



HAL
open science

Simulation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur et étude expérimentale : application à un assemblage multi-matériaux polymère-acier issu de l'industrie automobile

Elias Amro

► To cite this version:

Elias Amro. Simulation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur et étude expérimentale : application à un assemblage multi-matériaux polymère-acier issu de l'industrie automobile. Génie mécanique [physics.class-ph]. INSA de Rennes, 2019. Français. NNT : 2019ISAR0006 . tel-02416398

HAL Id: tel-02416398

<https://theses.hal.science/tel-02416398>

Submitted on 17 Dec 2019

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

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

THESE DE DOCTORAT DE

L'INSA RENNES

COMUE UNIVERSITE BRETAGNE LOIRE

ECOLE DOCTORALE N° 602

Sciences pour l'Ingénieur

Spécialité : Génie Mécanique

Par

Elias AMRO

Simulation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur et étude expérimentale: application à un assemblage multi-matériaux polymère-acier issu de l'industrie automobile

Thèse présentée et soutenue à Rennes, le 11/09/2019

Unité de recherche : Laboratoire des Sciences du Numérique de Nantes (LS2N), UMR CNRS 6004

Thèse N° : 19ISAR 11 / D19 - 11

Rapporteurs avant soutenance :

Francis COLLOMBET
Rapporteur

Abdelkhalak EL HAMI
Rapporteur

Professeur des universités
Institut Clément Ader

Professeur des universités
INSA Rouen Normandie

Composition du Jury :

Jean-Pierre GUIN
Président / Examineur

Francis COLLOMBET
Rapporteur

Abdelkhalak EL HAMI
Rapporteur

Benoit FURET
Examineur

Jean Christophe WALRICK
Examineur

Thierry RENAULT
Examineur

Afia KOUADRI-HENNI
Directrice de thèse

Didier DEBELLEY
Invité

Directeur de recherche CNRS
Institut de Physique de Rennes

Professeur des universités
Espace Clément Ader

Professeur des universités
INSA Rouen Normandie

Professeur des universités
IUT de Nantes

Enseignant chercheur
ESTACA – Campus OUEST

Expert composite
FAURECIA

Maître de conférences HDR
INSA Rennes

Direction Qualité et Ingénierie
Pôle EXCELCAR

Intitulé de la thèse :

Simulation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur et étude expérimentale: application à un assemblage multi-matériaux polymère-acier issu de l'industrie automobile

Elias AMRO

En partenariat avec :



Document protégé par les droits d'auteur

Remerciements

À l'infiniment sage.

Je souhaiterais remercier en premier lieu mes parents et plus largement ma famille, mon épouse et mon fils en particulier ainsi que tous mes soutiens de près comme de loin.

Je tiens naturellement à remercier ma directrice de thèse Dr. HDR Afia KOUADRI-HENNI et l'INSA de Rennes pour m'avoir donné l'opportunité de travailler sur une problématique industrielle stratégique et plus largement une thématique porteuse et passionnante.

Je voudrais également remercier les groupes industriels PSA et FAURECIA, à travers le consortium EXCELCAR implanté sur le site de production PSA de Rennes, pour le support technique apporté dans le cadre de ces travaux de thèse que ce soit en termes de ressources matérielles qu'en termes d'accès à des équipements d'essai expérimentaux.

Je remercie enfin tous les membres du jury de thèse, Jean-Pierre GUIN Directeur de recherche CNRS à l'Institut de Physique de Rennes, Benoit FURET Professeur des universités à l'IUT de Nantes, Thierry RENAULT Expert composite chez FAURECIA, Jean Christophe WALRICK Enseignant chercheur à l'ESTACA Campus OUEST et en particulier les rapporteurs, Francis COLLOMBET Professeur des universités à l'Espace Clément Ader et Abdelkhalak EL HAMI Professeur des universités à l'INSA Rouen pour avoir expertisé ce travail.

Table des matières

INTRODUCTION GENERALE	1
CHAPITRE 1 ÉTAT DE L'ART DES TECHNIQUES D'ASSEMBLAGE DE STRUCTURES HYBRIDES POLYMERE-METAL.....	7
1.1 INTRODUCTION	7
1.1.1 Processus d'évaluation des procédés.....	7
1.1.2 Procédé de référence : le soudage par résistance électrique	9
1.1.2.1 Principe physique	9
1.1.2.2 Le soudage par points : mise en œuvre.....	9
1.1.3 Cahier des charges automobile grande série.....	11
1.1.3.1 Environnement de production automobile.....	11
1.1.3.2 Performances attendues et contraintes.....	11
1.2 LE COLLAGE STRUCTURAL.....	12
1.2.1 Définition et principe	12
1.2.2 Utilisation industrielle et mise en œuvre	13
1.2.2.1 État et préparation de surface	13
1.2.2.2 Choix de l'adhésif	13
1.2.2.3 Adhésifs structuraux.....	14
1.2.3 Assemblage par collage structural : synthèse.....	15
1.3 LES ASSEMBLAGES MECANIQUES.....	17
1.3.1 Définition	17
1.3.2 Rivetage auto-poinçonneur.....	17
1.3.2.1 Principe et mise en œuvre.....	17
1.3.2.2 Bilan sur le rivetage auto-poinçonneur	18
1.3.3 Friction Stir Blind Riveting (FSBR).....	18
1.3.3.1 Principe et mise en œuvre.....	18
1.3.3.2 Bilan sur le FSBR	19
1.3.4 Fluo-taraudage	19
1.3.4.1 Principe et mise en œuvre.....	19
1.3.4.2 Bilan sur le fluo-taraudage.....	20
1.3.5 Clinchage conventionnel.....	20
1.3.5.1 Principe et mise en œuvre.....	20
1.3.5.2 Bilan sur le clinchage conventionnel	21
1.3.6 Assemblages mécaniques : synthèse.....	22
1.4 LE SOUDAGE	24
1.4.1 Définition	24
1.4.2 Soudage par ultrasons	24
1.4.2.1 Principe et mise en œuvre.....	24
1.4.2.2 Conclusion sur le soudage par ultrasons	25
1.4.3 Soudage par friction	26
1.4.3.1 Principe et mise en œuvre.....	26
1.4.3.2 Conclusion sur le soudage par friction	27
1.4.4 Soudage laser	28
1.4.4.1 Principe général.....	28
1.4.4.2 Soudage sans structuration préalable du substrat métallique	28
1.4.4.2.1 Principe et mise en œuvre.....	28
1.4.4.2.2 Conclusion sur le soudage laser sans structuration du substrat métallique	29
1.4.4.3 Soudage avec structuration préalable du substrat métallique	29
1.4.4.3.1 Principe et mise en œuvre.....	29

1.4.4.3.2 Conclusion sur le soudage laser avec structuration du substrat métallique	30
1.4.5 Soudage : synthèse	31
1.5 LES SOLUTIONS D'ASSEMBLAGE HYBRIDES	33
1.5.1 Définition	33
1.5.2 Le collage en tant que technique d'assemblage complémentaire	33
1.5.3 Techniques issues d'un couplage d'énergies mises en jeu	33
1.5.3.1 Rivetage par friction (Friction riveting)	33
1.5.3.1.1 Principe et mise en œuvre	33
1.5.3.1.2 Bilan sur le FricRiveting	35
1.5.3.2 Technique non-conventionnelle : Injection Clinching-Joining (ICJ)	35
1.5.3.2.1 Principe et mise en œuvre	35
1.5.3.2.2 Bilan sur le clinchage non-conventionnel	37
1.5.4 Solutions d'assemblage hybrides : synthèse	37
1.6 SYNTHÈSE ET IDENTIFICATION DES AXES DE TRAVAIL PERTINENTS	38
1.7 ÉTUDE APPROFONDIE DU PROCÉDE DE RIVETAGE AUTO-POINÇONNEUR	39
1.7.1 Mise en œuvre du procédé de rivetage auto-poinçonneur	39
1.7.1.1 Équipement	39
1.7.1.2 Application industrielle	40
1.7.1.3 Contrôle qualité du joint riveté	41
1.7.1.3.1 Inspection visuelle	41
1.7.1.3.2 Coupe macrographique	41
1.7.1.3.3 Domaine de rivetabilité	42
1.7.1.4 Évaluation de la tenue mécanique	43
1.7.2 La simulation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur	43
1.7.2.1 Simulation de la pose du rivet	43
1.7.2.1.1 Conversion du problème physique à la modélisation numérique	43
1.7.2.1.2 Modélisation 2D / 3D	44
1.7.2.2 Simulation de la tenue mécanique du joint riveté	45
1.7.2.3 Rupture de la couche supérieure	46
1.7.2.4 Gestion numérique des grandes déformations	47
1.8 CONCLUSION DU CHAPITRE	48
CHAPITRE 2 CARACTERISATION DES MATERIAUX MIS EN JEU ET MODELISATION DE LEUR COMPORTEMENT MECANIQUE	51
2.1 INTRODUCTION	51
2.2 ÉTUDE DU COMPOSITE A RESINE THERMODURCISSABLE RENFORCEE AUX FIBRES DE VERRE COURTES	51
2.2.1 Fabrication du composite par le procédé SMC et utilisation	51
2.2.2 Caractérisation physique et mécanique	52
2.2.2.1 Analyse micrographique	52
2.2.2.2 Conclusion sur la caractérisation et hypothèses de calcul	53
2.2.3 Modélisation du comportement mécanique du composite SMC	53
2.2.3.1 Principe de la méthode d'homogénéisation	53
2.2.3.2 Propriétés mécaniques des constituants	54
2.2.3.3 Hypothèses de calcul	54
2.2.3.4 Approximation du module d'élasticité effectif E du composite SMC par homogénéisation	55
2.2.3.4.1 Estimation d'ordre 0	55
2.2.3.4.2 Estimation d'ordre 1 et bornes de Voigt (V) et Reuss (R)	55
2.2.3.4.3 Estimation "hautement dilué" (HD)	58
2.2.3.4.4 Estimation d'ordre 2 Hashin-Strikmann (HS) ou Mori-Tanaka	61
2.2.3.4.5 Estimation auto-cohérente	65
2.2.3.4.6 Estimation HS-/MT avec prise en compte des porosités d'air	65
2.2.3.4.7 Bilan de l'estimation des propriétés mécaniques du matériau composite SMC	67

