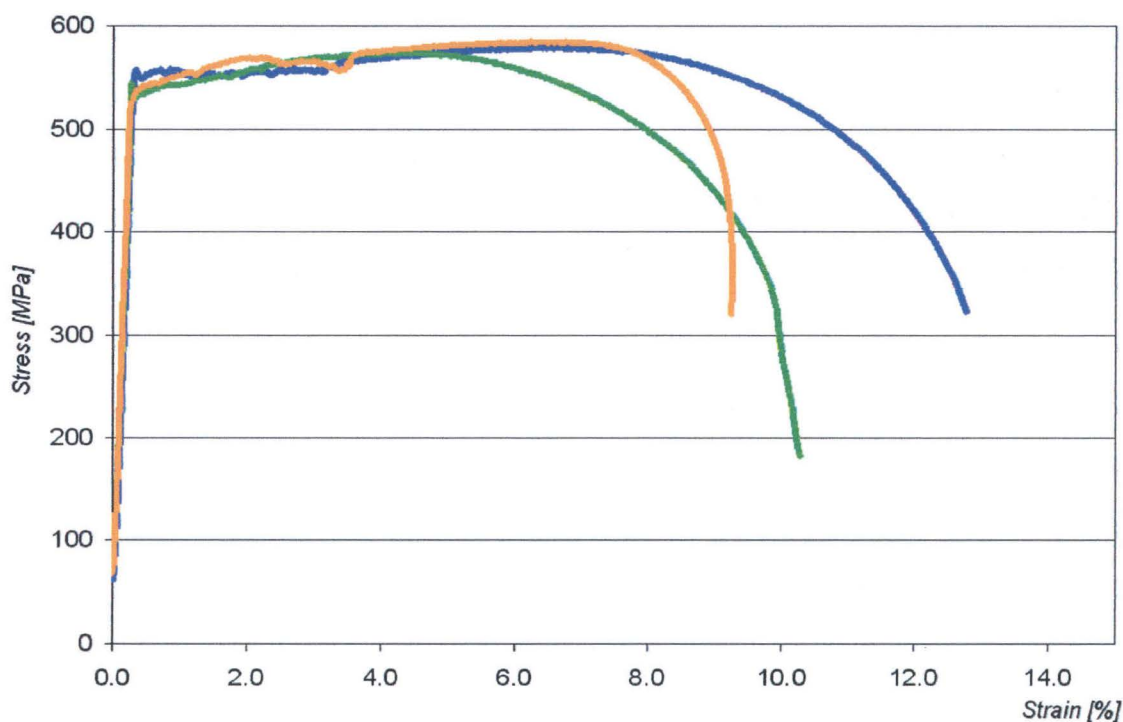


Figure 36 : Courbes « contrainte/allongement » issues de l'essai de traction sur « mini-spécimens » pour caractériser les propriétés de la ZAT - Matériau H320LA

Toutefois, une bonne adéquation sur le niveau de valeur de la résistance à la traction (~ 580 MPa) est observable pour les trois essais.

II.4.2.2 Propriétés du cordon de soudure « RobScan »

De manière analogue au travail effectué pour caractériser la zone affectée thermiquement, nous allons fabriquer des « mini-spécimens » uniquement constitués de cordon de soudure dans la zone de mesure. Le cordon de soudure étant sensiblement plus large que la zone affectée thermiquement (1,35 mm dans le cas de l'assemblage H320LA 1,00 mm / H320LA 1,00 mm contre 0,85 mm pour la ZAT), la fabrication des spécimens de traction ne pose pas de problèmes techniques majeurs. Cependant, il faut veiller à bien retirer toute la zone affectée thermiquement de la zone de mesure afin de ne pas fausser les résultats. Ainsi, après une préparation minutieuse, une « mini-éprouvette » de traction semblable à celle présentée figure 37 (page suivante) est obtenue.

Sur la figure 37 (page suivante), on distingue nettement que seul le cordon de soudure a été conservé et que toute contribution de la zone affectée thermiquement a été éliminée.



Figure 37 : « Mini-spécimen » utilisé pour la caractérisation des propriétés mécaniques du cordon de soudure

Sur la figure 38 (ci-dessous), une bonne concordance entre les courbes « contrainte/allongement » pour les cinq « mini-spécimens » testés est à observer. D'après ces essais, on déduit pour le cordon de soudure une valeur d'environ 800 MPa pour la résistance à la traction et d'environ 10 % pour l'allongement à la rupture.

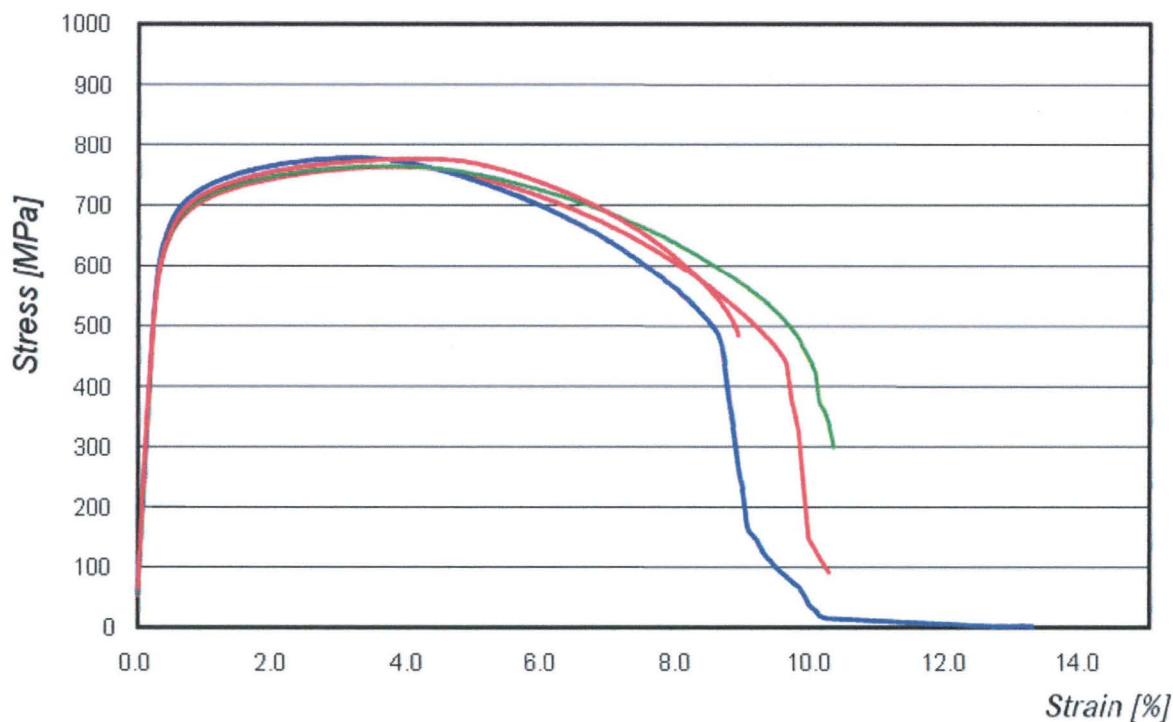


Figure 38 : Courbes « contrainte/allongement » issues de l'essai de traction sur « mini-spécimens » pour caractériser les propriétés du cordon de soudure - Matériau : H320LA

II.4.2.3 Analyse des résultats

En regroupant la totalité des résultats issus de la méthode analytique et de la méthode expérimentale, il est possible d'établir un tableau récapitulatif (tableau 10 page suivante).

Matériau : H320LA (1,00mm)	R_m [MPa]	A_{80} [%]
Matériau de base		
<i>Méthode analytique</i>	460	26,0 [22,0-30,0]
<i>Méthode expérimentale</i>	460 [410-510]	21,0
Zone affectée thermiquement		
<i>Méthode analytique</i>	572	24,0 [18,0-26,0]
<i>Méthode expérimentale</i>	~ 580	11,5 [9,0-13,0]
Cordon de soudure		
<i>Méthode analytique</i>	707	18,0 [13,0-19,0]
<i>Méthode expérimentale</i>	~ 800	10,0 [9,0-10,5]

Tableau 10 : Valeurs de la résistance à la traction et de l'allongement à la rupture pour le matériau de base, la ZAT et le cordon de soudure – méthode analytique et expérimentale

Les valeurs obtenues par la méthode « expérimentale » confirment les informations délivrées par la littérature qui affirment que, pour un acier, lorsque la résistance à la traction augmente, l'allongement à la rupture diminue.

Les valeurs de la résistance à la traction déterminées pour les trois zones sont approximativement les mêmes avec les deux méthodes employées. La méthode « analytique » rapide et très économique semble donc être une méthode très intéressante pour la détermination de cette valeur particulière.

À l'opposé, une dispersion très importante est observable entre les deux méthodes sur la détermination de la valeur de l'allongement à la rupture. Comme expliqué précédemment, chaque méthode possède ses limites. En effet, la méthode analytique s'affranchit des considérations microscopiques (type de phase) tandis que la méthode « expérimentale » ne permet pas de certifier à 100% que le « mini-spécimen » testé ne contient uniquement que la zone souhaitée. En outre, l'extrême étroitesse des « mini-spécimens » rend ces derniers extrêmement sensibles à la porosité. Ainsi, la présence d'une porosité au-dessus de la normale dans la zone de mesure induira immédiatement la rupture ce qui faussera considérablement les valeurs de l'allongement à la rupture mesurées.

Par conséquent, pour un assemblage donné, nous effectuerons une première simulation en utilisant, comme valeurs de l'allongement à la rupture, les valeurs de la méthode expérimentale (valeurs « pessimistes »), une seconde en utilisant les valeurs de la méthode analytique (valeurs « optimistes ») et une troisième basée sur la moyenne des deux valeurs précitées afin d'évaluer l'influence de cette variation.

Maintenant que nous avons déterminé pour chaque combinaison étudiée, la géométrie de la soudure ainsi que ses propriétés mécaniques associées, nous devons calibrer les paramètres d'endommagement du modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman pour les deux aciers étudiés, le H320LA et le HT700TD.

II.5 Optimisation des paramètres d'endommagement pour le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman

II.5.1 Méthodologie utilisée : optimisation par technique inverse

Comme présenté en section I.3.3.2.2 (page 46), le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) permet de considérer l'endommagement et la rupture en évaluant l'évolution de la porosité au sein de la structure. Ainsi, plusieurs paramètres du modèle de GTN servent à quantifier l'évolution de la porosité au cours des phases de nucléation (germination), de croissance et de coalescence. Par conséquent pour un type de matériau donné, il est nécessaire de calibrer les paramètres suivants :

- f_0 : valeur de la porosité initiale au sein du matériau vierge
- f_c : valeur de la porosité à partir de laquelle la phase de coalescence s'initie
- f_f : valeur de la fraction volumique des cavités à l'instant de la rupture ductile
- f_N : fraction volumique d'inclusions pouvant participer à la nucléation
- q_1, q_2 : paramètres scalaires « correctifs » introduits par Tvergaard et Needleman intervenant dans l'expression du potentiel plastique

Par contre, d'après Chu et Needleman [CHU80], les paramètres ϵ_N (déformation moyenne pour laquelle 50% des particules de seconde phase sont rompues) et S_N (écart type de la distribution des déformations à la rupture) peuvent être considérés pour une famille de matériau donnée comme constants. Ainsi, nous utiliserons les valeurs communément admises dans la littérature pour l'acier : $\epsilon_N = 0,3$ et $S_N = 0,1$.

Le calibrage des six paramètres précités est fait manuellement en considérant comme fonction « objectif » la courbe « contrainte/allongement » résultante d'un simple essai de traction du matériau considéré. Ainsi, se basant sur la courbe expérimentale précitée, notre but est de varier les paramètres (dans les limites de la physique et des contraintes « inter-paramètres » qui imposent par exemple $f_0 < f_c < f_f$) afin d'obtenir une parfaite adéquation entre la courbe numérique et la courbe expérimentale. Il est surtout important d'obtenir une adéquation forte entre les deux courbes à partir de la valeur de la

résistance à la traction puisqu'à partir de ce point les phénomènes d'endommagement prennent une place prépondérante donnant toute sa justification à l'utilisation du modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman.

L'implémentation du modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman, dans la version de LS-DYNA ([LSD03], [LSD05]) que nous utilisons, offre la possibilité de définir le paramètre f_f à l'aide d'un tableau de valeurs, comme une variable de la taille du maillage. Cette option développée et implémentée par Feucht et Fassnacht [FEU99] permet d'adapter, à chaque pas de temps, la valeur de f_f associée à l'élément en fonction de la déformation qu'il subit. Par conséquent, l'optimisation du paramètre f_f doit être faite pour des longueurs d'éléments de même ordre que celles utilisées dans le modèle complet. Le maillage des soudures par point et Laser comportant dans sa plus large majorité des éléments volumes avec des longueurs caractéristiques comprises entre 1,00 mm et 0,25 mm, nous optimiserons (à l'aide du modèle numérique de la figure 39 ci-dessous) le paramètre f_f pour quatre tailles d'éléments : 1,00 mm / 0,50 mm / 0,33 mm / 0,25 mm.

II.5.2 Résultat de l'optimisation pour les matériaux H320LA et HT700TD

Dans ce paragraphe, nous allons présenter le résultat de notre optimisation pour les deux matériaux étudiés : le H320LA et le HT700TD. Par soucis de concision, seuls les résultats de l'optimisation pour le matériau de base seront détaillés. Cependant il est important de mentionner que l'optimisation des paramètres de Gurson doit être faite aussi pour la zone affectée thermiquement et pour le noyau/cordon de soudure. Sur les courbes d'optimisation présentées sur les figures 40 et 41 (respectivement page 77 et 78), la courbe noire représente la courbe expérimentale issue de l'essai de la traction (fonction « objectif ») et les courbes colorées représentent les résultats obtenus numériquement respectivement pour les quatre longueurs d'éléments.

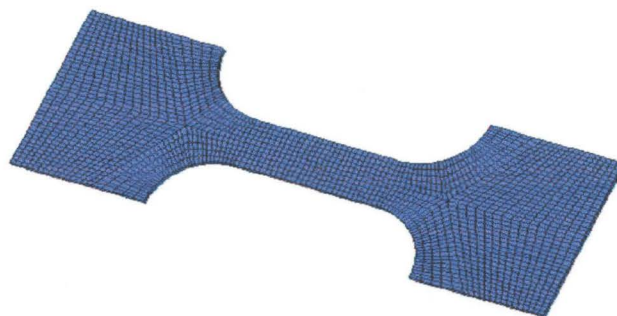


Figure 39 : Modèle numérique d'une éprouvette de traction maillée de manière homogène avec des éléments de volume de longueurs caractéristiques égales à 1 mm

Les figures 40 (ci-dessous) et 41 (page suivante) représentent respectivement les résultats de l'optimisation pour le matériau H320LA et HT700TD en terme de comparaison de courbes « contrainte/allongement ». Les tableaux 11 et 12 (ci-dessous) regroupent les valeurs « optimisées » de chaque paramètre respectivement pour le matériau H320LA et HT700TD.

H320LA	f_0	f_c	f_N	q_1	q_2
	0,0030	0,0042	0,0075	1,50	1,00
$f_r(0,25mm)$	$f_r(0,33mm)$	$f_r(0,50mm)$	$f_r(1,00mm)$	ϵ_N	S_N
0,277	0,273	0,265	0,250	0,300	0,100

Tableau 11 : Paramètres de Gurson optimisés pour l'acier H320LA – matériau de base

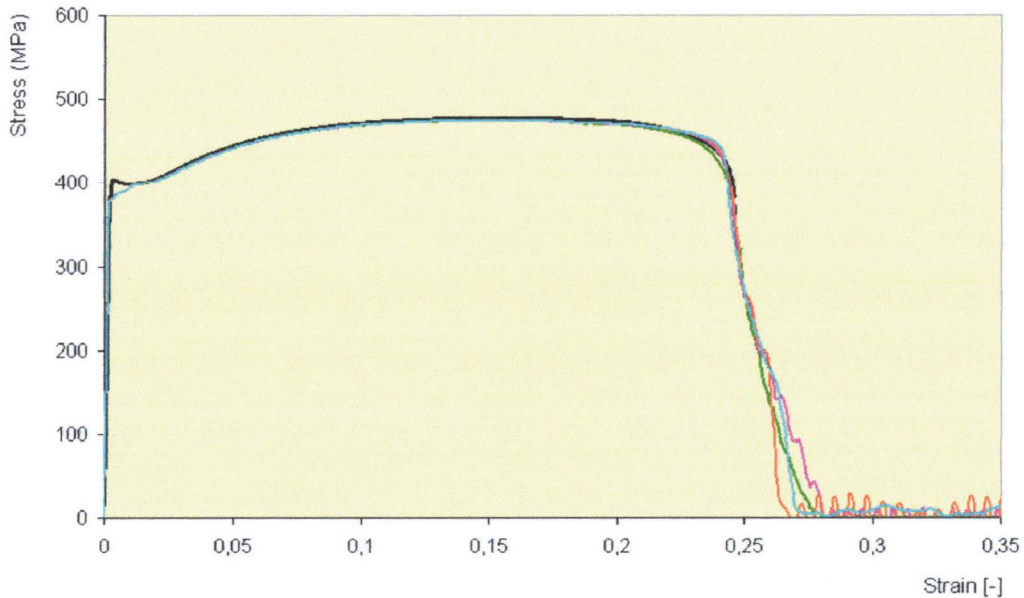


Figure 40 : Comparaison entre les résultats expérimentaux (noir) et numériques (couleur) pour l'acier H320LA – matériau de base

HT700TD	f_0	f_c	f_N	q_1	q_2
	0,0025	0,0026	0,010	1,50	1,00
$f_r(0,25mm)$	$f_r(0,33mm)$	$f_r(0,50mm)$	$f_r(1,00mm)$	ϵ_N	S_N
0,162	0,162	0,162	0,174	0,300	0,100

Tableau 12 : Paramètres de Gurson optimisés pour l'acier HT700TD – matériau de base

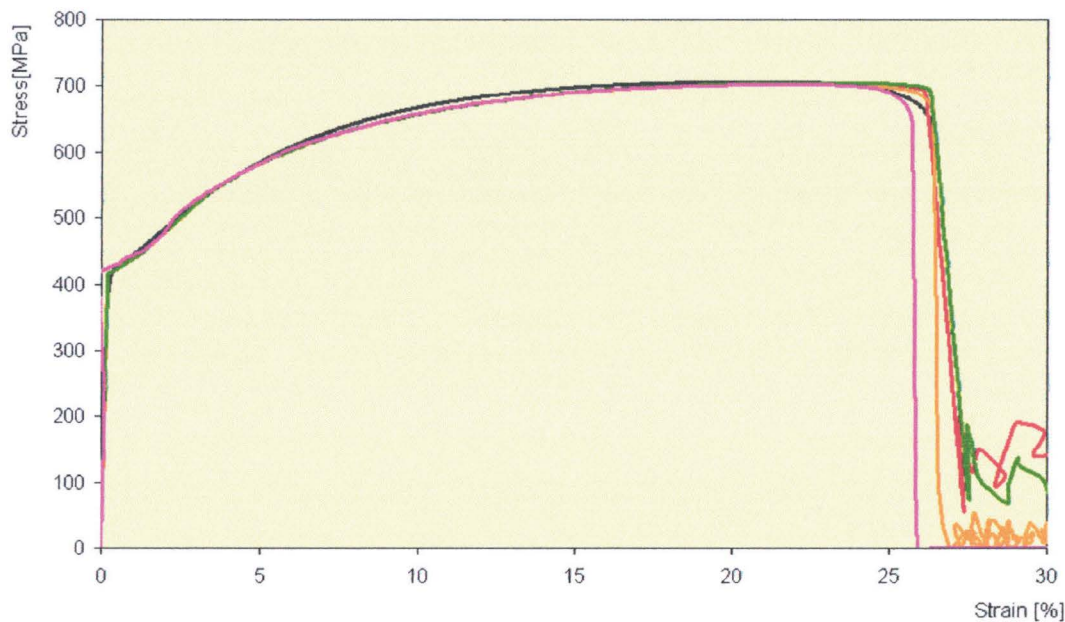


Figure 41 : Comparaison entre les résultats expérimentaux (noir) et numériques (couleur) pour l'acier HT700TD – matériau de base

Pour les deux matériaux étudiés, les courbes numériques sont en parfaite accordance avec les courbes expérimentales. Par conséquent, il est possible de considérer les paramètres du modèle de Gurson comme validés, ce qui nous permettra de les utiliser comme paramètres d'endommagement et de rupture lors de l'étude des spécimens soudés plus complexes, présentés dans le paragraphe II.2.1 (page 57).

II.6 Conclusions

Dans ce chapitre II, nous avons dans un premier temps listé les différentes caractéristiques géométriques, mécaniques et numériques (paramètres de rupture pour le modèle de Gurson) que nous devons obtenir afin de construire notre modèle détaillé. Ensuite, nous avons présenté les deux méthodologies (analytique et expérimentale) proposées pour obtenir les données souhaitées.

Dans les deux chapitres suivants, nous allons utiliser les données déterminées dans ce chapitre pour simuler numériquement la rupture sous chargements quasi-statiques (Chapitre III) et dynamiques (Chapitre IV) des joints soudés par point et au Laser. Ces études respectives nous permettront d'évaluer la qualité et la fiabilité des méthodes proposées en confrontant les résultats numériques avec les résultats expérimentaux.

III. Confrontation numérique/expérimentale: cas quasi-statique

Dans ce troisième chapitre, nous allons dans un premier temps présenter les conditions expérimentales sous lesquelles ont été conduits les différents essais quasi-statiques. Ensuite après une brève description des modèles éléments finis associés et de leurs principales caractéristiques, nous effectuerons une comparaison détaillée entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques pour les différents assemblages présentés dans le paragraphe II.2.3 (page 62). Enfin, nous exposerons les résultats d'une étude spécifique, basée sur le modèle de Gologanu, ayant pour but de tenter d'expliquer un mode de rupture apparaissant de manière singulière lors des expériences.

III.1 Conditions expérimentales

Afin de construire un modèle éléments finis réaliste, il convient d'analyser et de comprendre précisément l'environnement expérimental dans lequel sont testés les différents spécimens soudés. Par conséquent dans ce paragraphe, nous allons présenter les conditions expérimentales pour les essais sous chargements « quasi-statiques ».

Dans notre étude, le chargement « quasi-statiques se caractérise par une vitesse de sollicitation égale à 10 mm/min. Par ailleurs, toutes les expériences présentées par la suite ont été effectuées (sauf contre-indication), au laboratoire LWF (Laboratorium für Werkstoff und Fügetechnik³) de Paderborn (Allemagne) sur une machine de type Zwick100 (figure 42 – page suivante), sur laquelle, seuls les mors seront adaptés en fonction du spécimen testé et de l'angle de chargement.

Pour l'essai sur le spécimen de type « Lap-Shear » (figure 22 page 57) les fixations sont identiques à celles utilisées pour un simple essai de traction comme illustré sur la figure 43 (page suivante). Ainsi, il suffit de glisser le spécimen à tester entre les deux mâchoires. Le serrage s'effectue à l'aide des molettes situées de part et d'autre du mors. Pour ce type d'expérience, il faut prendre soin de serrer approximativement le spécimen sur une hauteur identique à l'intérieur du mors supérieur et à l'intérieur du mors inférieur, pour éviter tout chargement anti-symétrique.

³ Laboratoire d'étude des matériaux et des techniques de soudage



Figure 42 : Machine de traction de type « Zwick 100 »



Figure 43 : Mors utilisés pour les essais sur spécimens de type « Lap-Shear »

Pour les essais sur les spécimens de type « Tensile/Shear » (figure 23 page 58) et de type « Coach-Peel » (figure 25 page 59), un type de fixation spécifique, qui se décline en quatre « sous variantes » selon l'angle de chargement, sera utilisé. Comme illustré sur la figure 44 (page suivante), cette fixation se compose tout d'abord d'une fourche à fixer directement sur la traverse de la machine de traction. À

l'intérieur de cette fourche est placé un bloc interne qui permet d'assurer la liaison entre la fourche et le spécimen à tester. Ce bloc interne est rendu solidaire de la fourche grâce à une vis de fixation. Le jeu superflu qui pourrait persister entre la fourche et le bloc interne est contrôlé et minimisé par l'utilisation des vis d'ajustement. Enfin, le spécimen est vissé sur le bloc interne en utilisant les trous prévus à cet effet sur son côté. Par ailleurs, afin d'éviter toute détérioration du spécimen, une plaquette externe est placée entre ce dernier et les vis le reliant au bloc interne.

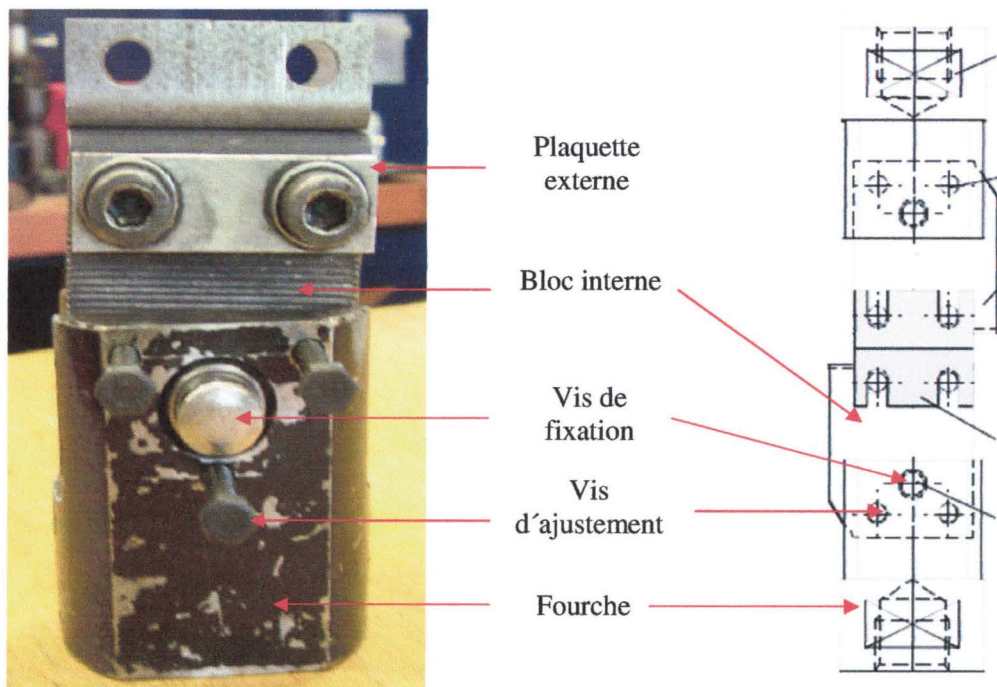


Figure 44 : Fixations utilisées pour les essais sur spécimens de type « Tensile/Shear » et de type « Coach-Peel »

Pour chaque assemblage testé la courbe caractéristique « force/déplacement » est enregistrée ainsi que le mode de rupture de la soudure (déboutonnage, arrachement en centre de soudure, ...). Dans le cadre du chargement « quasi-statique », la force transmise par la soudure est mesurée « indirectement » à l'aide d'une jauge de contrainte (Annexe A page 168) collée sur la fixation au-dessus du spécimen, tandis que le déplacement considéré est celui de la traverse de la machine. Par conséquent, il convient de bien réaliser que le déplacement « mesuré » n'est pas directement celui induit par la déformation du spécimen sous la sollicitation, mais celui de l'ensemble « traverse + spécimen ». Or, la machine utilisée n'étant pas purement indéformable, pour obtenir uniquement le déplacement du spécimen, il faut soustraire au déplacement « mesuré » la contribution due à la déformation de la traverse. Il

apparaît donc nécessaire de connaître la valeur du déplacement de la traverse en fonction de la force appliquée pour ensuite construire un modèle éléments finis capable de prendre en compte, lui aussi, ce phénomène.

Pour ce faire un bloc d'acier massif quasi-indéformable a été placé, au centre de la machine « Zwick100 », afin de mesurer, pour chaque cas de chargement, la courbe « force/déplacement » caractéristique de la traverse. Comme illustré sur les figures 45 (ci-dessous) et 46 (page suivante), la raideur de la machine (égale à la pente de la courbe « force/déplacement » de la traverse) dépend non seulement du spécimen étudié mais aussi pour un spécimen donné de l'angle de chargement. Ainsi, la raideur de la machine « Zwick 100 » avec un dispositif de fixation pour spécimens de type « Lap-Shear » est égale environ à 16,2 kN/mm, tandis qu'avec un dispositif de fixation pour spécimens de type « Tensile/Shear », la valeur de la raideur varie entre 24,5 kN/mm, pour un angle de charge à 0° et 34,2 kN/mm, pour un angle de charge à 90°.

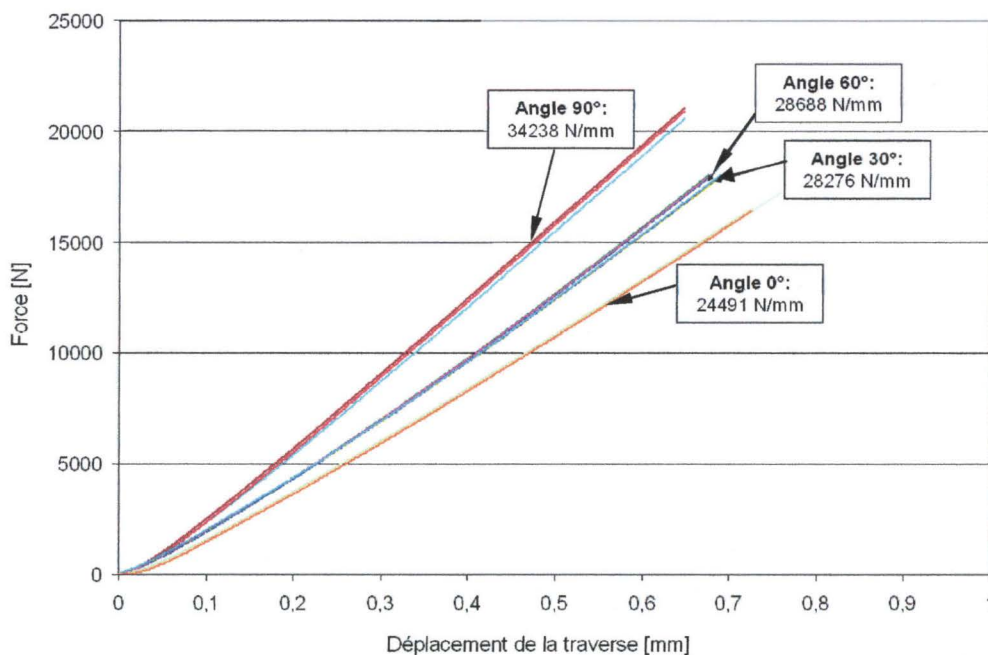


Figure 45 : Caractéristique « force/déplacement » de la traverse pour une machine « Zwick 100 » - Fixations de type « Tensile/Shear » - 0°, 30°, 60°, 90°

En outre, comme illustré figure 47 (page suivante), pour un type de fixation et un angle de charge donné, la raideur dépend fortement de la machine utilisée (cas d'un spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 90°, machine « Zwick » : 34,2 kN/mm contre 14,6 kN/mm pour machine « Nene ») et doit par conséquent être impérativement mesurée pour chaque nouvelle machine.

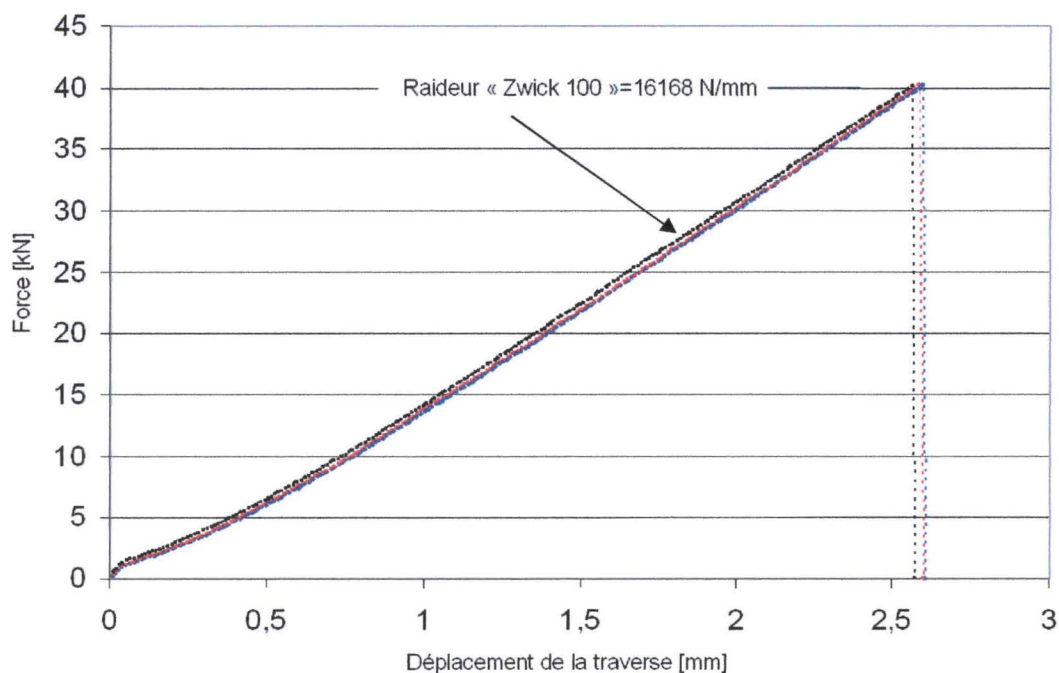


Figure 46 : Caractéristique « force/déplacement » de la traverse pour une machine « Zwick 100 » - Fixations de type « Lap-Shear »

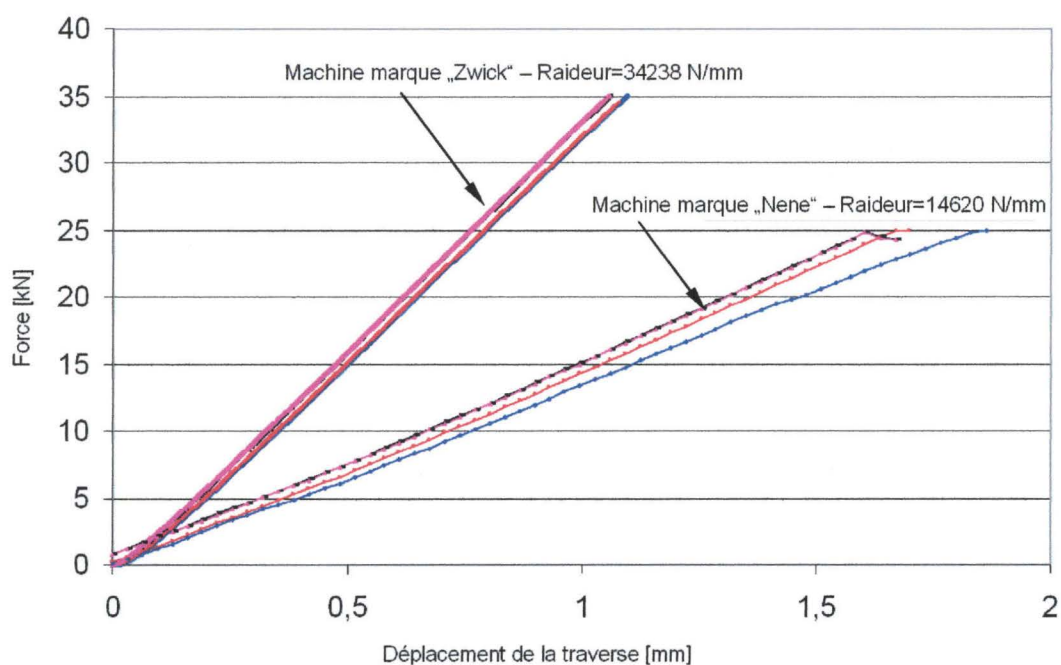


Figure 47 : Comparaison de la caractéristique « force/déplacement » de la traverse pour une machine « Zwick 100 » et une machine « Nene » - Fixations de type « Tensile/Shear » à 90°

III.2 Description du modèle numérique associé

III.2.1 Caractéristiques géométriques des différents modèles

En utilisant la méthode de caractérisation de la soudure exposée dans le chapitre II, les dimensions de chaque zone (noyau/cordon de soudure et zone(s) affectée(s) thermiquement) ainsi que l'espace séparant la tôle inférieure et la tôle supérieure sont déterminées pour chaque assemblage étudié. Ainsi, comme évoqué dans le chapitre I, la largeur de la soudure et des zones affectées thermiquement varie en fonction de l'épaisseur des tôles soudées. Cette variation n'est pas due aux différentes propriétés spécifiques des matériaux étudiés puisque le coefficient de conductivité thermique est identique ($46 \text{ W.m}^{-1}.\text{K}^{-1}$) pour tous les aciers. La raison principale de cette variation est imputable à une modification des paramètres de soudage entre les différentes sessions de fabrication des spécimens. Comme évoqué dans le paragraphe consacré à la présentation théorique des techniques de soudage (I.2.2.2.1 page 30 et I.2.2.2.2 page 34), la variation de largeur pour chaque zone est la conséquence dans le cas de la soudure par point d'une variation de l'intensité du courant de soudage et dans le cas de la soudure « RobScan » d'une variation de puissance du Laser et de sa vitesse de parcours. L'étendue des variations sur le diamètre minimum et maximum acceptable pour une soudure par point est contrôlée par certaines normes [WPS97] ainsi que par certains usages internes à DaimlerChrysler. Ainsi, pour un assemblage liant une tôle d'épaisseur t_1 et une tôle d'épaisseur t_2 , le diamètre minimum (respectivement maximum) que doit respecter la soudure formée est donné par la formule 33 (respectivement 34).

$$d_{\text{minimum}}^{\text{point}} = 4 \cdot \sqrt{\min(t_1, t_2)} \quad (\text{Eq.33})$$

$$d_{\text{maximum}}^{\text{point}} = 5 \cdot \sqrt{\min(t_1, t_2)} \quad (\text{Eq.34})$$

Les tableaux 13 (page suivante) et 14 (page 87) regroupent pour chaque assemblage étudié la largeur du noyau/cordon de soudure et de la (ou des) zone(s) affectée(s) thermiquement mesurée sur la coupe transversale.

En examinant les différentes largeurs de noyau de soudure rassemblées dans le tableau 13 (page suivante), il est important de noter que pour les assemblages HT700TD/HT700TD et H320LA/HT700TD la condition portant sur le diamètre minimal acceptable pour le noyau de soudure (équation 33 ci-dessus) n'est pas respectée.

<i>Soudure par point</i>	Largeur soudure [mm]	Largeur ZAT₁ [mm]	Largeur ZAT₂ [mm]	Espace entre les tôles [mm]
H320LA/H320LA <i>1,00 mm / 1,00 mm</i>	4,85	1,00		0,15
H320LA/H320LA <i>1,50 mm / 1,00 mm</i>	4,85	1,00		0,15
H320LA/H320LA <i>1,50 mm / 1,50 mm</i>	5,60	1,00		0,15
HT700TD/HT700TD <i>1,25 mm / 1,25 mm</i>	4,00	0,625	0,625	0,20
H320LA/HT700TD <i>1,15 mm / 1,25 mm</i>	4,00	<i>H320LA :</i> 0,80	<i>H320LA :</i> 0,55	0,20
		<i>HT700TD :</i> 1,00	<i>HT700TD :</i> 0,20	

Tableau 13 : Largeur de chaque zone pour les différents assemblages – soudure par point

Dans le cas de la combinaison H320LA/HT700TD, la soudure devrait posséder, d'après l'équation 33 (page précédente), un diamètre minimal de 4,30 mm ce qui représente une dispersion de 7% par rapport à la valeur effectivement mesurée (4,00 mm) grâce à la coupe transversale et la mesure de dureté Vickers. Cependant, l'estimation du diamètre de la soudure étant relativement subjective, plusieurs personnes obtiendront par la même méthode mais par une interprétation personnelle une valeur différente. Ainsi, la figure 48 (page suivante) représente le profil de dureté pour la combinaison évoquée. A partir de ce graphique, il est possible de déterminer la largeur du point soudé comme expliqué dans le chapitre précédent. Les lignes verticales (traits gras) représentent l'estimation conservatrice utilisée pour remplir le tableau 13 (ci-dessus). Cependant, il est possible, de manière « généreuse », de définir la largeur du point soudé comme étant la distance séparant les deux lignes verticales fines. Dans ce cas, la largeur obtenue est égale à environ 4,75 mm, valeur qui satisfait pleinement la condition sur le diamètre minimale (équation 33 – page précédente). Par conséquent, le « non-respect » de la condition sur le diamètre minimal semble être lié, dans ce cas, à une détermination graphique trop « conservatrice ».

Dans le cas de l'assemblage HT700TD/HT700TD, le point soudé devrait présenter, d'après l'équation 33 (page précédente), un diamètre minimal de 4,47 mm. Or, d'après le tableau 13 (ci-dessus), la valeur graphiquement mesurée est de 4,00 mm ce qui représente une dispersion de 10,5 %, erreur relativement conséquente. Cette dispersion peut s'expliquer par le fait que les spécimens utilisés pour

caractériser l'assemblage ont été soudés, contrairement à tous les autres, non pas au sein du service PWT⁴ à Sindelfingen mais au sein du service RBP/MJ⁵ à Ulm, qui ne contrôle pas de manière « standard » le respect des valeurs minimum et maximum.