2.2.4	Caractérisation mécanique du matériau composite	68
2.2.4.1	Essai de traction uniaxiale.....	68
2.2.4.2	Courbes contrainte-déformation du matériau composite SMC	68
2.2.4.3	Confrontation expérimentale	70
2.2.4.4	Conclusion sur la caractérisation du matériau composite et hypothèses de calcul	70
2.2.5	Gestion de la rupture	70
2.2.6	Implémentation du modèle matériau dans le logiciel de calcul.....	71
2.3	ÉTUDE DE L'ACIER HSLA380.....	72
2.3.1	L'acier en tôle pour fabrication automobile.....	72
2.3.3.1	Procédé de fabrication de la tôle d'acier	72
2.3.3.2	Caractérisation physique et mécanique	72
2.3.3.2.1	Analyse micrographique	72
2.3.3.2.2	Équipement d'essai mécanique	73
2.3.3.2.3	Essais de traction uniaxiale	73
2.3.3.2.4	Calcul de la rigidité de la machine de traction.....	73
2.3.3.2.5	Courbes contrainte-déformation de l'acier HSLA380	76
2.3.3.2.6	Conclusion sur la caractérisation de l'acier HSLA380 et hypothèses de calcul.....	77
2.3.2	Modélisation du comportement mécanique de l'acier HSLA	77
2.3.2.1	Modélisation élasto-plastique	77
2.3.2.2	Endommagement ductile.....	78
2.3.2.3	Gestion numérique en grande déformation.....	79
2.3.2.4	Implémentation du modèle matériau dans le logiciel de calcul	79
2.4	ÉTUDE DE L'ACIER RIVET	80
2.4.1	Caractéristiques du matériau.....	80
2.4.1.1	Procédé de fabrication.....	80
2.4.1.2	Analyse micrographique	80
2.4.1.3	Caractérisation mécanique.....	80
2.4.1.4	Conclusion sur la caractérisation et simplification de l'étude	81
2.4.2	Modélisation du comportement mécanique de l'acier rivet.....	81
2.4.2.1	Modélisation élasto-plastique sans endommagement	81
2.4.2.2	Identification et implémentation du modèle matériau dans le logiciel de calcul.....	82
2.5	CONCLUSION DU CHAPITRE.....	83
CHAPITRE 3 SIMULATION NUMERIQUE 2D AXISYMETRIQUE DU PROCEDE DE RIVETAGE AUTO-POINÇONNEUR ET VALIDATION EXPERIMENTALE		85
3.1	INTRODUCTION	85
3.2	DEMARCHE DE MODELISATION NUMERIQUE	85
3.2.1	Configuration d'assemblage étudiée.....	85
3.2.2	Modélisation numérique 2D du procédé de rivetage auto-poinçonneur.....	86
3.2.2.1	Géométrie et paramètres de référence	86
3.2.2.2	Discrétisation spatiale.....	87
3.2.2.3	Formulation éléments finis Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE)	89
3.2.2.4	Utilisation du "mass scaling".....	90
3.2.2.5	Prise en compte du frottement	91
3.3	RESULTATS NUMERIQUES ET CONFRONTATION EXPERIMENTALE	94
3.3.1	Équipement de rivetage.....	94
3.3.2	Géométrie du joint riveté – confrontation expérimentale	94
3.3.2.1	Coupe transversale 2D	94
3.3.2.2	Cycle de rivetage.....	95
3.3.3	Distribution des contraintes et déformations au cours du cycle de rivetage	97
3.3.3.1	Évolution des déformations	97
3.3.3.2	Évolution des contraintes	97
3.4	CONCLUSION DU CHAPITRE.....	101

CHAPITRE 4 ÉTUDE DE L'INFLUENCE DE PARAMETRES DE RIVETAGE ET SIMULATION DE CHARGEMENTS DESTRUCTIFS PAR MODELISATION 3D.....	103
4.1 INTRODUCTION	103
4.2 ÉTUDE DE L'INFLUENCE DES PARAMETRES DE RIVETAGE	103
4.2.1 Équipement et protocole pour essais destructifs.....	103
4.2.2 Influence de la vitesse de rivetage.....	104
4.2.2.1 Influence sur la formation du joint riveté.....	104
4.2.2.2 Influence sur la tenue mécanique à rupture	105
4.2.3 Influence de l'effort serre-flan	106
4.2.3.1 Influence sur la formation du joint riveté.....	106
4.2.3.2 Influence sur la tenue mécanique à rupture	107
4.2.4 Conclusion sur l'influence des paramètres de rivetage	108
4.2.5 Endommagement local du composite	109
4.3 APPROCHE NUMERIQUE 3D ET CONFRONTATION EXPERIMENTALE	110
4.3.1 Modélisation numérique 3D du procédé de rivetage	110
4.3.1.1 Principe de passage de la modélisation 2D vers le modèle 3D	110
4.3.1.2 Discrétisation spatiale.....	111
4.3.1.3 Conditions aux limites.....	112
4.3.2 Confrontation expérimentale.....	112
4.3.2.1 Formation du joint riveté	112
4.3.2.2 Tenue mécanique à rupture	113
4.3.2.3 Déformée macroscopique	116
4.3.2.4 Discussion et conclusion sur la simulation de la tenue mécanique	117
4.3.3 Optimisation du procédé de rivetage et recommandations	118
4.4 CONCLUSION DU CHAPITRE.....	119
CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	121
LISTE DES PUBLICATIONS	127
BIBLIOGRAPHIE.....	129
ANNEXES.....	139
1-A Échelle des TRL considérée [128], [129].....	140
2-A Protocole d'analyse micrographique : polissage et révélation.....	141
3-A Plan détaillé du rivet auto-poinçonneur TUCKER SPR 009.21	142
3-B Plan détaillé de la matrice TUCKER D 095 200 000	143
3-C Caractéristiques de la machine de calcul utilisée.....	144
3-D Coefficients de frottement mesurés avec tribomètre pion-disque	145
4-A Banc d'essai de fatigue.....	146

Table des figures

Figure I-1 : Conception multi-matériaux dans l'industrie automobile [1] et aéronautique (Airbus A350) [7].....	2
Figure I-2 : Plateforme commune PSA EMP2 [9] et plancher composite SMC (Plateau EXCELCAR, Rennes).....	3
Figure 1-1: Principe de l'assemblage hybride : deux substrats hétérogènes, une interface ...	7
Figure 1-2: Techniques d'assemblage classées par famille de procédé	8
Figure 1-3: Représentation de la méthode de détermination des axes de recherche.....	8
Figure 1-4: Les différentes phases d'une opération de soudage par points et un cycle typique [14].....	10
Figure 1-5: Comparaison du coût d'investissement et d'exploitation des techniques SPR, RSW et FSW [17]	10
Figure 1-6: Vue d'ensemble d'une ligne de production automobile (gauche, source Dacia). Focus sur l'atelier ferrage robotisé pour le soudage de la caisse en blanc (droite, usine PSA Sochaux).....	11
Figure 1-7: Schéma de principe d'assemblage par collage structural d'après [20].....	12
Figure 1-8: Différents modes de rupture d'un joint collé en sollicitation traction-cisaillement [13]	12
Figure 1-9: sollicitations types des joints collés (gauche) [20] et sélection d'assemblage collés favorables [1].....	13
Figure 1-10: Collage structural GFRP-Alu : configuration d'essai et faciès de rupture type de cohésif partiel [25]	15
Figure 1-11: Principe du procédé de rivetage auto-poinçonneur [31] et vue coupe d'un joint riveté hybride [33].....	17
Figure 1-12: Principe du procédé FSBP [37] et éprouvette après essai de traction-cisaillement [30].....	19
Figure 1-13: Principe du procédé de fluo-taroudage et vue en coupe d'un joint fluo-vissé [4]	20
Figure 1-14: Principe du clinchage de tôles et vue en coupe d'un joint clinché polymère-métal [42].....	21
Figure 1-15: Phases d'assemblage du procédé U-Joining [51].....	25
Figure 1-16: Macro et micro structure permettant l'ancrage mécanique polymère-métal [51]	25
Figure 1-17: Principe du procédé Friction Lap Welding (FLW) [52].....	26
Figure 1-18: Principe du procédé FSpW et détails des outils de friction-pression [56]	26
Figure 1-19: Effort à rupture en traction-cisaillement pour différents procédés et couples de matériaux (gauche), vues macroscopiques d'un joint assemblé par FSpW et faciès de rupture (droite) [55].....	27
Figure 1-20: Principe du soudage laser par transmission [63] et application à l'assemblage polymère-métal [64].....	28
Figure 1-21: Vue en coupe à l'interface d'un joint soudé acier DC01 / PA6.6 et profil de rupture [62].....	29
Figure 1-22: Principe de la structuration de l'acier avec un rayon laser nanoseconde pulsé [66] et coupe transversale [65]	30
Figure 1-23: Procédure d'assemblage pour former un joint soudé en T [65] et microstructure d'un joint aluminium / thermoplastique [67].....	30
Figure 1-24: Principe du procédé FricRiveting [78] et vue en coupe d'un joint riveté par rayon X [76].....	34

Figure 1-25: Vue en coupe d'un joint avec rivet fileté, assemblage des substrats AA2198 et PEI-GF avant et après sollicitation en traction-cisaillement [74].....	35
Figure 1-26: Principe du procédé Electrical-based ICJ (E-ICJ) et vue en coupe d'un joint [84].....	36
Figure 1-27: Principe du procédé Friction-based ICJ (F-ICJ) et vue en coupe d'un joint [86]	36
Figure 1-28: Représentation de l'adéquation des procédés aux critères définis.....	38
Figure 1-29: Équipement de rivetage stationnaire [87] (gauche) ou mobile [88] (droite)	39
Figure 1-30: Cycle complet de rivetage (source TUCKER).....	40
Figure 1-31: Détail d'une caisse en blanc assemblée par des rivets auto-poinçonneurs [91]	40
Figure 1-32: Exemples de défauts suite à une opération de rivetage (source TUCKER)	41
Figure 1-33: Mesure des caractéristiques géométriques du joint riveté (source PSA)	42
Figure 1-34: Défauts de pose du rivet potentiels [92], [93].....	42
Figure 1-35: Domaine de rivetabilité pour une configuration d'assemblage donnée (source PSA).....	42
Figure 1-36: Représentation des éprouvettes rivetées de traction-cisaillement et traction pure (source PSA).....	43
Figure 1-37: Modélisation de la pose du rivet par un modèle 2D axisymétrique de Fayolle [90] (gauche) et 3D axisymétrique de Moraes [97] (droite)	44
Figure 1-38: Comparaison des résultats numériques et expérimentaux de pose de rivet, Fayolle [90].....	45
Figure 1-39: Comparaison des résultats numériques et expérimentaux de pose de rivet, Moraes [97]	45
Figure 1-40: Comparaison des résultats numériques et expérimentaux de tenue mécanique, Fayolle [90].....	45
Figure 1-41: Comparaison des résultats numériques et expérimentaux de tenue en fatigue, Moraes [97]	46
Figure 1-42: Modélisation de la rupture par un critère d'épaisseur minimale avant séparation, LS-Dyna [103]	46
Figure 1-43: Modélisation de la rupture par des surfaces de rupture positionnées sur le trajet du rivet [36]	47
Figure 1-44: Comparaison des méthodes numériques de gestion des déformations : ALE, CEL et SPH [104].....	47
Figure 2-1 : Production en ligne du matériau composite par le procédé SMC [105].....	52
Figure 2-2: Micrographie du composite SMC observée en coupe transversale	53
Figure 2-3: Les différentes échelles considérées.....	53
Figure 2-4: Principe de l'homogénéisation.....	54
Figure 2-5: Représentation des hypothèses de Voigt et Reuss	55
Figure 2-6: Estimations de Voigt et Reuss de E en fonction de la fraction volumique de renfort	58
Figure 2-7: Estimation HD de E en fonction de la fraction volumique de renfort.....	61
Figure 2-8: Démarche Hashin-Strikmann pour un biphasé isotrope.....	61
Figure 2-9 : Estimation HS ⁻ de E en fonction de la fraction volumique de renfort	65
Figure 2-10 : Principe des homogénéisations successives [106].....	66
Figure 2-11: Influence des porosités d'air sur le module d'élasticité effectif du composite avec l'estimation HS ⁻	67
Figure 2-12: Estimation HS ⁻ corrigée en tenant compte de 1% de porosité d'air.....	67
Figure 2-13: Bilan de l'estimation HS ⁻ de E en fonction de la fraction volumique de renfort..	68
Figure 2-14: Dimensions de l'éprouvette SMC normalisée [111] pour traction uniaxiale	68
Figure 2-15: Courbe contrainte-déformation vraie dans les directions longitudinale et transversale.....	69

Figure 2-16: Représentation schématique de la dégradation et de la rupture fragile du matériau composite.....	70
Figure 2-17: Évolution de l'endommagement après déformation critique [116].....	71
Figure 2-18: Gestion des éléments rompus du maillage dans le logiciel Abaqus 6.10-1® (source ABAQUS [119])	71
Figure 2-19: Micrographie de l'acier HX380LAD observée dans le sens longitudinal (gauche) et transversal (droite).....	72
Figure 2-20: Machine de traction uniaxiale INSTRON	73
Figure 2-21: Éprouvette acier HSLA380 normalisée (ISO 3167) pour traction uniaxiale	73
Figure 2-22: Représentation de l'essai de traction sous forme d'un système à ressorts	74
Figure 2-23: Courbe contrainte-déformation pour un aluminium EN-AW 2017 en traction uniaxiale	75
Figure 2-24: Courbe charge-déplacement total pour l'essai de traction uniaxiale	76
Figure 2-25: Courbe contrainte-déformation vraie dans le sens longitudinal et transversal...76	
Figure 2-26: Courbe contrainte-déformation expérimentale et loi d'érouissage identifiée....77	
Figure 2-27: Évolution de l'endommagement ductile (source ABAQUS [119]).....	78
Figure 2-28: Schéma de principe de la formulation ALE dans le cas de figure unidimensionnel [125].....	79
Figure 2-29: Micrographie de l'acier rivet à cœur observée	80
Figure 2-30: Loi d'érouissages de l'acier rivet issus de la littérature [90], [98], [126].....	81
Figure 2-31: Identification de la loi d'érouissage type Ludwick à partir de la loi de Swift de Fayolle [90].....	82
Figure 3-1: Géométrie du rivet de l'étude (référence Tucker SPR 009.21).....	86
Figure 3-2: Géométrie de la matrice de l'étude (référence Tucker D 095 200 000).....	86
Figure 3-3: Vue 3D de l'ensemble des éléments participants à l'opération de rivetage.....	87
Figure 3-4: Les deux types de discrétisations testées : taille homogène (gauche) et taille variable (droite)	88
Figure 3-5: Influence de la discrétisation sur la prédiction de la déformée	89
Figure 3-6: Gestion numérique des grandes déformations par l'utilisation de la formulation ALE	90
Figure 3-7: Représentation d'une force de frottement sec	91
Figure 3-8: Mesure du coefficient de frottement avec un tribomètre pion-disque	92
Figure 3-9: Ensembles des interactions et coefficients de frottement associés.....	92
Figure 3-10: Influence du frottement sur la prédiction de la déformée	93
Figure 3-11: Riveteuse fixe Tucker utilisée pour les essais de rivetage (plateau EXCELCAR, Rennes)	94
Figure 3-12: Comparaison d'une coupe transversale de la géométrie du joint riveté calculées avec l'expérimentation.....	95
Figure 3-13: Comparaison des caractéristiques géométriques du joint riveté calculé avec l'expérimentation	95
Figure 3-14: Évolution de l'effort de rivetage: résultat simulé et confrontation expérimentale96	
Figure 3-15: Distribution des déformations plastiques au cours de l'opération de rivetage ...97	
Figure 3-16: Distribution des contraintes de Von Mises au cours de l'opération de rivetage.98	
Figure 3-17: Évolution des contraintes de Von Mises à différentes positions du modèle pour le rivet	100
Figure 3-18: Évolution des contraintes de Von Mises à différentes positions du modèle pour la couche composite	100
Figure 3-19: Évolution des contraintes de Von Mises à différentes positions du modèle pour la couche acier.....	100
Figure 4-1: Machine de traction INSTRON 50 kN configurée pour la traction pure (gauche) et la traction-cisaillement (droite).....	104

Figure 4-2: Éprouvette de traction pure (gauche) et traction-cisaillement (droite)	104
Figure 4-3: Caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de la vitesse de rivetage	105
Figure 4-4: Évolution de la tenue mécanique en traction pure en fonction de la vitesse de rivetage	106
Figure 4-5: Évolution de la tenue mécanique en traction-cisaillement en fonction de la vitesse de rivetage	106
Figure 4-6: Caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de l'effort serre-flan .	107
Figure 4-7: Évolution de la tenue mécanique en traction pure en fonction de l'effort serre-flan	108
Figure 4-8: Évolution de la tenue mécanique en traction-cisaillement en fonction de l'effort serre-flan	108
Figure 4-9: Évolution de l'endommagement macroscopique du composite en fonction de la vitesse de rivetage	110
Figure 4-10: Principe de la génération du modèle 3D à partir du modèle 2D axisymétrique	111
Figure 4-11: Discrétisation spatiale du modèle 3D complet et rapproché.....	111
Figure 4-12: Conditions aux limites en traction pure et traction-cisaillement	112
Figure 4-13: Caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de la vitesse de rivetage	113
Figure 4-14: Caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de l'effort serre-flan	113
Figure 4-15: Comparaison de la tenue mécanique à rupture expérimentale en traction pure avec la simulation.....	114
Figure 4-16: Comparaison de la tenue mécanique à rupture expérimentale en traction-cisaillement avec la simulation	115
Figure 4-17: Zones d'endommagement considérées dans la couche supérieure composite	115
Figure 4-18: Comparaison des faciès de rupture expérimentale et numérique en traction pure	116
Figure 4-19: Comparaison des faciès de rupture expérimental et numérique en traction-cisaillement	117
Figure 4-20: Contraintes résiduelles post-opération de rivetage	118
Figure C-1: Schéma de principe du couplage essai sur banc de fatigue – simulation 3D ...	124
Figure C-2: Représentation 3D du banc de fatigue pneumatique pour chargements sur structure à l'échelle 1.....	125

Table des tableaux

Tableau 1-1 : Synthèse des avantages et inconvénients du collage structural	16
Tableau 1-2 : Synthèse des avantages et inconvénients des assemblages mécaniques.....	23
Tableau 1-3 : Synthèse des avantages et inconvénients du soudage.....	32
Tableau 1-4 : Extrait de l'analyse qualitative du procédé (source TUCKER).....	41
Tableau 2-1 : Formulation typique d'un composite par le procédé SMC [105]	52
Tableau 2-2 : Propriétés mécaniques et fraction volumique des constituants du composite SMC [105], [106]	54
Tableau 2-3 : Encadrement du module d'élasticité effectif du composite par les bornes de Voigt et Reuss.....	57
Tableau 2-4 : Module d'élasticité effectif du composite par l'estimation HD	60
Tableau 2-5 : Module d'élasticité effectif du composite avec l'estimation HS-.....	65
Tableau 2-6 : Propriétés mécaniques de l'air.....	66
Tableau 2-7 : Évolution de la pente de la courbe contrainte-déformation dans la direction longitudinale	69
Tableau 2-8 : Composition chimique de l'acier micro-allié HX380LAD+Z [120].....	72
Tableau 2-9 : Caractéristiques mécaniques de l'acier pour formage à froid HX380LAD+Z [121]	72
Tableau 2-10 : Paramètres de la loi d'érouissage de Ludwick pour l'acier HX380LAD.....	77
Tableau 2-11 : Paramètres d'endommagement de Johnson-Cook identifiés pour un acier HSLA [124].....	78
Tableau 2-12 : Composition chimique de l'acier au bore [90].....	80
Tableau 2-13 : Paramètres identifiés de la loi d'érouissage de Swift pour l'acier rivet.....	81
Tableau 2-14 : Paramètres identifiés de la loi d'érouissage type Ludwick pour l'acier rivet ..	82
Tableau 3-1 : Configuration de rivetage étudiée	85
Tableau 3-2 : Paramètres du procédé de rivetage de référence	87
Tableau 3-3 : Influence du maillage sur la simulation de la pose du rivet et le temps de calcul	88
Tableau 3-4 : Utilisation de la technique mass scaling : influence sur le calcul numérique ...	91
Tableau 3-5 : Synthèse des coefficients de frottement mesurés.....	93

Introduction générale

Contexte d'étude

Les travaux de recherche présentés dans ce manuscrit ont pour objet d'étudier l'assemblage de structures hybrides composite-métallique. La problématique énoncée est à la convergence de plusieurs environnements aussi bien industriels que scientifiques. D'ailleurs, deux partenaires du secteur automobile PSA et FAURECIA participent à ce projet. L'intérêt de ce sujet se situe dans la problématique plus globale phare et d'actualité : l'allègement des structures. Ce besoin d'allègement conduit naturellement à revoir le choix des matériaux et leur mode d'assemblage. De plus, la question revêt, depuis plusieurs années, un caractère d'autant plus stratégique que les politiques publiques à l'échelle européenne et mondiale visent à réduire de façon significative l'empreinte carbone de l'industrie des transports. L'assemblage hybride composite-métallique s'organise autour de trois notions : l'**assemblage**, la conception **multi-matériaux** et la jonction **composite-métal**.