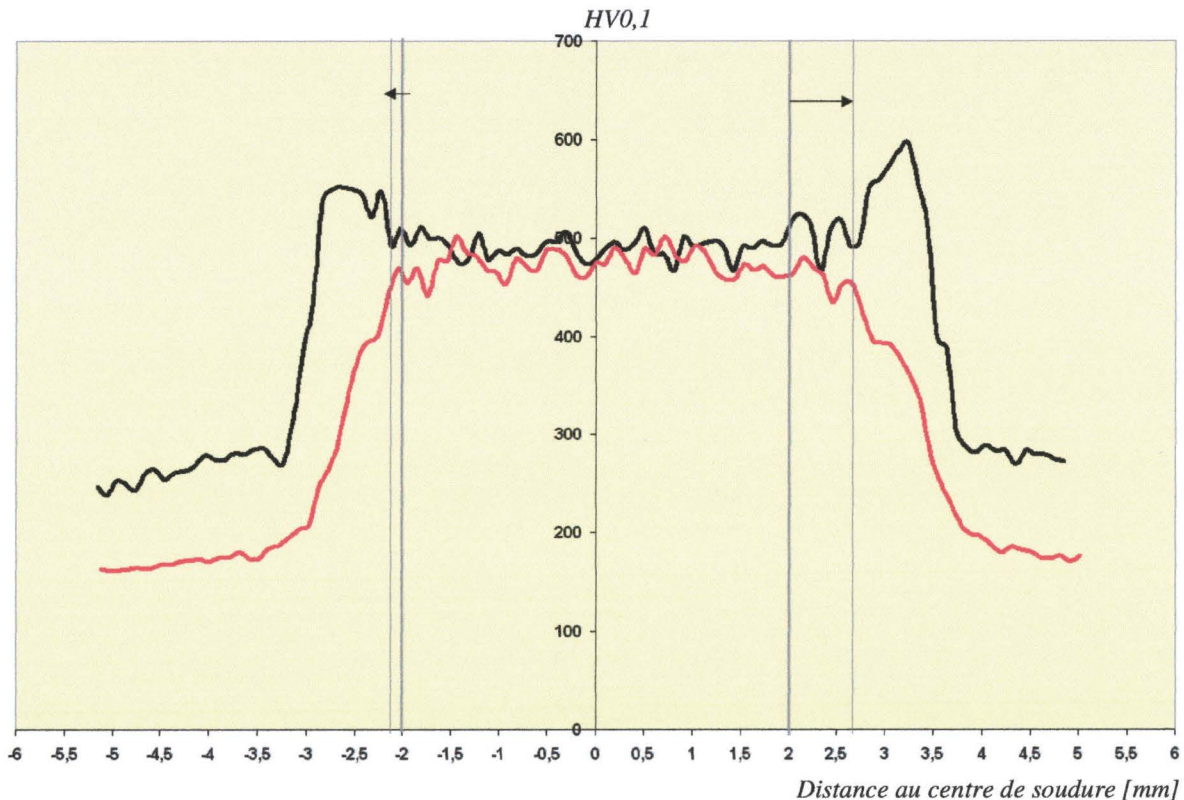


Figure 48 : Profil de dureté Vickers mesurée le long de l'assemblage H320LA (rouge) / HT700TD (noir) soudé par point

Le tableau 14 (page suivante) regroupe, pour les assemblages étudiés, les dimensions caractéristiques du cordon de soudure et des zones affectées thermiquement dans le cas de soudure Laser de type « RobScan ». Pour cette technologie, il n'existe à l'heure actuelle aucune norme ou recommandation sur la définition d'une largeur maximale ou minimale du cordon de soudure.

Cependant, il est possible de constater que la largeur du cordon de soudure pour la combinaison HT700TD/H320LA est largement inférieure à celle mesurée pour l'ensemble des autres assemblages. Le procédé de soudage « RobScan » étant piloté en puissance et en vitesse de déplacement du Laser, il est probable que pour cet assemblage ces deux paramètres aient été ajustés à un niveau différent, sachant que l'ensemble des combinaisons n'a pas été soudé le même jour. En effet, seul cet argument

⁴ Werkstoff- und Fertigungstechnik (Matériaux et techniques de soudage)

⁵ Research Body and Powertrain / Manufacturing Joints

semble pouvoir expliquer cette variation puisque tous les spécimens ont été soudés par le département RBP/MJ à Ulm.

Soudure par Laser « RobScan »	Largeur soudure [mm]	Largeur ZAT1 [mm]	Largeur ZAT2 [mm]	Espace entre les tôles [mm]
H320LA/H320LA 1,00 mm / 1,00 mm	1,35	0,85		0,20
H320LA/H320LA 1,50 mm / 1,00 mm	1,60	0,55	0,95	0,20
H320LA/H320LA 1,50 mm / 1,50 mm	1,60	0,45	0,65	0,20
HT700TD/HT700TD 1,25 mm / 1,25 mm	1,50	0,25	0,25	0,20
H320LA/HT700TD 1,15 mm / 1,25 mm	0,60	H320LA : 0,50	H320LA : 0,60	0,20
		HT700TD : 0,50	HT700TD : 0,40	

Tableau 14 : Largeur de chaque zone pour les différents assemblages – soudure Laser « RobScan »

III.2.2 Description des modèles numériques : maillage, type d'éléments et conditions aux limites

En se basant sur les données géométriques regroupées dans les tableaux 13 (page 85) et 14 (ci-dessus), il est possible de construire pour chaque assemblage les modèles éléments finis correspondant aux différents spécimens étudiés (« Tensile/Shear », « Lap-Shear » et « Coach-Peel »). Pour la construction et le maillage, le logiciel MEDINA [MED04], commercialisé par T-Systems, a été utilisé. Les dimensions caractéristiques répertoriées dans les tableaux 13 et 14 ne dépendent pas, bien entendu, du chargement appliqué. Ainsi, cette phase de construction et de maillage ne devra pas être répétée lorsque nous étudierons le comportement des joints soudés sous sollicitations dynamiques (chapitre IV).

Pour pouvoir suivre précisément l'évolution de l'endommagement au sein de la soudure, il est nécessaire de mailler la soudure, les zones affectées thermiquement et les environs du joint soudé de manière très fine. Par conséquent, le maillage généré est composé uniquement d'éléments volumiques possédant des longueurs caractéristiques variant entre 0,20 mm et 1,00 mm. Afin d'éviter d'engendrer « artificiellement » des concentrations de contraintes, l'utilisation d'éléments de type triangulaire a été

réduite au profit d'éléments cubiques réguliers, dont la largeur équivaut à la hauteur et à la profondeur. Ainsi, les figures 49 et 50 (ci-dessous) présentent une partie du modèle éléments finis de l'assemblage H320LA 1,50mm / H320LA 1,50 mm respectivement pour la soudure par point et pour la soudure Laser « RobScan »

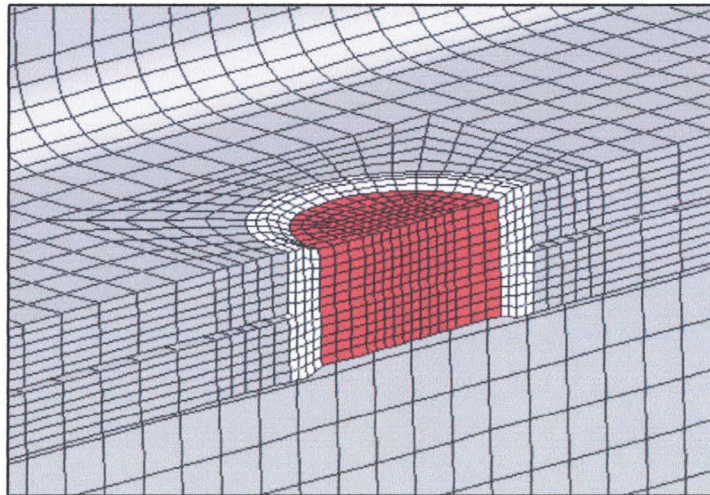


Figure 49 : Modèle éléments finis – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm – Soudure par point

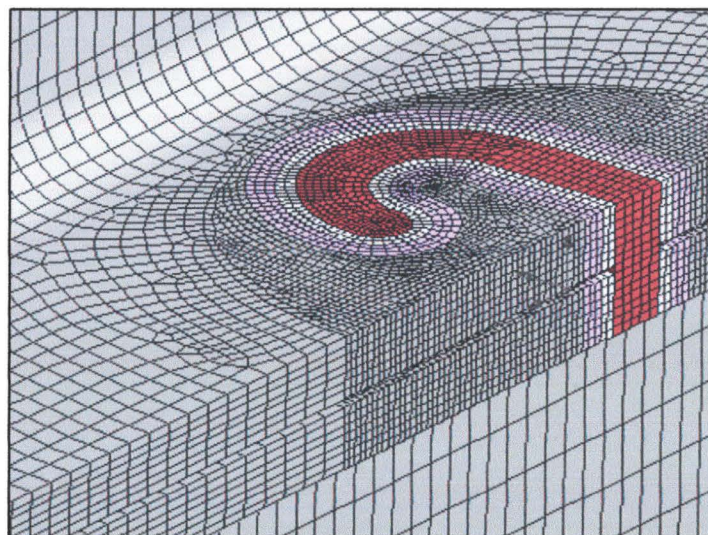


Figure 50 : Modèle éléments finis – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm – Soudure Laser « RobScan »

Pour tenir compte des conditions expérimentales, il est indispensable de considérer l'ensemble formé du spécimen et de la machine, cette dernière ayant une rigidité « caractéristique » à modéliser. En

outre, appliquer le chargement directement sur l'extrémité du spécimen serait une erreur de modélisation sérieuse puisque la distance existant sur le montage expérimental entre le spécimen et la traverse de la machine influe sur la cinématique et le comportement global du spécimen pendant l'essai.

Ainsi, par souci d'exactitude, il apparaît clairement la nécessité de modéliser la machine. Une modélisation détaillée du dispositif expérimental n'est pas envisageable dans le cadre de notre étude. En effet, il serait alors nécessaire de caractériser de manière indépendante tous les matériaux constituant le dispositif pour ensuite proposer une validation globale du système. Cette approche bien que réaliste n'a pas été retenue car elle aurait été trop longue et nous aurait éloignés de la finalité de notre étude. Cependant, le centre de recherche Fraunhofer IWM (Freiburg, Allemagne) a développé en utilisant le logiciel ABAQUS un modèle détaillé du dispositif expérimental [OET02], présenté figure 51. Il fut pourtant impossible de l'utiliser comme base de travail puisqu'à ce jour aucune validation tangible de ce modèle numérique n'a été proposée.



Figure 51 : Modèle détaillé du dispositif expérimental proposé par IWM (Freiburg)

Dans notre cas, il a été décidé de développer une modélisation extrêmement simplifiée du dispositif expérimental avec comme seules contraintes de prendre en considération la rigidité propre de la

machine et de modéliser fidèlement les degrés de liberté existant entre les fixations et le spécimen. D'après les figures 45 (page 82), 46 et 47 (page 83), il apparaît que pour une force donnée qui dépend du spécimen considéré, de l'angle de chargement et de la machine utilisée, la traverse de la machine se déforme et engendre donc un déplacement non imputable à la soudure elle-même. Par analogie avec le comportement d'un ressort à spires jointives, la rigidité de la machine peut être considérée comme une constante de raideur. Fort de cette constatation, il a été décidé de modéliser la machine comme un simple ressort soumis en son extrémité supérieure au chargement et muni d'une rotule en son extrémité inférieure afin de pouvoir prendre en considération les degrés de liberté existant dans le dispositif expérimental (figure 52 ci-dessous).

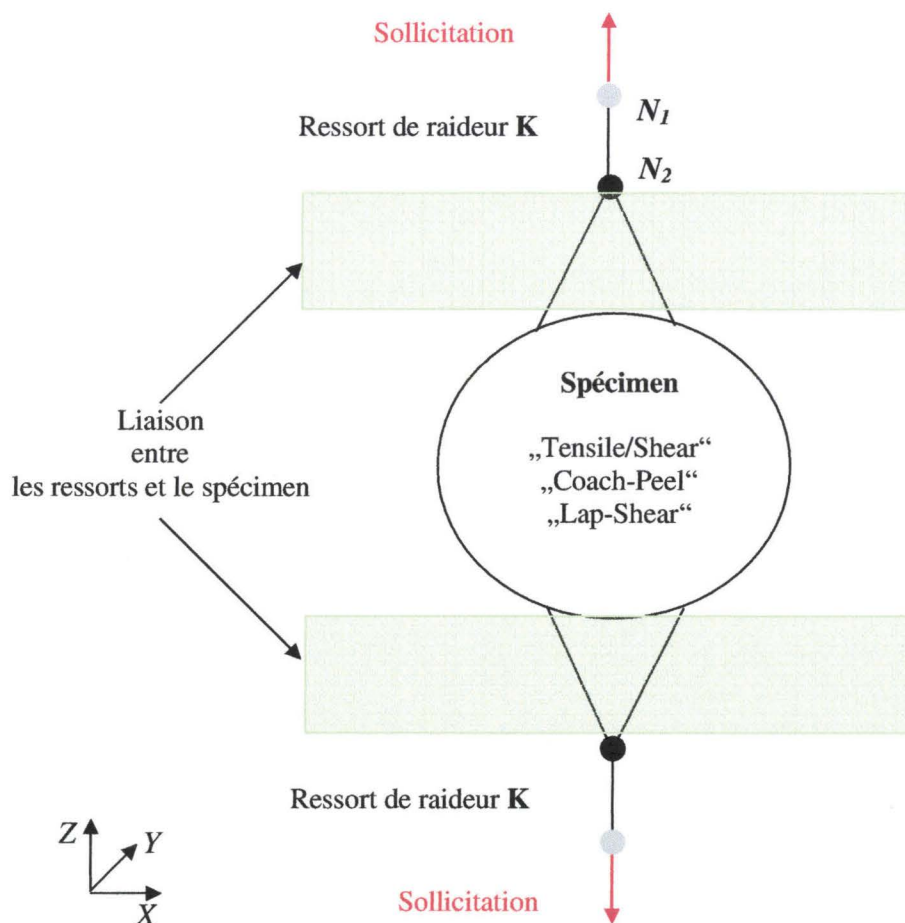


Figure 52 : Représentation schématisée de la modélisation retenue pour le dispositif expérimental

Les constantes de raideur mesurées et indiquées sur les figures 45 à 47 (pages 82 et 83) correspondent à la raideur globale (K_{gl}) de la machine. Dans notre modèle, deux ressorts d'une raideur K (par hypothèse identique pour les deux ressorts) sont modélisés pour représenter la machine.

Les ressorts étant placés en série, la valeur K à appliquer à chaque ressort se détermine comme suit :

$$\frac{1}{K_{gl}} = \frac{1}{K} + \frac{1}{K} \Leftrightarrow K_{gl} = \frac{K^2}{2K} = \frac{K}{2} \quad (Eq.35)$$

Comme illustré par l'équation 35 (ci-dessus), il convient donc, pour représenter la réalité, d'affecter aux ressorts de notre modèle éléments finis une constante de raideur égale à deux fois la valeur de la constante de raideur mesurée sur la machine. D'un point de vue pratique, les ressorts sont modélisés dans MEDINA [MED04] l'aide de la fonction *ELEMENT_BEAM (élément de type poutre). Dans LS-DYNA ([LSD03], [LSD05]) les caractéristiques associées à cette poutre sont modélisées à l'aide du matériau *MAT_NONLINEAR_ELASTIC_DISCRETE_BEAM (*MAT 67), qui permet de définir dans chaque direction de la poutre une courbe caractéristique « force/déplacement » décrivant la rigidité (figure 45 à 47 – pages 82 et 83).

Pour les sollicitations « quasi-statiques », les expériences étant pilotées en vitesse, le chargement est modélisé numériquement par une courbe donnant l'évolution de la vitesse de sollicitation en fonction du temps. Cette rampe de vitesse, vitesse constante de 10 mm/min atteinte après 0,1 ms, est appliquée à l'extrémité des deux éléments de type poutre (nœud N_1), comme illustré sur la figure 52 (page précédente).

En outre, il est nécessaire de coupler l'extrémité inférieure de la poutre (Nœud N_2) avec le spécimen étudié. Pour ce faire, nous avons utilisé dans MEDINA une entité de type RIGIDE_BODY. Cet élément nécessite la définition d'un nœud de type « master » et d'un groupe de nœud de type « slave ». Ainsi, les nœuds « slave » auront rigoureusement les mêmes degrés de liberté que le nœud « master » et se déplaceront donc tous de la même manière. Dans notre étude, les nœuds définis comme « slave » correspondent à la partie du spécimen fixée entre les mors lors de l'essai expérimental. Le nœud de type « master » correspond quant à lui à l'extrémité inférieure du ressort (Nœud N_2). Par conséquent, les degrés de liberté du nœud « master » ont une importance primordiale puisqu'ils influencent au travers du « RIGID BODY » la cinématique globale du spécimen étudié.

Lors de l'examen minutieux des vidéos expérimentales, il a été observé que dès l'amorçage de la rupture, le spécimen complet effectue un mouvement de rotation autour de l'axe Z, si l'on considère le repère de la figure 54 (page suivante). Cet effet, observable de manière très claire pour une sollicitation en cisaillement à 0° , doit être pris en compte dans les degrés de liberté afin de tenter de retranscrire au mieux la cinématique générale du spécimen (figure 53 – page suivante).



Figure 53 : Effet de rotation du spécimen autour de l'axe Z défini sur la figure 54

Ainsi, dans le tableau 15 (page suivante), les degrés de liberté associés aux deux nœuds N_1 et N_2 (figure 52 – page 90) de la poutre sont présentés, à titre d'exemple, pour le spécimen de type « Tensile/Shear » (les degrés de liberté associés aux spécimens « Lap-Shear » et « Coach Peel » sont disponibles en Annexe B – page 170) orienté comme indiqué sur la figure 54 (ci-dessous). Il est clair que les degrés de liberté associés aux deux nœuds de la poutre inférieure et supérieure sont rigoureusement identiques.

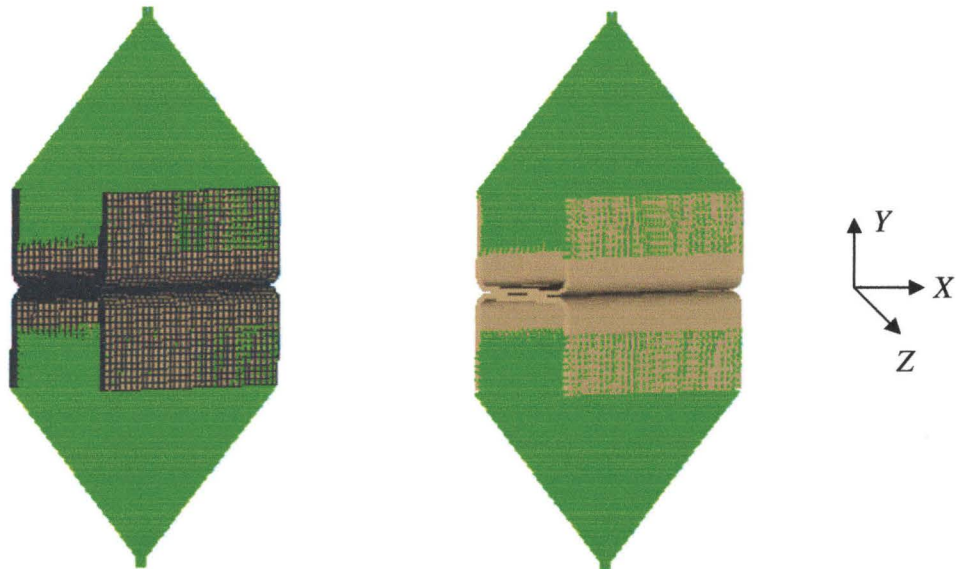


Figure 54 : Modèle numérique du spécimen de type « Tensile/Shear » avec la machine de test simplifiée

	Translation <i>Axe X</i>	Translation <i>Axe Y</i>	Translation <i>Axe Z</i>	Rotation <i>Axe X</i>	Rotation <i>Axe Y</i>	Rotation <i>Axe Z</i>
Nœud 1	Libre	Libre	Bloquée	Bloquée	Bloquée	Bloquée
Nœud 2	Libre	Libre	Bloquée	Bloquée	Bloquée	Libre

Tableau 15 : Degrés de liberté des nœuds N1 et N2 (figure 52 –page 90) dans le cas du spécimen de type « Tensile/Shear » représenté sur la figure 53

En utilisant la modélisation présentée dans ce paragraphe et les propriétés matériaux obtenues dans les paragraphes II.4 (page 66) et II.5 (page 75), les simulations numériques pour les deux matériaux étudiés (H320LA et HT700TD) ont été effectuées dans le cadre d'une sollicitation quasi-statique de 10 mm/min.

III.3 Comparaison des résultats entre le numérique et l'expérimental

Dans ce paragraphe, une comparaison entre les courbes « force/déplacement » obtenues par l'expérience et par la simulation est présentée. Toutes les simulations numériques ont été effectuées à l'aide du logiciel LS-DYNA (version 971), développé par « Livermore Software Technology Company » (USA, Californie). Au regard du nombre important de combinaisons considérées (deux types de soudure, deux aciers et plusieurs combinaisons d'épaisseurs de tôles) et par souci de clarté, l'intégralité des courbes ne sera pas présentée directement dans ce paragraphe. Ainsi, pour un assemblage donné (H320LA/H320LA, HT700TD/HT700TD ou HT700TD/H320LA), seuls certains cas de chargement particulièrement révélateurs des phénomènes mis en jeu lors de la rupture seront détaillés tandis que l'ensemble des cas restants sera regroupé en Annexes C (page 173) et D (page 175) pour la soudure par point et en Annexes E (page 176) et F (page 177) pour la soudure Laser.

Afin de structurer clairement la présentation des résultats, nous allons dans un premier temps nous intéresser aux soudures par point pour ensuite présenter l'étude menée sur les soudures Laser de type « RobScan ». Par ailleurs, pour un type de soudure donné, nous nous intéresserons tout d'abord aux soudures homogènes, c'est-à-dire aux assemblages formés avec deux matériaux identiques, pour ensuite étudier le comportement d'un assemblage « inhomogène ».

III.3.1 Cas des soudures par point

III.3.1.1 Cas des soudures homogènes

Comme présenté dans le tableau 13 (page 85), pour la soudure par point, deux types d'assemblages homogènes seront étudiés : le H320LA/H320LA et le HT700TD/HT700TD.

III.3.1.1.1 Assemblage H320LA/H320LA

Le comportement de l'assemblage H320LA/H320LA a été étudié pour trois combinaisons de tôles différentes : 1,50mm/1,50mm - 1,50mm/1,00mm - 1,00mm/1,00mm. Ainsi, la figure 55 (ci-dessous) présente, pour ces trois variantes, une comparaison entre les résultats expérimentaux (courbes en trait fin) et les résultats numériques (courbes en trait gras) pour le spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité en traction pur (chargement à 90°).

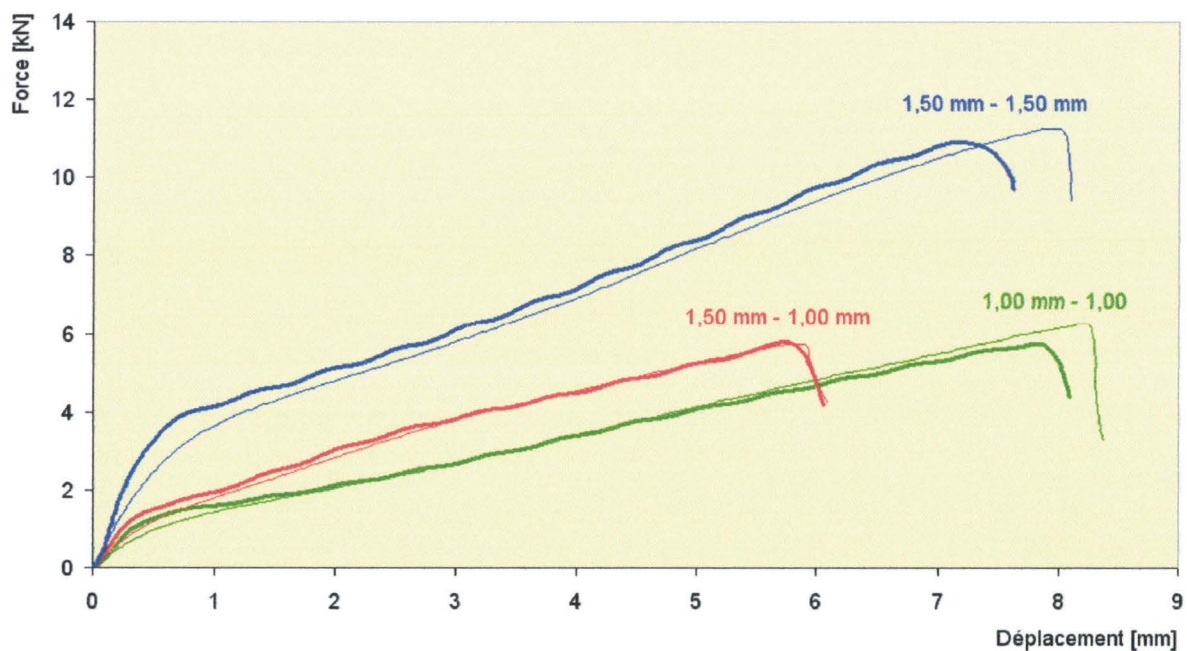
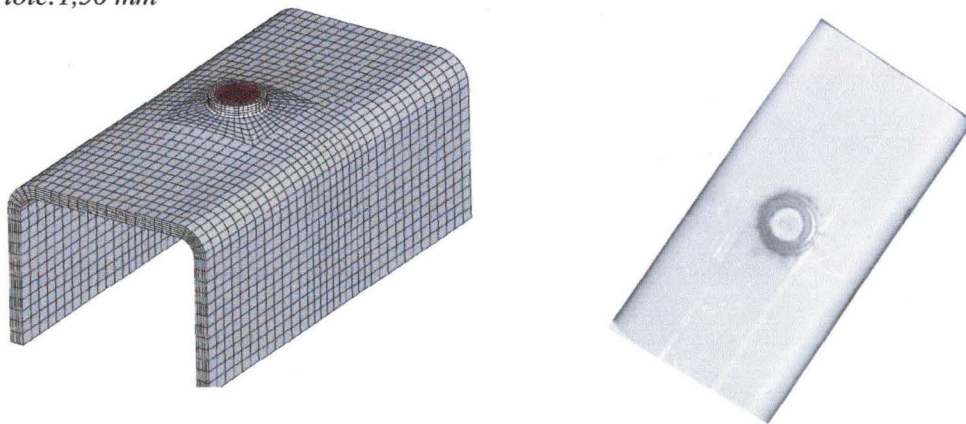


Figure 55 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblage H320LA/H320LA - Spécimen « Tensile/Shear » - Chargement 90°

Sur la figure 55 (ci-dessus), une concordance pratiquement parfaite entre l'expérience et la simulation est observable pour les trois combinaisons de tôles étudiées. En effet, la courbe obtenue par l'étude numérique décrit de manière fidèle le comportement élastique du spécimen. Par ailleurs, les valeurs de la force maximale supportée par l'assemblage avant la rupture ainsi que le déplacement correspondant à cette force sont en bonne adéquation entre le numérique et l'expérimental.

En outre, le mode de rupture obtenu en simulation est identique à celui observé dans les expériences. En effet, dans les deux cas, la rupture intervient à la transition entre la zone affectée thermiquement et le matériau de base par un phénomène de déboutonnage complet de la soudure comme illustré sur les figures 56 (ci-dessous) et 57 (page suivante).

Épaisseur de tôle: 1,50 mm



Épaisseur de tôle: 1,00 mm

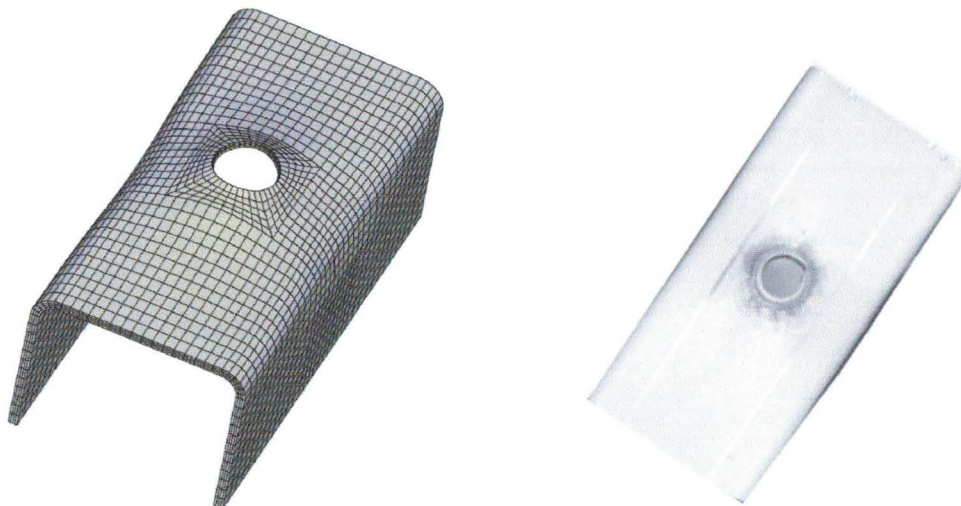


Figure 56 : Comparaison du mode de rupture entre l'expérimental (droite) et le numérique (gauche) - Combinaison H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm – soudure par point

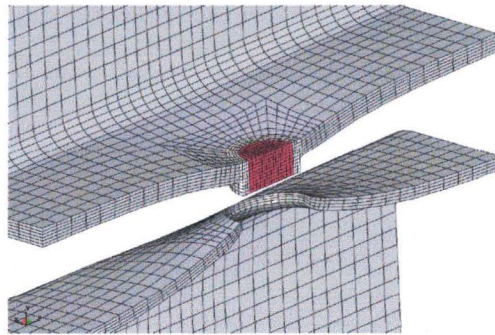


Figure 57 : Faciès de rupture du point soudé obtenu numériquement (coupe transversale) - Combinaison H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm

La comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques pour les mêmes épaisseurs de tôles et le même spécimen mais sollicité en cisaillement (« Tensile/Shear » - 0°) est présentée sur la figure 58 (ci-dessous) De manière analogue au chargement en traction, l'adéquation entre les courbes numériques (gras) et les courbes expérimentales (fin) est très satisfaisante.

Cependant, nous pouvons constater que pour les deux cas de chargement (traction et cisaillement), les résultats numériques associés à la combinaison de tôles 1,50mm / 1,50mm semblent être légèrement trop conservatifs. En effet, pour les deux cas de chargement (figures 55 page 94 et 58 ci-dessous), la rupture intervient en simulation prématurément comparativement aux résultats expérimentaux. L'écart observé reste cependant minime puisqu'il est d'environ 0,5 mm pour les deux cas de chargement.

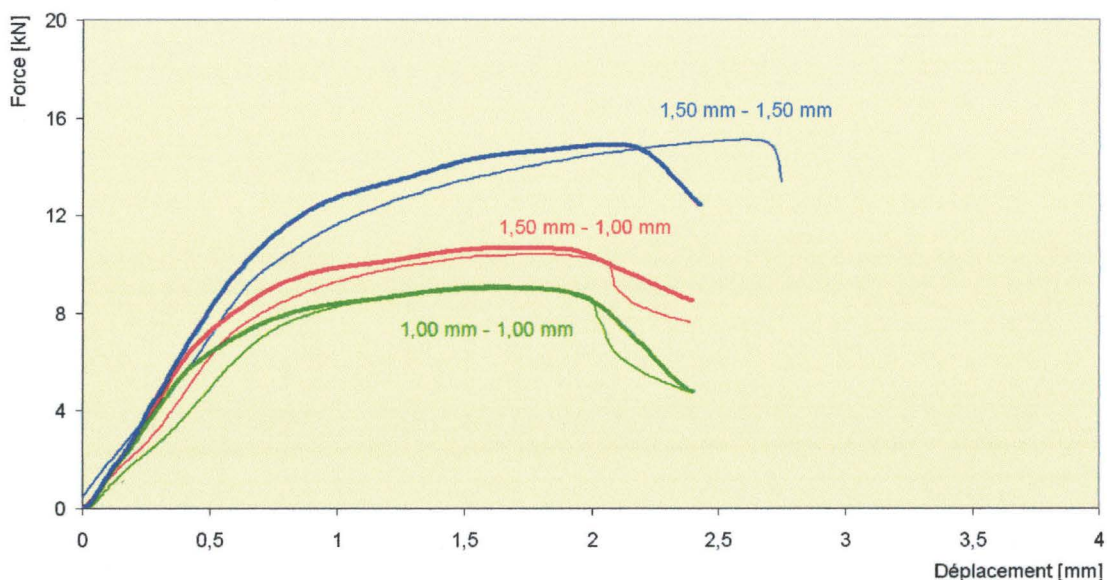


Figure 58 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) - Soudure par point - Assemblage H320LA / H320LA - Spécimen « Tensile/Shear » - Chargement 0°

Ainsi, il semble que le modèle proposée soit en mesure de décrire précisément dans le cadre d'un acier faiblement allier (type H320LA) l'endommagement et la rupture d'un spécimen soudé par point pour différents cas de chargement ([LAM06]a). En effet, en Annexe C (page 173) des résultats de qualité semblable à ceux des figures 55 (page 94) et 58 (page précédente) sont exposés pour les spécimens de type « Lap-Shear » et « Coach-Peel ».

III.3.1.1.2 Assemblage HT700TD/HT700TD

L'étude d'un acier unique n'est pas suffisante pour évaluer l'exactitude et la qualité générale de la méthode proposée. Ainsi, cette méthode a été appliquée à un assemblage constitué d'un acier à haute limite élastique : le HT700TD.

Pour cet acier, uniquement le spécimen de type « Tensile/Shear » formé de tôles symétriques d'épaisseur 1,25 mm a été modélisé. Pour les quatre cas de chargement considérés (0°, 30°, 60°, 90°), la comparaison entre la courbe « force/déplacement » expérimentale et la courbe obtenue par la simulation numérique est présentée sur la figure 59 (ci-dessous).

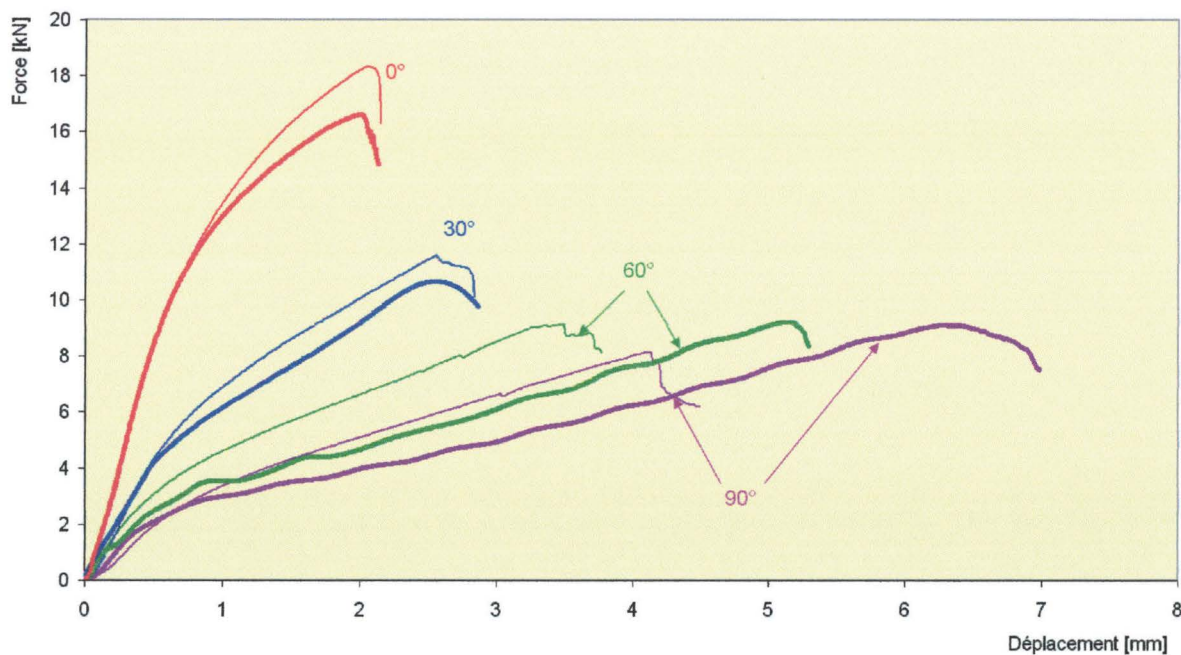


Figure 59: Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point – Assemblage HT700TD/HT700TD – Spécimen « Tensile/Shear » - Chargements 0°, 30°, 60°, 90°

Pour les cas de chargement à dominante en cisaillement (0° - courbes rouges et 30° - courbes bleues), une bonne adéquation entre l'expérience et la simulation est observable. Pour les cas de chargement à dominante en traction (60° - courbes vertes et 90° - courbes violettes), bien que la valeur de la force

transmissible par la soudure au moment de la rupture soit correctement évaluée par la simulation, une dispersion importante sur la rigidité globale et sur la valeur du déplacement à la rupture est observable entre l'expérience et la simulation.

Cet écart, qu'il convient d'analyser, traduit le fait que le spécimen plastifie plus tôt lors des simulations que pendant les expériences.

De manière générale, lors d'un chargement à dominante en traction, la plus grande partie du déplacement mesuré est due à la flexion de la tôle supérieures et inférieures (première phase), comme illustré par les flèches rouges sur la figure 60 (ci-dessous).

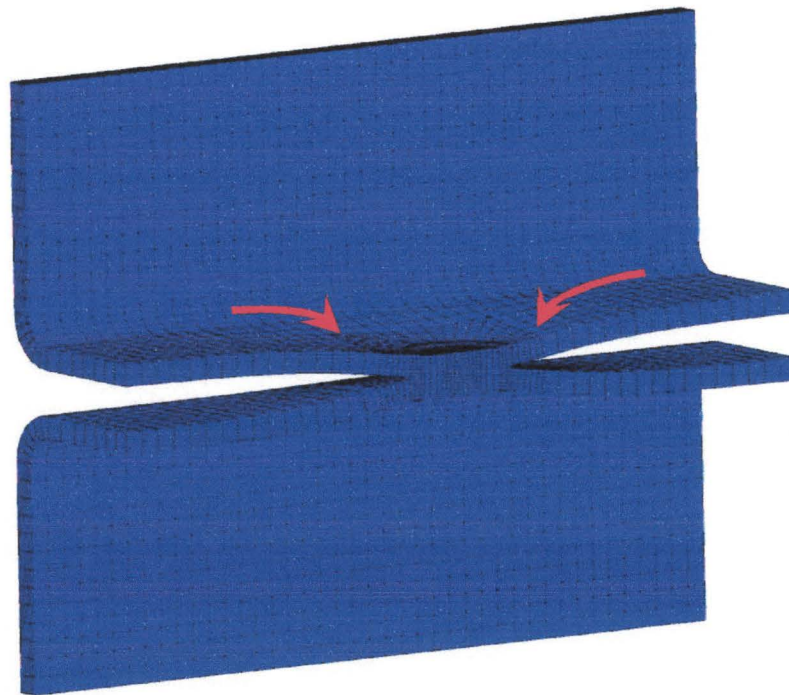


Figure 60 : Vue en coupe de la déformation d'un spécimen de type « Tensile/Shear » sous chargement en traction pure

Dans une seconde phase, localisée juste avant la rupture, les éléments situés au contact de la zone affectée thermiquement se plastifient ce qui contribue également à l'augmentation du déplacement mesuré (figure 61 – page suivante). Cependant, l'écart observé lors de la seconde phase n'étant que la conséquence directe de celui observé lors de la première phase, nous nous focaliserons par la suite, sur les phénomènes se produisant au début de l'essai.

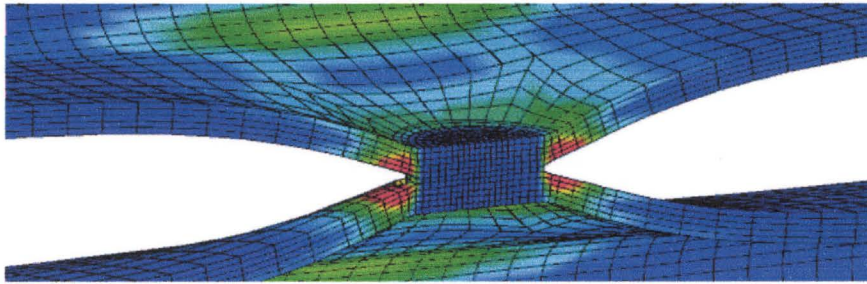


Figure 61 : Plastification des tôles aux abords de la zone affectée thermiquement lors d'un chargement en traction pure sur un spécimen de type « Tensile/Shear »

Ainsi, lors de la première phase, il apparaît que l'adéquation entre la simulation et l'expérience dépend seulement de la bonne modélisation des conditions aux limites (degrés de liberté, courbe définissant la rigidité de la machine ...) et de l'exactitude des propriétés mécaniques du matériau de base.

L'étude menée précédemment (paragraphe III.3.1.1.1.- page 94) sur l'assemblage homogène de type H320LA/H320LA nous a permis de valider les conditions aux limites à imposer au spécimen de type « Tensile/Shear ». Les conditions aux limites à appliquer étant indépendantes de la nature de l'acier composant le spécimen, elles ne peuvent donc pas expliquer la déviation préalablement observée.

Par conséquent, seule une mauvaise caractérisation des propriétés mécaniques des tôles de HT700TD pourrait expliquer, sans remettre en cause les résultats expérimentaux, l'importante déviation observée entre l'expérience et la simulation pour les chargements à 60° et 90°. Cependant, deux arguments semblent nous permettre de rejeter cette hypothèse.