L'assemblage

L'état de l'art actuel montre que l'opération d'assemblage est incontournable dans la fabrication de produits finis [1]. Ces derniers sont constitués de plusieurs composants reliés les uns aux autres par des opérations d'assemblage faisant appel à des techniques diverses. Aujourd'hui, et malgré les améliorations dans le domaine, l'industrialisation de produits finis non-assemblés (« joint-free » process) n'est pas encore à l'ordre du jour. L'opération d'assemblage constitue donc toujours de par sa nécessité un facteur clé pour l'innovation et l'industrialisation d'une technologie.

L'assemblage est une opération qui peut prendre plusieurs formes suivant la technique utilisée et/ou la source d'énergie mise en jeu. C'est une phase critique qui, si elle est maîtrisée, peut accélérer le développement d'une technologie ou à l'inverse le compromettre voire l'exclure. Dans le cas d'un assemblage hybride, où la nature des matériaux à assembler est différente, la gestion des interactions de matière s'avère plus complexe que dans une configuration de matériaux homogènes rendant le joint d'assemblage d'autant plus déterminant.

La conception multi-matériaux

La conception hybride faisant appel à plusieurs types de matériaux est la réponse à plusieurs facteurs guidant la mutation des structures dans de nombreux secteurs des transports notamment aéronautique et automobile. On peut rassembler ces facteurs autour de trois idées principales : le développement des structures, le coût de l'énergie et la règlementation.

Le développement : les structures se sont complexifiées à mesure qu'elles intègrent de plus en plus de fonctions à caractères différents : tenue mécanique, confort, sécurité, recyclage, etc... Dans une logique d'optimisation, différents matériaux, dont les composites, sont associés afin de répondre au mieux au cahier des charges défini. La Figure I-1 présente deux exemples de conception multi-matériaux dans l'industrie automobile et dans l'industrie aéronautique. Le développement constant d'outils numériques favorise également cette démarche de conception multi-matériaux en vue de la fabrication et l'industrialisation de structures hybrides.

Coût de l'énergie : le prix des énergies fossiles est en constante augmentation, mais connaît aussi régulièrement de fortes variations [2], ce qui incite les constructeurs à réduire tant que possible leur dépendance vis-à-vis de ces sources. Alimentant la quasi-totalité des transports

terrestres (sans-plomb, diesel) et aériens (kérosène), les fabricants exploitent plusieurs stratégies leur permettant de réduire la consommation d'énergie de leurs véhicules et par-là conserver leur compétitivité. De pair avec le développement de motorisations plus sobres, via le "downsizing" notamment, une des autres mesures prônées est la réduction de la masse des structures et en cela, le recours à différents types de matériaux au sein de structures hybrides s'est largement démocratisé.

Réglementation : dans un contexte européen, les directives de l'UE [3] incitent les industriels des secteurs des transports automobiles à la diminution des émissions de CO₂ avec des objectifs chiffrés : 95 g/km à l'horizon 2020 pour les véhicules particuliers neufs. Cette problématique est globale et concerne un grand nombre d'industries, automobile en premier lieu en raison du nombre de véhicules en circulation, d'où l'impact potentiel des mesures prises en faveur de la réduction des émissions polluantes.

L'allègement des véhicules est là aussi un des leviers principaux pour réduire la consommation d'énergie et considérant les niveaux moyens d'émission actuels, il faudrait alléger les véhicules d'environ 200 kg en moyenne pour atteindre l'objectif [4]. Les constructeurs automobiles réfléchissent donc depuis plusieurs années à des stratégies d'allègement des structures (à vocations structurelles ou non) en grande partie constituées de métaux (aciers en particulier, alliage d'aluminium, etc, ...) à densités élevées. La tendance est à l'introduction de matériaux composites à résine plastique renforcée dont le ratio performance/masse est potentiellement très intéressant vis-à-vis des objectifs visés.

Dans cette démarche de respect des contraintes réglementaires, on peut citer les initiatives du secteur public à travers le projet FASTLITE piloté par l'ADEME entre 2013 et 2017 [5] ainsi que celles du secteur privé comme le concept-car Peugeot 208 Hybrid-air en 2014 [6] qui associe allègement structurel avec performance aérodynamique et récupération d'énergie.

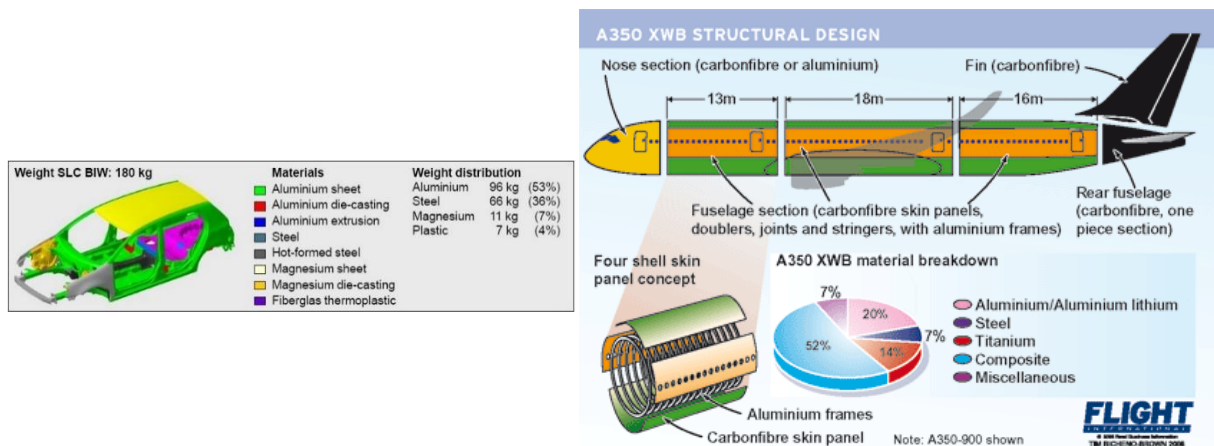


Figure I-1 : Conception multi-matériaux dans l'industrie automobile [1] et aéronautique (Airbus A350) [7]

La jonction composite-métal

À l'échelle de la production automobile grande série, l'utilisation de matériaux composites pose pourtant un certain nombre de problèmes liés principalement à la nécessité de maintenir des temps de cycle (i.e. d'assemblage) très courts et des coûts de production bas pour ne pas perdre en compétitivité. Il faut noter que la problématique change complètement dès lors que l'on change de secteur d'activité pour aller vers les constructeurs de véhicules très haut de gamme sportifs ou le sport automobile, lesquels se rejoignent d'ailleurs sur ce point avec l'industrie aéronautique. Pour ces derniers, l'approche vis-à-vis du matériau composite est bien différente puisque le prix au kilo à investir est bien plus élevé que pour un constructeur de véhicules grand public.

Le développement des composites dans l'automobile grande série est aujourd'hui toujours freiné par le manque de solutions techniques exploitables et surtout adaptées permettant l'assemblage de composants de matériaux hétérogènes, typiquement composite-métallique. La tâche est rendue plus délicate encore quand il faut assembler des matériaux aux propriétés physiques différentes :

- Chimique : composition, densité
- Mécanique : rigidité, anisotropie, fatigue, endommagement, rupture, corrosion
- Thermique : coefficient de dilatation thermique
- Électrique : chargé ou non chargé

L'introduction de matériaux composites nécessitant l'adaptation de toute la chaîne d'assemblage, c'est l'ensemble de la chaîne des sous-traitants automobiles qui est également concernée par cette problématique.

Dans ce contexte, les industriels se limitent pour le moment, dans leur utilisation des composites, à des solutions hybrides associant une structure principale en composite et des inserts métalliques (exemple du plancher PSA, Figure I-2) pour effectuer l'assemblage. Une solution temporaire qui permet de conserver les processus classiques d'assemblage, ici en l'occurrence le point de soudure électrique (PSE). Mais avec cette solution "compromis", le potentiel d'allègement (40% de gain de masse comparé à la référence [8]) n'est pas exploité à son maximum à cause des inserts métalliques et le prix de revient est d'autant moins intéressant du fait de l'utilisation de plusieurs matériaux pour la conception d'un composant qui n'en nécessite en réalité qu'un seul (i.e. composite).

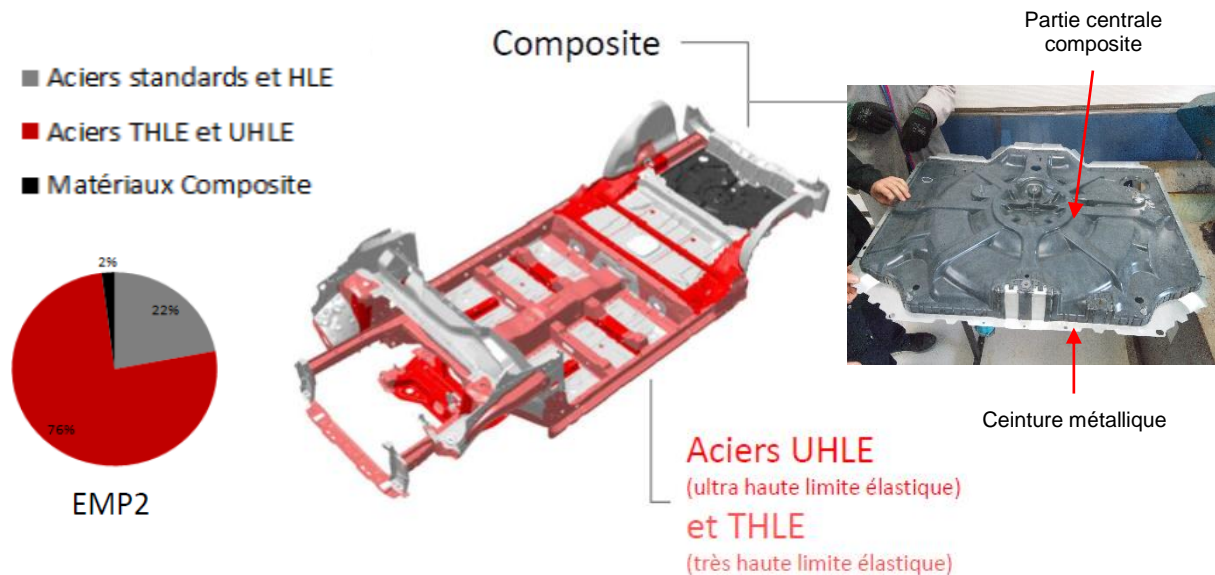


Figure I-2 : Plateforme commune PSA EMP2 [9] et plancher composite SMC (Plateau EXCELCAR, Rennes)

Aujourd'hui, la maîtrise de l'assemblage de composants de natures très différentes, de type composite-métallique n'est pas encore aboutie et demande à gagner en maturité, un constat partagé par [4]. C'est là un enjeu crucial et une étape inévitable dans le développement future de l'industrie automobile grande série qui, à la suite de la mutation énergétique (motorisation électrique et hybrides), toujours en cours, entreprend une mutation accélérée (horizon 2020 proche) de ses méthodes de conception, et à fortiori d'assemblage, par l'introduction de matériaux composites.