Premièrement, afin d'optimiser pour ce matériau les paramètres d'endommagement et de rupture du modèle de Gurson, un essai de traction a été réalisé puis ensuite numériquement reconstitué avec une précision quasi-parfaite, comme le montre la figure 41 (page 78). Fort de cette caractérisation, nous pouvons prétendre connaître de manière fine et précise les propriétés mécaniques du HT700TD.

Deuxièmement, dans le cas du soudage par point, la méthode de détermination des propriétés mécaniques de la zone affectée thermiquement et de la soudure est basée, sur l'extrapolation des propriétés du matériau de base. Par conséquent, ces caractéristiques mécaniques « extrapolées » peuvent être réalistes uniquement si les propriétés du matériau de base sont elles-mêmes correctes.

D'un point de vue expérimental, les essais à dominante en cisaillement (0° et 30°) sollicitent le spécimen majoritairement au niveau de la soudure et de la zone affectée thermiquement. Ainsi, la concordance forte existante entre les courbes expérimentales et numériques pour ces sollicitations (figure 59 – page 97) nous permet de conclure que les propriétés matériaux de la ZAT et de la soudure

sont validées. Indirectement, cette conclusion valide aussi les propriétés mécaniques du matériau de base pour les raisons invoquées précédemment.

En conclusion, les deux arguments préalablement exposés permettent d'écarter l'hypothèse de la mauvaise caractérisation des propriétés mécaniques du matériau de base pour expliquer la déviation entre les résultats expérimentaux et numériques pour les sollicitations à 60° et 90°.

Ainsi, à la lumière des arguments exposés au préalable, la qualité des expériences est, pour les deux cas de chargement (60° et 90°), discutable. Parmi toutes les combinaisons de matériaux, d'épaisseurs de tôles et de techniques d'adjonction étudiées, uniquement cette série de spécimens a été testée dans le département « Research & Technology – Manufacturing Joint » situé à Ulm. L'écart observé pourrait être dû soit à l'utilisation de mors non adaptés soit au glissement du spécimen à l'intérieur de ces mêmes mors au début de l'essai voire à une caractérisation inexacte de la rigidité de la machine pour les deux angles concernés.

III.3.1.2 Cas des soudures « inhomogènes » : assemblage H320LA/HT700TD

Après avoir étudié dans un premier temps (III.3.1.1) les assemblages par point composés de deux aciers identiques (H320LA et HT700TD), il semble logique et important de s'intéresser maintenant aux assemblages dits « inhomogènes » formés par l'adjonction de deux aciers de nature différentes.

Dans le cas des véhicules proposés actuellement sur le marché, la caisse en blanc est obtenue par l'assemblage de centaines de sous-structures constituées d'aciers différents, comme illustré figure 4 (page 26). Par conséquent, le modèle détaillé que nous proposons doit être en mesure de représenter fidèlement l'endommagement et la rupture de ces assemblages « inhomogènes ». Afin de suivre une certaine cohérence dans les matériaux considérés, l'étude des assemblages « inhomogènes » est basée sur la combinaison HT700TD 1.25 mm / H320LA 1.15 mm.

Pour construire géométriquement et alimenter en propriétés mécaniques le modèle éléments finis, nous utiliserons la même méthodologie que celle employée dans le cas des assemblages « homogènes ». Cependant, la difficulté à caractériser précisément l'assemblage s'accroît notamment pour le noyau de soudure. En effet, ce dernier résulte du mélange des deux aciers en phase liquide. Dès lors, l'homogénéité et la composition du noyau de soudure obtenu dépendent de nombreux paramètres, dont certains, comme la prédisposition des deux phases liquides à se mélanger, sont difficilement contrôlables et estimables de manière simple.

D'un point de vue purement théorique, une caractérisation très précise du noyau de soudure pourrait être obtenue en étudiant sa structure métallurgique à l'aide d'un microscope. Il est également possible,

à l'aide des diagrammes d'évolution de phase des deux aciers en fonction de la température (figure 27 page 62 pour l'acier HT700TD) d'estimer la constitution finale du noyau de soudure si le cycle de refroidissement est supposé connu.

Cependant, le but de notre travail est de proposer une méthodologie de caractérisation rapide et simple des propriétés mécaniques du joint soudé. Il est donc impératif de s'affranchir de ces diverses considérations métallurgiques. A moindre coût, une analyse détaillée des résultats expérimentaux permet d'observer certaines règles pouvant faciliter par la suite notre travail de caractérisation.

Ainsi, il apparaît clairement, que pour tous les spécimens et cas de chargement étudiés (« Tensile/Shear » 0°, 30°, 60°, 90° - « Lap-Shear » 0° - « Coach-Peel » 90°), la rupture s'effectue par un phénomène de « déboutonnage » du noyau de soudure à l'interface entre la zone affectée thermiquement et le matériau de base. En outre, la rupture est toujours localisée sur la tôle la plus souple : le H320LA (figure 62 ci-dessous).

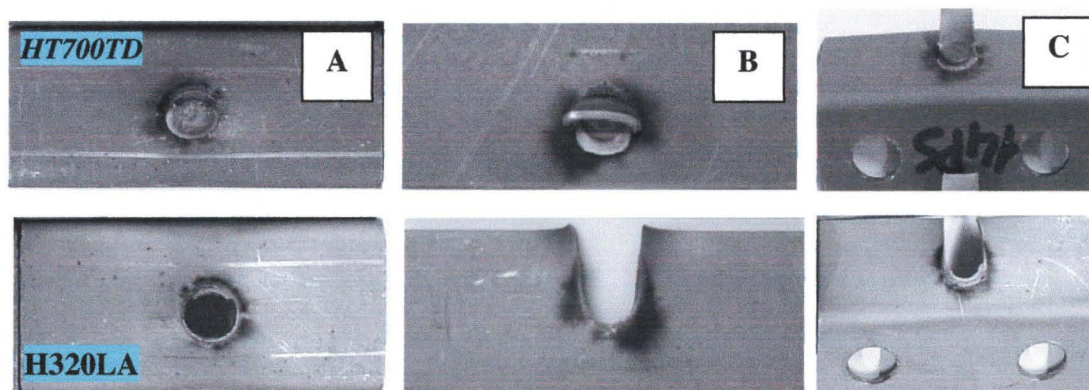


Figure 62 : Faciès de rupture des assemblages HT700TD/H320LA – A : « Tensile/Shear » - B : « Lap-Shear » - C : « Coach-Peel »

Par conséquent, la rupture n'ayant jamais lieu au sein de la soudure, nous pouvons estimer que la connaissance exacte de ses propriétés mécaniques n'est pas décisive pour une bonne représentation de la rupture des spécimens modélisés. Ainsi, nous avons donc décidé de ne pas amorcer de lourdes investigations de caractérisation analogues à celles évoquées ci-dessus.

Par ailleurs, puisque la rupture s'amorce toujours au sein de la tôle H320LA, il a été décidé d'affecter au noyau de soudure les propriétés de ce matériau en prenant en considération l'accroissement de la résistance à la traction et la réduction de l'allongement à la rupture (méthodologie présentée au II.4. page 66) induites par le procédé de soudage par point.

Le profil de dureté Vickers caractéristique de l'assemblage « inhomogène » HT700TD/H320LA a été présenté précédemment figure (48 page 86). Grâce à ce profil, il est possible de construire le modèle

éléments finis présenté sur la figure 63 (ci-dessous). Ce modèle se compose de sept zones différentes : le matériau de base H320LA (jaune), le matériau de base HT700TD (gris), les zones affectées thermiquement pour la tôle H320LA (marron et vert), les zones affectées thermiquement pour la tôle HT700TD (rose et rouge) et enfin le noyau de soudure (blanc). En outre, l'empreinte laissée par l'électrode lors du procédé de soudage a été, elle aussi, modélisée (figure 63 ci-dessous).

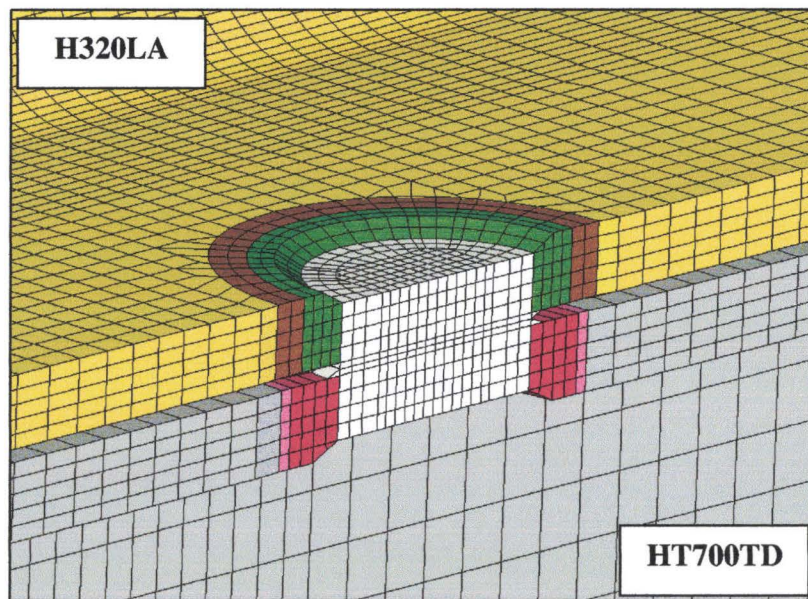


Figure 63 : Modèle éléments finis représentant l'assemblage « inhomogène » HT700TD/H320LA soudé par point

La figure 64 (page suivante) offre une comparaison, pour le spécimen de type « Tensile/Shear », entre les résultats expérimentaux (traits fins) et ceux obtenus numériquement (traits gras) à l'aide du modèle éléments finis préalablement présenté. Malgré les hypothèses simplificatrices que nous avons faites, notamment sur la caractérisation des propriétés mécaniques du noyau de soudure, les résultats numériques obtenus sont très proches des résultats issus de l'expérience pour les quatre cas de chargement étudiés : 0° (orange), 30° (bleu), 60° (vert) et 90° (violet).

La comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux pour les spécimens de type « Coach-Peel » et de type « Lap-Shear » est regroupée en Annexe D (page 175).

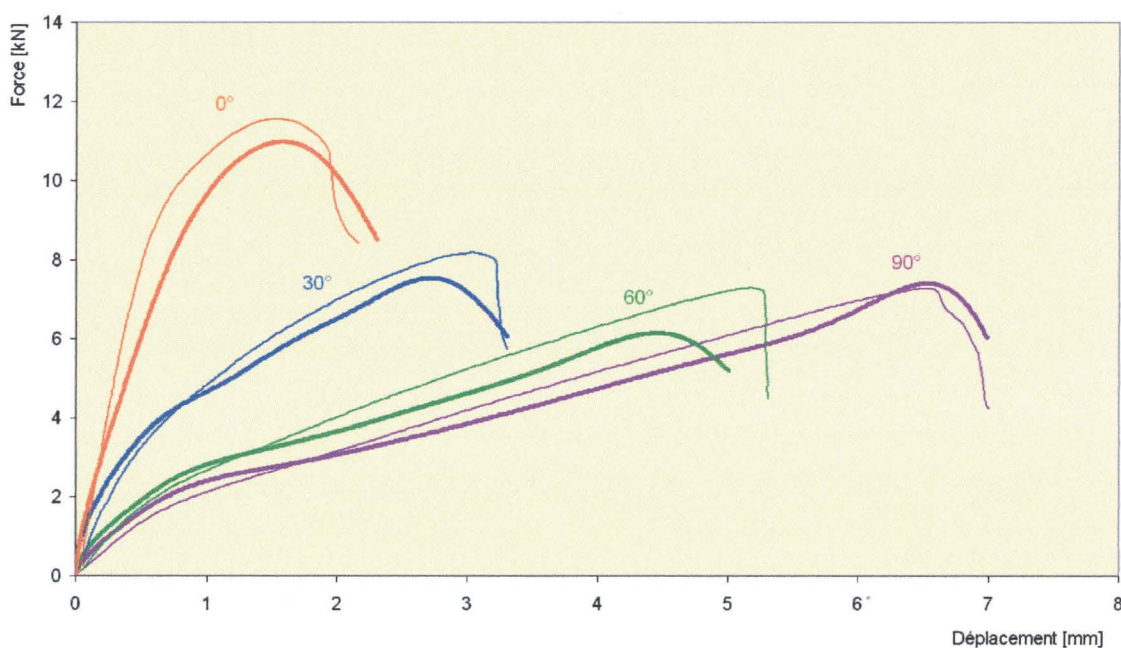


Figure 64 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point – Assemblage H320LA/HT700TD – Spécimen « Tensile/Shear » - Chargements 0°, 30°, 60°, 90°

Le réalisme du modèle numérique proposé pour cet assemblage « inhomogène » ne se limite pas uniquement à la précision des courbes « force/déplacement » présentées sur la figure 64 (ci-dessus). En effet, la rupture par « déboutonnage » de la soudure au niveau de la tôle H320LA observée lors des simulations (figures 65 ci-dessous et 66 page suivante) est également en parfait accord avec l'expérience (figure 62 page 101).

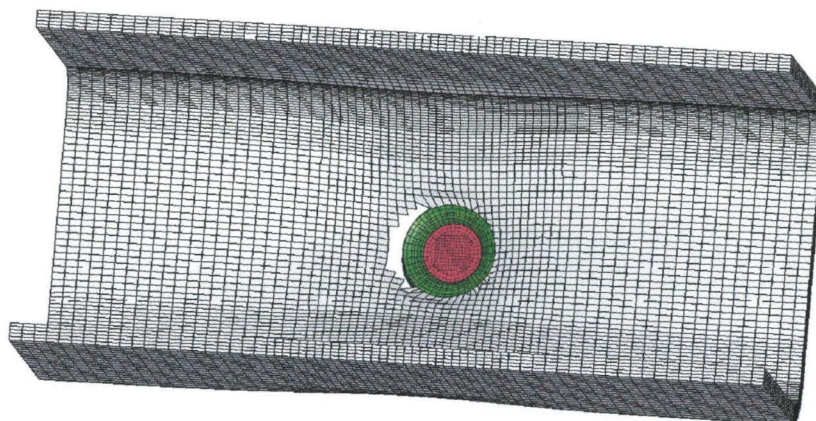


Figure 65 : Amorçage de la rupture à l'interface entre la ZAT (vert) et le matériau de base (gris)

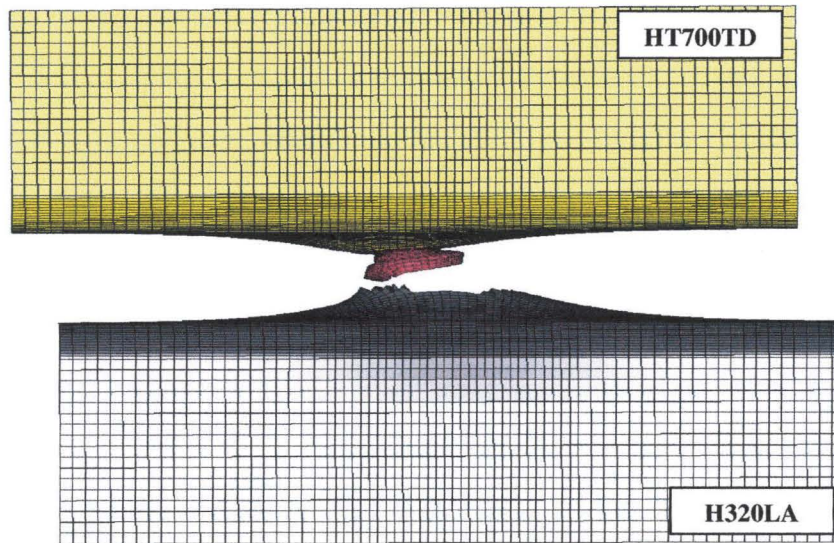


Figure 66 : Arrachement de la soudure par « déboutonnage » dans la tôle H320LA

Après avoir présenté dans ce paragraphe les résultats obtenus pour les assemblages soudés par point, nous allons maintenant adapter notre modèle numérique au cas des soudures Laser. Afin de pouvoir comparer les performances des deux types de techniques de soudage en terme de résistance, nous étudierons dans le paragraphe III.3.2 également les assemblages H320LA/H320LA, HT700TD/HT700TD et H320LA/HT700TD.

III.3.2 Cas des soudures Laser « RobScan »

Comme présenté dans le paragraphe I.2.2.2.2 (page 34), la technologie de soudure Laser « RobScan » appartient, comme la soudure par point, à la famille des procédés de soudage en phase liquide. Cependant, à l'opposé de la soudure par point qui nécessite l'action directe d'une électrode sur les tôles à souder, la technologie « RobScan » ne requiert aucune action mécanique extérieure puisque l'énergie délivrée par la source Laser est directement absorbée par la surface de la pièce à souder.

Ainsi, cette technologie offre une flexibilité incomparable par rapport à la soudure par point puisqu'elle peut être utilisée pour associer des tôles difficilement accessibles par manque de place ou en raison d'un positionnement oblique dans l'espace. En outre, la technologie « RobScan » permet de créer différents types de soudure (linéique, circulaire, en spirale ...) en fonction de l'application visée (crash, fatigue, statique ...) et de l'espace disponible sur les tôles à souder. En effet, toutes les formes géométriques peuvent être envisagées et facilement programmées dans l'unité pilotant le mouvement du Laser.

Dans cette étude, sauf précision contraire, nous nous intéresserons à la soudure Laser de type « Rob1 » (standard chez DaimlerChrysler) représentée schématiquement sur la figure 67 (ci-dessous).

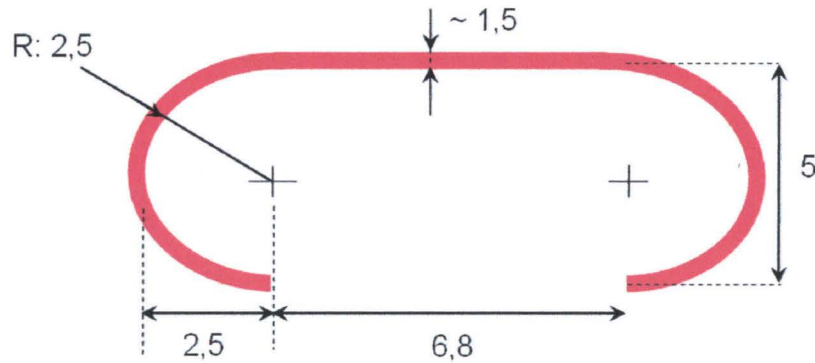


Figure 67 : Soudure Laser de type « Rob1 » avec ses dimensions en mm (échelle non respectée)

Les dimensions caractéristiques de la soudure « RobScan 1 » indiquées sur la figure 67 (ci-dessus) sont pratiquement indépendantes du type et de l'épaisseur des tôles soudées. En effet, les paramètres pilotant le Laser sont ajustés pour garder constante la taille de la soudure. Nous avons montré à l'opposée par les équations 33 et 34 (page 84) que dans le cas de la soudure par point, le diamètre de la soudure était proportionnel à la racine carrée de l'épaisseur de la plus fine des deux tôles soudées.

Ainsi, en considérant l'assemblage de type H320LA 1,50mm / H320LA 1,00 mm, il apparaît que, le diamètre du point soudé doit se situer entre 4 et 5 mm ce qui induit une surface soudée comprise entre 12,5 et 19,6 mm². Dans le cas de la technologie RobScan, le cordon de soudure est étroit (puisqu'il présente une largeur constante d'environ 1,50 mm) mais relativement long (environ 38 mm), ce qui équivaut à une surface réellement soudée d'environ 57 mm² soit une aire 3 à 4,5 plus grande que celle obtenue avec la soudure par point.

En considérant toujours le même assemblage, une comparaison des profils de dureté obtenus respectivement pour la soudure par point (courbe rouge) et pour la soudure Laser (courbe bleue) est proposée sur la figure 68 (page suivante). Comme évoqué précédemment, il apparaît que, sur la section considérée, la largeur du cordon de soudure Laser est nettement inférieure au diamètre du point soudé (1,60 mm contre 4,84 mm). En outre, la dureté obtenue localement dans le cordon de soudure de type « Rob 1 » (et donc par extension la valeur de la résistance à la traction) est plus faible que celle mesurée dans le point soudé (233 HV contre 395 HV).

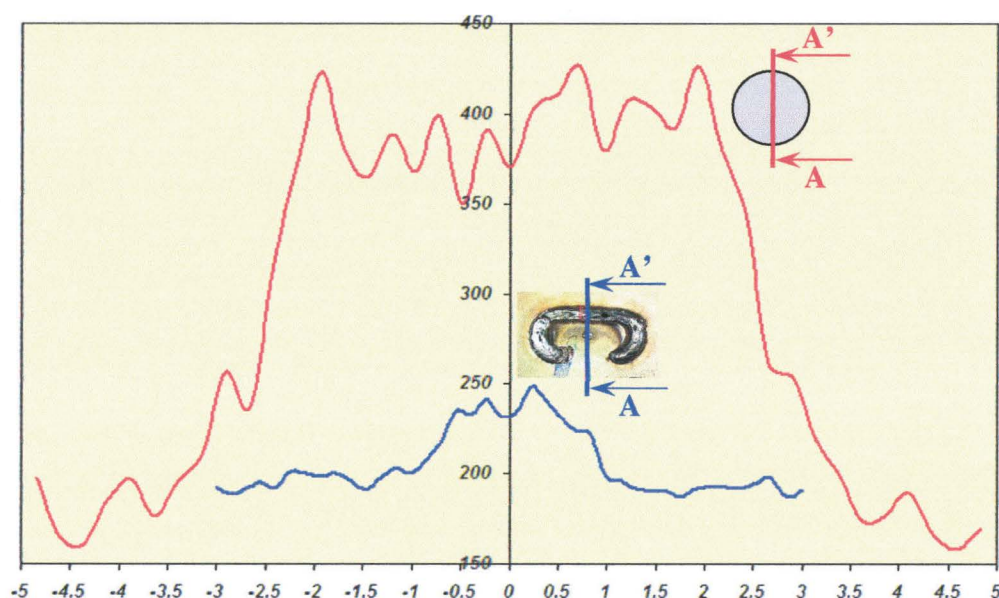


Figure 68 : Profil de dureté Vickers mesurée le long de la section A-A' pour une soudure par point (courbe rouge) et une soudure Laser (courbe bleue) - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm

Malgré des valeurs locales de résistance à la traction inférieures à celles offertes par la soudure par point, la soudure « Rob 1 », grâce à sa grande surface (environ 55 mm² contre en moyenne 16 mm² pour l'assemblage étudié soudé par point), s'avère plus efficace lors d'un impact puisqu'elle permet de dissiper plus d'énergie. En effet, comme le montre le tableau 16 (ci-dessous), l'apport varie, pour l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm, entre 10%, dans le cas du spécimen « Tensile/Shear – 0° » et 35% dans le cas du « Lap-Shear ».

	<i>Tensile/Shear – 90°</i>	<i>Tensile/Shear - 0°</i>	<i>Lap-Shear</i>	<i>Coach-Peel</i>
Soudure par point	30,63	21,62	37,88	27,29
Soudure « Rob 1 »	34,76	23,92	58,04	34,14
Apport RobScan	+11,9 %	+9,6 %	+34,7 %	+20,1 %

Tableau 16 : Comparaison entre l'énergie dissipée (en Joules) par la soudure par point et la soudure « Rob 1 » pour l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm

Ainsi, il apparaît que la soudure « RobScan » présente de nombreux avantages par rapport à la soudure

par point « classique ». Outre, les qualités de ténacité évoquées précédemment (tableau 16 page précédente), elle offre la possibilité d'optimiser la géométrie de la soudure en fonction des propriétés souhaitées et du champ d'application. Cette flexibilité est un point déterminant pour l'avenir puisque de vastes études sont menées à l'heure actuelle pour tenter de développer une méthode de construction d'une caisse en blanc qui résulterait de l'optimisation transverse de son comportement en crash, en torsion, en fatigue et en analyse vibratoire.

Enfin, tout en étant très rapide (400 soudures par minute dans l'état actuel de développement), la technologie « RobScan » est capable de souder non seulement dans un espace très réduit mais aussi dans une palette d'angle très large.

Conscient du grand potentiel qu'offre ce type de soudure, DaimlerChrysler a décidé d'accroître progressivement sa proportion dans les caisses en blanc des nouveaux véhicules. Par conséquent, il est important de prolonger notre étude pour ces soudures « RobScan ».

III.3.2.1 Cas des soudures homogènes

Comme nous l'avons fait précédemment pour l'étude des soudures par point, nous présenterons dans un premier temps une comparaison entre les résultats expérimentaux et les estimations numériques pour les assemblages « homogènes » de type H320LA/H320LA et HT700TD/HT00TD avant de s'intéresser par la suite à la combinaison « inhomogène » de type H320LA/HT700TD.

III.3.2.1.1 Assemblage H320LA/H320LA

De manière analogue au cas de la soudure par point, le comportement de l'assemblage H320LA/H320LA soudé au Laser a été étudié pour trois combinaisons de tôles différentes : 1,50mm/1,50mm - 1,50mm/1,00mm - 1,00mm/1,00mm.

La figure 69 (page suivante) présente, pour ces trois types d'épaisseurs de tôle, une comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques dans le cas du spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 90°. Ainsi, il apparaît que le modèle éléments finis proposé (courbes en traits gras) représente fidèlement la réalité puisque l'adéquation avec les courbes expérimentales (en traits fins) est quasiment parfaite. Comme expliqué dans le paragraphe II.3.1.1.2 (page 97), la qualité de la simulation dépend, pour ce cas de chargement, principalement de l'exactitude des propriétés du matériau de base, validées préalablement par les études conduites sur le point soudé.

En effet, les propriétés du matériau de base n'étant pas modifiées par le procédé de soudage ses caractéristiques mécaniques sont parfaitement identiques entre les modèles numériques détaillés de soudure par point et de soudure Laser « RobScan ».

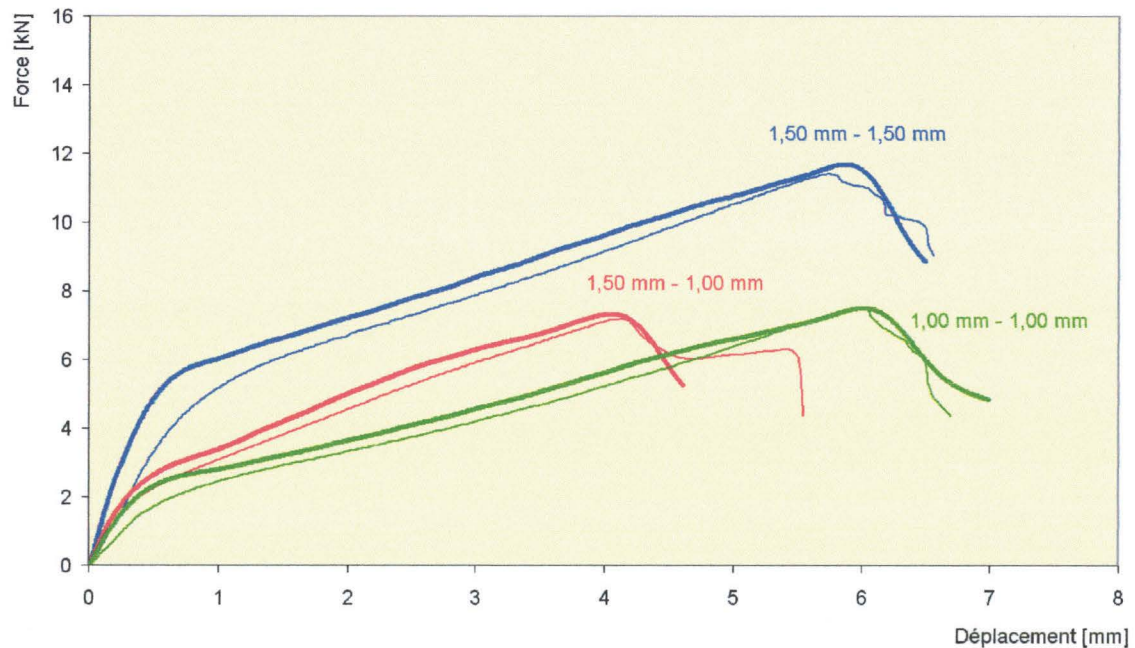


Figure 69 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure Laser « Rob 1 » - Assemblage H320LA/H320LA - Spécimen « Tensile/Shear » - Chargement 90°

Pour ce cas de chargement, la bonne adéquation entre les courbes expérimentales et les courbes simulées est corroborée par le réalisme du faciès de rupture obtenu numériquement grâce au modèle de Gurson comme le montre la figure 70 (page suivante) ([LAM06]b).

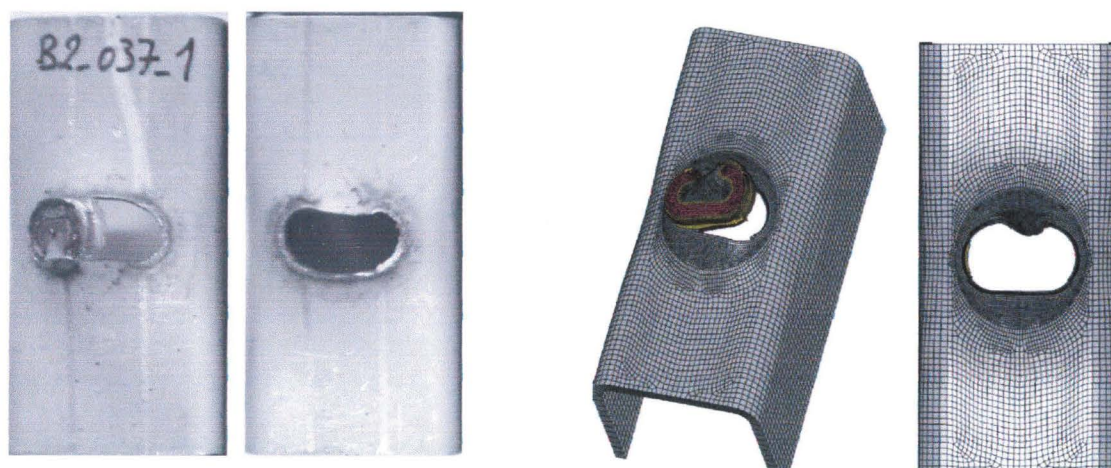
**EXPERIENCE****SIMULATION**

Figure 70 : Comparaison entre le faciès de rupture de la soudure « Rob 1 » obtenu expérimentalement (gauche) et celui obtenu numériquement (droite) – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm

La comparaison entre les résultats expérimentaux (courbes en traits fins) et les résultats numériques (courbes en trait gras) pour le spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° est présentée figure 71 (page suivante).

Ce diagramme montre une bonne adéquation entre l'expérience et la simulation pour la combinaison 1,00 mm / 1,00 mm (courbes vertes) tandis qu'il expose clairement la grande dispersion existante entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux pour les combinaisons 1,50 mm / 1,50 mm (courbes bleues) et 1,50 mm / 1,00 mm (courbes rouges).

En effet, pour ces deux dernières combinaisons, les résultats issus de la simulation surévaluent non seulement la force maximale transmise par le joint soudé mais aussi la valeur du déplacement associée à cette force. La dispersion sur la force maximale est comprise entre 15 % (pour la combinaison 1,5 mm / 1,0 mm) et 30 % (pour la combinaison 1,5 mm / 1,5 mm). Elle atteint pour la valeur du déplacement à la rupture environ 35% dans les deux cas.

Ces écarts très importants peuvent être expliqués en analysant non seulement les courbes « force/déplacement » mais aussi les photos des faciès de rupture des spécimens testés. Premièrement, sur les courbes « force/déplacement », on observe dans les deux cas « problématiques » que la rupture s'opère brutalement, sans aucune progressivité. Après un examen des spécimens détruits, il apparaît que la soudure ne rompt pas via un « déboutonnage » (à l'interface entre la zone affectée thermiquement et la matériau de base comme sur la figure 70 ci-dessus) puisqu'une rupture nette du cordon de soudure en son milieu est observée (figure 72 page suivante).

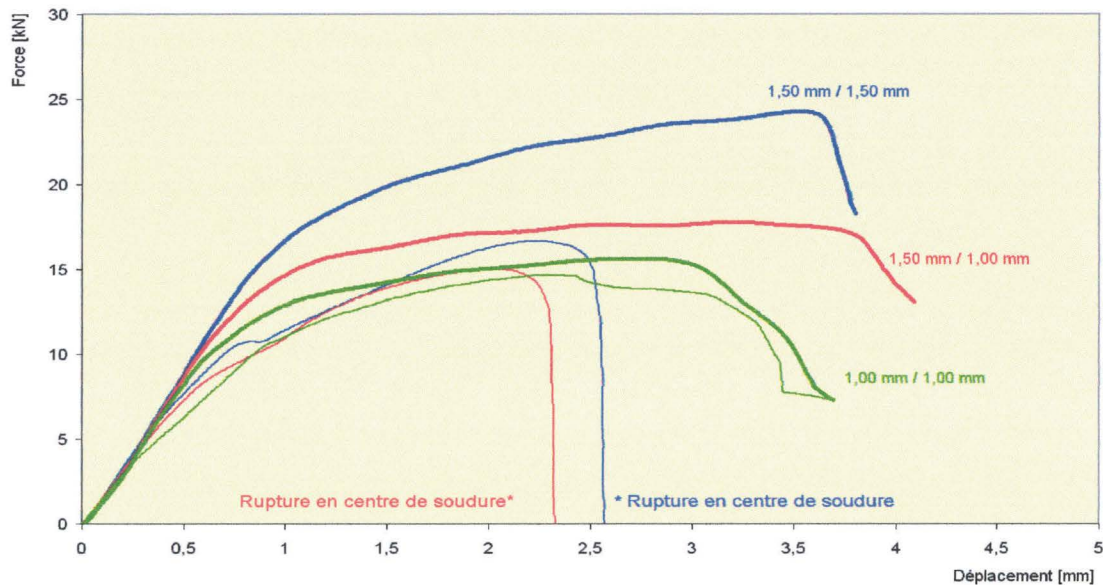


Figure 71 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure « Rob 1 » - Assemblages H320LA / H320LA - Spécimen de type « Tensile/Shear » chargé à 0°

Ce mode de rupture reste très singulier puisqu'il n'apparaît qu'une dizaine de fois dans l'ensemble de la matrice expérimentale (comprenant environ 1 000 combinaisons d'aciers et d'épaisseurs de tôles) dont dispose DaimlerChrysler AG. A la lumière de la figure 71 (ci-dessus), il semble que le modèle matériau de Gurson ne soit pas en mesure de représenter ce type de ruine. Malgré la faible occurrence de ce mode de rupture, une étude préliminaire visant à l'obtenir numériquement a tout de même été menée (paragraphe III.4).

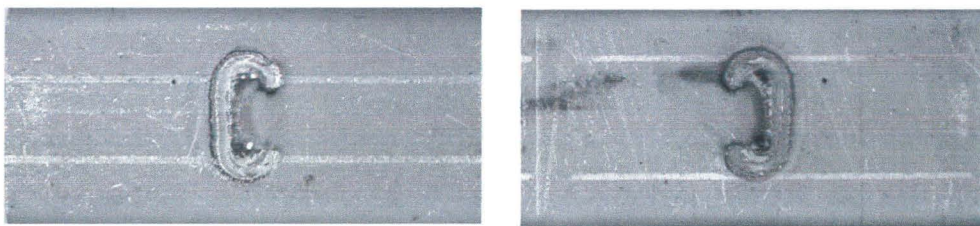


Figure 72 : Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Faciès de rupture du spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 0°

La comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques pour le spécimen de type « Lap-Shear » est disponible en Annexe E (page 176).

III.3.2.1.2 Assemblage HT700TD/HT700TD

De manière analogue à la procédure suivie dans le cas de la soudure par point, nous allons tester la capacité de notre modèle détaillé de soudure « RobScan » à représenter fidèlement la réalité pour une combinaison symétrique d'un acier à haute limite élastique : le HT700TD.

Expérimentalement, pour cette combinaison HT700TD 1,25 mm / HT700TD 1,25 mm, le spécimen de type « Tensile/Shear » a été testé sous les quatre angles de chargement possible : 0°, 30°, 60°, 90°.

La figure 73 (ci-dessous) présente une comparaison entre les courbes expérimentales (traits fins) et les simulations numériques (traits gras) conduites à l'aide du modèle détaillé analogue à celui présenté figure 50 (page 88).

Ainsi, il apparaît que les simulations numériques réalisées avec le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman représentent fidèlement la réalité pour tous les angles de chargement.

Pour la sollicitation en cisaillement pur à 0° (courbe orange), un mode de rupture classique par « déboutonnage » a été observé expérimentalement et numériquement, confirmant le caractère exceptionnel du mode de rupture en centre de soudure observé précédemment

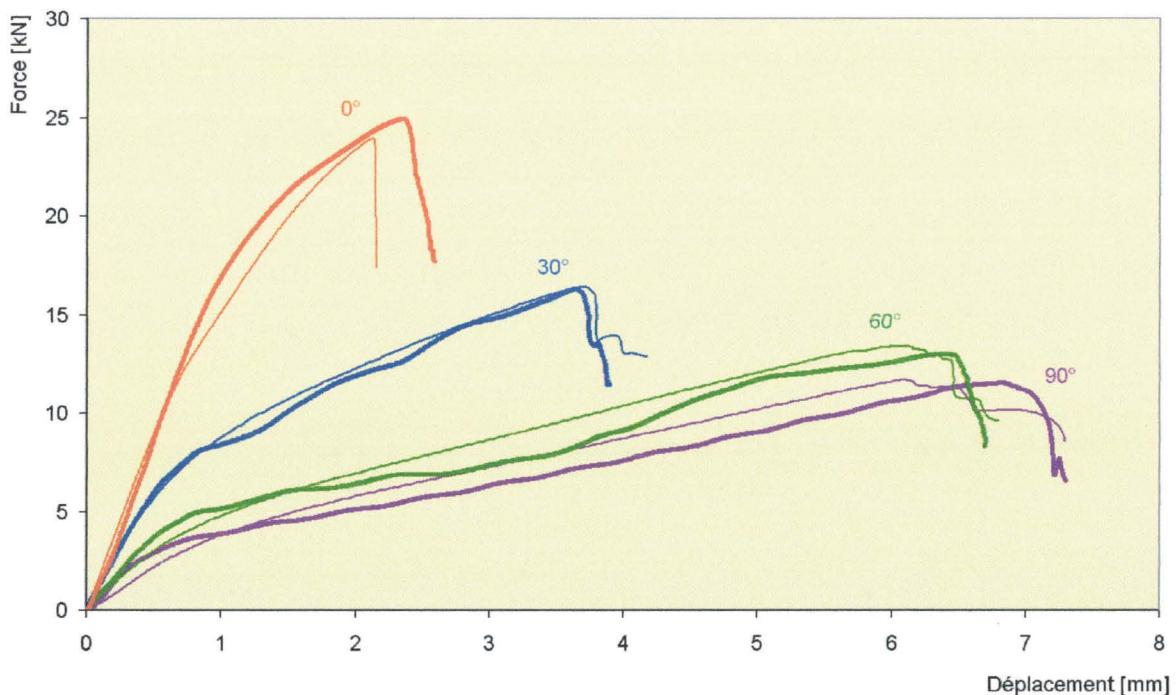


Figure 73 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure « Rob 1 » - Assemblage HT700TD/ HT700TD - Spécimen de type « Tensile/Shear » chargements 0°, 30°, 60° et 90°

Pour les chargements à dominante de traction (solicitations à 60° - courbes vertes et sollicitations à 90° - courbes violettes), la simulation permet d'évaluer précisément non seulement la valeur de la force maximale que peut transmettre le cordon de soudure mais aussi la valeur du déplacement associé à cette force.

Dans le cas de la soudure par point, pour le même assemblage avec la même épaisseur, une dispersion sur la rigidité globale avait été observée entre l'expérience et la simulation pour ces cas de chargement (figure 59).

A la lumière des résultats présentés dans cette section (figure 73 – page précédente et Annexe F page 177 pour les spécimens « Lap-Shear » et « Coach-Peel »), les propriétés mécaniques caractérisant l'acier HT700TD peuvent être considérées définitivement comme correctes et validées, ce qui semble permettre d'« innocenter » le modèle numérique et de mettre en cause « définitivement » la qualité des expériences utilisées pour la comparaison (figure 59 page 97, courbes vertes et violettes).

III.3.2.2 Cas des soudures « inhomogènes » : assemblage H320LA/HT700TD

Dans ce paragraphe, nous allons nous intéresser à l'assemblage « inhomogène » formé par les deux aciers H320LA et HT700TD, avec une épaisseur de tôle respective égale à 1,15 mm et 1,25 mm.

Les deux aciers n'ayant pas la même composition chimique (tableau 5 page 60 pour le H320LA et tableau 7 page 61 pour le HT700TD), ils présentent ainsi des propriétés mécaniques différentes (tableau 6 page 60 pour le H320LA et tableau 8 page 61 pour le HT700TD). Par conséquent, les deux aciers réagissent de manières différentes à la chaleur et donc par extension au processus de soudage.

Dès lors, comme nous l'avons fait dans le cas de la soudure par point, il est nécessaire de définir indépendamment les zones affectées thermiquement pour la tôle de H320LA et la tôle de HT700TD. Comme indiqué dans les tableaux 13 et 14 (respectivement page 85 et 87), dans le cas de cet assemblage inhomogène, la largeur du cordon de soudure (0,60 mm) est très nettement inférieure à la largeur du point soudé (4,00 mm). A l'opposé, comme le montre le tableau 17 (page suivante), les largeurs respectives des zones affectées thermiquement dans le cas de la soudure par point et de la soudure Laser sont à peu près équivalentes.

Par ailleurs, sur ce même tableau, on peut remarquer que la largeur des zones affectées thermiquement, dans le cas de la soudure « Rob 1 », est du même ordre de grandeur que la largeur du cordon de soudure (ratio ~ 1,6).

Type de Soudure	Largeur Soudure [mm]	Largeur HAZ ₁₊₂ [mm]	Ratio $L_{HAZ}/L_{Soudure}$ [-]
Par Point	4,00	H320LA : 1,35	0,34
		HT700TD : 1,20	0,30
« Rob 1 »	0,60	H320LA : 1,10	1,83
		HT700TD : 0,90	1,50

Tableau 17 : Comparaison entre la largeur de la soudure et celle des zones affectées thermiquement pour l'assemblage H320LA/HT700TD dans le cas de la soudure par point et de la soudure « Rob 1 »

Par conséquent, le modèle éléments finis pour cet assemblage « inhomogène » soudé au Laser contient sept zones distinctes de faibles largeurs présentant chacune des propriétés mécaniques différentes. Il apparaît donc clairement que la précision des résultats numériques dépend principalement de la qualité de la caractérisation des propriétés mécaniques menée à l'aide des « mini-spécimens » de traction présentés dans le chapitre II section 4.2 (page 69).

La base expérimentale disponible pour l'assemblage de type H320LA 1,15 mm / HT700TD 1,25 mm soudé au Laser est riche puisque nous disposons des courbes « force/déplacement » caractéristiques du joint pour les spécimens de type « Tensile/Shear » sollicité à 0°, 30°, 60° et 90°, « Lap-Shear » sollicité à 0° et « Coach-Peel » sollicité à 90°.

Les figures 74 et 75 (page suivante) présentent, respectivement pour l'ensemble des cas de chargement du spécimen « Tensile/Shear » et pour le spécimen « Lap-Shear », une comparaison entre les résultats expérimentaux (traits fins) et les résultats numériques (traits gras) obtenus en utilisant le modèle d'endommagement de Gurson-Tvergaard-Needleman.

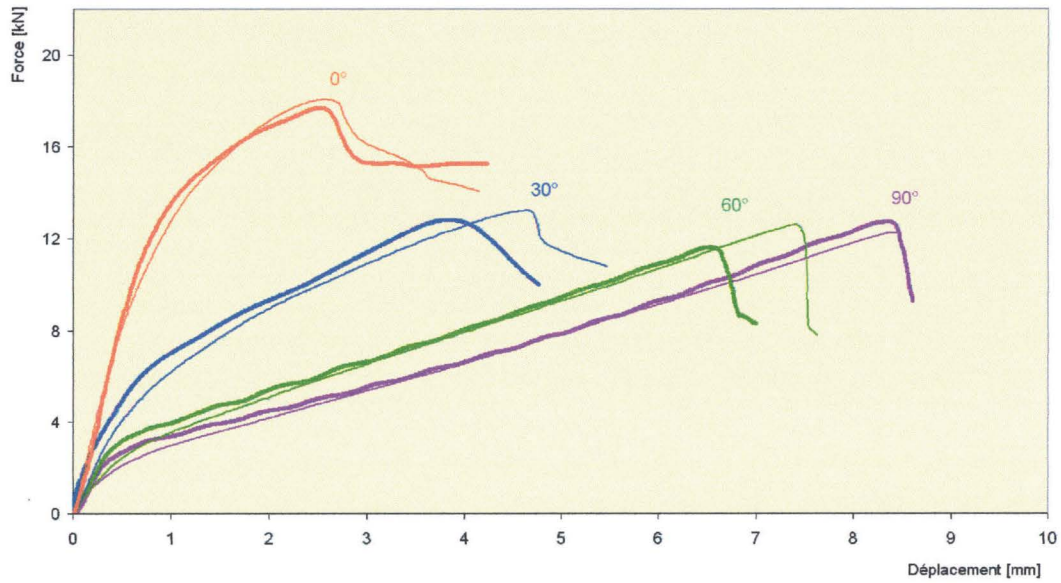


Figure 74 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure « Rob 1 » - Assemblage HT700TD/ H320LA - Spécimen de type « Tensile/Shear » chargements 0°, 30°, 60° et 90°



Figure 75 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure « Rob 1 » - Assemblage HT700TD/ H320LA - Spécimen de type « Lap-Shear »

Sur les deux figures 74 et 75 (ci-dessus), il apparaît qu'une adéquation très satisfaisante a été obtenue entre l'expérience et la simulation pour l'ensemble des cas de chargement.

Cas de chargement (Type de spécimen - Angle de sollicitation)	Force maximale transmise par l'assemblage [kN]			Déplacement associé à la force maximale [mm]	
	Expérience	Simulation	Ecart	Expérience	Simulation
« Tensile/Shear » – 0°	18,05	17,70	1,9 %	2,56	2,53
« Tensile/Shear » – 30°	13,25	12,81	3,3 %	4,67	3,88
« Tensile/Shear » – 60°	12,61	11,61	7,9 %	7,41	6,53
« Tensile/Shear » – 90°	12,27	12,73	3,7 %	8,45	8,35
« Lap-Shear » - 0°	14,53	15,20	4,4 %	3,57	3,02

Tableau 18 : Comparaison entre l'expérience et la simulation pour les valeurs de la force maximale transmise et du déplacement associé à cette force

Quantitativement, dans le tableau 18 (ci-dessus) on observe que, pour la valeur de la force maximale transmise par l'assemblage, la déviation entre l'expérience et la simulation s'établit aux alentours de 3 à 4%, ce qui est extrêmement satisfaisant.

En effet, comme nous l'avons présenté dans le chapitre I, le but de notre travail est de développer un modèle numérique détaillé de soudure servant de base pour valider un modèle simplifié de soudure contenant un critère de rupture général. Le critère de rupture devant être piloté en force, il est impératif d'être capable d'estimer avec une grande sécurité la force conduisant à la perte de l'assemblage.

Par conséquent, les résultats présentés dans le tableau 18 (ci-dessus) et plus largement dans ce chapitre sont fort encourageants et prometteurs dans l'optique de la mise en application de la méthode alternative proposée (figure 3 page 25) non seulement pour les soudures par point mais aussi pour les soudures Laser. Enfin, par l'utilisation d'un maillage extrêmement fin (figures 49 et 50 page 88) nous avons été en mesure de représenter, à une exception près, de manière fidèle à la fois la localisation mais aussi le faciès de rupture des assemblages étudiés.

Cependant, notre souci étant d'être capable de modéliser l'intégralité des modes de rupture, une étude spécifique de la rupture en centre de soudure (basée sur le modèle matériau de Gologanu) est proposée dans le paragraphe suivant.

III.4 Étude spécifique de la rupture en centre de soudure

III.4.1 Problématique et apport potentiel du modèle de Gologanu

Comme observé dans le paragraphe III.3 sur différents assemblages, les spécimens soudés rompent en grande majorité par « déboutonnage » du noyau de soudure (resp. cordon de soudure) au niveau de la zone affectée thermiquement. Dans cette configuration, il a été montré précédemment que le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman était en mesure de représenter la réalité comme l'illustrent les figures 56 page 95 (soudure par point) et 70 page 109 (soudure Laser).

De manière isolée, pour le spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° , nous avons observé pour les assemblages H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm et H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm soudés au Laser une rupture en centre de soudure (figure 72 – page 110). D'un point de vue énergétique, ce dernier mode de rupture est à éviter puisqu'il traduit une mauvaise ténacité du joint qui s'illustre par le faible travail que dissipe la soudure au cours de la sollicitation. En outre, d'un point de vue sécurité, ce mode de rupture est dangereux puisqu'il entraîne, après une faible dispersion d'énergie, une séparation complète des deux tôles soudées laissant donc ces dernières entièrement libres.

Afin d'identifier les phénomènes physiques pouvant induire un mode de rupture en centre de soudure et par soucis de proposer un modèle détaillé capable de représenter l'ensemble des phénomènes observés, nous allons présenter dans ce paragraphe une étude numérique visant à obtenir, à l'aide du modèle matériau de Gologanu, ce mode de rupture « exceptionnel ».

La théorie du modèle de Gologanu a été présentée dans le chapitre I section 3.3.2.3 (page 47). Ainsi, par rapport au modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN), ce modèle présente l'avantage de prendre en considération l'évolution, au cours du temps, de forme de la cavité incluse dans la matrice de matériau. En d'autres termes, dans le cadre du modèle GTN les cavités sont par hypothèse ellipsoïdales et conservent cette géométrie tout au long de la sollicitation tandis qu'elles peuvent prendre, dans le cadre du modèle de Gologanu, toutes les formes, même très aplaties, comme illustré figure 18 (page 48).

Par ailleurs, associés au modèle de Gologanu, deux critères de coalescence (Thomason et Brown / Embury) ont été implémentés par IWM⁶ (Freiburg, Allemagne) dans le code que nous utilisons [AND06]. Plus particulièrement, le critère de coalescence de Brown / Embury traduit le fait que la

⁶ IWM: Fraunhofer-Institut für Werkstoffmechanik

formation de bandes de cisaillement (ou bandes de glissement) reliant deux vides peut induire rapidement la rupture du ligament reliant ces derniers.

Par conséquent, sachant que la rupture en centre de soudure est observée pour des chargements en cisaillement pur (spécimen de type « Tensile/Shear » - sollicitation à 0°), il semble que les deux points évoqués précédemment (évolution de la forme des cavités et coalescence par bandes de glissement) soient des atouts majeurs en faveur du modèle de Gologanu. En effet, lors d'un chargement en cisaillement, les porosités présentent au sein du matériau évoluent typiquement vers une géométrie de type aplatie (ellipsoïde avec $b \gg a$ d'après les notations de la figure 18 page 48).

Par ailleurs, pour ce type de chargement, il semble séduisant de pouvoir modéliser la coalescence par la rupture des liens entre deux bandes de cisaillement, mode de rupture plus soudain que celui proposé par le modèle GTN (basé sur le dépassement d'une valeur critique de la porosité) et qui paraît donc mieux correspondre à la rupture en centre de soudure.

Naturellement, avant de pouvoir modéliser la sollicitation en cisaillement du spécimen de type « Tensile/Shear », il est nécessaire de déterminer (et d'optimiser) numériquement les paramètres caractéristiques du modèle de Gologanu.

III.4.2 Optimisation des paramètres de rupture de Gologanu

Les paramètres d'endommagement et de rupture de Gologanu sont obtenus et optimisés à l'aide d'une méthode inverse identique à celle utilisée dans le cadre du modèle de Gurson.

Ainsi, les paramètres sont déterminés manuellement et de manière itérative en considérant pour un matériau donné comme fonction « objectif » la courbe « force/allongement » issue d'un essai de traction. Le but de l'optimisation étant de varier les paramètres de rupture du modèle de Gologanu jusqu'à « recalcr » avec une grande précision la courbe issue de la simulation sur celle provenant de l'essai de traction.

Le modèle de Gologanu présente comme, évoqué précédemment, l'avantage de prendre en considération l'évolution de la forme des cavités au cours du temps. Ce réalisme induit donc un nombre important de paramètres à déterminer et par conséquent une certaine complexité et lourdeur dans la phase d'optimisation.

Ainsi, dans le cadre du modèle que nous utilisons, les paramètres caractéristiques sont au nombre de neuf. Comme pour le modèle de Gurson, certains paramètres peuvent être considérés, pour une famille de matériau, comme constants. Dès lors, pour les paramètres q (paramètre de Tvergaard-Needleman

dans le cas d'une cavité sphérique correspondant à l'hypothèse de Gurson), S_N (écart type de la distribution des déformations à la rupture), ε_N (déformation moyenne pour laquelle 50% des particules de seconde phase sont rompues) nous utiliserons les valeurs communément admises dans la littérature de telle sorte que :

$$\{q; S_N; \varepsilon_N\} = \{1, 5; 0, 1; 0, 3\}$$

Par contre, pour chaque acier utilisé (ou pour un même acier mais différentes phases thermiques), les quatre paramètres suivants doivent être déterminés et optimisés :

- f_0 : valeur de la porosité initial au sein du matériau vierge
- f_N : fraction volumique d'inclusions participant à la nucléation
- H_0/R_0 : aspect initial du volume élémentaire (figure 20 page 53)
- S_0 : forme initiale de la cavité ellipsoïdale (figure 18 page 48)

En outre, si l'on veut utiliser également le critère de coalescence de Thomason comme alternative au critère de Brown / Embury, il est nécessaire de déterminer en plus des paramètres précités, les paramètres α et β apparaissant dans l'équation 29 (page 53). Ces paramètres sont souvent considérés comme constant pour une grande majorité des aciers. En effet, la littérature suggère de les choisir tels que $\alpha = 0,1$ et $\beta = 1,2$.

Il est important de noter que, dans la version du modèle de Gologanu que nous utilisons, les valeurs des paramètres ne varient pas avec la taille du maillage utilisé, comme cela pouvait être le cas pour le paramètre f_F du modèle de GTN modifié par Feucht et Fassnacht [FEU99] (tableau 11 page 77).

Ainsi, a figure 76 (page suivante) présente une comparaison entre la courbe « contrainte/allongement » issue d'un essai de traction et celle obtenue numériquement à l'aide de modèle matériau de Gologanu. Les contours de la déformation plastique au moment de la rupture et juste avant cette dernière sont représentés sur la figure 77 (page suivante) et les instants correspondant aux deux états présentés sont corrélés sur la figure 76 (page suivante).

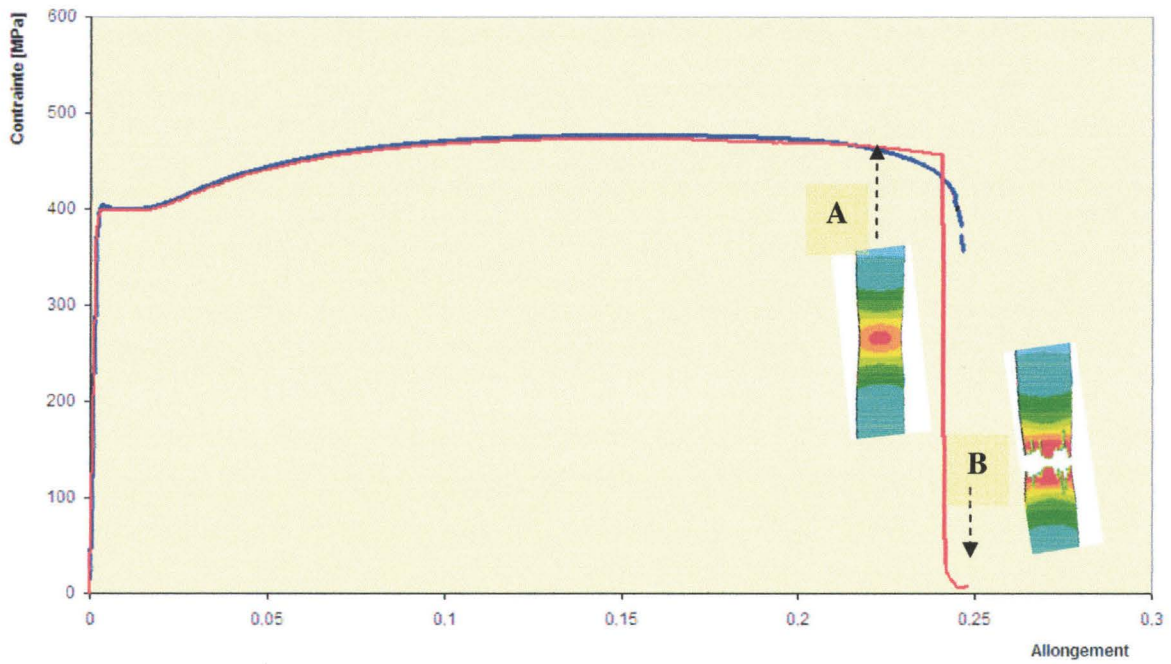


Figure 76 : Comparaison entre les résultats expérimentaux (courbe bleue) et numériques (courbe rouge) pour un essai de traction – matériau de base H320LA

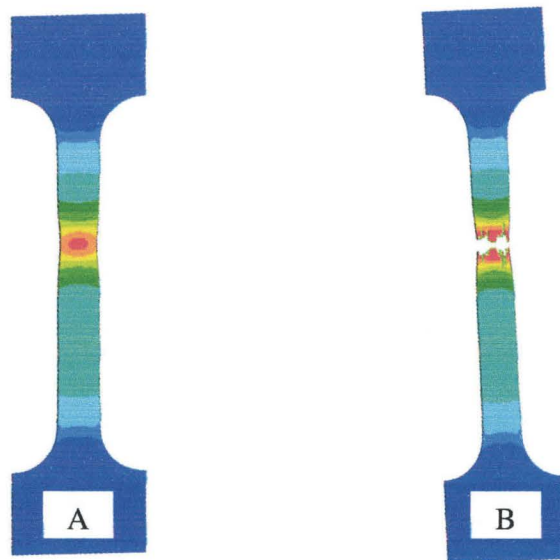


Figure 77 : Contours de la déformation plastique avant (A) et au moment de la rupture (B) – Modèle de Gologanu couplé avec le critère de coalescence de Brown/Embury.

Ainsi, sur la figure 76 (page précédente), on observe une bonne corrélation entre la courbe expérimentale et la courbe numérique. Le tableau 19 (ci-dessous) présente, pour les différentes zones de la soudure « Rob 1 », la valeur des trois paramètres de Gologanu obtenus après optimisation par méthode inverse.

H320LA	f_0	f_N	H_0/R_0
Matériau de base	0,0030	0,010	25
ZAT #1	0,0040	0,030	38
ZAT #2	0,0048	0,039	40
Cordon de soudure	0,0050	0,040	48

Tableau 19 : Valeur des paramètres de Gologanu optimisés pour l'acier H320LA (matériau de base, zone affectée thermiquement et cordon de soudure)

Au cours de l'optimisation, une bonne adéquation entre l'expérimental et le numérique a été obtenue en laissant le paramètre S_0 constant tel que $S_0=0,0001$.

A ce stade de l'étude, les paramètres de Gologanu répertoriés dans le tableau 19 (ci-dessus) peuvent être donc considérés comme optimisés, ce qui nous permet de passer à l'étude du spécimen plus complexe : le « Tensile/Shear » sollicité à 0° .

III.4.3 Etude numérique et comparaison avec l'expérimental

Le modèle de Gologanu (couplé au critère de coalescence de Brown / Embury), dont les paramètres d'endommagement et de rupture ont été déterminés dans le paragraphe précédant, a été utilisé pour simuler la rupture des assemblages H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm et H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm.

Par soucis de clarté, les résultats concernant l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm ont été placés en Annexe G (page 178). Dans les deux cas, les phénomènes observés étant identiques, les conclusions présentées dans ce paragraphe sont également valables pour l'assemblage 1,50 mm / 1,00 mm.

La figure 78 (page suivante) présente, pour l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm et le spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° , une comparaison entre les courbes « force/déplacement » obtenues expérimentalement (courbes noires) et numériquement grâce au modèle de Gurson (courbe rouge) et au modèle de Gologanu (courbe bleue).

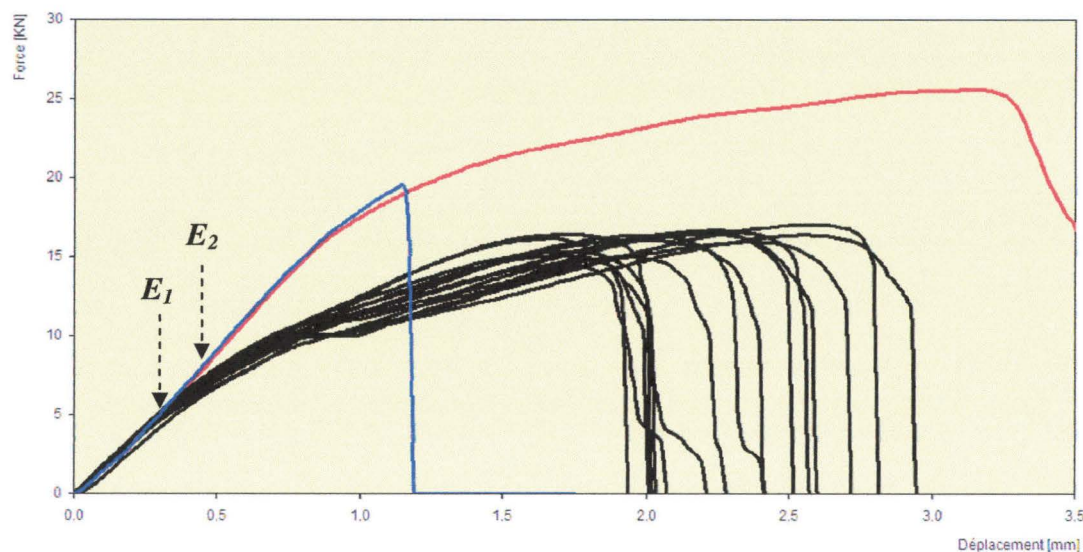


Figure 78: Comparaison entre l'expérience (noir), la simulation avec le modèle de Gurson (rouge) et celle avec le modèle de Gologanu (bleu) - Soudure « Rob 1 » - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - - Spécimen de type « Tensile/Shear » chargement 0°

Pour l'assemblage étudié, un nombre important de courbes expérimentales issues de diverses campagnes s'étalant sur deux ans est à notre disposition (figure 78 ci-dessus). Si la valeur de la force maximale que peut transmettre le joint soudé semble être la même pour tous les essais (environ 16 kN), une dispersion conséquente est observable sur la valeur du déplacement à la rupture. En effet, cette valeur varie selon les essais entre 1,9 mm et 3,0 mm, démontrant ainsi le phénomène assez « instable » que semble être la rupture en centre de soudure.

Sur la figure 78, on observe que les résultats numériques obtenus avec le modèle de Gologanu (courbe bleue) sont, comme ceux obtenus avec le modèle de Gurson (courbe rouge), globalement plus rigide que l'ensemble des résultats expérimentaux. Jusqu'à l'instant E_1 (repéré sur la figure 78 ci-dessus), les courbes simulées et expérimentales sont en parfait accord mais elles divergent irrémédiablement entre les états E_1 et E_2 . En corrélant les courbes « force/déplacement » avec la distribution de la déformation plastique au sein de la soudure, on observe que dans l'état E_1 , tous les éléments se trouvent encore en zone élastique tandis que certains éléments au centre de la soudure commencent leur plastification à l'état E_2 , comme illustré sur la figure 79 (page suivante). Ainsi, l'entrée dans le domaine plastique marque nettement la divergence entre les courbes simulées et les courbes expérimentales.

Les modèles matériaux de Gologanu et de Gurson sont des modèles qui par nature visent à décrire l'endommagement ductile. L'accumulation de l'endommagement débute dès la fin du domaine élastique pour aboutir dans son état final à la ruine de la structure. Ces modèles se basent sur

l'évolution de la porosité et de son accroissement pour calculer l'endommagement et la perte de résistance de la structure.

Par conséquent, il semble naturel, à la vue des écarts de rigidité observés sur la figure 78 (page précédente), de s'interroger sur la pertinence d'utiliser la théorie de l'endommagement ductile pour représenter la rupture en centre de soudure. En effet, il semble clair que cette déviation ne provient pas du modèle éléments finis lui-même puisque dans tous les cas de sollicitation en cisaillement où une rupture par déboutonnage de la soudure est observée l'adéquation entre la rigidité expérimentale et numérique est parfaite, comme le montre la figure 71 – courbe verte (page 110).

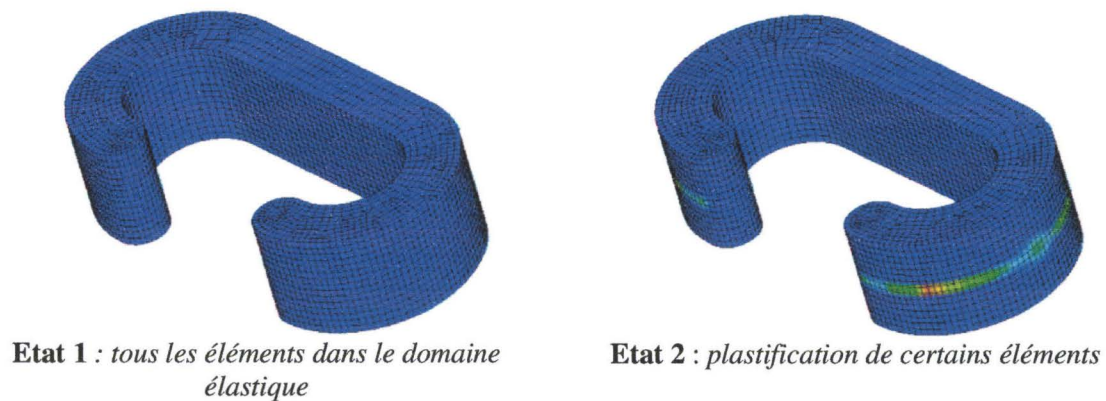


Figure 79: Distribution de la déformation plastique au niveau de la soudure « Rob 1 » à l'état E_1 (aucune déformation plastique) et à l'état E_2 (déformation plastique identifiable au centre de la soudure)

Cependant, sur la figure 78 (page précédente), on observe que la courbe obtenue à l'aide du modèle de Gologanu (courbe bleue), rompt de manière abrupte, décrivant ainsi plus fidèlement la réalité que le modèle de Gurson. En ce qui concerne le faciès de rupture, l'utilisation du modèle de Gologanu, couplé au critère de coalescence de Brown/Embury, nous a permis comme présenté sur la figure 80 (page suivante), d'obtenir également numériquement une rupture en centre de soudure. Ce résultat a été rendu possible grâce à la modélisation du phénomène « de bandes de glissement », qui semble décrire assez justement les phénomènes microscopiques induisant la rupture en centre de soudure.

En d'autres termes, l'obtention du bon faciès de rupture semble être dû en grande partie au critère de coalescence puisque lorsque l'on utilise le modèle de Gologanu couplé au critère de coalescence de Thomason, le cordon de soudure rompt, comme précédemment dans le cas du modèle de Gurson, par « déboutonnage ».

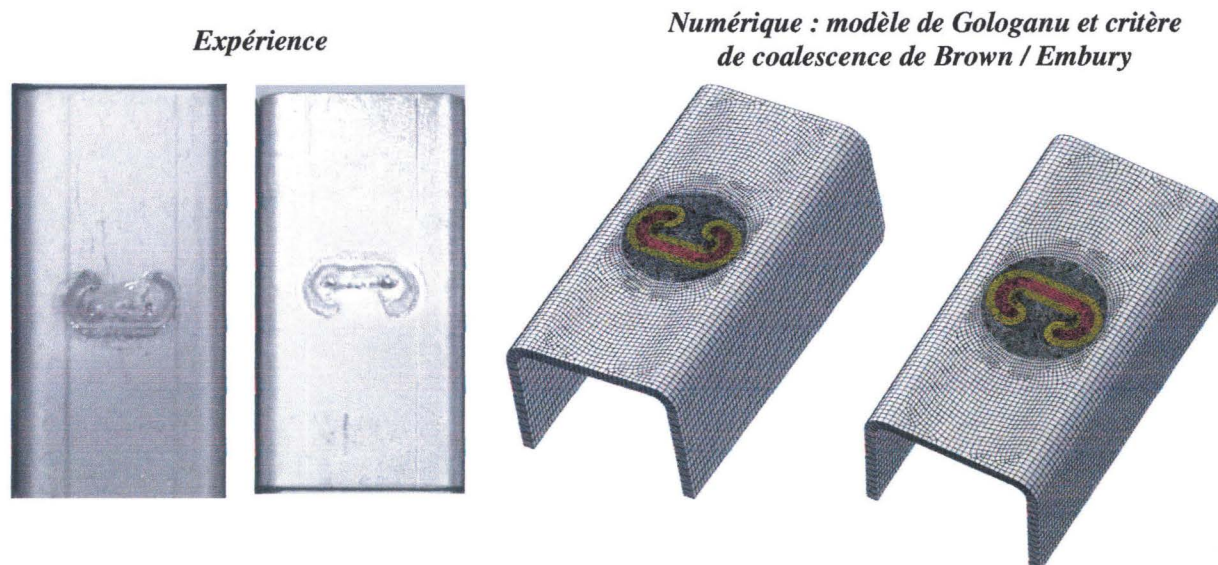


Figure 80 : Comparaison entre le faciès de rupture obtenu expérimentalement (gauche) et celui obtenu numériquement par le modèle de Gologanu (droite)

III.4.4 Conclusion

En utilisant le modèle de Gologanu couplé au critère de coalescence de Brown / Embury, nous avons réussi, pour les combinaisons H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm et H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm, à obtenir numériquement une rupture en centre de soudure identique à celle observée lors des expériences, ce qui remplit l'objectif que nous nous étions fixés.

Malgré cela, dans l'état actuel des choses, la simulation numérique offre, d'une part, des résultats plus rigides et, d'autre part, une rupture sensiblement anticipée par rapport à l'expérience, imperfections qu'il serait bon d'analyser précisément et de corriger dans une étude spécifique.

Par ailleurs, il est nécessaire de préciser que la routine du modèle de Gologanu utilisée a été programmée à l'Institut Fraunhofer de Fribourg (Allemagne) et implémentée dans le code LS-DYNA en tant que matériau utilisateur (*User_defined_material) par Dynamore à Stuttgart (Allemagne). L'étude préliminaire que nous avons menée est donc la première étude sur un cas concret faite avec cette routine. Par conséquent, il semble nécessaire de valider aussi sur d'autres cas la routine utilisée. Dans cette optique, IWM a décidé de lancer un projet soutenu par la société de recherche allemande (Deutsche Forschung Gesellschaft – DFG) pour valider et si nécessaire corriger et améliorer le modèle de Gologanu que nous avons utilisé pour ce travail.

Enfin, puisque le modèle de Gologanu prend en considération l'évolution du paramètre de forme des cavités au cours de la sollicitation, il apparaît que la méthode d'optimisation des paramètres d'endommagement doit, elle aussi, prendre en considération différentes formes de cavités. Ainsi, il semble incomplet et inexact de déterminer les paramètres uniquement sur un test de traction. Une méthode d'optimisation plus complète et plus rigoureuse doit être mise en place dans le futur en analysant notamment le comportement d'éprouvettes entaillées (cisaillement).

III.5 Conclusions

Dans ce chapitre III, en nous basant sur les trois assemblages H320LA/H320LA, HT700TD/HT700TD et H320LA/HT700TD et en utilisant le modèle matériau de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN), nous avons démontré l'aptitude de notre modèle numérique détaillé à représenter précisément, dans la très grande majorité des cas, l'endommagement et la rupture des joints, qu'ils soient soudés par point ou au Laser, sous diverses sollicitations quasi-statiques.

Cependant, il est apparu que le modèle GTN n'était pas en mesure de représenter l'arrachement en centre de soudure, mode de rupture observé sur quelques spécimens soudés au Laser.

Ainsi, pour tenter de combler cette lacune, une étude préliminaire, basée sur l'utilisation du modèle de Gologanu couplé au critère de coalescence de Brown / Embury, a été menée. Cette dernière, après calibration des paramètres matériaux, a permis de modéliser numériquement le faciès de rupture souhaité. Par ailleurs, les résultats obtenus ont permis de soulever la question sur le caractère judicieux et pertinent de tenter de modéliser la rupture en centre de soudure comme un phénomène ductile. En effet, il pourrait être intéressant de s'orienter vers des modélisations de type rupture fragile.

IV. Confrontation numérique/expérimentale: cas dynamique

Au cours de ce chapitre, nous allons étudier, grâce aux spécimens de type « Tensile/Shear », « Lap-Shear » et « Coach-Peel », le comportement sous sollicitations dynamiques de l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm soudé par point.

Ainsi, dans un premier temps, les conditions expérimentales sous lesquelles sont réalisées les essais dynamiques (vitesses de chargement comprises entre 2 et 5 m/s) vont être présentées. Par la suite, nous décrirons les conditions aux limites appliquées au modèle numérique pour retranscrire fidèlement les nouvelles conditions expérimentales avant de détailler plus particulièrement la méthode mise en place pour prendre en considération l'évolution des propriétés mécaniques en fonction du taux de déformation. Finalement, nous présenterons pour les spécimens précités et plusieurs angles de chargements une comparaison entre les résultats expérimentaux et les simulations numériques.

IV.1 Conditions expérimentales

Les fixations utilisées pour les essais dynamiques ont été repensées afin d'être en mesure de supporter des vitesses de chargement comprises entre 2 m/s et 5 m/s, contre 10 mm/min dans le cas quasi-statique (Chapitre III).

Dans un premier temps, les jeux entre les différentes pièces et sous-ensembles du dispositif expérimental ont dû être éliminés afin de réduire tous les phénomènes oscillatoires pouvant conduire à une instabilité et à un « brouillage » des résultats. En effet, la sollicitation assez brutale, passage quasi-instantané d'une position statique à une vitesse de quelques mètres par seconde, augmente le risque de glissement entre les différentes sous-parties si elles ne sont pas correctement ajustées.

Pour éviter ce désagrément, deux ressorts ont été implémentés sur la partie inférieure de la machine de traction (figure 81 – page suivante) afin de légèrement « pré-contraindre » le système (quelques dizaines de Newtons) et donc d'éliminer les jeux résiduels avant d'appliquer le chargement. Par ailleurs, deux articulations, une supérieure et une inférieure, ont été ajoutées afin de réduire la transmission des forces radiales (figure 81 – page suivante).

Un spécimen soudé par point qui est sollicité dans une gamme de vitesse comprise entre 2 m/s et 5 m/s, résiste, en moyenne, entre 3 ms (pour un « Tensile/Shear » chargé à 90°) et 10 ms (pour un « Coach-Peel »). Par conséquent, la fenêtre de temps disponible pour enregistrer précisément la courbe « force/déplacement » résultante de l'essai est très réduite.

Ainsi, la moindre oscillation ou onde se propageant le long du dispositif expérimental peut sur cette courte fenêtre de temps « brouiller » le signal mesuré ou le rendre même totalement inexploitable. Par

conséquent, le nombre de sous-systèmes présents entre le spécimen et la traverse étant important (figure 81 ci-dessous), il serait très dangereux, dans le cas d'une sollicitation dynamique, de continuer à mesurer le déplacement, de manière globale, au niveau de la traverse.

Dès lors, il est donc apparu nécessaire de mettre en place un protocole de mesure locale du déplacement, le plus près possible de la soudure, afin de minimiser l'influence du dispositif expérimental sur le signal enregistré. Pour ce faire, il a été décidé d'utiliser une technique de mesure optique et sans contact connue sous le nom de GOM / ARAMIS [ARA07].

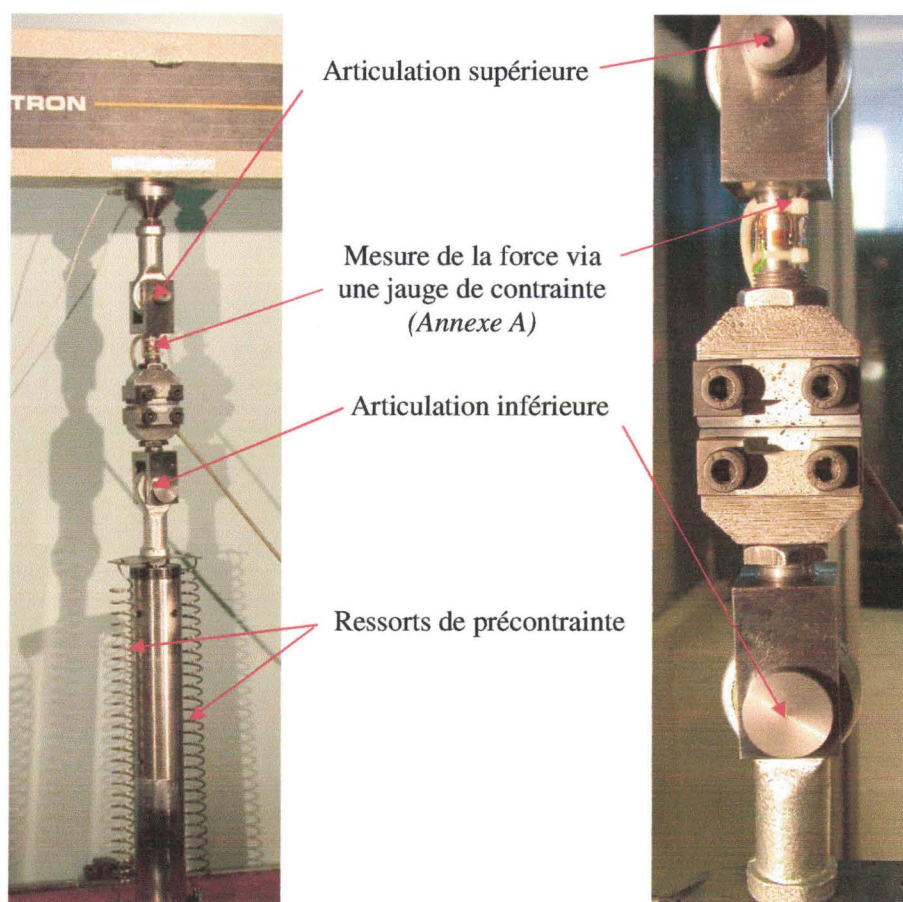


Figure 81 : Système de fixation du spécimen de type « Tensile/Shear » dans le cas des chargements dynamiques

Pour pouvoir utiliser cette technique, le spécimen à tester doit être, avant sa fixation sur la machine de traction, recouvert d'un mouchetis. La première étape de préparation consiste donc à appliquer sur le côté du spécimen une couche de peinture blanche appelée « couche de fond » sur laquelle se superpose

ensuite de fines gouttelettes de peinture noire appelées « couche de contraste » (figure 82 ci-dessous).

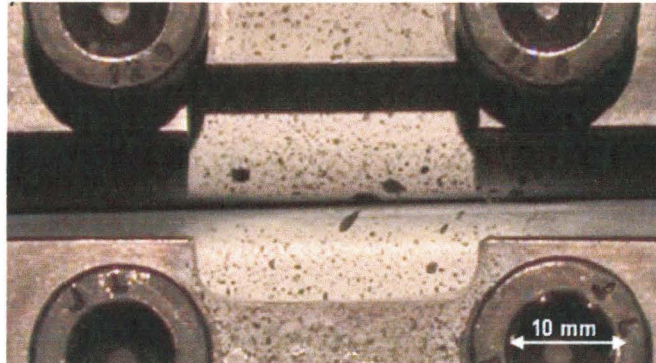


Figure 82 : Mouchetis appliqué sur le côté du spécimen lors de l'utilisation de la technique de mesure locale « GOM / ARAMIS »

Ensuite, sur le spécimen ainsi moucheté, deux points, un sur la partie supérieure et un sur la partie inférieure, sont marqués. Une fois fixé sur la machine de traction, le spécimen est entouré par une caméra de type « Phantom V9 » (Annexe H – page 180) filmant à haute cadence et par deux lampes de très forte intensité lumineuse nécessaire pour le bon fonctionnement de la caméra haute vitesse, comme illustré par la figure 83 (ci-dessous).



Figure 83 : Installation expérimentale complète dans le cas des chargements dynamiques

Pour permettre l'acquisition des données, un « trigger » assure la synchronisation entre le « bloc machine », qui délivre l'évolution de la force transmise par le spécimen soudé en fonction du temps et le « bloc caméra » qui enregistre, grâce au logiciel de mesure ARAMIS, l'évolution au cours du temps de la distance entre les deux points préalablement repérés sur le mouchetis recouvrant le spécimen.

Plus précisément, le système ARAMIS est une technique de mesure des champs de déplacement bi-dimensionnel (utilisation d'une seule caméra) ou tri-dimensionnel (utilisation de deux caméras) sans contact utilisable pour une gamme de vitesse de sollicitation très large.

Les caméras disposées de part et d'autre du spécimen testé (cas tridimensionnel) filment ce dernier tandis que le logiciel acquiert la vidéo et analyse les déformations en suivant l'évolution de la distance entre divers points préalablement repérés sur l'échantillon.

La corrélation s'effectue alors de manière itérative autour des points marqués par reconnaissance de la distribution des niveaux de gris présents sur la surface de l'objet.

Pour traiter les données, le logiciel ARAMIS permet de visualiser graphiquement les champs de déplacement sous forme d'animations ou de cartographies couleurs 3D pouvant être exportées sous divers formats (images, tableur ...). Par ailleurs, de telles fonctionnalités sont aussi proposées par des systèmes de mesure analogues tels que « AutoGrid vario » développé par la société allemande ViALUX (http://www.vialux.de/vario_e.pdf) ou « ASAME » développé par Camsys et distribué en Europe par TechLab (<http://techlab.fr/Strain.htm>).

La combinaison des informations issues du « bloc machine (jauge de contrainte) » et du « bloc caméra (méthode ARAMIS) » permet de reconstituer la courbe « force/déplacement » locale caractéristique du joint soudé.

L'utilisation de la méthode de mesure locale du déplacement permet de s'affranchir des considérations de raideurs associées à la traverse de la machine de traction, comme évoqué précédemment dans le cadre des essais sous sollicitations quasi-statiques (III.1 – page 79). Par conséquent, l'environnement expérimental ayant été modifié par rapport aux cas « quasi-statiques », il est nécessaire de redéfinir les conditions aux limites à appliquer sur le modèle numérique.