Le procédé de rivetage auto-poinçonneur

Parmi les différentes techniques d'assemblage susceptibles de répondre à la problématique industrielle de l'assemblage hybride polymère-métal, pour un cahier des charges automobile grande série, l'état de l'art montre finalement que peu de procédés sont capables à l'heure

actuelle de remplir les critères demandés. À l'issue d'une étude bibliographique détaillée et qui fait l'objet du premier chapitre de cette présente thèse, il est apparu que le procédé de rivetage auto-poinçonneur est celui qui répond le mieux à la problématique en comparaison de trois autres procédés également envisagés pour leur pertinence que sont le collage structural, le Friction Spot Joining (FSpW) et le soudage laser.

Le procédé de rivetage auto-poinçonneur est donc le procédé d'assemblage qui a été choisi pour être développé dans cette étude. Il s'agit là de contribuer à l'évaluation de la pertinence du procédé, à ce jour prometteur, mais qui doit gagner en maturité, vis-à-vis de la problématique industrielle exposée plus haut. Pour cela, cette étude s'appuie sur des campagnes d'essais physiques à différentes échelles ainsi que sur l'outil de simulation numérique.

Objectifs de la thèse

L'objectif principal de cette étude est de répondre à la problématique de l'assemblage multi-matériaux polymère-métal. En proposant le rivetage auto-poinçonneur, il s'agit de montrer la faisabilité de la technique et de contribuer à la maturité du procédé, ceci dans le cadre d'un assemblage hybride polymère-acier répondant à un cahier des charges automobile grande série. La pertinence et les limites du point de vue de la tenue mécanique plus particulièrement devront être révélées.

Le premier objectif consistera à conduire plusieurs séries d'essais expérimentaux de caractérisations sur éprouvettes rivetées afin de mieux appréhender les phénomènes physiques et mécaniques mis en jeu en passant par la mesure de l'influence des paramètres du procédé sur la formation du joint riveté et la tenue mécanique statique. Il s'agira aussi de s'intéresser à l'intégrité de la couche composite endommagée localement lors de l'opération de rivetage.

Pour le second objectif, il s'agira de construire un modèle numérique 2D permettant de simuler la pose du rivet. Ce modèle servira à la fois d'outil d'aide à la décision pendant la phase de pré-dimensionnement des structures assemblées, mais aussi pour l'extension des capacités d'expérimentation et l'optimisation du procédé vis-à-vis des objectifs recherchés. Le modèle numérique étant alimenté par des lois de comportement matériaux selon un objectif de compromis entre temps, coût des essais de caractérisation et finesse de modélisation.

Enfin, le troisième objectif consistera à la mise en place d'un modèle numérique 3D permettant de simuler les chargements asymétriques et destructifs. Basée sur le modèle 2D, cette extension de l'outil numérique devra permettre d'étendre la capacité d'optimisation à la sollicitation en fatigue via le couplage avec un équipement d'essai physique, le gain de temps et de coût étant supérieurs encore pour ce type d'essai.

Pour ces travaux, la combinaison des essais expérimentaux et des simulations numériques pourront *in fine* contribuer aux choix et décisions dans le processus de dimensionnement d'une structure hybride polymère-acier rivetée que ce soit pour valider une configuration ou en optimiser une autre; en tout cas, faire en sorte que l'opération d'assemblage soit mieux maîtrisée et ne constitue plus un frein à l'allégement des structures automobiles par l'introduction de matériaux composites ni pour d'autres innovations similaires.

Cette étude, qui entend se confronter à une problématique à forte connotation industrielle, se déroule dans le cadre d'une collaboration entre l'INSA de Rennes et les partenaires PSA et FAURECIA via le consortium industriel EXCELCAR.

Articulation de la thèse

Pour atteindre les objectifs fixés et répondre à la problématique formulée, le manuscrit se décompose en quatre parties.

La première partie présente l'état de l'art des techniques permettant l'assemblage polymère-métal en adéquation avec un cahier des charges automobile grande série. Une analyse comparative s'appuyant, sur les qualités et les défauts ainsi que sur la maturité du procédé, fait ressortir les solutions envisageables. Puis, le procédé choisi pour cette étude, à savoir le rivetage auto-poinçonneur, est davantage développé.

Ensuite, le deuxième chapitre est consacré à la caractérisation des matériaux d'étude et à la modélisation de leur comportement mécanique. Il s'agit dans le cas du matériau composite de faire l'estimation des propriétés mécaniques effective par la méthode d'homogénéisation et de prendre en compte le mode de rupture fragile. Dans le cas de l'acier de tôle, une modélisation élasto-plastique endommageable est proposée. Des analyses microscopiques et des essais expérimentaux sur éprouvettes viennent alimenter la modélisation des matériaux.

Le troisième chapitre présente la mise en œuvre du modèle numérique via le logiciel de calcul Abaqus® dans sa version 6.10-1, sur la base des modèles de comportement matériaux établis dans le précédent chapitre. Pour simuler la phase de pose du rivet, une approche 2D axisymétrique est proposée en prenant en compte les différents paramètres physiques et numériques. L'utilisation d'une formulation éléments finis Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) permet de s'accommoder numériquement des grandes déformations générées par le procédé. Des essais expérimentaux additionnels sur éprouvettes rivetées viennent valider les prédictions du modèle numérique.

Enfin, le quatrième et dernier chapitre entend étendre l'étude du procédé de rivetage auto-poinçonneur en s'intéressant à l'influence des paramètres du procédé sur la formation du joint riveté et sur la tenue mécanique. De nouvelles séries d'essais expérimentaux sont menées et permettent de formuler plusieurs recommandations sur la base d'une optimisation de la tenue mécanique. Une modélisation 3D, via Abaqus 6.13-1®, couplée au modèle 2D est proposée et permet de simuler les chargements destructifs et asymétriques.

Une conclusion générale permet de faire la synthèse des travaux menés et de formuler les perspectives d'amélioration et de poursuite de cette thèse. Entre autres, la possibilité d'étendre le champ d'expérimentation et d'optimisation à la sollicitation en fatigue est proposée à travers un couplage de l'outil numérique 3D avec un banc d'essai in situ de fatigue pour des structures à l'échelle 1.

Chapitre 1

État de l'art des techniques d'assemblage de structures hybrides polymère-métal

1.1 Introduction

1.1.1 Processus d'évaluation des procédés

L'assemblage hybride met en jeu autour d'une interface commune au moins deux matériaux différents (Figure 1-1). Dans ce premier chapitre, les différentes techniques d'assemblage de structures hybrides de type composite-métallique sont étudiées. À ce jour, plusieurs publications ont fait l'état de l'art des techniques d'assemblage pour matériaux hétérogènes de manières plus ou moins exhaustives [1], [4], [10], [11], [12].

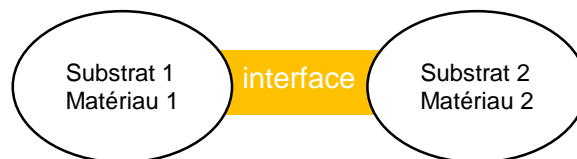


Figure 1-1: Principe de l'assemblage hybride : deux substrats hétérogènes, une interface

Pourtant et jusqu'à maintenant, peu de travaux comme [13] se sont concentrés spécifiquement sur l'assemblage de matériaux hétérogènes dans une configuration composite-métallique, ce qui est la démarche dans ce chapitre. Il existe plusieurs manières de classer les procédés dont celle qui consiste à faire la distinction entre assemblages démontables et indémontables. Ici, il a été choisi de classer ces techniques par famille de procédé, ceci via quatre catégories : le collage structural, les assemblages mécaniques, le soudage et les solutions d'assemblage hybride (Figure 1-2). Chacune de ces familles de procédé correspondant à un principe d'assemblage ou, comme dans le cas des assemblages hybrides, un couplage de procédés.

Afin d'identifier les solutions d'assemblage les plus pertinentes, une étude qualitative a été menée faisant apparaître pour chaque procédé ses avantages et ses inconvénients. Pour conduire cette étude, différents critères objectifs ont été utilisés afin d'évaluer chaque technique de la même façon. Pour plus de clarté, ces critères ont été regroupés sous trois catégories : le comportement en service, l'industrialisation et l'aspect économique.

- Comportement en service
 - Tenue mécanique*
 - Durabilité / Fiabilité
 - Fonctions annexes

- Industrialisation
 - Temps de cycle
 - Automatisation / Intégration / Compatibilité chaîne de production
 - Sécurité / Hygiène / Environnement
- Aspect économique
 - Investissement de départ / Désinvestissement
 - Coût d'exploitation / Maintenance
 - Niveau main-d'œuvre

*Concernant l'évaluation de la tenue mécanique, il s'agit ici de mentionner des ordres de grandeurs issues d'essais expérimentaux récoltés dans la littérature. Compte tenu des disparités en termes de matériaux, de couples de matériaux, d'épaisseurs, de taille du joint et de protocoles d'essai, il serait hasardeux de vouloir tenter une comparaison directe.