IV.2 Description du modèle numérique associé

Dans cette partie, nous allons présenter, tout d'abord, les conditions aux limites que nous avons décidé d'appliquer au modèle numérique afin de modéliser avec le plus grand réalisme possible l'environnement expérimental décrit dans le paragraphe précédent.

Dans un second temps, nous allons détailler la méthode utilisée pour prendre en considération, de

manière simple, l'évolution des propriétés mécaniques (pour chacune des trois zones composant la soudure) en fonction de l'accroissement du taux de déformation.

IV.2.1 Modélisation des conditions aux limites

Comme évoqué précédemment, la différence majeure entre les sollicitations quasi-statiques et dynamiques, outre la vitesse de chargement bien sûr, réside dans le protocole expérimental mis en place pour obtenir la courbe « force/déplacement » caractéristique du joint soudé. Cependant, les types de spécimens testés (figures 22, 23 et 25 – pages 57 à 59) dans le cadre de ce travail sont identiques pour les deux types de sollicitations. Comme évoqué en introduction de ce chapitre, dans le cas dynamique, nous allons nous limiter à l'étude de l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm.

Par ailleurs, il est important de noter que les spécimens utilisés pour les essais dynamiques sont issus de la même série de soudage que ceux utilisés pour les essais quasi-statiques. Par conséquent, les propriétés géométriques (largeur du point soudé et de la zone affectée thermiquement) peuvent être considérées comme identiques (tableau 13 page 85, ligne 3 pour l'assemblage étudié), ce qui permet, ainsi, d'utiliser comme base de travail le même modèle CAO avec son maillage associé.

De manière analogue au chargement quasi-statique, l'extrémité supérieure et inférieure du spécimen est serrée entre les mors en s'assurant qu'aucun glissement ne puisse apparaître entre ces deux entités pendant le chargement, qui est piloté par la vitesse de déplacement de la traverse de la machine de traction.

Afin de reproduire fidèlement la cinématique du spécimen pendant le chargement, il est important d'appliquer à notre modèle la sollicitation dans les mêmes conditions que lors de l'expérience.

Pour ce faire, le chargement est appliqué à un ressort de longueur unitaire placée à une distance « d » du spécimen afin de considérer l'écart existant dans l'expérience entre le spécimen et la traverse.

Ce ressort est relié au spécimen en utilisant un corps rigide (*NODAL_RIGID_BODY) afin de simuler la condition de non glissement entre la partie supérieure (resp. inférieure) du spécimen et les mors (figure 84 – page suivante). En effet, le « *NODAL_RIGID_BODY » impose à tous les nœuds le formant les mêmes degrés de liberté. Pour les nœuds N_1 , N_2 , N_3 et N_4 repérés sur la figure 84 (page suivante), les degrés de liberté sont identiques à ceux définis dans lors de l'étude quasi-statique (tableau 15 page 92 et Annexe B page 170).

L'utilisation de la méthode de mesure ARAMIS nous a permis comme exposé précédemment de nous affranchir des effets de rigidité dus à la machine puisque le déplacement est maintenant mesuré « localement ». En effet pour chaque spécimen testé, une courbe (figure 85 – page 131) donnant

l'évolution au cours du temps de la distance entre deux points repérés sur le mouchetis est disponible.

Par conséquent, la manière la plus fidèle pour retranscrire le chargement est de solliciter le ressort représentant la traverse suivant la courbe « déplacement en fonction du temps » issue de la mesure GOM/ARAMIS et évoquée précédemment. La figure 85 (page suivante) présente pour le spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 90° et cinq reproductions, les courbes « déplacement en fonction du temps » issues de la mesure locale. Sur ces courbes, on observe que, pour quatre spécimens sur cinq, la rupture intervient environ 5 ms après le début de l'essai, pour un déplacement associé de 10 mm. Malgré la rupture précoce, après environ 3 ms, d'un des cinq spécimens (courbe violette), la concordance entre les différentes courbes est excellente ce qui démontre ainsi la maîtrise avec laquelle ces essais dynamiques ont été effectués.

Dans le ressort modélisant la traverse, une constante de raideur de magnitude très importante (valeur arbitraire de l'ordre de 10^5 N/m) a été implémentée. En effet, dans cette modélisation, son seul rôle est de permettre une bonne représentation de la cinématique globale de l'essai.

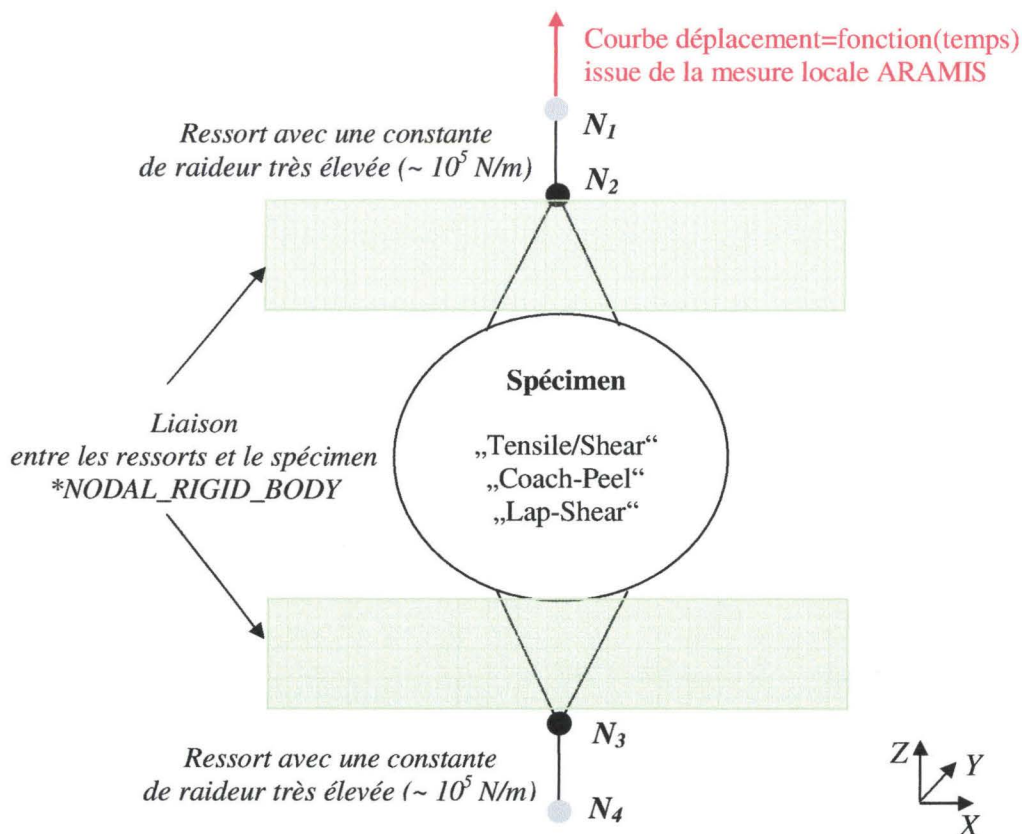


Figure 84 : Représentation schématisée de la modélisation retenue pour le dispositif expérimental dans le cas du chargement dynamique

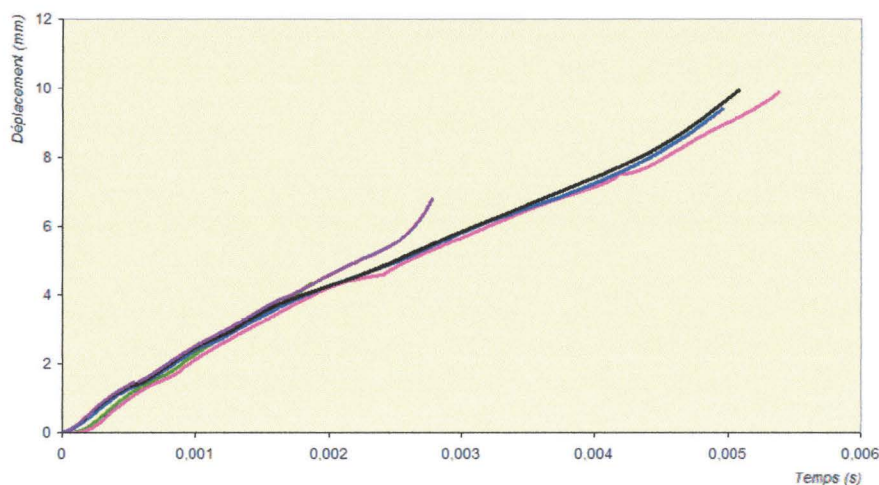


Figure 85 : Evolution en fonction du temps de la distance entre les points repérés sur le spécimen moucheté – Spécimen « Tensile/Shear » - 90° - Méthode de mesure locale ARAMIS

A ce stade de l'étude, nous disposons, pour les différents spécimens étudiés, du modèle éléments finis sur lequel nous avons imposé les conditions aux limites préalablement présentées. Cependant, afin de pouvoir commencer l'étude, il est nécessaire de définir les propriétés mécaniques pour chacune des différentes sous-zones du point soudé en prenant également en considération la variation des caractéristiques mécaniques de l'acier en fonction de l'accroissement du taux de déformation.

IV.2.2 Modélisation de l'influence du taux de déformation

Dans le chapitre II, afin d'obtenir les propriétés mécaniques de la zone affectée thermiquement et du noyau de soudure, une méthode analytique basée sur l'utilisation de la norme DIN 50150 et sur la courbe donnant l'allongement à la rupture en fonction de la résistance à la traction a été présentée.

Cette méthode nous a permis, après avoir déterminé expérimentalement la caractéristique « contrainte/allongement » du matériau de base, d'obtenir l'ensemble des propriétés mécaniques utiles à l'étude du comportement des joints soudés sous sollicitation quasi-statique, correspondant à un taux de déformation d'environ 10^{-3} 1/s (III.3.1 – page 94).

Or, les aciers offrent des propriétés mécaniques différentes selon la vitesse à laquelle ils sont sollicités. Par conséquent, dans les cas de chargements dynamiques, il est nécessaire de définir pour une zone donnée plusieurs courbes « contrainte/allongement » correspondant à des taux de déformation différents. Afin d'être en mesure de couvrir un large spectre de vitesse de sollicitation, nous avons décidé de considérer les trois valeurs suivantes : 10^{-3} 1/s (*quasi-statique*), 1 1/s et 250 1/s (*dynamique rapide*). Le long de la combinaison étudiée (H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm), trois sous zones

ont été identifiées par l'essai de micro-dureté Vickers (tableau 13 page 85– ligne 3). Par conséquent, la prise en compte de l'influence du taux de déformation sur les propriétés mécaniques de l'assemblage conduit à la nécessité de définir neuf courbes « contrainte/allongement » différentes avant de pouvoir débiter le calcul numérique.

Le but premier de notre modèle détaillé étant de réduire le coût financier engendré par la large matrice expérimentale nécessaire pour construire la base de validation d'un modèle simplifié de soudure, il apparaît clairement que nous ne pouvons pas entamer des campagnes de caractérisation longues et coûteuses pour déterminer les neuf courbes souhaitées.

Parmi les neuf courbes « contrainte/allongement » nécessaires, les trois caractérisant le matériau de base, la zone affectée thermiquement et le noyau de soudure pour un taux d'allongement égal à 10^{-3} 1/s sont disponibles grâce à l'étude quasi-statique menée dans le chapitre III.

Dans le cas du matériau de base, grâce à un essai de traction, il est encore possible d'obtenir pour les taux d'allongement souhaités (1 1/s et 250 1/s), la courbe « contrainte/allongement » correspondante, ce qui nous permet, sur la figure 86 (ci-dessous), de présenter pour le matériau de base (H320LA) le réseau expérimental souhaité (points de couleur).

Cependant, il est important de noter que pour des taux d'allongement supérieurs à 1 000 1/s, l'essai de traction serait difficilement utilisable. Par conséquent, il faudrait envisager une autre méthode de caractérisation (recours aux « barres d'Hopkinson » [KAN98] par exemple).

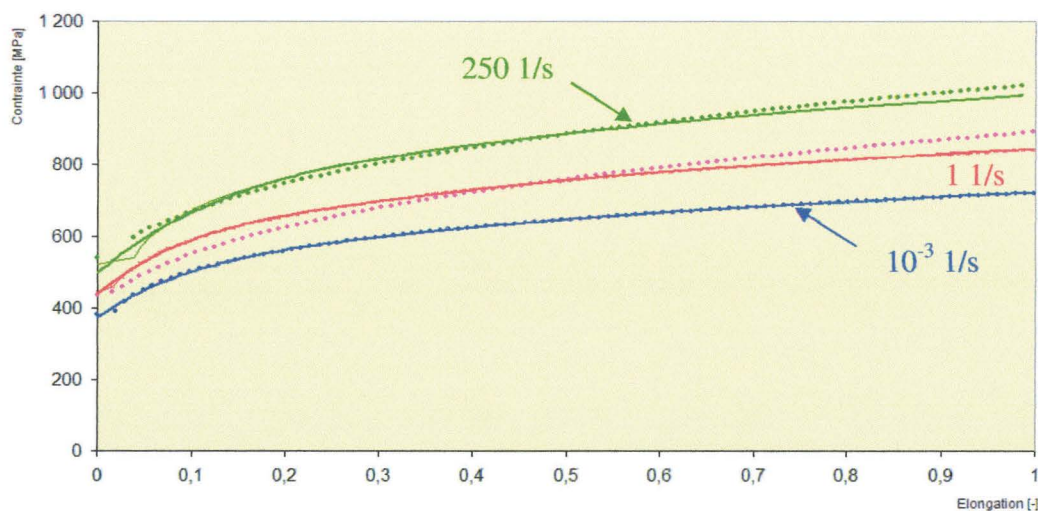


Figure 86 : Evolution de courbes « contrainte/allongement » pour l'acier H320LA (matériau de base) en fonction de l'accroissement du taux d'allongement

A cette étape de la caractérisation mécanique de la soudure par point en vue d'une sollicitation dynamique, il convient de mettre en place une méthode simple pour obtenir les quatre courbes « manquantes ».

Comme évoqué précédemment, sur la figure 86 (page 132), les courbes « contrainte/allongement » obtenues à l'aide d'une éprouvette de traction sont représentées en pointillés pour les taux d'allongement 10^{-3} 1/s (en bleu), 1 1/s (en rose) et 250 1/s (en vert).

Les points de mesures obtenus expérimentalement pour le plus faible taux d'allongement (10^{-3} 1/s) ont été reliés afin d'obtenir la courbe bleue en trait plein. Sur ce même graphique, la courbe en trait continu de couleur rouge a été obtenue en multipliant par un facteur égal à 1,17 l'ordonnée de la courbe bleue tandis que la courbe en trait continu de couleur verte résulte, elle, de la multiplication par un facteur de magnitude 1,38 de la courbe bleue. Ainsi, on observe, pour les taux d'allongement 1 1/s et 250 1/s, une bonne corrélation entre la courbe en trait continu (issue de l'interpolation) et les points de mesures (issus de l'expérience), puisqu'en tout point l'écart ne dépasse pas les 8 % en valeur absolue.

Par conséquent, nous avons décidé d'appliquer les facteurs multiplicatifs, établis précédemment, à la courbe « contrainte/allongement » quasi-statique de la zone affectée thermiquement et du noyau de soudure afin d'obtenir par « extrapolation » les courbes associées aux taux d'allongement 1 1/s et 250 1/s.

En résumé, la méthode retenue pour déterminer les propriétés mécaniques « manquantes » est basée sur deux hypothèses.

Premièrement, l'influence du taux de déformation sur les courbes « contrainte/allongement » pour un acier peut être modélisé par un facteur multiplicatif appliqué sur le niveau de contrainte. Comme le montre la figure 86 (page précédente), cette hypothèse semble être assez en accord avec la réalité puisque l'écart entre la courbe expérimentale et la courbe extrapolée n'excède pas 8% si l'on s'appuie sur les données du matériau de base pour l'acier H320LA.

La seconde hypothèse que nous avons faite consiste à considérer que l'influence du taux de déformation sur les propriétés mécaniques est la même pour différentes phases d'un acier donné. En d'autres termes, pour obtenir, pour les taux d'allongement de 1 1/s et de 250 1/s, les courbes « contrainte/allongement » de la zone affectée thermiquement et du noyau de soudure, nous avons utilisé les mêmes facteurs multiplicatifs de 1,17 et de 1,38, déterminés expérimentalement à partir du matériau de base (figure 86 – page précédente).

D'un point de vue métallurgique, cette hypothèse semble discutable puisqu'il apparaîtrait plus probable que l'influence du taux de déformation soit fonction de la phase microstructurale constituant

la sous-zone. En effet, les résultats préliminaires que nous avons menés pour le matériau HT700TD semblent partiellement contester la validité de cette seconde hypothèse.

Par conséquent, la question qu'il convient de poser est de savoir s'il existe une méthode capable de fournir à moindre coût, financier et temporel, une estimation quantitative de l'erreur potentiellement engendrée par une telle hypothèse. Ainsi, en se plaçant dans une problématique générale allant au delà de la seule technique de soudure par point, une caractérisation expérimentale directe de l'influence du taux d'allongement dans le cas de la zone affectée thermiquement et de la zone soudée peut être envisagée à l'aide de « mini-spécimens » analogues à ceux présentés dans le paragraphe II.4.2 (page 70) (cas des soudures « RobScan »). Dans le cas de la soudure par point, moyennant un investissement financier relativement lourd, il est possible de fabriquer, à l'aide de la technologie « Gleeble » (Annexe I – page 181) des « mini-spécimens ».

Malheureusement, essentiellement par manque de temps, je n'ai pas pu mener cette étude à terme et ne possède donc pas de données chiffrées capables d'évaluer l'inexactitude engendrée par cette seconde hypothèse.

Ainsi, en utilisant le modèle numérique décrit dans le paragraphe IV.2.1 (page 129) et en prenant en considération, grâce aux hypothèses présentées dans cette section, l'évolution des propriétés mécaniques en fonction du taux d'allongement dans les différentes sous-zones du joint soudé, nous allons dans le paragraphe IV.3 évaluer le réalisme de notre modèle détaillé à représenter l'endommagement de l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm sous chargement dynamique.

IV.3 Comparaison des résultats entre le numérique et l'expérimental

Pour évaluer la capacité de notre modèle numérique à décrire de manière réaliste l'endommagement et la rupture des assemblages soudés sous sollicitations dynamiques, nous allons le confronter aux résultats issus de l'expérience.

Afin, dans un premier temps, d'analyser et de comprendre les phénomènes observés sur les résultats expérimentaux, une étude numérique idéale « élastique – plastique » sans rupture a été conduite. Cette étude préliminaire a été complétée par la suite par une série de simulations réalisées avec le modèle matériau #120 (*MAT_GURSON), sur lequel, quelques ajustements, que nous détaillerons dans le paragraphe IV.3.1 ont été apportés.

IV.3.1 Cas préliminaire : modèle matériau « élastique/plastique »

Dans cette étude préliminaire, ayant pour objectif de permettre une analyse fine des résultats expérimentaux obtenus (figure 88 page 137 pour le spécimen « Tensile/Shear » chargé à 0° et à 60° et figure 89 page 138 pour le spécimen « Tensile/Shear » chargé à 90° et pour le spécimen « Coach-Peel »), une série de simulations numériques idéales « élastique-plastique », c'est-à-dire sans considérer l'endommagement et de la rupture de l'assemblage, a été menée à l'aide modèle matériau #24 implémenté dans le logiciel LS-DYNA (*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY). Ce modèle matériau permet, par une définition tabulaire, de considérer plusieurs courbes « contrainte en fonction de la déformation plastique effective » correspondant à différents taux d'allongement. Dans un tableau, dont le numéro est renseigné sous la désignation TBID (Table ID – tableau 20 ci-dessous), un numéro d'identification de courbe caractéristique (CID) est donné pour chaque taux déformation (SR – provenant de l'anglais « strain rate »). Ainsi, le tableau 20 (ci-dessous) est formé à partir du réseau de courbes exposé sur la figure 87 (page suivante).

*	TBID		
	1		
*	CID		SR
	1		10^{-3}
	2		10^{-1}
	3		10^{+1}
	4		10^{+3}
	5		10^{+5}

Tableau 20 : Prise en considération de la dépendance au taux d'allongement par définition tabulaire

A chaque pas de temps et pour chaque élément de volume constituant le modèle détaillé de soudure, une valeur du taux d'allongement est calculée par le logiciel. Pour toutes valeurs intermédiaires ne correspondant pas à une courbe explicitement définie, une interpolation entre les deux courbes entourant cette valeur est faite. Ainsi, en se ramenant à l'exemple présenté sur la figure 87 (page suivante), si l'on doit considérer un taux d'allongement égal à 200 1/s, une interpolation sera faite entre les courbes 3 (10 1/s) et 4 (1000 1/s).

Par contre, si la valeur du taux d'allongement se trouve hors du spectre de valeurs définies dans le tableau, l'extrapolation n'est pas employée et dans ce cas, soit la courbe avec le taux le plus bas soit celle avec le taux le plus haut sera utilisée.

Ainsi, toujours en considérant l'exemple présenté figure 87 (ci-dessous), si un élément, à un instant donné, se déforme suivant un taux d'allongement de 10^{-4} 1/s, le logiciel considérera sans aucune modification la courbe 1. Par conséquent, il apparaît essentiel de définir une gamme de taux d'allongement aussi large possible afin d'éviter que certains éléments ne présentent une valeur « hors limite », forçant le logiciel à approximer de manière brutale.

De manière classique, outre les différentes courbes « contrainte en fonction de la déformation plastique effective », le modèle matériau requiert la définition de la densité de matériau considéré (ρ), du module d'Young (E) et du coefficient de Poisson (ν). Puisque nous travaillons avec un acier, ces caractéristiques ont pour valeurs respectives $\rho=7800 \text{ kg.m}^{-3}$, $E= 210 \text{ GPa}$, $\nu=0,3$.

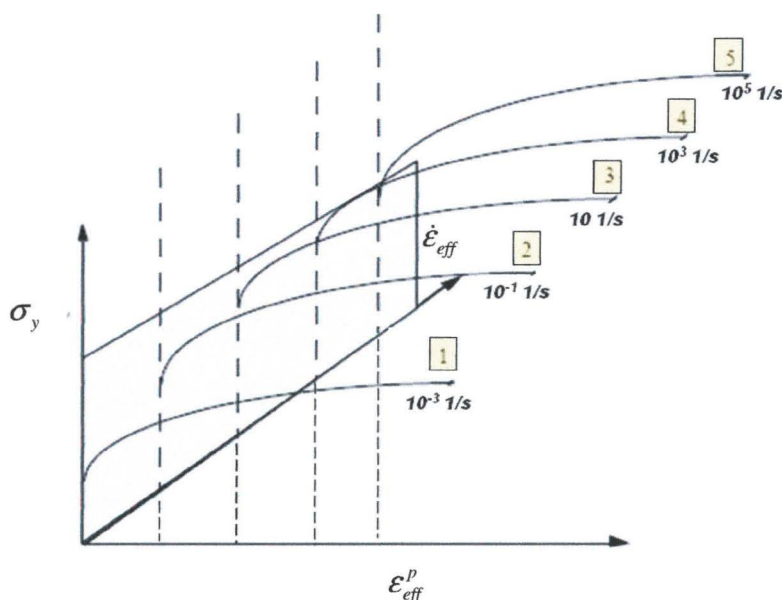


Figure 87: Courbes « contrainte en fonction de la déformation plastique effective » pour plusieurs taux d'allongement.

Après avoir obtenu, pour l'assemblage étudié (H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm), l'ensemble des propriétés mécaniques pour trois taux d'allongement (10^{-3} 1/s, 1 1/s et 250 1/s), nous avons effectué les calculs « élastique/plastique » dont une partie des résultats est comparée avec l'expérience sur les figures 88 (page suivante) et 89 (page 138) (les autres cas de chargement ont été disposés en Annexe J – page 182).

Sur la figure 88 (page suivante), de nombreuses oscillations sont à observer sur les résultats issus des expériences. Hormis dans le cas du « Tensile/Shear » sollicité à 90° (figure 89 droite – page 138) et du « Coach-Peel » (figure 89 gauche – page 138), ce type d'oscillation est observable pour tous les cas de

chargements, avec une fréquence caractéristique d'environ 1,5 kHz pour le premier pic.

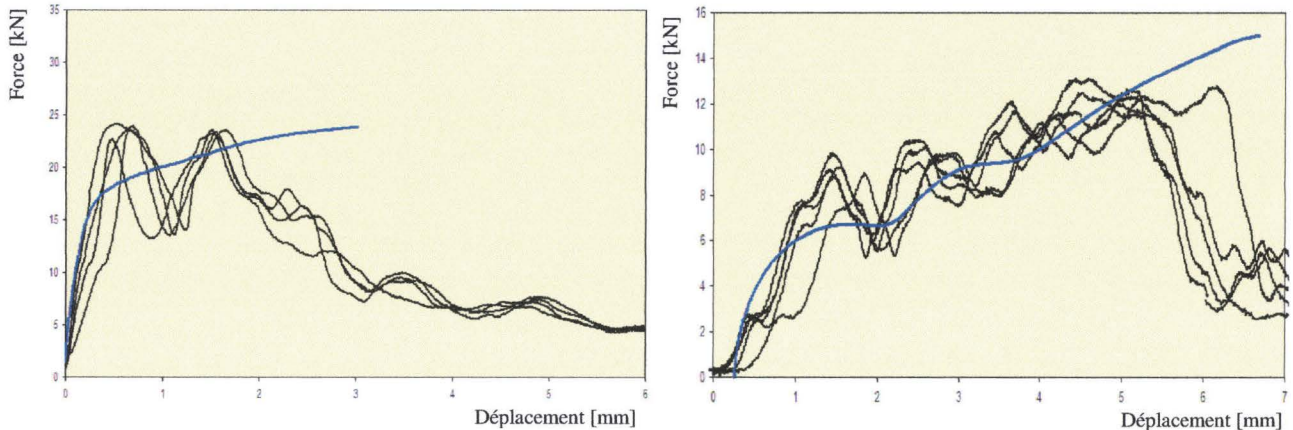


Figure 88 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « élastique-plastique » (bleu) - Soudure par point - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50mm - Spécimen « Tensile/Shear » - 0° (gauche) et 60° (droite) – Chargement dynamique

Afin de valider l'hypothèse selon laquelle ces oscillations ne caractérisent pas la ténacité de l'assemblage mais qu'elles sont la conséquence d'une « onde » se propageant le long de la machine de test, nous avons mené une étude paramétrique très rapide en se basant sur le chargement à 0° du spécimen « Tensile/Shear » (figure 88 gauche).

Ainsi, pour toutes les sous zones de l'assemblage, les valeurs de la limite élastique (obtenues en suivant le protocole décrit dans le chapitre II puis dans le paragraphe IV.2.2 page 13) ont été multipliées de manière « irréaliste » tout d'abord par 2 puis ensuite par 3 pour tenter d'atteindre la force d'une magnitude de 25 kN correspondant au pic supérieur.

L'influence du doublement (respectivement triplement) de la limite élastique sur la force transmise par l'assemblage à la transition entre le domaine élastique et le domaine plastique est très faible. En effet, la différence entre la simulation « réelle » et les simulations « irréalistes » est, avec ce modèle matériau, pratiquement nulle ce qui permet de confirmer le fait que le pic et le creux de l'oscillation sont, pour notre étude, insignifiants. La valeur à considérer comme base de comparaison est la moyenne entre le pic et le creux, soit pour le cas du spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 0° (figure 88 – gauche) environ 17,5 kN, valeur qui correspond parfaitement à celle obtenue par la simulation « réelle » en bleu.

Pour démontrer scientifiquement cette hypothèse selon laquelle ces oscillations résultent de la propagation d'une onde le long du dispositif expérimental, il serait intéressant de procéder dans une étude indépendante à une analyse modale complète du système.

D'un point de vue qualitatif, l'accordance entre les courbes issues de l'expérience et celles obtenues de la simulation est très satisfaisante comme le montrent les figures 88 (page précédente) et 89 (ci-dessous), ce qui permet de valider cette étude préliminaire.

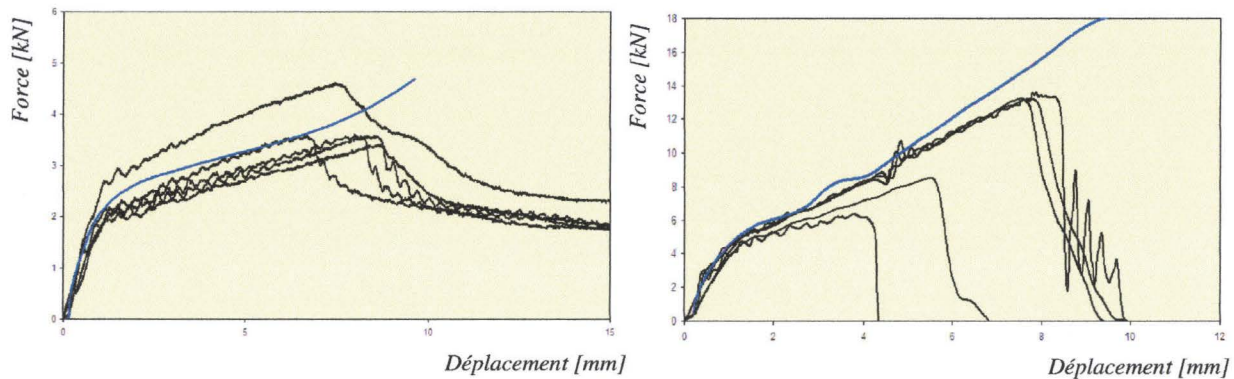


Figure 89 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « élastique-plastique » (bleu) - Soudure par point - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50mm - Spécimen « Coach-Peel » (gauche) et «Tensile/Shear » sollicité à 90° (droite) - Chargement dynamique

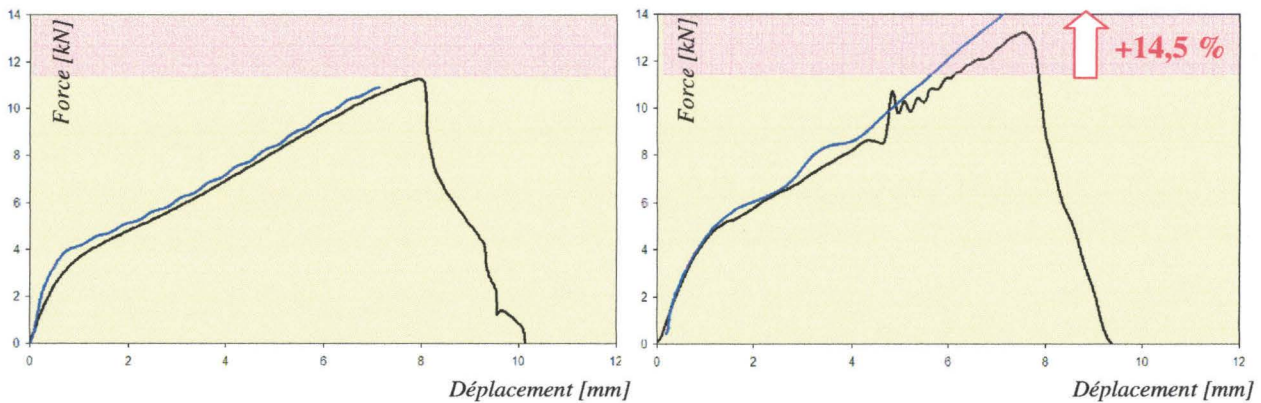


Figure 90 : Comparaison entre les courbes « force/déplacement » (expérience en noir et simulation en bleu) obtenues sous sollicitations quasi-statique (gauche) et dynamique (droite) dans le cas du spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 90° - Assemblage H320LA 1,50 mm / H230LA 1,50 mm

Par ailleurs, il est intéressant de constater que l'influence du taux de déformation a bien été pris en considération par notre modèle. En effet, la figure 90 (ci-dessus) présente pour un cas de chargement donné (spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 90°) l'évolution de la courbe « force/déplacement » caractéristique de l'assemblage soudé (H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm) entre le chargement quasi-statique (10 mm/min) et le chargement dynamique. Ainsi, on observe une augmentation de 14,5 % de la force maximale transmise par le joint en dynamique (13,2 kN) par rapport au cas quasi-statique (11,3 kN), accroissement qui a été suivi par la simulation « élastique/plastique » (courbe

bleue), qui dans chacun des cas est en parfaite adéquation avec la réalité.

Dans ce paragraphe, nous avons démontré que le modèle détaillé développé dans ce travail est en mesure de représenter fidèlement, pour différents spécimens et plusieurs cas de chargements (figures 88 page 137 et 89 page 138), le comportement « élastique-plastique » sous sollicitation dynamique de l'assemblage par point étudié.

Par ailleurs, nous avons également montré, sur un exemple réel, la capacité de notre modèle à prendre en considération l'évolution du taux d'allongement pour répercuter l'accroissement de ténacité observé entre les résultats expérimentaux statiques et dynamiques (figure 90 – page précédente).

IV.3.2 Cas complet : modèle matériau de Gurson-Tvergaard-Needleman

Le but de cette section est d'étendre les résultats de l'étude « élastique-plastique » menée précédemment en considérant cette fois-ci l'endommagement et la rupture à l'aide du modèle matériau de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) (*MAT_120).

Dans la version commerciale actuellement disponible de LS-DYNA (version 970) ainsi que dans la pré-version « 971-sβ » utilisée dans ce travail, le modèle GTN ne permet pas de définir plusieurs courbes « contrainte/déformation » pour différents taux d'allongement.

Pour mener à bien notre étude, deux solutions s'offrent alors à nous. La première que l'on peut qualifier de « conservative » consiste, dans un premier temps, à évaluer le taux de déformation « moyen » (notion qu'il conviendrait de définir avec une grande précision) observé au sein du spécimen pour une sollicitation dynamique donnée. Le taux d'allongement « moyen » ainsi obtenu est à comparer avec les valeurs, 10^{-3} 1/s, 1 1/s et 250 1/s, pour lesquelles nous avons déterminé dans le paragraphe IV.2.2 (page 131) les courbes « contrainte/déformation » pour les différentes zones de l'assemblage. Parmi les trois courbes à notre disposition, celle dont la valeur du taux d'allongement est la plus proche du taux « moyen » serait utilisée comme courbe de référence pour la simulation numérique basée sur le modèle matériau GTN. Cette méthode consiste donc à minimiser l'erreur relative faite en ne pouvant considérer qu'un taux d'allongement unique, ne conférant ainsi qu'une validité relative aux résultats numériques obtenus.

Cependant, plusieurs raisons nous ont conduit à envisager une solution alternative. Premièrement, comme présenté dans la section IV.2.2 (page 131), les courbes « contrainte en fonction de la déformation plastique » ne sont disponibles que pour les trois taux d'allongement suivants : 10^{-3} 1/s, 1 1/s et 250 1/s. Ainsi, le grand écart existant entre les différents taux est une source d'inexactitude importante. En effet, si le taux d'allongement « moyen » évoqué précédemment est égal par exemple à

100 1/s, l'erreur absolue engendrée en considérant la courbe « conservative » (1 1/s) ou la courbe « optimiste » (250 1/s) est potentiellement conséquente. Malheureusement, une discrétisation plus importante sur les valeurs du taux d'allongement n'est pas disponible actuellement pour cette étude.

Par ailleurs, au cours du temps et de la progression du chargement, le taux d'allongement évolue suivant un large spectre de valeur. Si l'on considère la valeur du taux d'allongement à un instant donné au sein de la structure, la distribution est fortement « inhomogène » entre certaines zones du matériau de base peu sollicitées et les zones critiques situées aux alentours du noyau de soudure, ce qui rend très difficile la détermination d'une valeur « moyenne ».

Ainsi, pour les deux raisons que nous venons de développer, la définition d'une unique courbe « contrainte en fonction de la déformation plastique » comme propriété mécanique semble être trop limitée pour décrire rigoureusement, à l'aide du modèle de Gurson, l'endommagement et la rupture sous sollicitations dynamiques des assemblages soudés.

Par conséquent et même au-delà de ce travail, il semble nécessaire d'améliorer le modèle de Gurson existant dans la version commerciale de LS-DYNA afin de pouvoir intégrer différents taux d'allongement. En effet, cette amélioration permettrait de gagner en précision sur les recalages numériques des phénomènes dynamiques. En conséquence, par l'intermédiaire de Dynamore GmbH, distributeur de LS-DYNA en Allemagne, nous avons proposé aux équipes de développement américaine de LSTC (Livermore Software Technology Corporation), concepteur du logiciel, d'incorporer dans le modèle de Gurson (*MAT120) la dépendance des propriétés mécaniques au taux d'allongement de manière analogue à la définition existante pour le matériau « élastique-plastique » et présentée dans la section IV.3.1 (figure 87 – page 136 et tableau 20 – page 135). En outre, cette solution offre l'avantage de pouvoir réutiliser pour l'analyse numérique en Gurson, une grande partie de la carte matériau établit pour l'étude préliminaire « élastique-plastique » à laquelle on doit ajouter uniquement les paramètres d'évolution de la porosité. Ce développement étant très récent, il est uniquement disponible en test pour ce travail dans une version modifiée de la « 971-sβ ».

Dans le cas du spécimen de type « Tensile/Shear », la figure 91 -respectivement 92 (page suivante)- présente une comparaison entre les courbes « force/déplacement » issues de l'expérience (en noir) et celles provenant des simulations (modèle « élastique-plastique » en bleu et modèle de « Gurson modifié » en vert) pour un angle de chargement à 90° (respectivement à 60°).

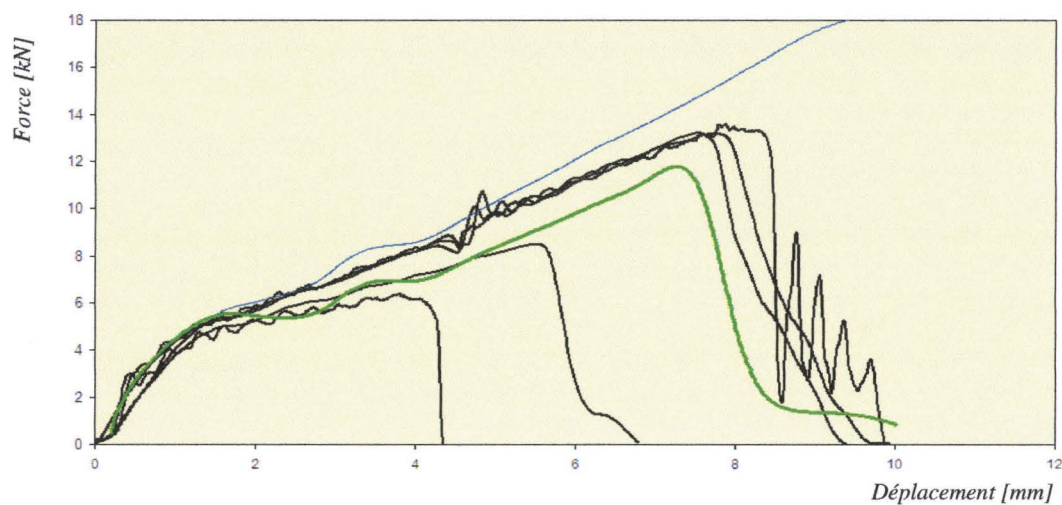


Figure 91 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure par point - Assemblage H320LA (1,50 mm) / H320LA (1,50mm) - Spécimen « Tensile/Shear » - 90° - Chargement dynamique

En outre, la figure 93 (page suivante) présente de manière analogue, pour le spécimen de type « Coach-Peel », la comparaison entre les courbes expérimentales (en noir) et les courbes numériques respectivement sans endommagement (en bleu) et avec endommagement et rupture (en vert).

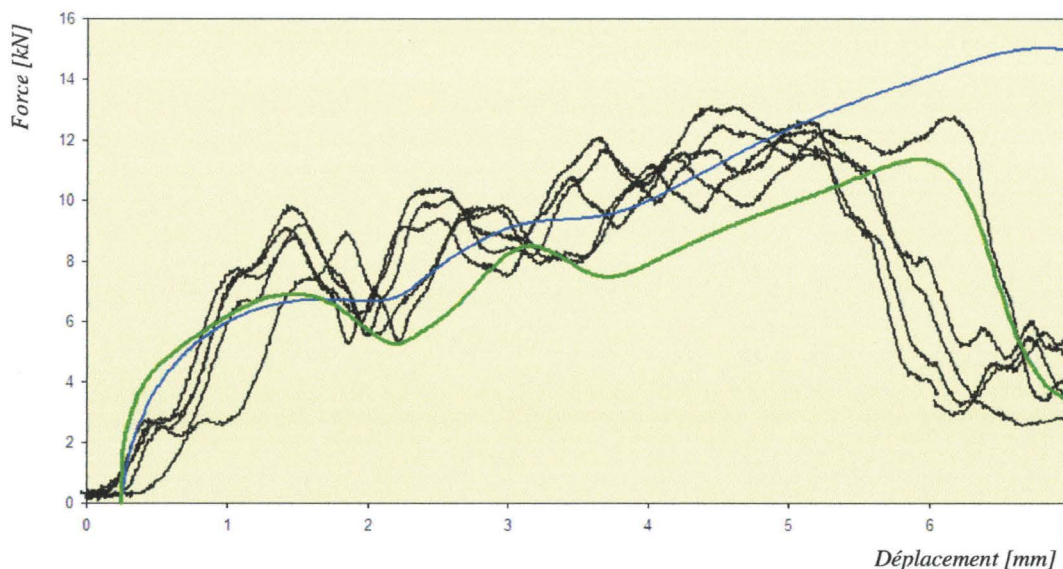


Figure 92 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure par point - Assemblage H320LA (1,50 mm) / H320LA (1,50mm) - Spécimen « Tensile/Shear » - 60° - Chargement dynamique

Ainsi, pour ces trois cas de chargement et ces deux types de spécimens, la courbe « force/déplacement » obtenue numériquement à l'aide du modèle de Gurson « amélioré » (prise en

compte de différents taux d'allongement) offre une rigidité globale du même ordre que celle proposée par le modèle « élastique-plastique ». L'écart entre ces deux courbes résulte de l'amorce de l'endommagement au sein du spécimen. La progression de l'endommagement se traduit par l'augmentation de la distance entre la courbe bleue et la courbe verte pour aboutir à la rupture et par conséquent à la ruine du joint.

La logique des résultats présentés sur les figures 91 à 93 (pages 141 et 142) quant à la cohérence des courbes numériques obtenues avec la modèle « élastique-plastique » (*MAT_24) et le modèle de Gurson « amélioré » (*MAT_120) permet de confirmer le fonctionnement correct de la dépendance au taux d'allongement implémentée dans le modèle de Gurson spécialement pour ces travaux.

Par ailleurs, sur ces trois figures, la simulation permet d'estimer avec une grande précision, la force maximale transmissible par le point soudé, ainsi que le déplacement associé à cette force maximale. La qualité des résultats numériques est extrêmement satisfaisante compte tenu de la rapidité et de la gratuité de la méthode utilisée (IV.2.2 – page 131) pour obtenir de manière analytique les courbes « contrainte en fonction de l'allongement plastique » correspondant à trois taux d'allongement pour la zone affectée thermiquement et le noyau de soudure.

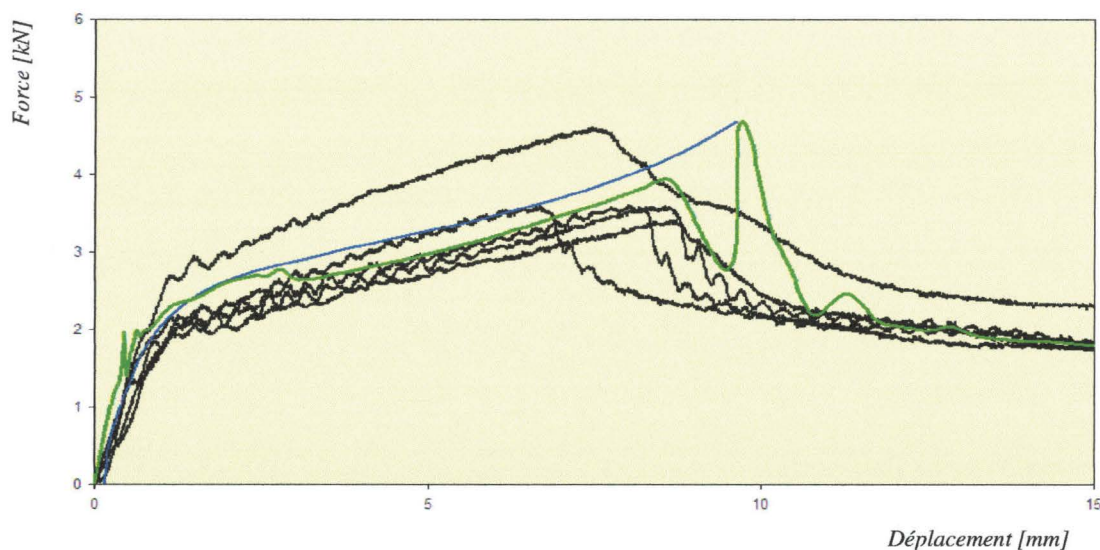


Figure 93 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure par point - Assemblage H320LA (1,50 mm) / H320LA (1,50mm) - Spécimen « Coach-Peel » - Chargement dynamique

Cependant, avant de pouvoir considérer la méthode présentée dans la section IV.2.2 (page 131) comme « établie et sûre », il est nécessaire de l'éprouver sur un panel d'acier plus large.

En effet, selon la microstructure il semble probable que l'effet de l'accroissement du taux

d'allongement diffère. Par exemple, si l'on considère un acier à très haute élastique de type Usibor1500 offrant pour des sollicitations quasi-statiques dans son état de base une limite élastique très élevée (autour de 900 MPa), il paraît clair que l'influence du taux d'allongement sur la courbe « contrainte en fonction de la déformation plastique », s'il est mis explicitement en lumière, sera nettement moins important que dans le cas d'un acier souple de type H320LA.

IV.4 Conclusions

Dans ce chapitre IV, nous avons étudié à l'aide du modèle numérique détaillé de soudure le comportement de l'assemblage symétrique H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm sous chargement dynamique. Afin d'obtenir pour cette analyse une base de comparaison exploitable et fiable, il a été nécessaire dans un premier temps de développer un protocole de mesure locale du déplacement et par conséquent différent de la méthode employée pour l'étude quasi-statique (IV.1). Afin de retranscrire fidèlement le nouvel environnement expérimental, les conditions aux limites, que nous avons définies dans le cas de chargement quasi-statique, ont été modifiées afin de s'affranchir de la définition d'une raideur associée à la machine (IV.2.1). D'un point de vue mécanique, une méthode analytique simple et rapide a été proposée pour prendre en considération l'évolution des propriétés du matériau avec l'accroissement du taux de déformation (IV.2.2).

En se basant sur ces éléments, nous avons démontré dans la dernière partie du chapitre (IV.3) l'aptitude de notre modèle numérique à représenter fidèlement l'endommagement et la rupture de l'assemblage étudié sous sollicitations dynamiques ([LAM07]). Pour obtenir ces résultats, il a été nécessaire de procéder à un développement supplémentaire sur le modèle de Gurson afin que l'évolution des propriétés mécaniques avec l'accroissement du taux d'élongation puisse être prise en considération (définition tabulaire).

Cependant, afin de donner un caractère plus général à la méthode de caractérisation des propriétés mécaniques proposée dans le paragraphe IV.2.2, il serait nécessaire d'éprouver la validité de notre démarche sur des aciers à haute limite élastique (de type TRIP) voire à très haute limite élastique (de type Usibor 1500).

V. Etudes de cas basées sur le modèle détaillé de soudure Laser

Le but de ce dernier chapitre est de présenter deux études de cas pour lesquelles le modèle numérique, validé dans les chapitres III et IV, permet d'obtenir, rapidement et pour un faible coût, des informations cruciales sur, par exemple, la ténacité d'une soudure contenant des défauts de fabrication (V.1) ou encore sur le potentiel que peut offrir une nouvelle géométrie de soudure « RobScan » (V.2). Les deux études présentées dans ce chapitre sont basées sur l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm.

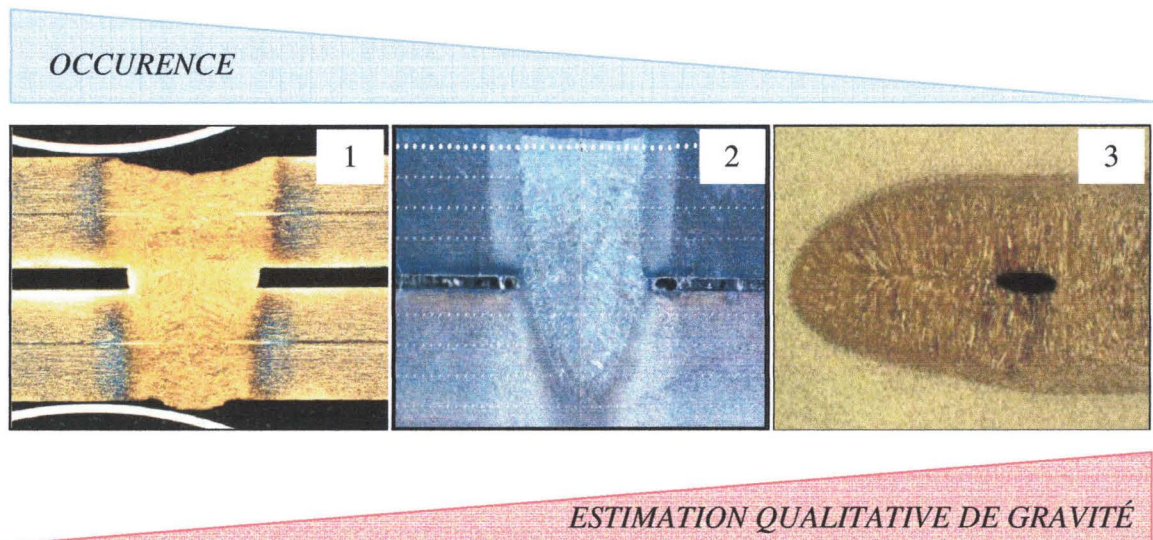
V.1 Influence des imperfections géométriques et mécaniques

V.1.1 Objectif de l'étude

Après avoir identifié les défauts de fabrication observés le plus fréquemment lors du processus de soudage « RobScan », le but de cette étude est de quantifier, grâce au modèle numérique détaillé, leurs effets sur la ténacité des trois types de spécimens soudés (« Tensile-Shear », « Lap-Shear » et « Coach-Peel ») dans le cas d'un chargement quasi-statique.

Comme exposé dans la section I.2.2.2.2 (page 34), le procédé de soudure Laser « RobScan » a été développé en interne par DaimlerChrysler AG au centre de recherche d'Ulm (Allemagne). Par conséquent, la plus grande partie de l'expérience autour du processus « RobScan » ainsi que la connaissance de ses avantages et de ses limites est regroupée au sein du service à l'origine de cette technique. Ainsi, en collaboration avec l'équipe responsable du suivi de l'industrialisation du procédé, trois types d'imperfections majeures avec leurs causes potentielles sont listées ci-dessous et illustrées sur la figure 94 (page suivante).

1. Courbure à l'extrémité supérieure et inférieure du cordon de soudure (figure 94 – gauche)
Causes potentielles: Puissance du Laser trop élevée – Faible vitesse de progression du Laser
2. Soudure non débouchante (tôle inférieure soudée seulement en partie) (figure 94 – milieu)
Causes potentielles : Puissance de Laser trop faible – Vitesse de propagation du Laser trop rapide – Mauvais agencement des tôles à souder au regard de la valeur de la limite élastique de chacune des tôles ou de leurs épaisseurs respectives
3. Absence de matière aux extrémités du cordon de soudure (figure 94 – droite)
Causes potentielles : Puissance de Laser trop élevée – Faible vitesse de propagation du Laser



*Figure 94 : Imperfections observées lors du soudage Laser par technologie « RobScan ».
 1: courbure à l'extrémité inférieure et supérieure du cordon de soudure – 2 : soudure non débouchante – 3 : absence de matière aux extrémités du cordon de soudure*

Pour les imperfections de type 1 et de type 3, les causes potentielles (puissance du Laser trop élevée et/ou faible vitesse de propagation du Laser) semblent être identiques. En effet, dans les deux cas, les dysfonctionnements précités engendrent un apport d'énergie supérieur à celui strictement nécessaire pour réaliser l'opération de soudage. Par conséquent, en absorbant l'excès d'énergie apporté, le cordon de soudure et son voisinage atteignent une température largement supérieure au point de fusion ce qui conduit pratiquement à une liquéfaction de la zone considérée. Ainsi, cet amas, entraîné par sa masse, glisse sous l'effet de la gravité engendrant ainsi après refroidissement la formation d'un ménisque (respectivement d'une excroissance) sur le sommet (respectivement la partie inférieure) de la soudure nettement identifiable sur une coupe transversale (figure 94 gauche, ci-dessus).

En outre, si la liquéfaction est vraiment trop intense, une partie de la zone concernée peut également se désolidariser du reste de l'assemblage laissant ainsi un « trou » de taille variable le plus souvent observable à l'extrémité de la soudure (figure 94 droite, ci-dessus).

A l'opposé, si la vitesse de déplacement du Laser est trop rapide ou si l'énergie qu'il fournit est trop faible, il arrive que la tôle inférieure composant l'assemblage ne soit pas entièrement soudée. Ainsi, on obtient, comme illustré sur la figure 94 (milieu) pour un assemblage HT700TD/HT700TD, une soudure non débouchante. Afin d'éviter de manière générale l'apparition de cette imperfection, il est souhaitable dans le cas d'un assemblage non-symétrique de positionner l'acier le plus épais sur le dessus. En suivant ce mode opératoire, la puissance à fournir par le Laser sera ajustée de manière suffisamment haute pour souder entièrement dans un premier temps la tôle épaisse puis ensuite

« naturellement » la tôle la moins épaisse.

Si l'on place la tôle la plus fine sur le dessus, il est plus délicat d'ajuster la puissance du Laser puisqu'on risque de la sous-estimer en observant la fusion rapide de la première tôle. Par contre, si on augmente « par sécurité » la puissance fournie, on risque de la « surestimer » et d'aboutir à l'inverse aux imperfections de type 2 ou 3.

Cet exemple illustre clairement la nécessité de réaliser pour chaque acier à souder, et plus généralement pour chaque assemblage, une étude paramétrique préliminaire visant à déterminer les valeurs optimales concernant la vitesse du Laser, la puissance qu'il délivre ainsi que le diamètre de l'optique à utiliser. Cette phase d'ajustement est indispensable et permet de contrôler finement le fonctionnement de la technique de soudage tout en minimisant les erreurs et imperfections présentées sur la figure 94 (page 145).

Malheureusement, à l'heure actuelle aucun archivage centralisé pour l'ensemble des paramètres n'a été créé. Pour solutionner ce problème, il a été proposé de construire une base de données numérique permettant un stockage simple ainsi qu'un accès rapide et complet aux informations souhaitées. En outre, la solution proposée offre la possibilité de comparer pour différents assemblages, différents aciers ou même différents ajustements la vitesse et la puissance ainsi que l'optique utilisée. En outre, pour permettre une interprétation visuelle rapide, il est intéressant de joindre à chaque série de paramètres, une coupe transversale de la soudure réalisée pour estimer la qualité du joint obtenu vis-à-vis des défauts évoqués précédemment.

Basée sur une simple observation macroscopique, une échelle « d'estimation » de gravité a été établie au sein du département concepteur de la technologie « RobScan » (RBP/MJ⁷ – Ulm). Cette classification considère l'imperfection 3 (absence de matière aux extrémités du cordon de soudure) comme la plus grave, tandis que l'imperfection 1 (courbure à l'extrémité inférieure et supérieure) est appréhendée comme étant la plus bénigne des trois imperfections considérées.

Cependant, aucune information quantitative n'est disponible sur la perte de ténacité qu'engendrent de telles imperfections sur les assemblages classiquement utilisés dans la caisse en blanc. En effet, il est relativement long, coûteux et ardu de fabriquer des spécimens présentant d'une manière définie et normée les imperfections considérées pour procéder à une campagne de caractérisation expérimentale.

⁷ Research Body & Powertrain / Manufacturing Joints

Par conséquent, possédant à ce stade de l'étude un modèle numérique détaillé validé pour les deux aciers H320LA et HT700TD (chapitre III pour le chargement quasi-statique et chapitre IV pour le chargement dynamique), il a été décidé d'utiliser l'outil numérique pour évaluer quantitativement l'effet des imperfections sur la ténacité du joint soudé. Pour ce faire et à titre d'exemple, l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm sollicité sous chargement quasi-statique sera considéré.

V.1.2 Étude numérique basée sur le matériau H320LA

Pour étudier numériquement l'influence des imperfections de procédé sur la ténacité des joints soudés, nous allons modifier en conséquence le modèle numérique de l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm soudé au Laser et validé dans le chapitre III section 3.2.1.1 (page 107).

Afin de ne pas sous-estimer l'effet des imperfections sur la courbe « force/déplacement » caractéristique du joint, nous avons décidé d'« amplifier » légèrement leurs importances sur le modèle éléments finis, comme présenté sur la figure 95 (ci-dessous).

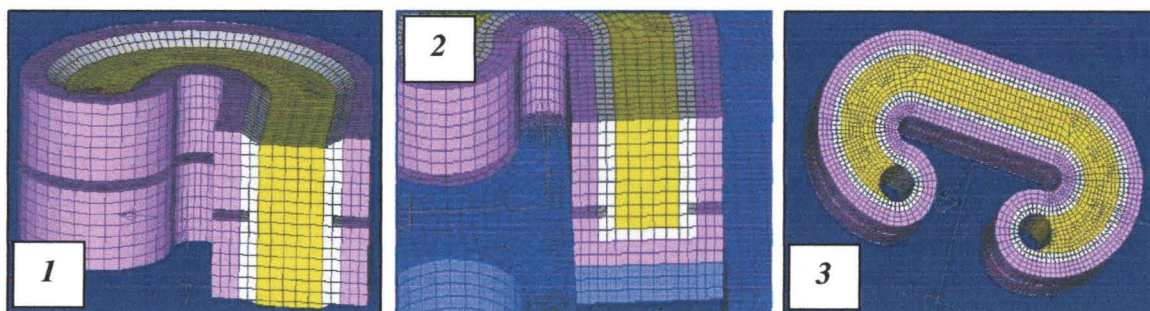


Figure 95 : Modèles éléments finis associés aux trois types d'imperfections étudiées

Ainsi, la figure 95 (ci-dessus) montre clairement pour l'imperfection de type 3, une exagération du manque de matière aux extrémités du cordon de soudure. En effet, il est fort peu probable qu'un tel défaut apparaisse en réalité sans engendrer une « remise à plat » totale des réglages du Laser. Cependant, en procédant ainsi, nous sommes certains d'obtenir des valeurs de perte de ténacité plus « pessimistes » que dans la réalité, ce qui nous permet de rester dans une approche conservatrice et sécuritaire.

Afin de modéliser l'imperfection de type 2, nous avons affecté aux trois dernières rangées d'éléments de la tôle inférieure les propriétés du matériau de base (couleur bleue), aux deux rangées précédentes nous avons affecté les propriétés de la zone affectée thermiquement #1 (couleur rose) tandis que les propriétés de la zone affectée thermiquement #2 (couleur blanche) ont été affectées à la seconde

rangée d'éléments de la tôle inférieure. Cette modélisation approxime un taux de pénétration dans la tôle inférieure de la soudure de l'ordre de 30%, taux extrêmement faible.

Finalement, pour l'imperfection de type 1, nous avons corrigé la géométrie du modèle éléments finis afin de considérer la courbure en exagérant volontairement la profondeur de cette dernière, comme illustré sur la figure 95 (gauche) (page précédente).

Les modèles éléments finis ont été modifiés afin de prendre en compte les imperfections pour les trois types de spécimens étudiés : « Tensile/Shear » (T/S), « Lap-Shear » (L-S) et « Coach-Peel » (C-P). Le spécimen de type « Tensile/Shear » pouvant être sollicité selon quatre angles de chargement (0°, 30°, 60° et 90°), il est donc nécessaire de procéder à 18 simulations (6 cas de chargements et 3 imperfections) pour compléter entièrement la matrice des cas envisageables. L'ensemble des simulations a été effectué en utilisant le modèle matériau de Gurson-Tvergaard-Needleman (*MAT_120) implémenté dans la version commerciale de LS-DYNA.

Les figures 96, 97 et 98 (page 148 et 149) présentent respectivement l'influence de l'imperfection de type 1, 2 et 3 sur la valeur de la force transmise par le joint soudé en fonction du spécimen considéré. De manière générale, le niveau de force atteint par la soudure « idéale » (c'est-à-dire sans prise en compte d'aucune imperfection) est modélisé par la barre bleue, tandis que la barre violette modélise la valeur atteinte après considération d'une des imperfections présentées sur la figure 95 (page précédente).

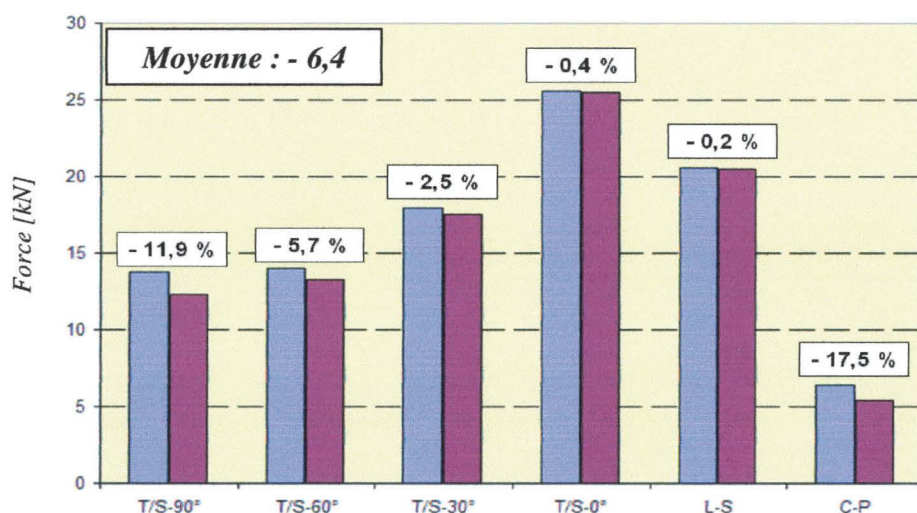


Figure 96 : Influence de la courbure (imperfection de type 1) sur la valeur de la force transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure « Rob 1 »

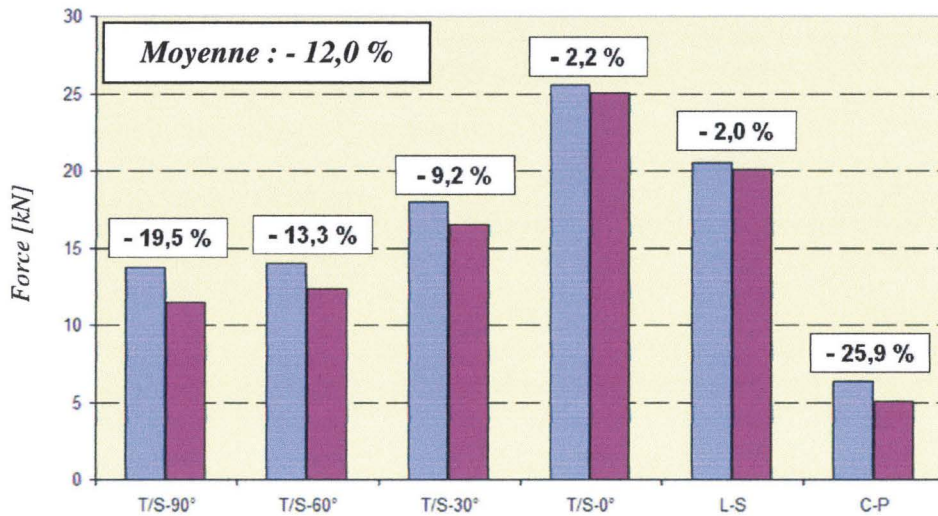


Figure 97 : Influence du manque de pénétration (imperfection de type 2) sur la valeur de la force transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure Rob 1

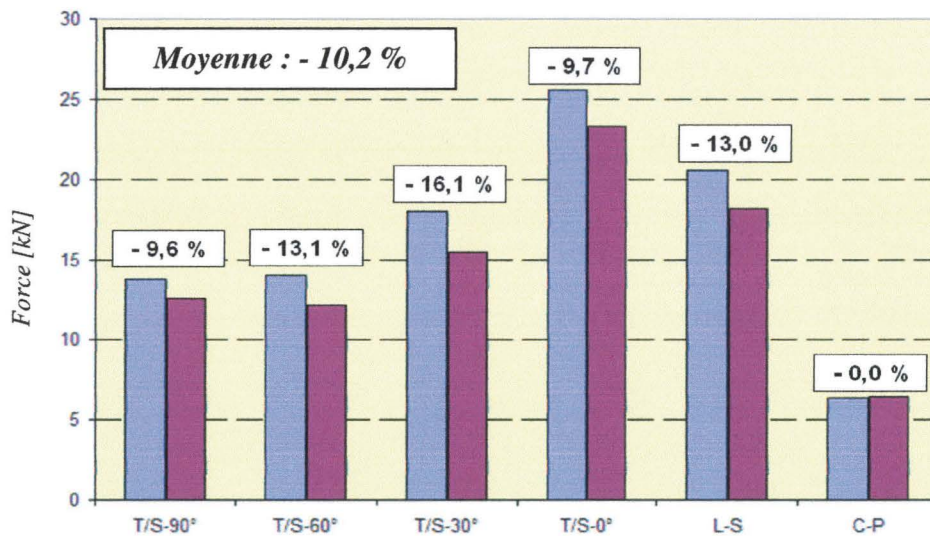


Figure 98 : Influence de l'absence de matière aux extrémités de la soudure (imperfection de type 3) sur la valeur de la force transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure Rob 1

A la lumière des figures 96, 97 et 98 (pages 148 et 149), il apparaît que la soudure non débouchante est, au regard de la modélisation numérique que nous avons utilisée (figure 95 – page 147), l'imperfection la plus pénalisante, puisqu'elle engendre une diminution moyenne de la force transmise d'environ 12%, comme l'illustre la figure 97 (ci-dessus). Par ailleurs, il est intéressant de constater que

la diminution de ténacité du joint augmente (de - 2,2 % à - 19,5 %) lorsque l'angle de chargement croît (de 0° - cisaillement à 90° - traction). A la lumière des analyses présentées dans le chapitre III section 3.1 (page 94), ce phénomène semble assez naturel.

En effet, comme illustré sur la figure 60 (page 98) (cas d'une soudure par point transférable au cas d'une soudure « Rob 1 »), lors d'un chargement en traction pur, après une grande déformation des tôles inférieures et supérieures, la soudure rompt par arrachement à l'interface entre la zone affectée thermiquement et le matériau de base (figure 70 – page 109). Ainsi, pour une sollicitation à 90° avec le modèle modifié (figure 95 – page 147), il suffit de rompre au maximum 30% de la tôle inférieure (correspondant au taux de pénétration) au lieu de 100% avec le modèle idéal.

A l'opposé pour une sollicitation en cisaillement à 0°, la charge étant perpendiculaire à la soudure (figure 24 – page 58), les éléments à rompre « vus » au niveau du chargement (éléments à l'interface entre les deux tôles) sont les mêmes pour le cas avec et sans imperfection, ce qui engendre une faible perte de ténacité du joint.

En examinant les résultats de la figure 96 (page 148), il apparaît que la prise en considération dans le modèle numérique de la courbure inférieure et supérieure (figure 95 gauche – page 147) induit une faible variation (en moyenne égale à 6,4 %) sur la valeur de la force maximale transmise par le joint.

Ce résultat n'est pas surprenant sachant que la variation entre le modèle « idéal » et le modèle avec imperfection se résume uniquement à un ajustement géométrique de petite taille à l'échelle des spécimens considérés. La valeur autour de 6 % ainsi obtenue ne doit pas être considérée comme une valeur quantitative précise puisqu'elle est d'un ordre de grandeur proche des incertitudes expérimentales.

La seule conclusion à formuler est d'affirmer que la présence d'une courbure à l'extrémité supérieure et inférieure de la soudure n'a que très peu d'influence sur la ténacité de la soudure si sa profondeur reste bien entendu raisonnable. Dans notre exemple (figure 95 – page 147), sa profondeur représente environ 15 % de l'épaisseur de la tôle considérée, valeur déjà relativement conséquente.

Finalement, les résultats les plus inattendus ont été observés pour l'imperfection de type 3 (figure 94 droite – page 145) modélisant l'absence de matière aux extrémités de la soudure. En effet, cette imperfection avait été classée de manière qualitative par le département RBP/MJ comme étant, pour la ténacité du joint, la plus pénalisante des trois.

Cependant, malgré une modélisation numérique très « défavorable » (figure 95 droite – page 147) puisque le volume de matière manquante a été volontairement surévalué, il apparaît que la réduction sur la valeur de la force transmise est limitée à environ 10 %.

Deux explications semblent pouvoir expliquer cette observation. Premièrement, bien qu'étant d'un

diamètre bien supérieur à la réalité, le trou modélisé à l'extrémité de la soudure ne représente qu'un faible volume au regard du volume soudé rémanent, ce qui ne semble pas pénaliser la ténacité de la soudure de manière macroscopique. En effet, comme nous l'avions présenté dans le chapitre III section 3.2 (page 104), malgré une dureté relativement modeste voire faible comparée à celle observée le long du point soudé, la soudure Laser permet de dissiper lors de la rupture plus d'énergie grâce à la grande surface soudée qu'elle offre (tableau 16 – page 106).

Par ailleurs, dans notre modèle l'absence de matière n'a pas pénalisé la ténacité de la soudure puisque de par sa géométrie parfaitement circulaire, le trou modélisé ne fait pas apparaître de singularité pouvant conduire à une concentration de contrainte. En effet, si l'absence de matière prend la forme d'une ellipse très aplatie alors une concentration de contrainte peut apparaître à ses extrémités pouvant selon son intensité réduire sensiblement la ténacité du joint soudé.

Les études de cas présentées dans ce chapitre V n'étant pas le cœur du travail mais uniquement une illustration sur le potentiel du modèle détaillé, l'influence de la géométrie de l'absence de matière, bien que très intéressante, n'a pas été étudiée.

D'une manière générale, il est important de noter que l'ensemble des tendances présentées dans ce paragraphe sur l'évolution de la force maximale transmise par le joint soudé après prise en compte des imperfections de type 1, 2 et 3 (figure 94 – page 145) s'appliquent aussi pour la valeur du déplacement associé à cette force maximale, comme l'attestent les résultats présentés en Annexe K (page 184). En effet, la réduction du déplacement est, en moyenne sur les différents spécimens, pour l'imperfection 1 d'environ 4,6 %, augmente à 14,8 % pour l'imperfection 3 pour atteindre finalement 18,3 % pour l'imperfection 2.

V.1.3 Conclusions

Au travers de cette première application, nous avons étudié à l'aide du modèle numérique détaillé de soudure Laser validé dans les chapitres III (chargement quasi-statique) et IV (chargement dynamique), l'influence d'imperfections sur la ténacité de l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm pour les trois différents type de spécimens.

Pour ce faire, le service responsable du suivi de l'industrialisation de la technologie « RobScan » a identifié trois types d'imperfections (courbure à l'extrémité inférieure et supérieure du joint, soudure non débouchante et absence de matière aux extrémités de la soudure) apparaissant le plus fréquemment lors du soudage des spécimens (V.1.1).

En se basant sur ces informations, les différents modèles éléments finis ont été adaptés afin de prendre en considération les imperfections (figure 95 – page 147) et l'ensemble des 18 simulations quasi-

statiques (3 imperfections, 6 cas de chargements) a été réalisé à l'aide du modèle matériau de Gurson-Tvergaard-Needleman implémenté dans la version commerciale de LS-DYNA.

Les résultats numériques montrent que la valeur de la force transmise par le joint n'est pas sensiblement affectée par la prise en considération de la courbure à l'extrémité inférieure et supérieure de la soudure (V.1.2).

En revanche, il apparaît que lorsque la soudure obtenue n'est pas débouchante, le niveau de la force transmise par le joint peut être sensiblement affecté comme le prouve la diminution de 20 % observée sur le spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 90° (V.1.2).

Pour pouvoir conclure de manière définitive sur l'influence de l'absence de matière aux extrémités de la soudure, il semble nécessaire de mener des études complémentaires afin de considérer différentes géométries pour la cavité. A ce stade de l'étude, les résultats obtenus avec une cavité circulaire ne montrent pas de perte de ténacité significative sur les trois types de spécimens étudiés (V.1.2).

V.2 Étude d'une nouvelle géométrie de soudure

V.2.1 Objectif de l'étude

Le but de cette seconde étude est d'estimer dans quelles mesures les données géométriques et mécaniques déterminées dans les sections II.3, II.4 et II.5 (pages 63, 66 et 75) pour la soudure Laser de type « Rob 1 » sont transférables à de nouvelles formes de soudure Laser réalisées avec le même diamètre d'optique (diamètre standard : 0,68 mm).

En d'autres termes, à l'aide de cette étude, nous souhaitons apporter les premiers éléments de réponse à la question suivante : est-il envisageable, en utilisant les données géométriques et mécaniques de la soudure « Rob 1 », d'approximer le comportement (courbe caractéristique « force/déplacement ») d'autres types de soudure Laser ?

V.2.2 Etude numérique : cas de la soudure linéique de type « Rob 7 »

Pour tenter de répondre à la question précédente, nous allons étudier, à titre d'exemple, le passage de la soudure Laser de type « Rob 1 » (figure 67 – page 105) à la soudure Laser linéique (longueur caractéristique de 22,5 mm) de type « Rob 7 » (figure 99 ci-dessous).

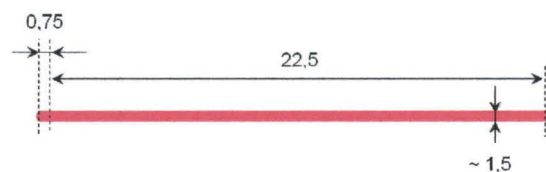


Figure 99 : Soudure Laser de type « Rob 7 » avec ses dimensions en mm (échelle non respectée)

Pour ce faire, nous faisons les hypothèses que, pour un assemblage donné (H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm), le nombre de zones affectées thermiquement, leurs largeurs respectives ainsi que le profil de dureté le long du joint (donc par extension, d'après la méthode présentée dans la section II.4, les propriétés mécaniques) sont identiques pour les soudures Laser de type « Rob 1 » et « Rob 7 ».

En utilisant ces hypothèses, le modèle éléments finis d'un spécimen de type « Tensile/Shear » soudé au Laser « Rob 7 » a été construit (figure 100 ci-dessous), afin de déterminer, à l'aide du modèle matériau de Gurson-Tvergaard-Needleman implémenté dans la version commerciale de LS-DYNA et pour une sollicitation quasi-statique, la courbe numérique « force/déplacement » caractéristique de l'assemblage pour les angles de chargements : 30°, 60° et 90°.

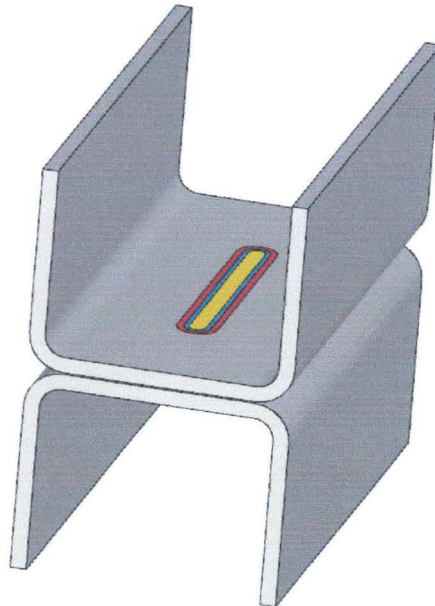


Figure 100 : Soudure Laser linéique « Rob 7 » sur un spécimen de type « Tensile/Shear »

Par ailleurs, afin d'évaluer la pertinence des hypothèses utilisées, une campagne expérimentale a été réalisée pour caractériser le comportement « réel » du spécimen de type « Tensile/Shear » soudé au Laser « Rob 7 ».

Ainsi, les figures 101, 102 et 103 (pages 154 et 155) présentent la comparaison entre les courbes « force/déplacement » issues de l'expérience (en noir) et celles obtenues numériquement par le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (GTN) (en vert) pour un chargement respectivement à 90°, 60° et 30°.

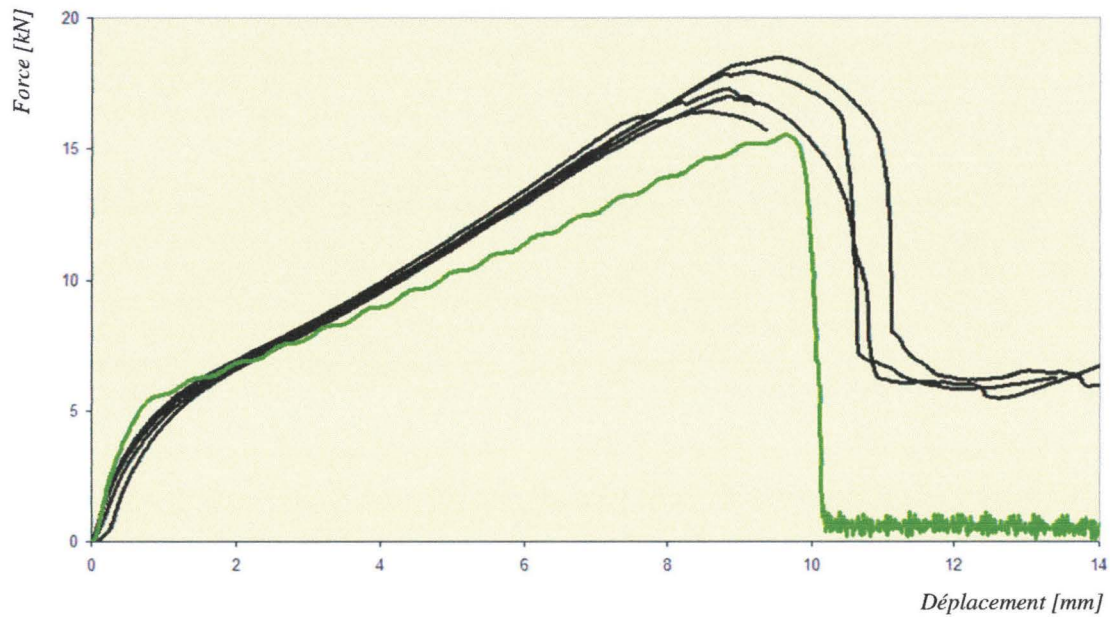


Figure 101 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure « RobScan » linéique - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Spécimen « Tensile/Shear » - 90°

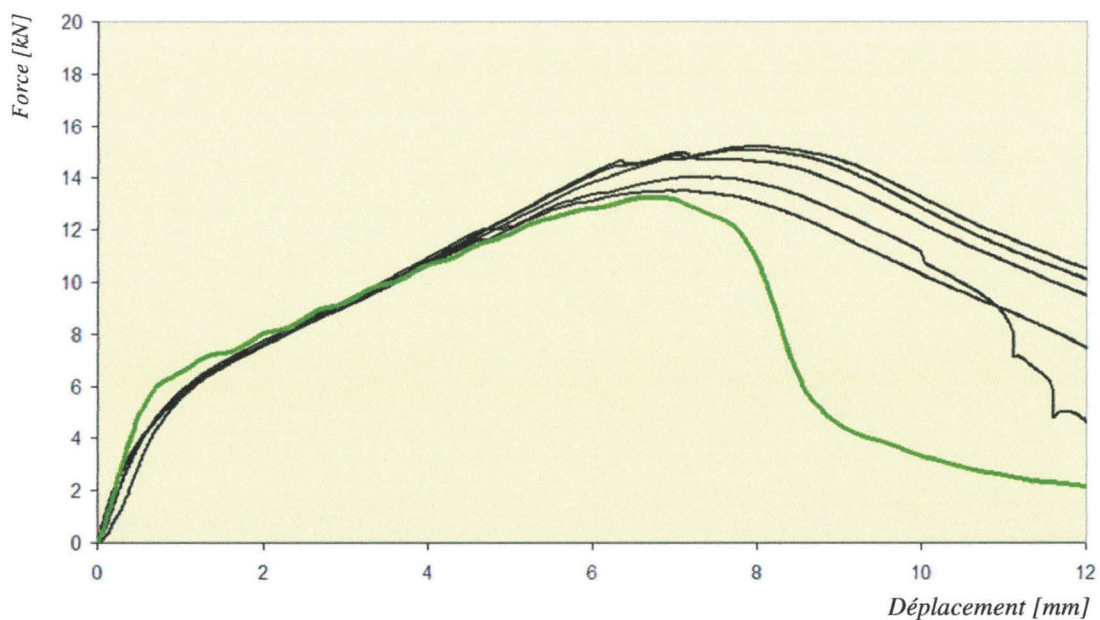


Figure 102 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure « RobScan » linéique - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Spécimen « Tensile/Shear » - 60°

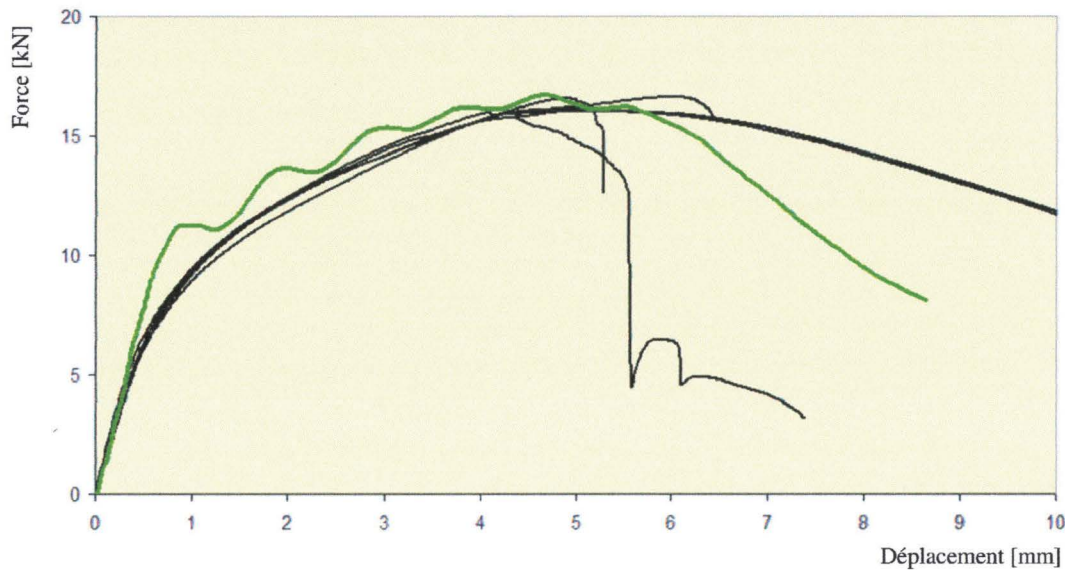


Figure 103 : Comparaison entre l'expérience (noir) et la simulation « GTN » (vert) - Soudure « RobScan » linéique - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50mm - Spécimen « Tensile/Shear » - 30°

Les résultats présentés sur les figures 101, 102 et 103 (pages 154 et 155) sont très satisfaisants à la vue des hypothèses utilisées. En effet, en considérant connu les propriétés géométriques (nombre de sous-zones et dimensions respectives) et mécaniques (profil de dureté le long de la section du joint, courbes « contrainte/allongement » pour chaque sous-zone et paramètres de Gurson) de la soudure, les résultats ont été obtenus, sans aucune optimisation, après seulement 12 heures équivalant au temps nécessaire à la construction des quatre modèles éléments finis et au déroulement des simulations numériques. Pour la première tâche, un maximum de deux heures est nécessaire tandis que grâce à la parallélisation des simulations numériques, la totalité des cas de chargement a été calculée en 10 heures en allouant 8 processeurs par simulation.