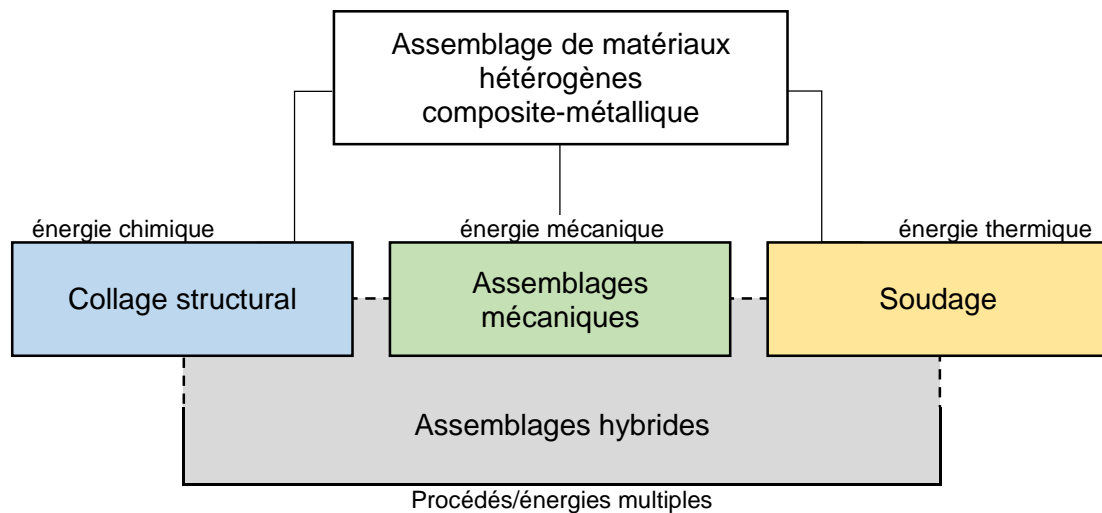


Figure 1-2: Techniques d'assemblage classées par famille de procédé

L'état de l'art qui fait l'objet de ce premier chapitre s'inscrit dans une stratégie aboutissant à la détermination des axes de recherche pertinents pour la problématique traitée, à savoir, l'assemblage multi-matériaux de type composite-métallique. La Figure 1-3 synthétise sous forme de diagramme la démarche engagée.

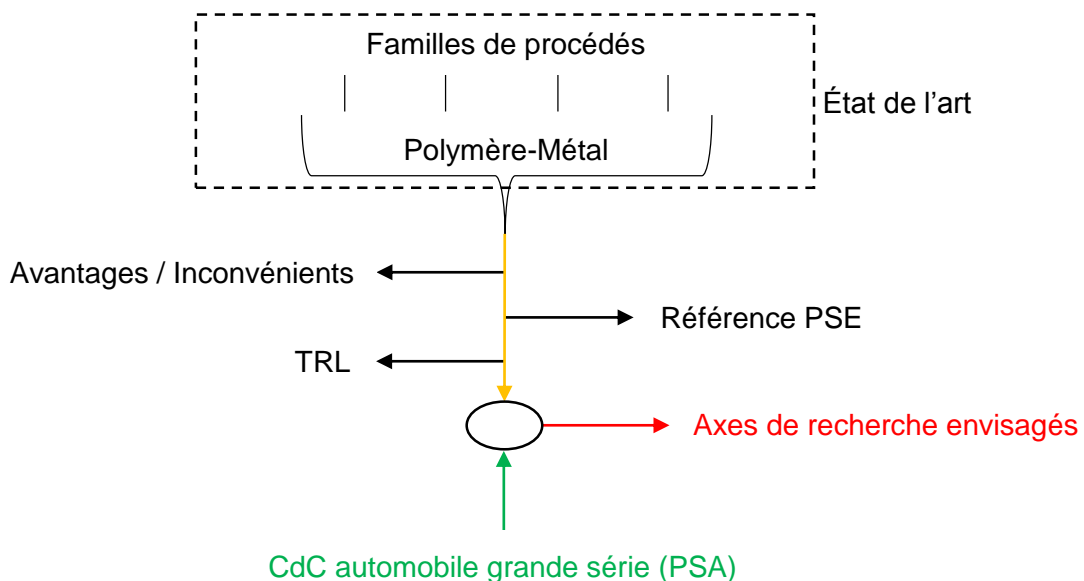


Figure 1-3: Représentation de la méthode de détermination des axes de recherche

Comme représenté sur la Figure 1-3, les différents procédés d'assemblage polymère-métal identifiés sont d'abord analysés en termes d'avantages et d'inconvénients intrinsèques. Puis, les différentes technologies sont comparées à un procédé référence sur deux aspects critiques à savoir le temps de cycle et la tenue mécanique. Cette référence choisie est le point de soudure électrique (PSE), procédé communément utilisé pour l'assemblage de la « caisse en blanc » en phase ferrage.

L'échelle des Technology Readiness Level (TRL) est utilisée comme un autre moyen d'évaluation des procédés étudiés. Il s'agit là de qualifier le développement d'une technologie donnée en fonction de critères de maturité graduels allant de l'étape 1 où les principes de base sont formulés jusqu'à l'étape 9 où le système en question est finalement jugé qualifié pour effectuer les tâches requises en milieux et conditions opérationnelles. Il a été choisi de regrouper ces étapes sous trois phases : Recherche & Études, Développement (en laboratoire puis en environnement représentatif) et enfin Finalisation et Implémentation. On retrouve l'échelle TRL sous forme de tableau dans l'annexe 1-A.

1.1.2 Procédé de référence : le soudage par résistance électrique

1.1.2.1 Principe physique

Inventé par l'Américain Thomson en 1877 [14], le soudage par résistance électrique s'appuie sur le principe de l'effet Joule. La fusion des métaux est provoquée par le passage forcé d'un courant électrique de haute intensité au travers de deux surfaces en contact. La loi de Joule décrit le dégagement de chaleur W [J] induit par le passage du courant électrique I [A] dans un conducteur de résistance R [Ohm] au cours du temps t [s] :

$$W = R \cdot I^2 \cdot t \quad (1-1)$$

où la résistance R du conducteur est proportionnelle à la résistivité du matériau ρ [$\mu\Omega \cdot \text{cm}$] et sa longueur L [cm] et inversement proportionnelle à sa section S [cm^2] :

$$R = \rho \cdot \frac{L}{S} \quad (1-2)$$

Il existe plusieurs variantes du soudage par résistance dont le soudage par points, le soudage à la molette, le soudage par bossages ou protubérances et le soudage en bout. Le point de soudure électrique (PSE) résulte du procédé de soudage par point et sert de référence pour tous les procédés présentés dans ce chapitre.

1.1.2.2 Le soudage par points : mise en œuvre

Le soudage par points est un procédé discontinu/ponctuel et sans ajout de matière, utilisé pour assembler différents types d'aciers doux, alliés, inox mais aussi des aluminiums. L'opération de soudure par points suit les étapes illustrées dans la Figure 1-4. En phase d'accostage, les électrodes pincement les éléments à souder jusqu'à atteindre un effort de serrage donné. Puis un courant électrique I [A] est envoyé à travers les substrats, le soudage se produit. Enfin, une étape de forgeage est observée avant la consolidation du joint et la remontée des électrodes. Les principaux paramètres du soudage par points sont le diamètre des électrodes, l'effort de serrage et de forgeage, l'intensité du courant ainsi que la durée de passage du courant et la durée de forgeage. La variation de ces paramètres influence directement la formation du point de soudure et ses multiples caractéristiques : dimensionnelles (dimensions du noyau, profondeur, etc...), mécaniques, métallurgiques et défauts potentiels. C'est donc un procédé polyvalent et dont la mise en œuvre est aisément automatisable sur les lignes de production.

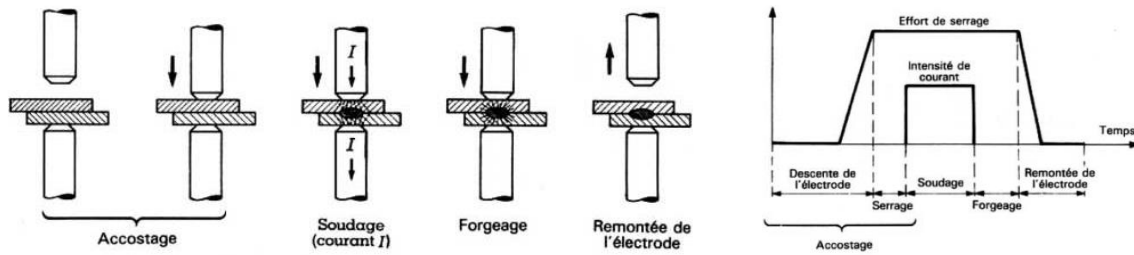


Figure 1-4: Les différentes phases d'une opération de soudage par points et un cycle typique [14]

La technique du soudage par points permet l'assemblage de métaux d'épaisseurs comprises entre 0.5 et 10 mm [14]. Au-delà, la raideur des tôles compromet la réussite du procédé. Sur les 1500 kg d'une automobile grande série type berline, la caisse en blanc représente environ 29% du total, c.à.d. 435 kg [15]. Une caisse en blanc est la combinaison de plusieurs nuances d'aciers dont l'épaisseur varie entre 0.65 et 2.5 mm (tôles fines à moyennes) avec une moyenne autour de 1.1 mm. L'assemblage de la caisse en blanc, regroupant en moyenne 400 pièces de tôlerie, il est généralement nécessaire d'effectuer un grand nombre de PSE, plus de 3000 pour une citadine Peugeot 208 [4] et jusqu'à 6600 pour le SUV BMW X6 [16].

Le procédé de soudage par résistance par points possède plusieurs atouts comme un temps de cycle court qui se traduit par une cadence élevée, un coût de production bas et une flexibilité de l'outillage [17]. Le temps de soudure est variable suivant la nature des métaux à assembler, leurs épaisseurs et qu'il s'agisse d'un procédé de soudage lent (faible puissance) ou rapide (forte puissance) en fonction de l'intensité du courant adoptée. Le choix d'un couple temps-courant bénéficie d'une fenêtre d'utilisation large. Cependant, on préférera le soudage rapide, car il permet des résultats plus constants et des soudures de meilleures qualités [14]. La durée de soudure s'exprime en une période de 1/50^e de seconde, laquelle est calée sur la fréquence du réseau électrique 50 Hz. Dans l'industrie automobile grande série, le soudage de la caisse en blanc nécessite pour un cycle complet de l'ordre de 1.2 à 1.6 seconde [17].

Du point de vue de la tenue mécanique, le procédé est reconnu pour produire des joints résistants. En valeur absolue, la contrainte à rupture varie d'un assemblage à un autre puisque le joint est constitué à partir des matériaux des substrats à souder. On peut faire mention des études [17] et [18] où des tôles d'aluminium AA5754 de 2 mm d'épaisseur assemblées par PSE présentent une résistance à rupture en traction-cisaillement, pelage et arrachement de respectivement 5 kN, 2 kN et 5 kN.