D'un point de vue quantitatif, les résultats numériques obtenus (courbes vertes sur les figures 101, 102 et 103 – pages 154 et 155) sont, à la vue de la rigidité globale et de la force maximale transmise, en adéquation quasi-parfaite avec ceux obtenus expérimentalement.

Qualitativement, comme illustré par la figure 104 (page suivante), le mode de rupture obtenu numériquement est identique à celui relevé lors des campagnes expérimentales. En effet, la soudure linéique rompt par arrachement à l'interface entre la zone affectée thermiquement et le matériau de base, mode de rupture observé également dans la plupart des cas de chargement pour la soudure « Rob 1 » (figure 70 – page 109).

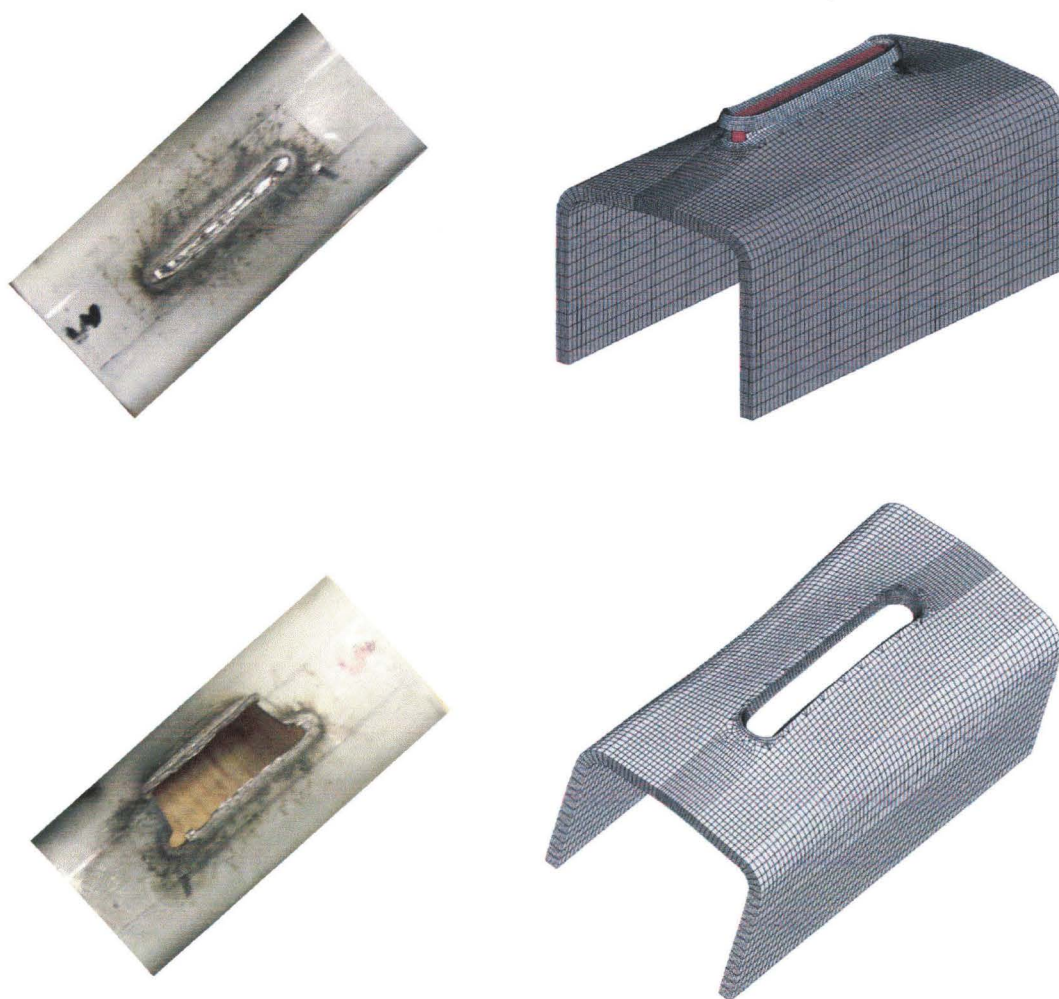


Figure 104 : Comparaison entre le faciès de rupture de la soudure « Rob 7 » obtenu expérimentalement (gauche) et celui obtenu numériquement (droite) – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm

Par ailleurs, comme le montre la figure 105 (page suivante), le modèle numérique de la soudure « Rob 7 » avec les données géométriques et mécaniques approximées a été en mesure de suivre l'évolution de ténacité observable par rapport à la soudure de type « Rob 1 » pour l'assemblage étudié (H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm) et le chargement considéré (solicitation quasi-statique – spécimen de type « Tensile/Shear » chargé à 90°). En effet, il est intéressant de constater une augmentation de 36 % de la force transmise par le joint entre les deux formes de soudure (approximativement 17 kN pour « Rob 7 » contre seulement 11 kN pour « Rob 1 »). Par ailleurs, cette augmentation de la force transmise est aussi suppléée par un accroissement du déplacement à la rupture d'environ 4 mm (approximativement 10 mm pour « Rob 7 » contre environ 6 mm pour « Rob 1 »).

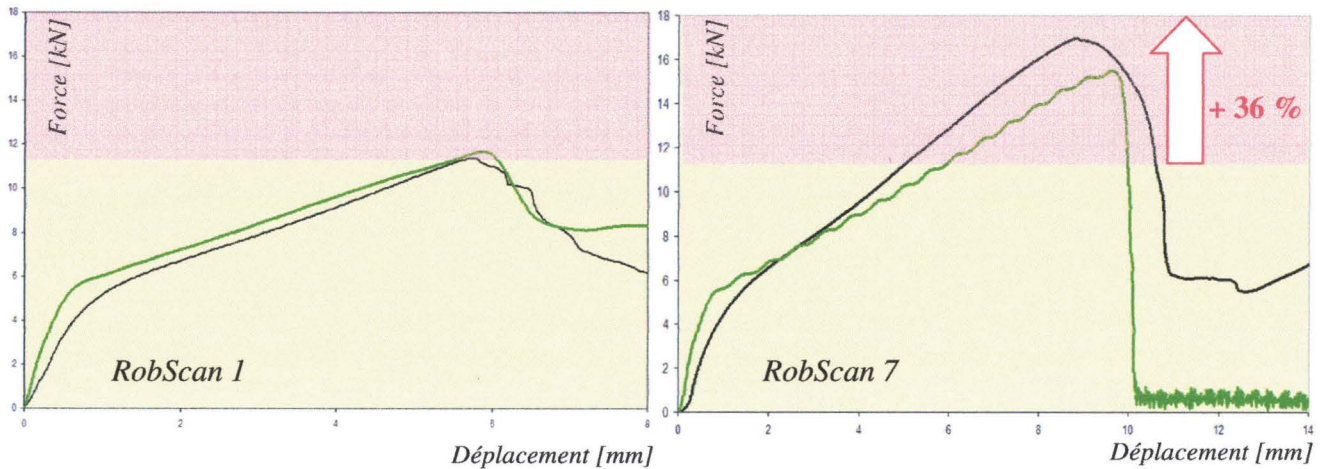


Figure 105 : Comparaison entre les courbes « force/déplacement » (expérience en noir et simulation avec endommagement et rupture en vert) obtenues sous sollicitations quasi-statique pour la soudure de type RobScan 1 (gauche) et celle de type RobScan 7 (droite) dans le cas du spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 90° - Assemblage H320LA 1,50 mm /H230LA 1,50 mm

A la lumière de cette analyse préliminaire, il semble possible d'approximer le comportement de différentes formes de soudure Laser en considérant leurs propriétés géométriques et mécaniques comme identiques à celles de la soudure « Rob 1 ».

Si ces résultats étaient confirmés, les perspectives ouvertes seraient très séduisantes. En effet, le modèle numérique permettrait de présenter très rapidement et pour un coût faible des comparaisons relatives entre les qualités de ténacité offertes par différentes formes de soudure.

Ainsi, uniquement limité par la capacité de calcul, toutes les formes, même les plus fantaisistes, pourraient être étudiées afin de développer la soudure « optimale » vis-à-vis des sollicitations quasi-statiques ou dynamiques.

Par conséquent, le modèle numérique permettrait d'obtenir une vision complète des propriétés offertes par de nombreuses formes de soudure, selon les assemblages et les cas de chargements, tout en réduisant de manière très conséquente les dépenses liées aux campagnes expérimentales.

En outre, le modèle numérique proposé dans ce travail est une solution « multi-discipline » puisqu'il est tout à fait utilisable pour aborder des études en fatigue par exemple. A l'heure actuelle, sans cette méthode numérique, pour estimer les propriétés d'une forme de soudure à la fois en crash et en fatigue, il est nécessaire de définir deux campagnes expérimentales nécessitant des équipements et des techniques de mesure totalement différents, ce qui induit des lourds investissements financiers et un délai d'attente dépassant très largement le temps nécessaire pour compléter une série de simulations

sur un cluster de taille raisonnable.

V.2.3 Conclusions

Par cette seconde étude de cas, nous avons montré qu'en considérant les propriétés géométriques et mécaniques de la soudure de type « Rob 1 » comme « universelles » et en les transférant à une forme de soudure Laser différente, il est possible d'approximer avec une qualité satisfaisante non seulement la ténacité (courbe caractéristique « force/déplacement ») du nouveau joint soudé mais aussi son faciès de rupture.

Cependant, la validité de cette méthode doit être sécurisée par l'étude d'une seconde forme de soudure, si possible légèrement plus complexe. Comme illustré sur la figure 106 (ci-dessous), de nouveaux modèles éléments finis ont été construits et seront testés dans la poursuite de ces travaux, pour tenter de corroborer, soit à l'aide de la soudure « porte-manteau » (gauche) soit grâce à la soudure « circulaire » (droite), les conclusions de cette étude préliminaire.

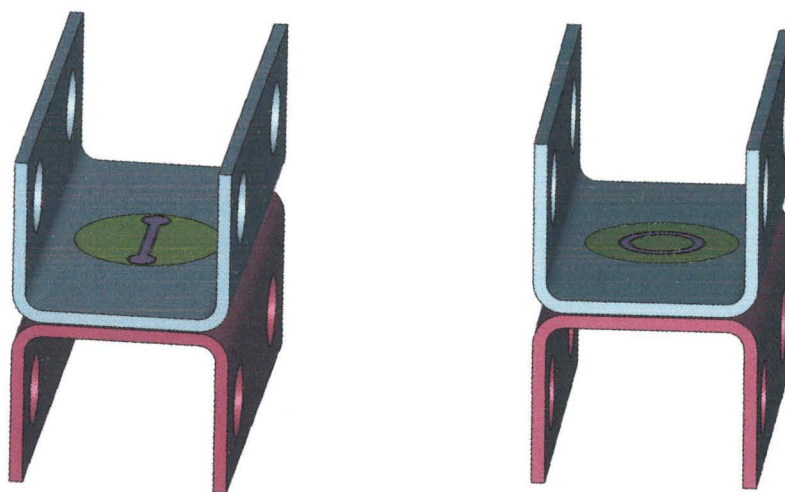


Figure 106 : Modèles numériques des soudures « RobScan » de type « porte-manteau » (gauche) et de type « circulaire » (droite) - Spécimen de type « Tensile/Shear »

Conclusions générales et perspectives

Afin de respecter les multiples règlements sur la sécurité, les structures des véhicules sont de plus en plus complexes. Par ailleurs, le développement des métaux, et plus particulièrement des aciers à haute ou très haute limite élastique, permet de varier leurs utilisations en fonction des propriétés souhaitées pour un sous-ensemble considéré. Par conséquent, pour assembler les différentes sous-parties, le nombre de points soudés, tout comme la longueur de soudure Laser, présentent ces dernières années dans les caisses en blanc sont en nette augmentation. Ainsi, comme l'a démontré une étude préliminaire, il est de nos jours impératif de modéliser chaque assemblage de manière simple pour garantir la qualité des modèles numériques de véhicules complets.

Le but de notre travail était de construire (à l'aide des éléments finis) et de valider (grâce à la comparaison avec des données expérimentales) un modèle numérique détaillé de soudure par point et de soudure Laser pour faciliter et accélérer le développement du modèle simplifié de soudure. Bien qu'à vocation générale, ce travail est basé sur l'étude de deux aciers (H320LA et HT700TD) et de trois types de spécimens (« Tensile/Shear », « Coach-Peel », « Lap-Shear ») pour des épaisseurs de tôles comprises en 1,00 mm et 1,50 mm. Cependant, avant de construire le modèle, le cœur du travail a été, dans un premier temps, d'établir une méthodologie nous permettant, rapidement et à moindre coût, d'accéder aux données géométriques et mécaniques caractéristiques des assemblages étudiés.

Par une simple observation microscopique, nous avons, dans un premier temps, déterminé précisément les caractéristiques géométriques du joint telles que l'espace existant entre les deux tôles, la courbure des tôles supérieure et inférieure ou encore la forme de la singularité à la jonction entre les tôles. Grâce au test de micro-dureté Vickers, nous avons mis en évidence l'existence de trois zones distinctes (matériau de base, zone affectée thermiquement et noyau -respectivement cordon- de soudure) le long de la section du joint. En effet, une variation conséquente de dureté est observable au passage d'une zone à une autre permettant ainsi de déterminer instantanément leurs largeurs respectives.

Dans un second temps, afin de caractériser mécaniquement les zones préalablement identifiées (courbes « contrainte/allongement »), deux méthodes, l'une purement analytique (par extrapolation), l'autre résolument expérimentale (par la fabrication et le test de « mini-spécimens »), ont été proposées. Les deux méthodes délivrant des résultats relativement proches, il apparaît donc plus rapide et aussi financièrement plus avantageux d'utiliser la première méthode.

Finalement, afin d'être en mesure de décrire numériquement l'endommagement et la rupture, il est

nécessaire de déterminer et d'optimiser les paramètres d'évolution de la porosité définis dans le modèle de Gurson-Tveergard-Needleman. Pour ce faire, nous avons décidé d'utiliser une méthode de recalage basée sur la minimisation de l'écart existant entre les courbes «contrainte/allongement» expérimentale et numérique pour une éprouvette de traction. Après un nombre relativement conséquent d'itérations, la série de paramètres « optimisés » a été obtenue pour chaque zone formant l'assemblage.

Le protocole proposé nous ayant permis d'obtenir la géométrie de l'assemblage ainsi que ses propriétés mécaniques, nous avons pu construire le modèle détaillé et comparer son comportement avec les références expérimentales à notre disposition.

Les résultats obtenus dans le troisième chapitre pour des sollicitations quasi-statiques ont démontré la qualité de la méthode préalablement exposée. En effet, une bonne adéquation à la fois quantitative (courbe « force/déplacement ») et qualitative (rupture de l'assemblage par déboutonnage) est observable entre les simulations et les expériences. La force transmise par le joint étant mesurée de manière indirecte sur la traverse de la machine de traction, il fut nécessaire de modéliser cette dernière afin de prendre en considération sa caractéristique de rigidité. La modélisation volontairement simplifiée de la machine (un ressort et deux nœuds) que nous avons implémenté dans le modèle numérique donne des résultats réellement satisfaisants. En outre, soucieux de proposer un modèle détaillé aussi précis que possible, une étude complémentaire a été menée pour tenter d'obtenir numériquement le mode de rupture en centre de soudure observé de manière très singulière lors des expériences. L'utilisation du modèle matériau de Gologanu qui permet, à l'opposé du modèle de Gurson, de prendre en compte l'évolution de la forme des porosités au cours du chargement, a permis de présenter une première amélioration des résultats.

Le but de notre étude étant de contribuer à l'amélioration du comportement des modèles numériques de véhicules complets lors d'études de crash, il était important de valider le modèle détaillé de soudure également pour des chargements dynamiques. Les propriétés mécaniques des aciers étant sensibles à la vitesse de sollicitations, il était nécessaire de pouvoir intégrer cette variation tout en considérant l'endommagement et la rupture de l'assemblage. Ainsi, le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman proposé de manière commerciale dans le logiciel LS-DYNA a dû être étendu afin de pouvoir définir, à l'aide d'un tableau et pour une zone donnée, les propriétés mécaniques pour plusieurs taux d'allongement.

Par ailleurs, le protocole expérimental de mesure globale utilisé classiquement pour obtenir la courbe caractéristique « force/déplacement » d'un assemblage a été abandonnée au profit de la technologie de mesure ARAMIS. Cette dernière présente l'avantage de mesurer localement le déplacement subit par

le joint, permettant ainsi d'éviter la perturbation du signal par des oscillations parasites provenant de la machine de test. Après avoir considéré ces deux modifications, les résultats numériques issus du modèle détaillé offrent une adéquation très satisfaisante avec les résultats obtenus expérimentalement, ce qui nous permet de valider de manière générale non seulement le modèle développé dans ce travail mais aussi la méthode proposée pour obtenir les données nécessaires à sa construction.

L'étude présentée dans le cinquième chapitre montre que l'utilité du modèle détaillé ne se limite pas à faciliter le développement d'un modèle simplifié de soudure.

En effet, l'outil développé dans ce travail permet d'apporter rapidement des réponses préliminaires à de nombreuses questions, là où, auparavant, seule l'expérience permettait de trancher. Ainsi, nous avons dans un premier quantifié l'impact sur la ténacité du joint de diverses imperfections géométriques et mécaniques localisées au sein de la soudure.

Dans un second temps, nous avons démontré au cours d'une étude préliminaire, qu'il semble possible d'évaluer la courbe caractéristique « force/déplacement » pour une géométrie de soudure Laser quelconque en considérant comme « universelles » les propriétés mécaniques et géométriques déterminées dans le cadre de la soudure de type « Rob 1 ».

D'un point de vue plus général, le modèle développé dans ce travail est actuellement utilisé de manière intense pour compléter la très large matrice expérimentale dont dispose DaimlerChrysler AG sur la ténacité des assemblages soudés par point ou au Laser. Cependant, pour des raisons financières évidentes, il n'a pas été possible de caractériser expérimentalement pour un matériau donné l'ensemble des épaisseurs de tôles. Ainsi, pour l'assemblage de type « H320LA/H320LA » soudé par point, les combinaisons 2,00 mm / 2,00 mm, 1,50 mm / 2,00 mm et 1,00 mm / 2,00 mm ont été testées. En utilisant le modèle numérique détaillé, les combinaisons 1,25 mm / 2,00 mm, 1,75 mm / 2,00 mm ainsi que 0,75 mm / 2,00 mm ont été simulées ce qui permet d'obtenir dans chaque cas la valeur maximale de la force transmise par le joint. La connaissance de ces trois valeurs supplémentaires permet de définir plus finement le critère de rupture à implémenter dans l'élément simplifié pour les assemblages X mm / 2,00 mm (X étant compris entre 0,75 mm et 2,00 mm) dans le cas du matériau H320LA.

Cependant, il a été observé lors des expériences pour les assemblages fortement non symétriques (0,75 mm / 2,00 mm par exemple) une prédisposition à rompre via un arrachement en centre de soudure. Or, une des conclusions de cette étude affirme qu'il n'est pas possible de modéliser ce type de rupture à l'aide du modèle de Gurson. Ainsi, il apparaît important de mener une nouvelle étude à l'aide du modèle de Gologanu pour non seulement comprendre les phénomènes agissant au sein de ces

assemblages fortement « non-symétriques » mais aussi pour sécuriser la valeur de la force maximale transmissible par le joint obtenue grâce au modèle de Gurson.

Finalement, afin d'accélérer le processus d'optimisation des paramètres de rupture pour un nouvel acier, il serait intéressant de développer un algorithme d'optimisation automatique ([LAU01], [SPR05]). Outre un gain de temps certain, l'utilisation d'un algorithme performant, permettrait de s'assurer que les paramètres obtenus sont réellement les paramètres objectifs. En effet, lors d'une optimisation manuelle, même si le jeu de paramètres obtenus semble relativement performant (écart faible entre la fonction « objectif » et la courbe obtenue), rien ne permet d'affirmer de manière indiscutable qu'il ne s'agit pas « seulement » d'un optimum local et non global.

L'objectif de ce travail qui était de construire et de valider un modèle détaillé de soudure par point et de soudure Laser est rempli. En effet, le modèle a été confronté avec succès aux expériences non seulement pour des sollicitations quasi-statiques mais aussi pour des chargements dynamiques.

En outre, l'objectif de faciliter, à l'aide de ce modèle numérique détaillé, le développement du modèle simplifié de soudure a lui aussi été atteint ([SEE05] pour la soudure par point et [KUP06] pour la soudure Laser). Actuellement, pour l'acier H320LA, un projet a été initié pour simuler les combinaisons d'épaisseurs manquantes dans la matrice expérimentale afin d'accroître la précision du critère de rupture implémenté dans le modèle simplifié.

Par ailleurs, au delà des objectifs initialement fixés au début du projet, le département RBP/MJ (**R**esearch **B**ody & **P**owertrain / **M**anufacturing **J**oint) a montré son intérêt pour les possibilités offertes par le modèle développé dans ce travail. Ainsi pour apporter une réponse préliminaire à deux de leurs questions, le modèle détaillé de soudure Laser a été utilisé comme le montrent les résultats présentés dans le cinquième chapitre. Grâce à sa flexibilité conjuguée à la rapidité d'obtention de résultats de qualité, le modèle numérique détaillé n'est pas uniquement un outil théorique. Au contraire, il se place comme un réel outil alternatif de support aux longues et coûteuses campagnes expérimentales.

Références bibliographiques

Les travaux réalisés au cours de cette thèse ont fait l'objet de plusieurs présentations orales et d'une publication :

Conférences avec actes

LAMOUREUX E., COUTELLIER D., SEEGER F., « Detailed model of spot-welded joints to simulate the dynamical failure of car assemblies », 5th Annual Industrial Simulation Conference, Delft (Pays-Bas), Juin 2007.

LAMOUREUX E., COUTELLIER D., DOELLE N., KUEMMERLEN P., « Detailed model of Laser welded joints to simulate the failure of car assemblies », 13th Industrial Congress – Numerical Analysis and Simulation in Vehicle Engineering, Würzburg (Allemagne), Septembre 2006.

LAMOUREUX E., COUTELLIER D., DOELLE N., KUEMMERLEN P., « Detailed model of spot-welded joints to simulate the failure of car assemblies », 6th Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering, Grenoble, Mai 2006, ISBN 2-9523979-1-0.

Conférence sans actes

LAMOUREUX E., COUTELLIER D., « Detailed model of spot-welded joints to simulate the dynamical failure of car assemblies », Integration for Cooperation - DaimlerChrysler EDM/CAD Forum 2007, Stuttgart (Allemagne), Juillet 2007.

Revue avec comité de lecture

LAMOUREUX E., COUTELLIER D., DOELLE N., KUEMMERLEN P., « Detailed model of spot-welded joints to simulate the failure of car assemblies », International Journal on Interactive Design and Manufacturing, Vol.1, N.1, p. 33-40, Springer Paris, Avril 2007, ISSN 1955-2513.

Distinction

Prix du meilleur papier lors de la « 5th Annual Industrial Simulation Conference », Delft (Pays-Bas), Juin 2007.

Liste des références bibliographiques citées le long du mémoire :

- [AND06] **Andrieux, F. (2006)** Material Model for Deformation and Ductile Fracture – Gologanu/Leblond Model with failure criteria – User subroutine for ABAQUS-Explicit and LS-DYNA. Rapport confidentiel entre IWM (Freiburg, Allemagne) et DaimlerChrysler AG (Stuttgart, Allemagne).
- [ARA07] <http://www.gom.com/FR/systemes.de.mesure/aramis/systeme/systeme.html>
- [BEN02] **Benzerga, A.A. (2002)** Micromechanics of coalescence in ductile fracture. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 50, 1331-1362.
- [BRO73] **Brown, L.M., & Embury, J.D. (1973)** Initiation and growth of voids at second phase particles. *Proceeding of 3rd International Conference on Microstructure and Design of Alloys. Institute of Metals and Iron and Steel Institute, London*, 33, 164-169.
- [CAM99] **Cam, G., Erim, S., Yeni, C., & Kocak, M. (1999)** Determination of Mechanical and Fracture Properties of Laser Beam Welded Steel Joints. *Welding Research Supplement, 1999, 193s-201s*.
- [CAS94] **Castañeda, P., & Zaidman, M. (1994)** Constitutive models for porous materials with evolving microstructure. *Journal Mech. Phys. Solids*, 42, 1459-1497.
- [CAS96] **Castañeda, P., & Zaidman, M. (1996)** Exact second-order estimates for the effective mechanical properties of nonlinear composite materials. *Journal Mech. Phys. Solids*, 44, 827-862.
- [CHU80] **Chu, C., & Needleman, A. (1980)** Void nucleation effects in biaxially stretched sheets. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 102, 249-256.
- [DE 03] **De, A., Maiti, S.K., Walsh, C.A., & Bhadeshia, H.K.D.H. (2003)** Finite element simulation of laser spot welding. *Journal of Science and Technology of Welding and Joining*, 5, 8, 377-384.
- [DIN00] **Deutsches Institut für Normen E.V. (2000)** Prüfung metallischer Werkstoffe Umwertung von Härtewerten – *DIN 50150*.
- [EAS81] **Easterling, K. (1981)** Introduction to the physical metallurgy of welding. *Editions Butterworths*.
- [EUR07] <http://www.euroncap.com/testprocedures.aspx>

- [FEU99] **Feucht, M., & Fassnacht, W. (1999)** Simulation der Rissbildung in Aluminiumgussbauteilen. *Internal report, DaimlerChrysler AG.*
- [FEU04] **Feulvarch, E., Robin, V., & Bergheau, J.M (2004)** Resistance spot welding simulation : a general finite element formulation of electrothermal contact conditions. *Journal of Materials Processing Technology, 153-154, 436-441.*
- [GOL93] **Gologanu, M., Leblond, J.B., & Devaux, J. (1993)** Approximate models for ductile metals containing non-spherical voids – case of axisymmetric prolate ellipsoidal cavities. *Journal Mech. Phys. Solids, 41, 11, 1723-1754.*
- [GOL97] **Gologanu, M., Leblond, J.B., Perrin G., & Devaux, J. (1997)** Recent Extensions of Gurson's Model for Porous Ductile Metals. *Continuum Micromechanics, CISM, Course and Lectures 377, 61-130.*
- [GUR77] **Gurson, A.L. (1977)** Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Part 1- Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology, 99, 2-15.*
- [HAH00] **Hahn, O., Kurzok, J.R, & Oeter, M. (2000)** Prüfvorschrift für die LWF KS-II Probe. Laboratorium für Werkstoff- und Fügetechnik, Universität Paderborn, Pohlweg 47-49, 33098 Paderborn. <http://www.lfw.uni-paderborn.de>
- [ISO00] Essai de dureté Vickers sur soudures par résistance par points, par bossages et à la molette (essai sous charge réduite et essai de microdureté). Norme ISO 14721 : 2000.
- [KAN98] **Kang, W.J., Cho, S.S., Huh, H., & Chung, D.T. (1998)** Identification of Dynamic Behavior of Sheet Metals for an Autobody with Tension Split Hopkinson Bar. *Society of Automotive Engineers, Paper 981010, 908-913.*
- [KOP88] **Koplik, J., & Needleman, A. (1988)** Void growth and coalescence in porous plastic solids. *Int. Journal Solids Struct., 24, 8, 835-853.*
- [KUP06] **Kuppuswamy, N., Seeger, F., Feucht, M., & Schmidt, R. (2006)** Investigation of Material Model for Laser Welds in Crash Applications using LS-DYNA. 5th LS-DYNA User's Forum. Ulm (Allemagne).
- [LAM06]a **Lamouroux, E., Coutellier, D., Doelle, N., & Kuemmerlen, P. (2006)** Detailed model of spot-welded joints to simulate the failure of car assemblies. 6th Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering. Grenoble (France). ISBN 2-9523979-1-0.
- [LAM06]b **Lamouroux, E., Coutellier, D., Doelle, N., & Kuemmerlen, P. (2006)** Detailed model of Laser welded joints to simulate the failure of car assemblies. 13th Industrial Congress – Numerical Analysis and Simulation in Vehicle Engineering. Würzburg (Allemagne).

- [LAM07] **Lamouroux, E., Coutellier, D., & Seeger, F. (2007)** Detailed model of spot-welded joints to simulate the dynamical failure of car assemblies. 5th Annual Industrial Simulation Conference. Delft (Pays-Bas).
- [LAU01] **Lauro, F., Bennani, B., Croix, P., & Oudin, J. (2001)** Identification of the damage parameters for anisotropic materials by inverse technique : application to an aluminium. *Journal of Materials Processing Technology*, 118, 472-477.
- [LEM98] **Lemaître, J., & Chaboche, J.L. (1998)** Mechanics of Solid Materials. Cambridge Press.
- [LSD03] **LS-DYNA Nonlinear Dynamic Analysis of Structures (2003)** Keyword User's Manual Version 970. Livermore Software Technology Corporation, Livermore, California.
- [LSD05] **LS-DYNA Nonlinear Dynamic Analysis of Structures (2005)** Theory Manual. Livermore Software Technology Corporation, Livermore, California.
- [MED04] **MEDINA Training Guide – Version 7.3 (2004)** More information under: www.t-systems-des.com/medina
- [NEE85] **Needleman, A., & Tvergaard, V. (1985)** Material strain rate sensitivity in round tensile bar. *Proc. Considere Mem Symp., Salencon J. Ed., Presse de l'Ecole Nationale de Ponts et Chaussées*, 251-262.
- [NEE87] **Needleman, A. (1987)** A continuum model for void nucleation by inclusion debonding. *Journal of Applied Mechanics*, 54, 525-531.
- [OET02] **Oeter, M., & Oezdem, K. (2002)** Experimentelle Bestimmung und rechnerische Vorhersage des Tragverhaltens punktgeschweisster Bauteile aus Stahlblechverbindungen unter Crashbelastung mit Hilfe von Ingenieurkonzpten. *Zwischenbericht Forschungsvereinigung Automobiltechnik e.V. (FAT)*.
- [PAR98] **Pardoen, T., Doghri, I., & Delannay, F. (1998)** Experimental and numerical comparison of void growth models and void coalescence criteria for the prediction of ductile fracture in copper bars. *Acta Materialia*, 46, 541-552.
- [PER90] **Perrin, G., & Leblond, J.B. (1990)** Analytical study of hollow sphere made of plastic porous material and subjected to hydrostatic tension – Application to some problems in ductile fracture of metals. *International Journal of plasticity*, 6, 677-699.
- [PUD04] **Prüf- und Dokumentationsrichtlinie für die mechanischen Kennwerte von Feinblechen aus Stahl (2004)**
http://www.dvs-ev.de/fv/neu/vorhaben/vorhabeninfo/172/SB_13.952N.pdf

- [SAR95] **Sarrazin, E. (1995)** Modélisation du soudage d'alliages d'aluminium. *Thèse de Doctorat de l'Ecole Polytechnique*.
- [SEE05] **Seeger, F., Feucht, M., Frank, T., Keding, B., & Haufe, A. (2005)** An Investigation on Spot Weld Modelling for Crash Simulation with LS-DYNA. 4th LS-DYNA User's Forum. Bamberg (Allemagne).
- [SPR05] **Springmann, M., & Kuna, M. (2005)** Identical of material parameters of the Gurson-Tveergard-Needleman model by combined experimental and numerical techniques. *Journal of Computational Materials Science*, 33, 501-509.
- [SYS00] **Predictive Simulation of Welding and Heat Treatment with SYSWELD – Present Capabilities (2000)**. ESI Group, Paris, France.
- [THO90] **Thomason, P.F. (1990)** Ductile fracture of metals. *Pergamon Press*.
- [TVE81] **Tvergaard, V. (1981)** Influence of voids on shear band instabilities unde plane strain conditions. *International Journal of fracture*, 18, 8, 659-672.
- [TVE84] **Tvergaard, V. (1984)** Analysis of cup-cone fracture in a round tensile bar. *Acta Metallurgica*, 32, 157-169.
- [USN07] <http://www.safecarguide.com/exp/usncap/idx.htm>
- [WPS91] **Deutscher Verband für Schweißtechnik E.V. (1991)** Winderstandspunkt-schweissen von Stählen bis 3 mm Einzeldicke – Konstruktion und Berechnung – DVS 2902 Teil 3.
- [ZHA99] **Zhang, Z., & Hauge, H. (1999)** On the Gurson micro-mechanical parameters. *Fatigue and Fracture Mechanics*, 29, 364-383.

Annexes

ANNEXE A : Fonctionnement d'une jauge de contrainte

La jauge de contrainte (ou jauge d'extensométrie) est un élément résistif constitué d'un fil fin enroulé selon une direction préférentielle et collé à la pièce « testée » par l'entremise d'un support d'isolation. Lorsque la pièce est soumise à une force, sa déformation est transmise à travers la colle à la jauge ce qui induit un changement de résistance de cette dernière.

L'équation traduisant la variation de résistance en fonction de la force appliquée s'obtient par le raisonnement détaillé ci-dessous.

Considérons, une jauge de contrainte de longueur L , de section A et dont le fil la constituant offre une résistivité ρ , sa résistance R est donnée par :

$$R = \frac{\rho \cdot L}{A} \quad (1)$$

Ainsi, en différenciant (1), on obtient :

$$dR = \frac{L}{A} \cdot d\rho + \frac{\rho}{A} \cdot dL - \frac{\rho \cdot L}{A^2} \cdot dA \quad (2)$$

Soit en combinant (1) et (2) :

$$\frac{dR}{R} = \frac{A}{\rho \cdot L} \left(\frac{L}{A} \cdot d\rho + \frac{\rho}{A} \cdot dL - \frac{\rho \cdot L}{A^2} \cdot dA \right) \quad (3)$$

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dL}{L} - \frac{dA}{A} \quad (4)$$

Par ailleurs, en exprimant la section A en fonction du diamètre D de la jauge on obtient :

$$A = \frac{\pi \cdot D^2}{4} \quad (5) \quad \text{soit en différenciant} \quad dA = \frac{\pi}{2} \cdot D \cdot dD \quad (6)$$

$$\text{Ainsi en combinant (5) et (6), il vient : } \frac{dA}{A} = \frac{2 \cdot dD}{D} = -2 \cdot \nu \cdot \frac{dL}{L} \quad (7)$$

Où ν représente le coefficient de Poisson de la jauge considérée

En reportant (7) dans (4), on obtient :

$$\frac{dR}{R} = \frac{d\rho}{\rho} + \frac{dL}{L} + 2 \cdot \nu \cdot \frac{dL}{L} = \frac{d\rho}{\rho} + (2 \cdot \nu + 1) \cdot \frac{dL}{L} \quad (8)$$

Et finalement, si l'on introduit le facteur de jauge κ défini comme suit : $\kappa = \frac{L \cdot d\rho}{dL \cdot \rho} + 2 \cdot \nu + 1$

(compris entre 2 et 4 pour les métaux et entre 50 et 200 pour les semi-conducteurs), l'équation (8) se résume à une équation simple donnant la variation de résistance de la jauge en fonction de son allongement :

$$\frac{dR}{R} = \kappa \cdot \frac{dL}{L} \quad (9)$$

En outre, par définition, la force F est relié à la contrainte σ comme suit :

$$F = \sigma \cdot A = E \cdot \frac{dL}{L} \cdot A \quad (10)$$

Où E représente le module d'Young.

Ainsi, en reliant (9) et (10), on obtient la valeur de la force en fonction de la variation de résistance de la jauge comme suit :

$$F = \frac{E \cdot A}{\kappa} \cdot \frac{dR}{R} \quad (11)$$



Figure 107 : Différentes géométries de jauges de contrainte utilisées actuellement dans l'industrie

ANNEXE B : Degrés de liberté des modèles éléments finis associés aux spécimens de type « Lap-Shear » et « Coach-Peel »

Par soucis de concision, seul le modèle éléments finis du spécimen de type « Tensile/Shear » avec les degrés de liberté des nœuds N_1 et N_2 (figure 52 – page 90) a été exposé dans le chapitre III section 2.2. Cette annexe présente les modèles éléments finis ainsi que les degrés de liberté associés respectivement pour le spécimen de type « Lap-Shear » (figure 108 ci-dessous et tableau 21 – page 171) et le spécimen de type « Coach-Peel » (figure 109 et tableau 22 – page 171). De manière analogue aux conventions utilisées dans le chapitre III section 2.2, le nœud N_1 correspond à l'extrémité de la poutre où est appliqué le chargement tandis que le nœud N_2 est celui assurant l'interface entre la poutre et le *NODAL_RIGID_BODY.

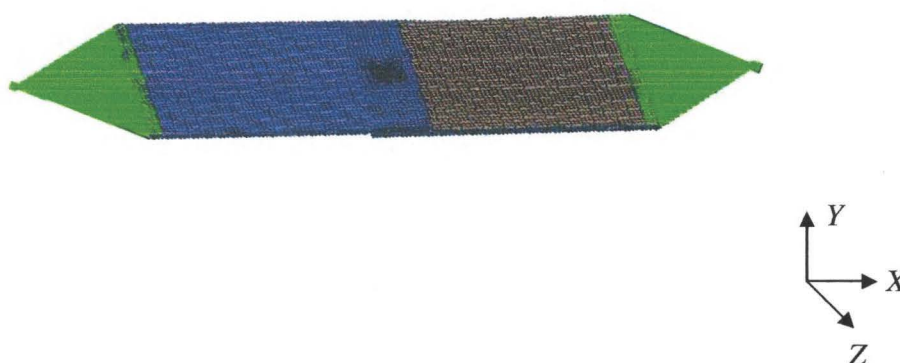


Figure 108 : Modèle numérique du spécimen de type « Lap-Shear » et de la machine de test simplifiée

Le spécimen de type « Lap-Shear » a pour but de solliciter la soudure en cisaillement. Ainsi, en considérant le repère associé à la figure 108 (ci-dessus), il apparaît clairement que la charge s'applique suivant l'axe X. De manière analogue au phénomène observé pour le spécimen de type « Tensile/Shear » (figure 54 – page 92) une rotation du spécimen est identifiable lors de l'amorçage de la rupture. Pour prendre en compte ce phénomène, il est nécessaire de laisser pour le nœud N_2 la rotation autour de l'axe Z libre en plus bien entendu de la translation le long de l'axe X. Le tableau 21 (page suivante) résume les conditions aux limites appliquées aux deux nœuds pour le spécimen de

type « Lap-Shear ».

	Translation Axe X	Translation Axe Y	Translation Axe Z	Rotation Axe X	Rotation Axe Y	Rotation Axe Z
Nœud 1	Libre	Bloquée	Bloquée	Bloquée	Bloquée	Bloquée
Nœud 2	Libre	Bloquée	Bloquée	Bloquée	Bloquée	Libre

Tableau 21 : Degrés de liberté des nœuds N1 et N2 (figure 52 – page 90) dans le cas du spécimen de type « Lap-Shear » représenté sur la figure 108

Le spécimen de type « Coach-Peel » représenté sur la figure 109 (ci-dessous) est utilisé pour caractériser le comportement de la soudure en flexion. En respectant l'orientation du repère associé à la figure 109 (ci-dessous), le chargement appliqué au nœud N₁ est donc orienté purement selon l'axe Y. Par ailleurs, de manière analogue aux phénomènes de rotation observés lors des expériences pour les spécimens de type « Tensile/Shear » et « Lap-Shear », la rotation du nœud N2 autour de l'axe X doit être laissée libre. Le tableau 22 (page suivante) résume les conditions aux limites appliquées aux deux nœuds pour le spécimen de type « Coach-Peel ».

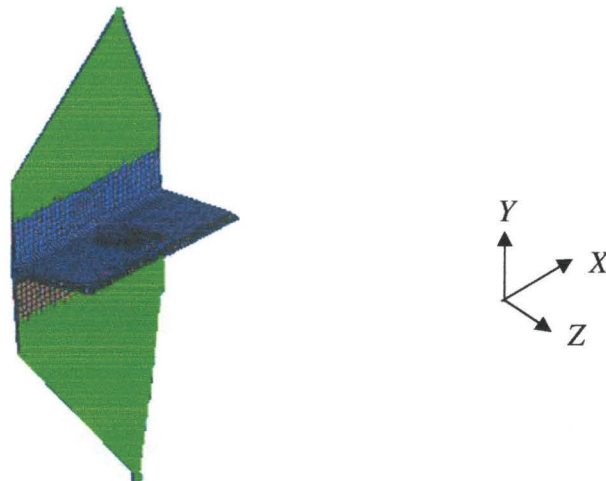


Figure 109 : Modèle numérique du spécimen de type « Coach-Peel » et de la machine de test simplifiée

	Translation <i>Axe X</i>	Translation <i>Axe Y</i>	Translation <i>Axe Z</i>	Rotation <i>Axe X</i>	Rotation <i>Axe Y</i>	Rotation <i>Axe Z</i>
Nœud 1	Bloquée	Libre	Bloquée	Bloquée	Bloquée	Bloquée
Nœud 2	Bloquée	Libre	Bloquée	Libre	Bloquée	Bloquée

Tableau 22 : Degrés de liberté des nœuds N1 et N2 (figure 52 - page 90) dans le cas du spécimen de type « Coach-Peel » représenté sur la figure 109

ANNEXE C : Soudure par point – Chargement quasi-statique - Comparaison entre l'expérience et la simulation – Combinaisons H320LA / H320LA – Spécimens de type « Lap-Shear », « Coach-Peel » et « Tensile/Shear » sollicité à 30° et 60°

Les figures 110 (ci-dessous) et 111 (page suivante) présentent une comparaison entre les courbes expérimentales (en traits fins) et les courbes numériques (en traits gras) respectivement pour le spécimen de type « Lap-Shear » et pour le spécimen de type « Coach-Peel ». Pour chaque spécimen, les trois assemblages suivants ont été étudiés : H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm (courbes bleues), H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm (courbes rouges) et H320LA 1,00 mm / H320LA 1,00 mm (courbes vertes). De manière analogue aux résultats présentés dans le chapitre III section 3.1.1.1 (page 94) une adéquation très satisfaisante est obtenue entre l'expérience et la simulation basée sur le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman.

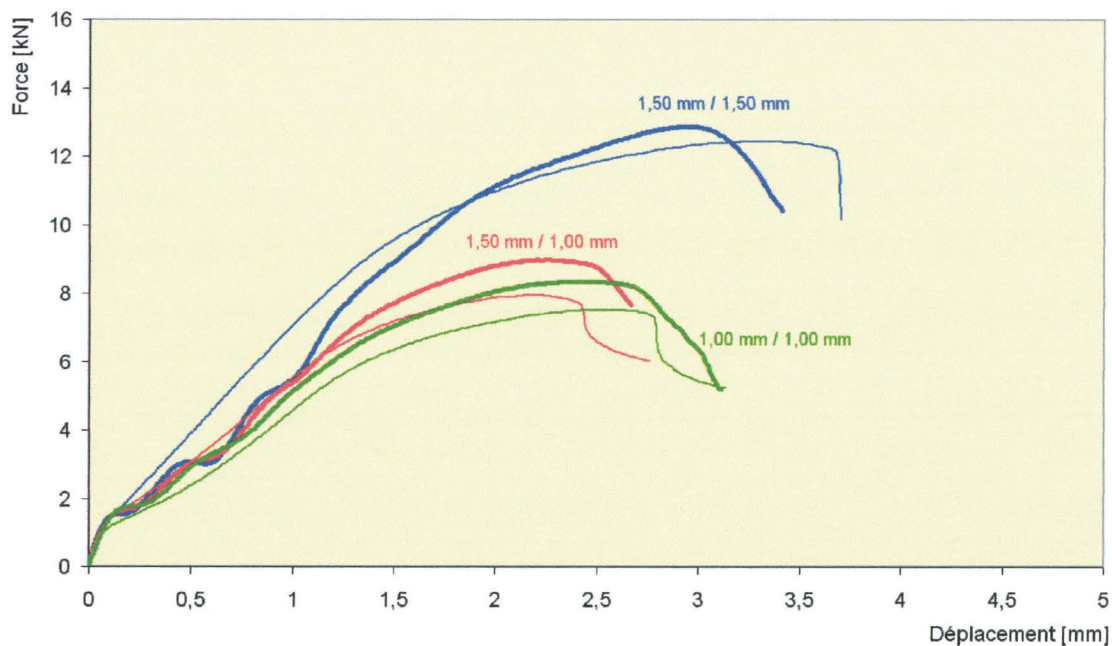


Figure 110 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblages H320LA/H320LA - Spécimen « Lap-Shear » - Chargement quasi-statique

La figure 112 (page suivante) présente pour l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm l'adéquation parfaite obtenue entre l'expérience et la simulation pour le spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 30° (dominante en cisaillement) et à 60° (dominante en traction). Ainsi, à la lumière des figures 55 (page 94), 110 (ci-dessus), 111 et 112 (page suivante), on observe que pour l'ensemble des six cas de chargement disponibles, le modèle numérique est, pour l'assemblage

H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm, en mesure de prédire précisément la force maximale transmise par la soudure par point ainsi que le déplacement associé à cette force. La connaissance de ces valeurs permet donc de caractériser le comportement de cet assemblage de manière complète.

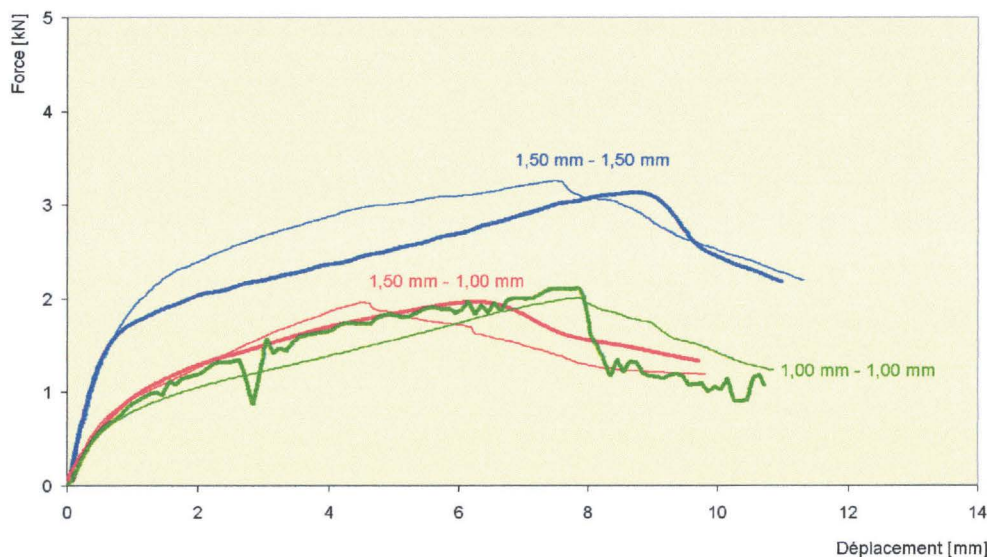


Figure 111 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblages H320LA/H320LA - Spécimen « Coach-Peel » - Chargement quasi-statique

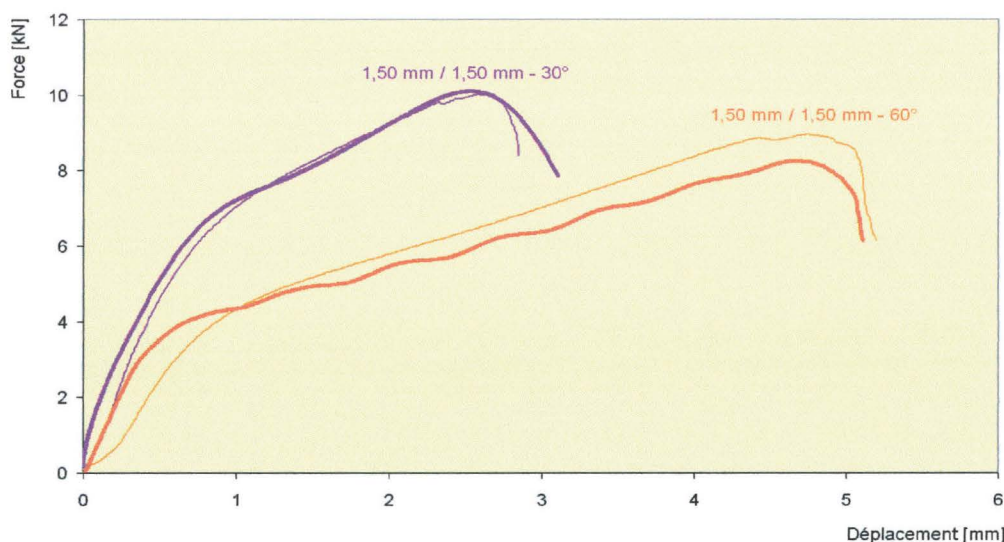


Figure 112 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 30° (violet) et à 60° (orange) - Chargement quasi-statique

ANNEXE D : Soudure par point – Chargement quasi-statique - Comparaison entre l'expérience et la simulation – Combinaison H320LA / HT700TD – Spécimens de type « Lap-Shear », « Coach-Peel »

Dans le cas de l'assemblage H320LA/HT700TD soudé par point, la figure 113 (ci-dessous) présente une comparaison entre les courbes expérimentales (en traits fins) et les courbes numériques (en traits gras) respectivement pour le spécimen de type « Lap-Shear » (courbes vertes) et pour le spécimen de type « Coach-Peel » (courbes oranges).

Un écart assez sensible est à observer pour le spécimen de type « Coach-Peel » entre la simulation et l'expérience concernant la valeur de la force transmise par le joint alors que la valeur du déplacement associé à cette force maximale est elle satisfaisante. La courbe numérique s'écarte en effet de la courbe expérimentale à la transition entre le domaine élastique et le domaine plastique.

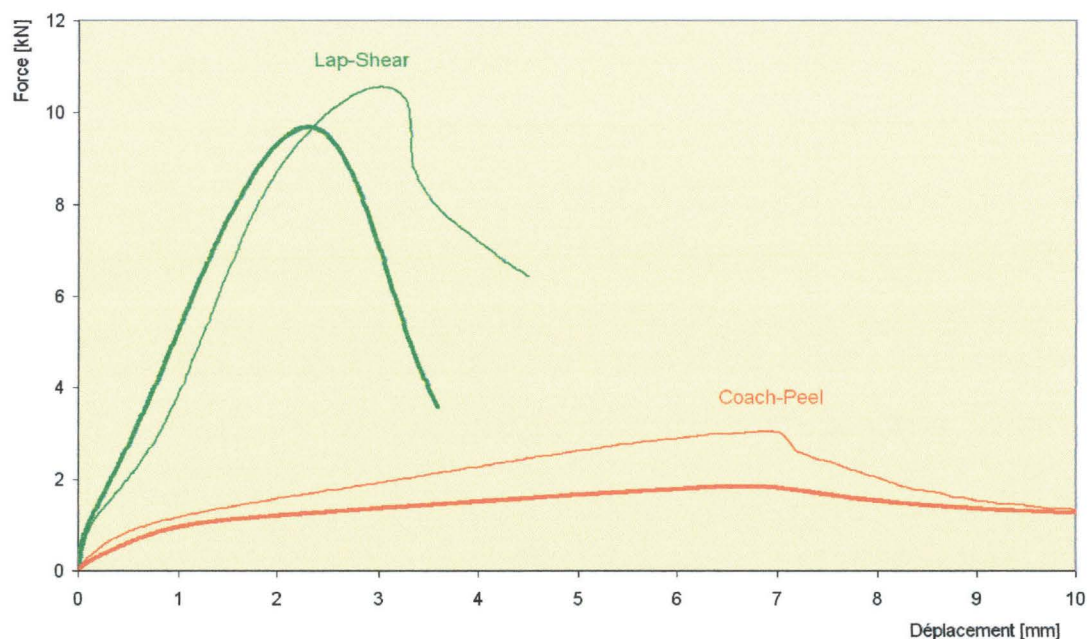


Figure 113 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure par point - Assemblage H320LA 1,15 mm / HT700TD 1,25 mm – Spécimens « Coach-Peel » (orange) et « Lap-Shear » (vert) - Chargement quasi-statique

ANNEXE E : Soudure Laser « Rob 1 » – Chargement quasi-statique - Comparaison entre l'expérience et la simulation – Combinaisons H320LA / H320LA – Spécimen de type « Lap-Shear »

La figure 114 (ci-dessous) présente pour trois combinaisons de tôles (1,50 mm / 1,50 mm, 1,50 mm / 1,00 mm et 1,00 mm / 1,00 mm), une comparaison entre les courbes expérimentales (en traits fins) et les courbes numériques (en traits gras) dans le cas du spécimen de type « Lap-Shear » soudé au Laser. Ainsi, un écart conséquent est observable entre l'expérience et la simulation pour la combinaison de tôles 1,50 mm / 1,50 mm. En effet, lors de la simulation le cordon de soudure rompt par arrachement à l'interface entre la zone affectée thermiquement et le matériau de base, tandis qu'une rupture en centre de soudure est observée lors des expériences. Pour réduire cette écart, il serait bon d'utiliser le modèle de Gologanu comme présenté pour le même assemblage dans le cas du spécimen « Tensile/Shear » sollicité à 0° (III.4 – page 116).

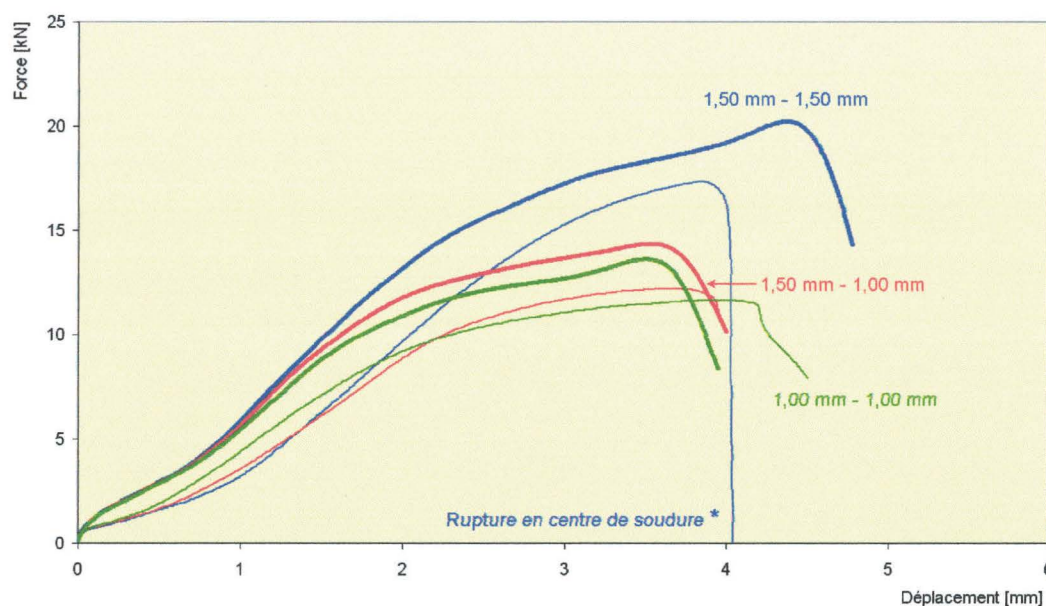


Figure 114 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure Laser - Assemblages H320LA/H320LA - Spécimen « Lap-Shear » - Chargement quasi-statique

ANNEXE F : Soudure Laser « Rob 1 » – Chargement quasi-statique - Comparaison entre l'expérience et la simulation – Combinaison HT700TD / HT700TD – Spécimens de type « Lap-Shear » et « Coach-Peel »

Dans le cas de l'assemblage HT700TD/HT700TD soudé au Laser, la figure 115 (ci-dessous) présente une comparaison entre les courbes expérimentales (en traits fins) et les courbes numériques (en traits gras) respectivement pour le spécimen de type « Lap-Shear » (courbes vertes) et pour le spécimen de type « Coach-Peel » (courbes oranges).

Pour les deux spécimens, le modèle numérique délivre une bonne approximation de la force maximale transmise par le joint. Cependant, un écart assez sensible est à observer pour le spécimen de type « Coach-Peel » entre la simulation et l'expérience concernant la valeur du déplacement associée à cette force maximale. Ce phénomène est tout à fait analogue à celui observé sur l'assemblage HT700TD 1,25 mm /HT700TD 1,25 mm soudé par point (figure 59 – page 97).

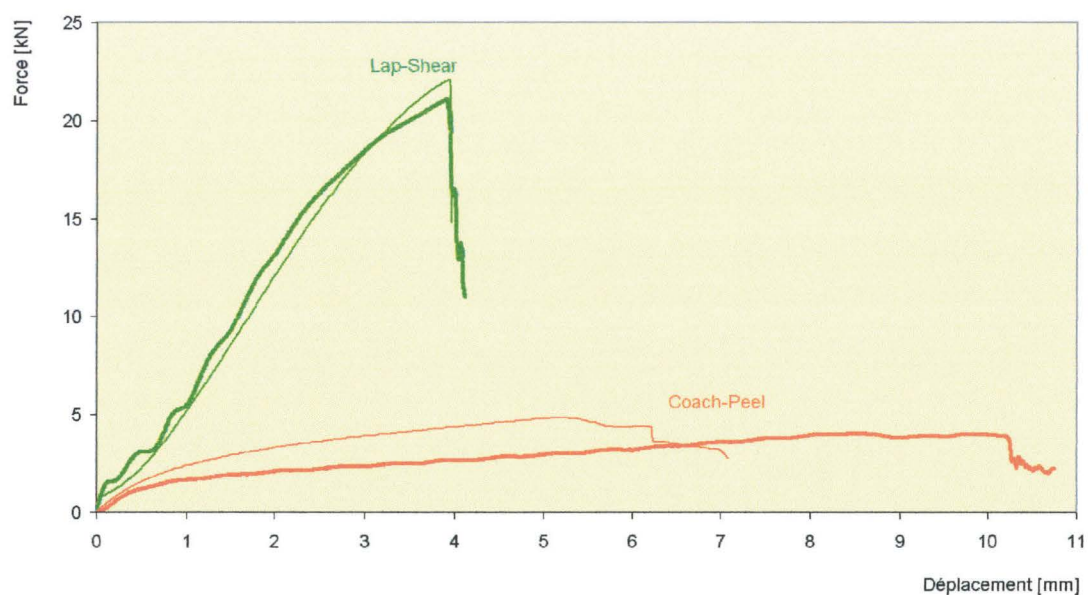


Figure 115 : Comparaison entre l'expérience (fin) et la simulation (gras) – Soudure Laser - Assemblage HT700TD 1,25 mm / HT700TD 1,25 mm – Spécimens « Coach-Peel » (orange) et « Lap-Shear » (vert) - Chargement quasi-statique

ANNEXE G : Soudure Laser « Rob 1 » – Chargement quasi-statique - Comparaison entre l'expérience et la simulation – Combinaison H320LA / H320LA – Spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° - Modèle matériau de Gologanu

La figure 116 (ci-dessous) présente pour le spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° (assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm) une comparaison entre les courbes expérimentales (en noir) et les courbes numériques respectivement obtenues avec le modèle de Gurson (en rouge) et le modèle de Gologanu (en bleu). Les résultats, conclusions et explications présentées dans le chapitre III section 4.3 (pages 120 à 123) pour l'assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm (figure 78 – page 121) restent valables ici.

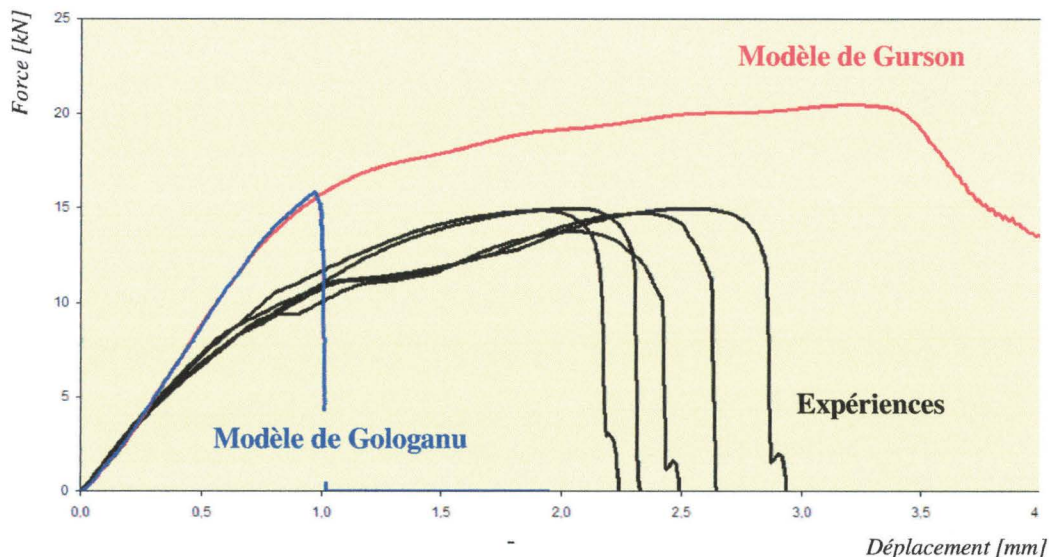


Figure 116 : Comparaison entre l'expérience (noir), la simulation avec le modèle de Gurson (rouge) et celle avec le modèle de Gologanu (bleu) – Soudure Laser – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm - Spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° - Chargement quasi-statique

Ainsi, de manière analogue au mode de rupture observé lors des expériences, nous avons obtenu numériquement à l'aide du modèle de Gologanu couplé au critère de coalescence de Brown/Embury une rupture en centre de soudure (figure 117 ci-dessous).

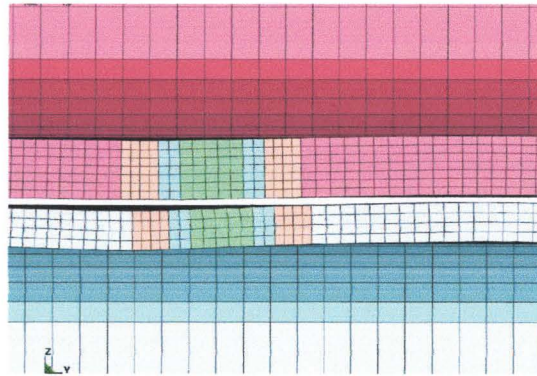


Figure 117 : Vue en coupe de la rupture en centre de soudure observée lors de la simulation avec le modèle matériau de Gologanu – Combinaison H320LA 1,50 mm / H320LA 1,00 mm – Spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0°

ANNEXE H : Description du fonctionnement et des caractéristiques de la caméra haute cadence « Phantom V9 »

La caméra « Phantom V9.1 » (figure 118) est une caméra rapide à très haute résolution. Grâce à ses 2 megapixels, la « Phantom V9.1 » est le modèle plus aboutit et le plus polyvalent de la gamme Phantom® comme le montrent les spécifications techniques ci-dessous.



Figure 118 : Caméra rapide et haute résolution de type « Phantom V9.1 »

Spécifications techniques principales :

Capteur 1600 x 1200 pixels

Sensibilité minimum 2400 ISO/ASA (monochrome)

Dynamique 14 bit

1000 images/s en plein format, 2000 en 1 Mpix

Capacité mémoire jusqu'à 24 Go

Interface Gigabit Ethernet

Sortie vidéo PAL/NTSC/HD-SDI

Livrée avec un logiciel complet de contrôle et traitement d'images

Pour de plus amples informations :

http://www.visionresearch.com/index.cfm?sector=htm/files&page=camera_v91_new

ANNEXE I: Description de la technologie « Gleeble »

La machine thermomécanique « Gleeble » permet de reproduire les cycles thermiques de soudage. Cette machine utilise un courant alternatif basse tension à 50 Hz qui circule à travers un spécimen produisant l'échauffement de ce dernier par effet Joule (figure 119).

Des courants de plusieurs milliers d'ampères peuvent être utilisés pour atteindre des vitesses de chauffage extrêmement rapides correspondantes à celles rencontrées typiquement lors des phases de soudage. La température est mesurée à la surface de l'échantillon au moyen de thermocouples. Un signal de rétroaction en boucle fermée permet un contrôle précis de l'apport de la chaleur basé sur la valeur de la température mesurée à tout instant.

La technologie « Gleeble » peut chauffer le spécimen à une vitesse pouvant aller jusqu'à 10 000 °C / seconde ou à l'opposée maintenir une température stable et constante. Les mors à l'intérieur desquels est fixé le spécimen ont une conductivité thermique importante ce qui permet à la technologie « Gleeble » d'atteindre également des taux de refroidissement élevés. Par ailleurs, grâce à un système supplémentaire, des vitesses de refroidissement de l'ordre de 10 000 °C/ seconde peuvent également être obtenues à la surface du spécimen.

En raison de son mode de chauffage à haute vitesse, la technologie « Gleeble » peut reproduire des cycles thermiques 3 à 10 fois plus rapide que les machines conventionnelles.

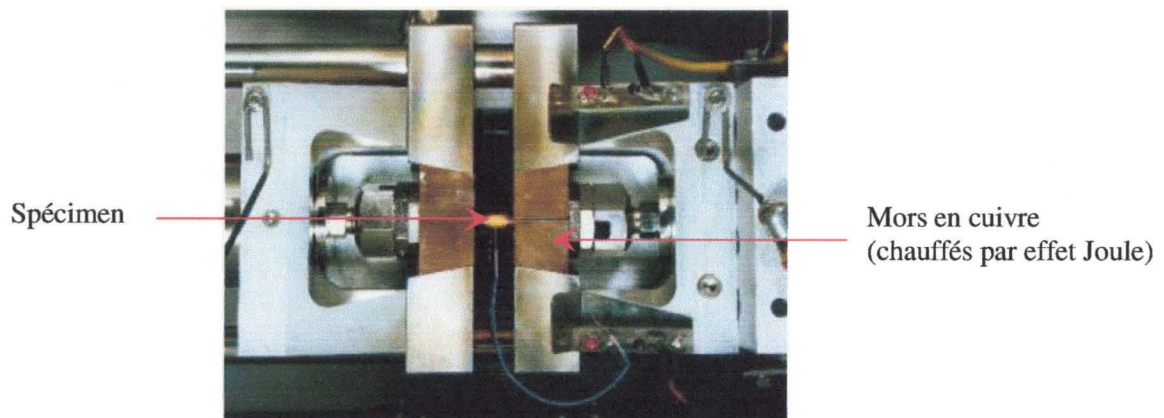


Figure 119 : Fabrication de "mini-spécimens" à l'aide de la technologie « Gleeble »

ANNEXE J: Soudure par point – Chargement dynamique - Comparaison entre l'expérience et la simulation – Combinaison H320LA / H320LA – Spécimens de type « Tensile/Shear » sollicité à 30° et 0°

La figure 120 (ci-dessous) et la figure 121 (page suivante) présentent, pour le spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 30° et à 0°, une comparaison entre les courbes expérimentales (en noir) et les courbes numériques obtenues avec le modèle « élastique-plastique » (en bleu) et le modèle de Gurson-Tvergaard-Needleman (en vert) dans le cas d'une sollicitation dynamique (assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm).

Pour la sollicitation à 30° (figure 120 ci-dessous) l'adéquation entre la simulation et l'expérience est satisfaisante. En effet, la force maximale transmise par le joint lors des deux pics successifs est correctement estimée. Lors du second pic, le modèle numérique permet de décrire de manière très réaliste l'endommagement et la rupture comme le prouve l'adéquation forte entre la courbe verte (modèle GTN) et les expériences.

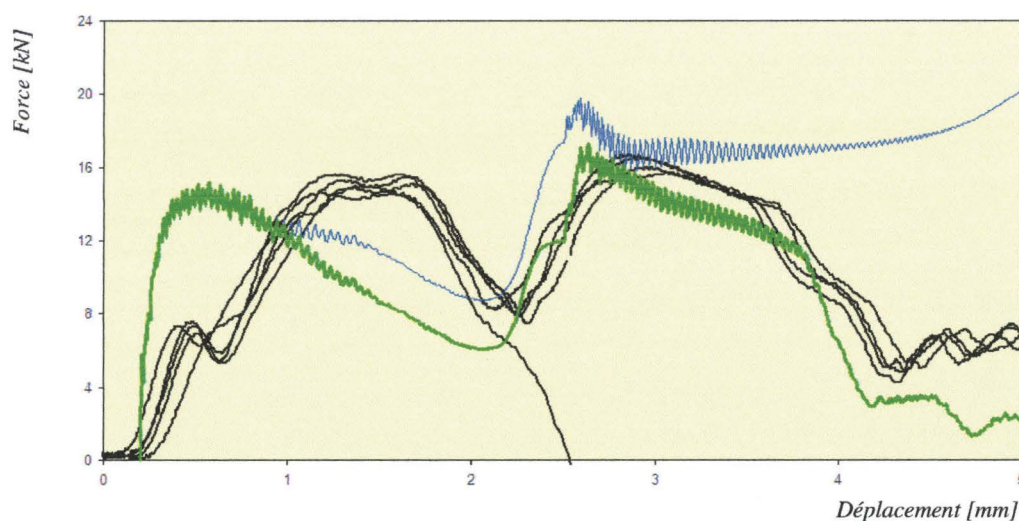


Figure 120 : Soudure par point – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm – Comparaison entre l'expérience (noir), la simulation avec le modèle « élastique-plastique » (bleu) et celle avec le modèle de Gurson (vert) – Spécimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 30° - Chargement dynamique

Dans le cas de la sollicitation à 0° (figure 121 – page suivante), la simulation « élastique-plastique » permet de modéliser correctement la rigidité globale du spécimen ainsi que la valeur maximale de la force transmise par le joint (moyenne entre la valeur maximale et minimale du pic). Pour le modèle de GTN, les résultats présentés sur la figure 121 ont dû être filtrés. En effet, d'importantes oscillations ont été observées ce qui rend, par conséquent, la courbe « force/déplacement » difficilement

exploitable. Malheureusement, dans ce cas, l'utilisation d'un filtre, même très peu sélectif, a modifié de manière assez sensible la courbe initiale puisque même le comportement élastique a été affecté comme le montre l'écart existant dans ce domaine avec la simulation « élastique-plastique ». Dès lors, l'accordance entre la simulation GTN et l'expérience est de qualité moyenne.

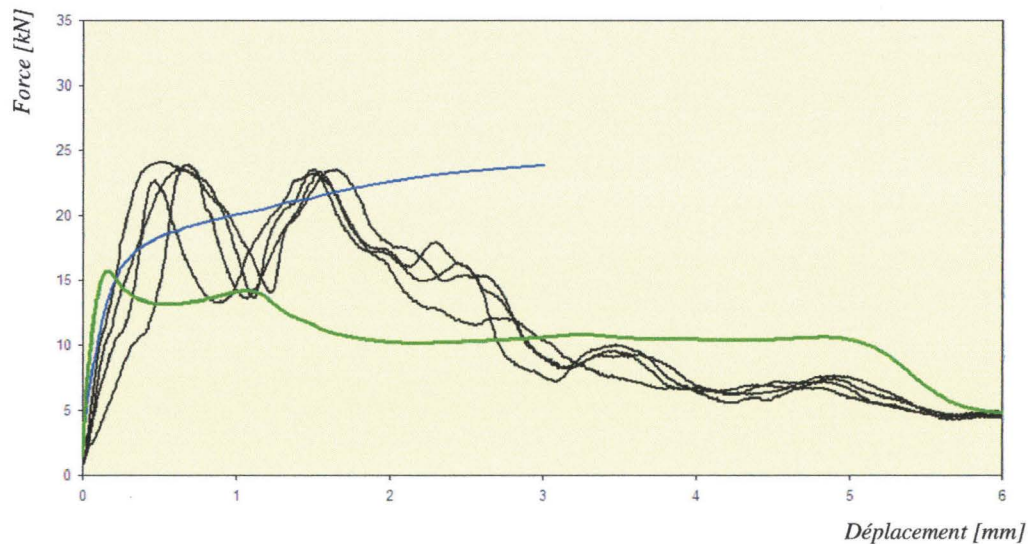


Figure 121 : Soudure par point – H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm – Comparaison entre l'expérience (noir), la simulation avec le modèle « élastique-plastique » (bleu) et celle avec le modèle de Gurson (vert) – Specimen de type « Tensile/Shear » sollicité à 0° - Chargement dynamique

ANNEXE K : Evolution du déplacement associé à la force maximale transmise par la soudure après prise en considération des imperfections de type 1, 2 et 3 – Spécimens de type « Tensile/Shear » (T/S), « Lap-Shear » (L-S) et « Coach-Peel » (C-P)

Les figures 122 (ci-dessous), 123 et 124 (page suivante) présentent, pour l'ensemble des trois spécimens, l'influence des imperfections de type 1 (courbure), 2 (soudure non débouchante) et 3 (absence de matière à l'extrémité du cordon de soudure) sur la valeur du déplacement associé à la force maximale transmise par le joint.

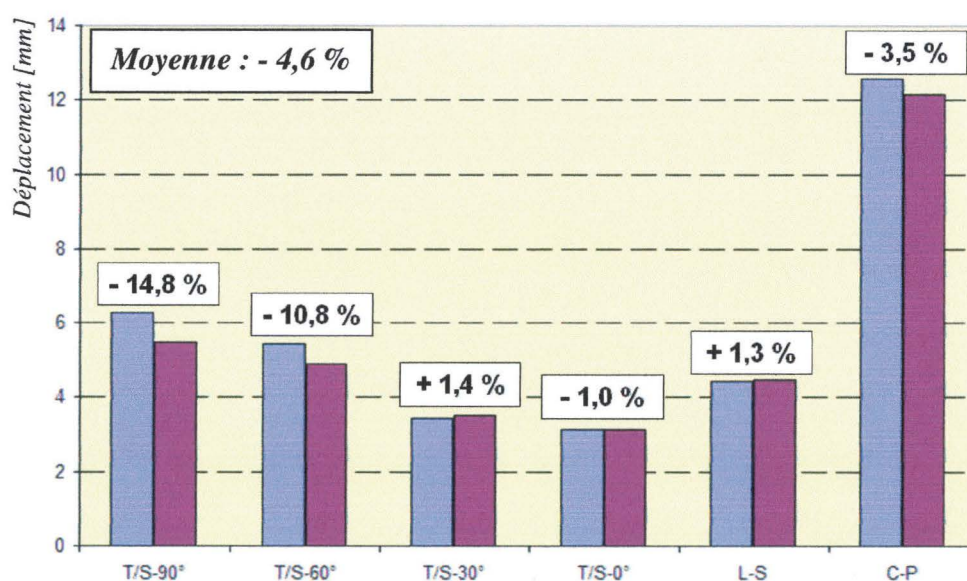


Figure 122 : Influence de la courbure (imperfection de type 1) sur la valeur du déplacement associé à la force maximale transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure « Rob 1 »

Ainsi, de manière analogue aux tendances observées pour la valeur de la force maximale transmise par le joint (chapitre V section 1.2 page 147 à 151), il apparaît que le manque de pénétration de la soudure (soudure non débouchante) est l'imperfection la plus pénalisante puisqu'elle induit en moyenne une réduction du déplacement de 18,3%. A l'opposée, l'imperfection de type 1 (courbure à l'extrémité supérieure et inférieure de la soudure) apparaît être la moins pénalisante puisqu'elle engendre une réduction de « seulement » 4,6 % de la valeur du déplacement associé à la force maximale. Enfin, la prise en considération du manque de matière à l'extrémité du cordon de soudure induit, d'après les simulations effectuées avec le modèle numérique détaillé de soudure Laser, une érosion de 14,8% du déplacement.

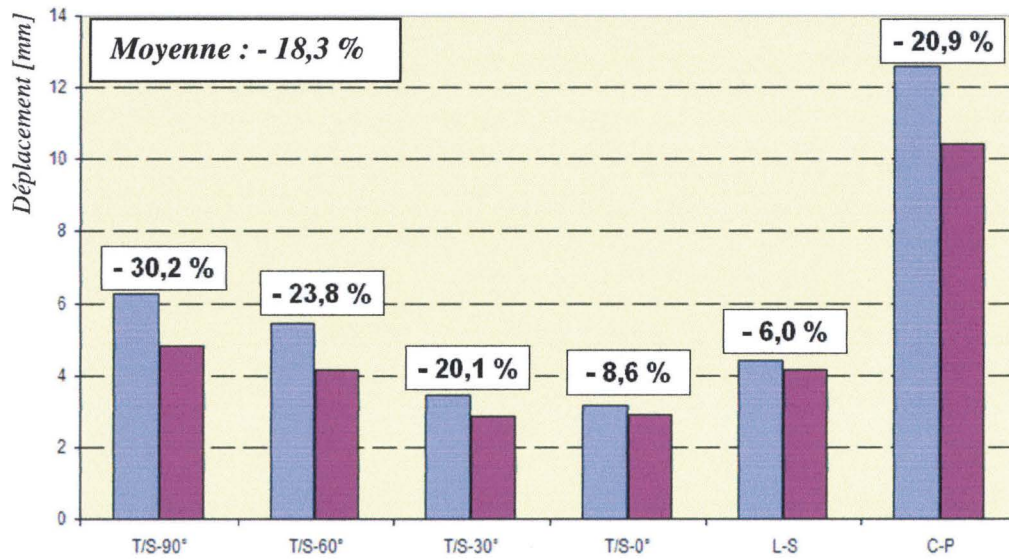


Figure 123 : Influence du manque de pénétration (imperfection de type 2) sur la valeur du déplacement associé à la force maximale transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure « Rob 1 »

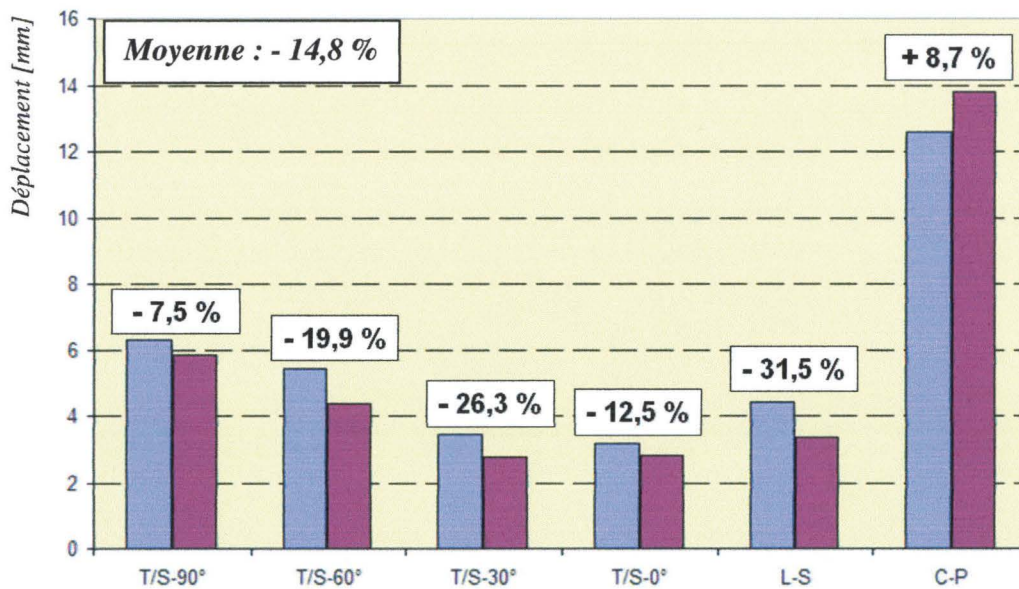


Figure 124 : Influence de l'absence de matière aux extrémités de la soudure (imperfection de type 3) sur la valeur du déplacement associé à la force maximale transmise par le joint soudé pour les différents spécimens (bleu : sans imperfection – violet : avec imperfection) – Assemblage H320LA 1,50 mm / H320LA 1,50 mm - Soudure « Rob 1 »

Résumé :

Les méthodes classiques de caractérisation expérimentale sur la ténacité des assemblages soudés sont peu satisfaisantes pour l'industriel du fait de leur coût et du temps nécessaire. Ce travail propose, pour différents matériaux et plusieurs épaisseurs de tôles, une approche alternative basée sur la construction et la validation d'un modèle numérique volumique de soudure par point et de soudure Laser en utilisant la technique des éléments finis. Dans un premier temps, deux méthodologies de caractérisation des propriétés mécaniques des assemblages soudés ainsi que des paramètres d'endommagement et de rupture sont présentées. Dans un second temps, en utilisant le modèle matériau de Gurson-Tvergaard-Needleman, le comportement des assemblages sous sollicitations quasi-statique et dynamique a été simulé et confronté aux résultats expérimentaux. Cette comparaison a mis en évidence une adéquation satisfaisante non seulement sur le mode de rupture mais aussi sur la courbe « force/déplacement » caractéristique de la soudure. Enfin, à l'aide du modèle détaillé de soudure Laser, deux études de cas sont réalisées pour estimer respectivement l'impact d'imperfections géométriques et mécaniques sur la ténacité du joint et évaluer la « transférabilité » des données mécaniques d'une géométrie de soudure Laser à une autre.

Mots-Clés : Soudure, Identification matériau, Modèle numérique détaillé, Gurson, Quasi-statique, Dynamique

Abstract:

The classical methods of experimental characterization concerning the welded joints' stress carrying capacity are unsatisfying for industrial purposes due to their cost and their slowness. This work provides, for different materials and several sheet thicknesses, an alternative approach based on the construction and on the validation of a volumic numerical model of spot-welds and Laser welds using the finite element method. Firstly, two methods of welded joint's mechanical properties' characterization as well as damage and rupture parameters are presented. Secondly, using the material model of Gurson-Tvergaard-Needleman, the welds' behaviour under quasi-static and dynamic load cases has been simulated and compared with the experimental results. This comparison showed a satisfying correlation not only for the rupture's pattern but also for the "force vs. displacement" curve characteristic of the weld. Finally, using the Laser-weld's detailed model, two case studies are realized to estimate respectively the consequence of geometrical and mechanical imperfections on the weld's stress carrying capacity and to evaluate the "transferability" of mechanical data from a given Laser weld's geometry to another one.

Keywords : Weld, Material properties' identification, detailed numerical model, Gurson, Quasi-static, Dynamic