En outre, le PSE est l'un des procédés d'assemblage les moins couteux à mettre en place et à exploiter notamment grâce à des coûts de production bas. La Figure 1-5 illustre bien cette idée en comparant les coûts moyens d'installation et d'exploitation des techniques de rivetage auto-poinçonneur (SPR), résistance électrique (RSW) et de friction-malaxage (FSW) pour un scénario correspondant à une production de 35 000 unités/an et sur une durée de 5 ans.

Le procédé étant déjà utilisé dans les lignes d'assemblage automobiles et autres depuis longtemps, on peut qualifier sa maturité de conforme à une application de la technique dans les conditions opérationnelles, soit le plus haut degré de maturité (9) sur l'échelle TRL.

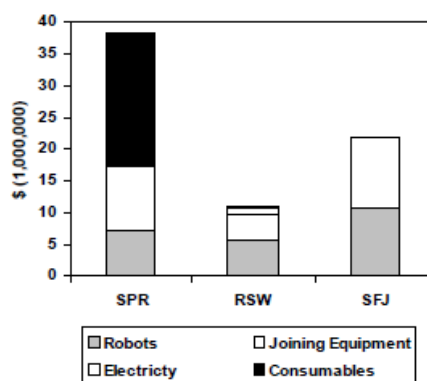


Figure 1-5: Comparaison du coût d'investissement et d'exploitation des techniques SPR, RSW et SFJ [17]

1.1.3 Cahier des charges automobile grande série

1.1.3.1 Environnement de production automobile

Le choix de la solution envisagée pour réaliser l'opération d'assemblage est guidé également par l'existant, c'est-à-dire l'environnement de travail dans lequel elle doit s'intégrer. Dans le cas d'un environnement de production automobile grande série, comme c'est le cas pour le constructeur automobile PSA, les opérations d'assemblage des éléments structurels ou semi-structurels sont réalisées dans l'atelier appelé « Ferrage » ou « Tôlerie ». Comme on peut le voir sur la Figure 1-6, le ferrage s'intègre en amont de la ligne de production automobile juste après l'atelier d'emboutissage.

Les opérations d'assemblage dans l'atelier de ferrage sont aujourd'hui entièrement automatisées grâce à l'utilisation de robots commandés. Sur la Figure 1-6 à droite, on observe les robots, aux bras articulés, amener, positionner et réaliser à la chaîne les opérations de soudage par PSE sur la caisse en blanc.

Il faut savoir que dans le cas d'une production automobile grande série, le temps de cycle alloué pour les opérations d'assemblage est très court (~1 s par PSE) afin de permettre la sortie en bout de chaîne d'un véhicule par minute en moyenne (source PSA). Ainsi à ce stade de la production, l'automatisation et la robotisation des opérations s'avèrent incontournables.

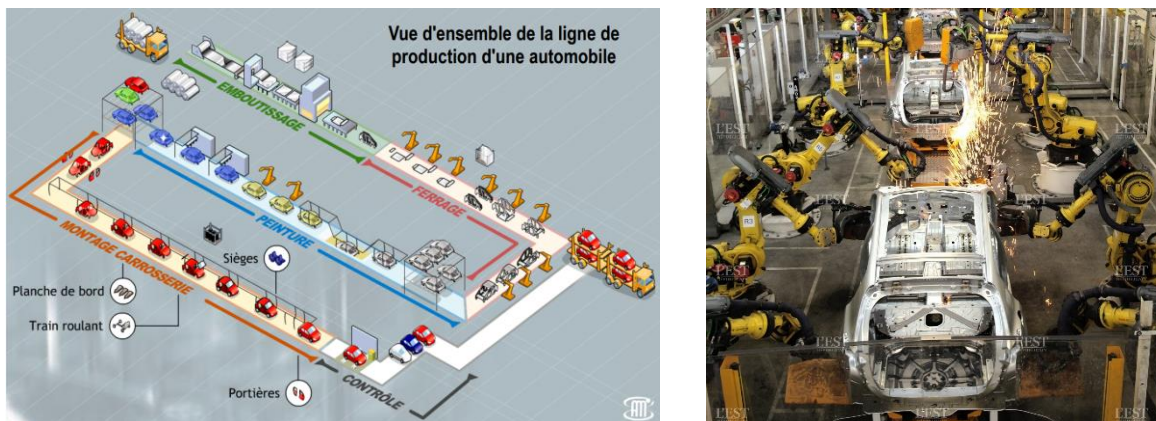


Figure 1-6: Vue d'ensemble d'une ligne de production automobile (gauche, source Dacia). Focus sur l'atelier ferrage robotisé pour le soudage de la caisse en blanc (droite, usine PSA Sochaux).

1.1.3.2 Performances attendues et contraintes

Pour répondre à la problématique de l'assemblage polymère-métal dans un contexte industriel de production en grande série, la solution technique envisagée doit pouvoir répondre à certaines exigences incontournables : la tenue mécanique attendue en statique et en fatigue (durabilité), la compatibilité avec l'industrialisation (automatisation, robotisation, temps de cycle) et la polyvalence (mise en œuvre, outillages, limitations sur la nature des matériaux). Il faut aussi de façon générale que le procédé soit économiquement viable en termes d'investissement/désinvestissement, de consommables, de coût d'exploitation et de maintenance.

Dans la réalité, d'autres impératifs peuvent entrer ligne de compte comme la recyclabilité [19], le coefficient de réparabilité des structures pour des questions d'assurance et le moyen de contrôle, en général il s'agit d'un contrôle non-destructif (CND).

En se basant sur les résultats de l'état de l'art et prenant en compte l'ensemble des critères d'évaluation, les axes de recherche les plus prometteurs pour la problématique étudiée sont identifiés. On les retrouve à l'issue de ce chapitre en section 1.6.

1.2 Le Collage structural

1.2.1 Définition et principe

Comme le définit J.-J. Villenave dans *Assemblage par collage* [20], « coller consiste à établir un joint entre deux substrats ». Le joint est un matériau polymère, réticulé (macromolécule) ou non, de faible épaisseur, entre 0.01 et 0.05 mm. L'établissement du joint se fait au cours de trois phases successives (Figure 1-7). Tout d'abord, l'application (par enduction) d'une colle (ou adhésif) sur la surface des substrats. Puis, l'adhésion de cette colle dans les zones d'interfaces. Enfin, le développement de sa cohésion jusqu'à l'état solide. Dans le cas d'un assemblage, par opposition au collage ou au simple revêtement, les substrats ont des épaisseurs très supérieures (coef. 10 à 1000) à l'épaisseur du joint. Ce dernier doit supporter et répartir au mieux des contraintes qui lui sont imposées et en cela répondre à des exigences diverses en termes de tenue mécanique, de fiabilité ou de durabilité.

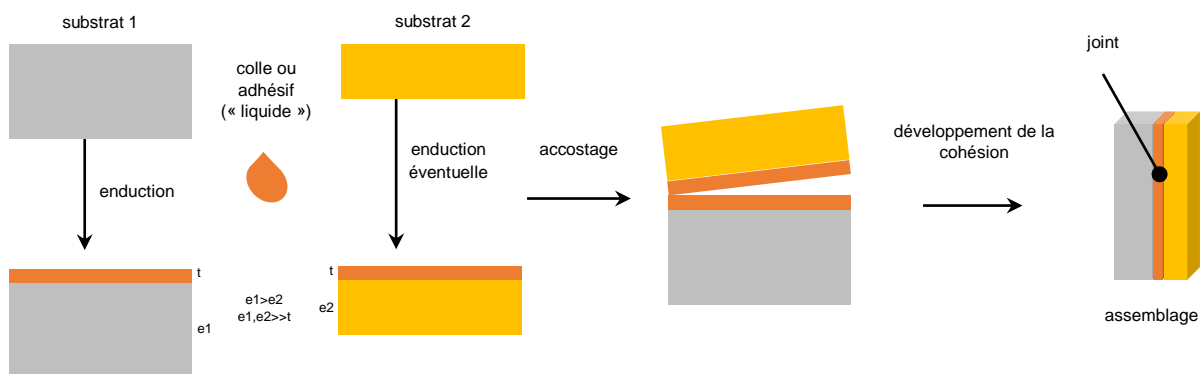


Figure 1-7: Schéma de principe d'assemblage par collage structural d'après [20]

Lorsqu'il s'agit d'assemblage, il est nécessaire de s'assurer que si une sollicitation entraîne la rupture, celle-ci ne se produit pas au niveau des interfaces collées ni du joint lui-même. Cela amène à introduire la notion d'assemblage structural, où le joint est aussi résistant que les substrats qu'il sert à assembler d'après la définition normalisée [21]. Le collage structural correspond au principe d'assemblage par adhésion, laquelle intervient dans la zone d'interface entre le joint et le substrat. Par zone d'interface, on entend la zone de contact de l'adhésif et/ou du joint avec chaque substrat. L'adhérence correspond à une situation ou un état. On peut l'évaluer en mesurant la force nécessaire pour provoquer le décollement. Elle est fonction de l'énergie d'adhésion mais aussi du comportement du joint sous la sollicitation imposée, i.e. de l'adhésion et de la cohésion du joint. Par cohésion, on entend la force d'attraction qui fait se tenir solidement entre elles les molécules d'un corps et ainsi en assure la cohérence physique. Les différents modes de rupture d'un joint collé sont illustrés dans la Figure 1-8. Dans la littérature, on trouve des modèles théoriques de l'adhésion de plusieurs types : les modèles macroscopiques (ancrage mécanique, attraction électrostatique, couches de faible cohésion, interdiffusion), le modèle des interactions élémentaires (liaisons chimiques et physiques) ou encore le modèle rhéologique (formulation énergétique) [20].

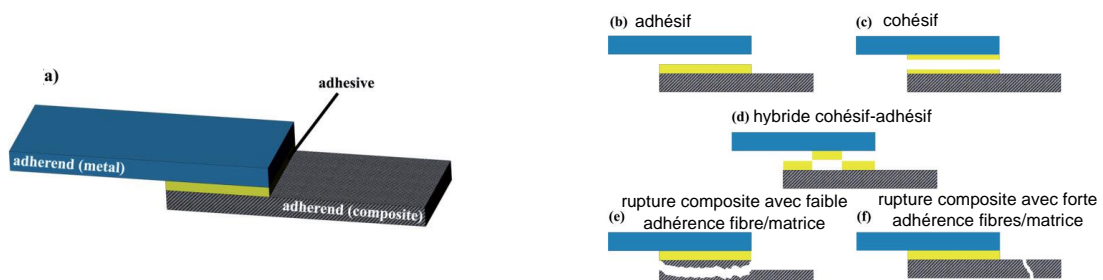


Figure 1-8: Différents modes de rupture d'un joint collé en sollicitation traction-cisaillement [13]

1.2.2 Utilisation industrielle et mise en œuvre

1.2.2.1 État et préparation de surface

En matière de collage industriel, l'état de surface est souvent la clé pour obtenir l'adhésion souhaitée des substrats à assembler. En effet, la qualité du collage dépend directement des interactions entre la surface des substrats et l'adhésif. On comprend bien que la présence d'agents contaminants et d'impuretés, limitant voire empêchant le contact entre l'adhésif et le substrat, puisse réduire les forces d'adhérence. Une bonne adhérence implique nécessairement une bonne mouillabilité des surfaces à assembler [22]. En d'autres termes, que l'adhésif puisse s'étaler correctement sur la surface et s'introduire dans les irrégularités topographiques du substrat. La rugosité et la porosité des surfaces favorisent également l'adhésion par processus d'ancrage mécanique [20]. De même que la présence de groupes chimiques réactionnels est à l'origine de la formation de liaisons chimiques fortes entre substrat et adhésif.

La préparation des surfaces a donc pour objectif d'éliminer les contaminants et les couches superficielles de faible cohésion [22]. Le but étant de rechercher l'état de surface le plus favorable permettant l'adhésion. Cette préparation peut s'effectuer de différentes manières, on distingue les traitements mécaniques (e.g. ponçage, sablage et grenailage), les traitements chimiques (e.g. dégraissage, décapage, conversion) et les traitements énergétiques (e.g. fluoration, traitements par plasma froid, flammage, traitements par laser) qui s'adaptent suivant que la surface à traiter soit métallique ou polymère [20].

1.2.2.2 Choix de l'adhésif

Le choix pertinent d'un adhésif doit se faire en accord avec le cahier des charges de l'assemblage à réaliser. Afin d'être guidé au mieux dans cette démarche, les conditions suivantes doivent être vérifiées [22] :

- Compatibilité de l'adhésif avec les matériaux à assembler ;
- Températures (min et max) de fonctionnement ;
- Environnement de l'assemblage (huile, carburant, humidité,...) ;
- Sollicitations mécaniques (Figure 1-9) ;
- Adaptation entre rugosité du substrat et rhéologie de l'adhésif ;
- Conditions de durcissement (température, temps de prise,...).

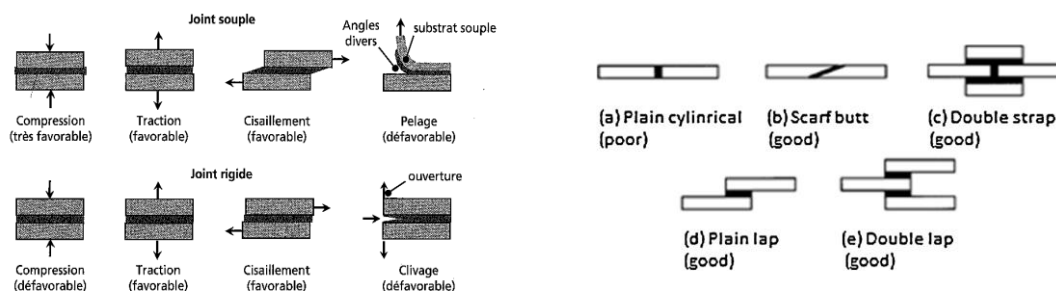


Figure 1-9: sollicitations types des joints collés (gauche) [20] et sélection d'assemblage collés favorables [1]

Une fois les critères ci-dessus pris en compte, le choix de l'adhésif adéquat peut être effectué parmi de nombreuses gammes d'adhésifs qui peuvent être classés en deux grandes familles: celle des AMOP (Adhésifs à Mise en Œuvre Physique) et celle des AMOC (Adhésifs à Mise en Œuvre Chimique). Dans la famille des AMOP, les polymères sont linéaires, solubles (dans des solvants) et donnent rarement des matériaux fortement cohésifs. Ils sont généralement utilisés pour des applications semi-structurelles (collage). Les AMOC, pour lesquels le polymère est formé au cours d'un processus réactionnel, de polymérisation ou réticulation, simultané à l'opération de collage [20]. Dans cette famille, les processus réactionnels des

adhésifs donnent lieu à des réseaux tridimensionnels fortement cohésifs et capables de supporter de fortes contraintes mécaniques. Cette famille est principale source des adhésifs à destination d'assemblages structuraux.

Suivant le type de conditionnement ou de présentation exigé, la solution peut alors se matérialiser par une pâte à enduire à deux composants (adhésifs époxyde, uréthane et acrylate [20]) ou composant unique (colles phénoliques, époxyde et thermosturales [20]), un film thermoréticulable ou encore un fluide réticulable à basse température.

1.2.2.3 Adhésifs structuraux

Pour la réalisation d'assemblages à vocation structurelle, on s'oriente le plus souvent vers les familles d'adhésifs suivantes, toutes faisant partie des AMOC :

- Les adhésifs époxydes sont des colles disponibles en formulation bi-composant ou mono-composant et conviennent à la plupart des substrats. En formulation mono-composant, la réticulation peut être provoquée par l'humidité mais aussi résulter du déblocage par chauffage de certaines fonctions isocyanate. Elles sont très résistantes en traction et cisaillement (10 à 35 MPa) et ont une très bonne tenue au vieillissement en fatigue [22]. Dans la formulation bi-composant, elles résistent à des températures comprises entre -70°C et + 150°C. Cette famille d'adhésifs est conçue pour des applications aussi diverses que le domaine du BTP (édification et maintenance des ouvrages d'art), en construction mécanique ou encore en pour le montage et l'entretien de véhicules (du VTT à la fusée Ariane). Pourtant, ces colles ne sont pas élaborées pour résister aux chocs ou à des vibrations hautes fréquences. Difficilement destructibles, elles présentent l'inconvénient de ne pas autoriser, ou très peu, le démontage.
- Les adhésifs polyuréthanes, à base isocyanate, sont des colles également disponibles en formulation mono et bi-composant. Ces colles se caractérisent par leur souplesse qui les rend particulièrement résistantes au pelage. Par contre, elles n'atteignent pas les hautes tenues mécaniques des époxydes et sont également moins performantes en vieillissement et en fatigue. La tenue en température de ces adhésifs varie entre -60°C et +70°C (risques de fluage au-delà [20]) et il est à noter que même pour les plus basses températures de fonctionnement (-40 à -60°C), la souplesse du joint est conservée. De par leurs caractéristiques, ces colles sont davantage destinées à des usages semi-structuraux et servent notamment à l'assemblage du verre, des métaux, du caoutchouc et des plastiques [20]. Elles sont de plus en plus utilisées dans l'industrie automobile notamment pour le collage d'éléments composites sur des ossatures métalliques.
- Les adhésifs cyanoacrylate ou super-glues, à base de cyanoacrylate de méthyle ou d'éthyle, sont des colles mono-composant très fluides connues pour leur polymérisation très rapide (quelques secondes) en présence d'humidité (au moins 45 à 50% lors de la mise en œuvre). Ces colles ont des températures de fonctionnement comprises entre -40 et +100°C (risques de fluage au-delà [20], [23]). Elles supportent en revanche moins bien le vieillissement ou les efforts, de type fatigue, que les époxydes ou les polyuréthanes. Les cyanoacrylates s'emploient avec les aciers (non inox), les alliages d'aluminium, les stratifiés thermodurcissables et la majeure partie des matières plastiques. Cette gamme d'adhésif n'a pourtant pas de réel caractère structural et se limite aux secteurs de l'électronique, électricité, microélectronique et optique de précision. On peut remarquer qu'une utilisation plutôt originale de cette colle est employée dans l'industrie : le maintien de la cohérence d'assemblage [20], [24]. Des points de colles cyanoacrylate sont positionnés pendant le temps de réticulation d'adhésifs structuraux à prises lentes (époxydes par exemple) évitant ainsi l'immobilisation des appareillages de positionnement.

Finalement, peu d'études se sont intéressées au collage structural pour l'assemblage hybride polymère-métal. On peut citer les travaux de [25] où un adhésif époxy est utilisé pour assembler un substrat aluminium et une résine polymère renforcée par des fibres de verre. Il est tout d'abord remarqué que la tenue mécanique mesurée en traction-cisaillement est fortement dépendante de l'épaisseur du joint, l'épaisseur la plus faible produisant un meilleur résultat (0.5 mm comparé à 1.5 mm). La tenue mécanique est aussi fortement dépendante de l'état de surface des substrats à assembler. L'utilisation sur le substrat métallique d'un traitement abrasif ou chimique via un revêtement type silane permet d'augmenter significativement la résistance du joint collé. La contrainte à rupture augmente respectivement de 1.81 MPa (1.1 kN) pour une surface non traitée à 2.10 MPa (1.3 kN) et 9.79 MPa (6.1 kN). L'augmentation de la résistance par le traitement chimique s'accompagne du changement de mode de rupture passant du mode adhésif au mode cohésif (Figure 1-10).

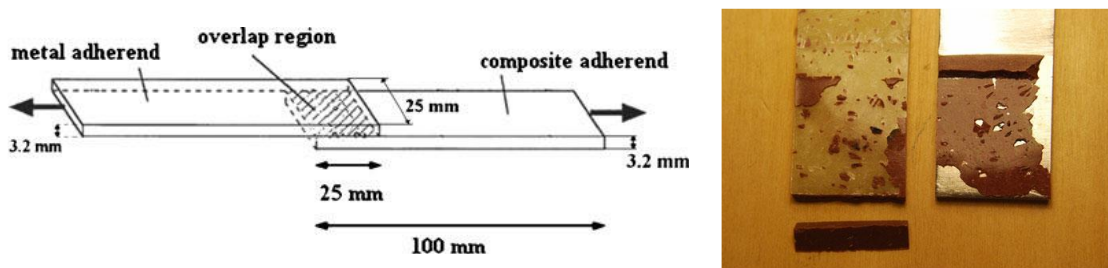


Figure 1-10: Collage structural GFRP-Alu : configuration d'essai et faciès de rupture type de cohésif partiel [25]

1.2.3 Assemblage par collage structural : synthèse

Le collage structural est une solution qui peut très bien s'envisager dans le cas d'un assemblage polymère-métal [24]. La technique présente des avantages certains mais en contrepartie d'inconvénients importants. Les différentes qualités et limites de la technique sont présentées dans le Tableau 1-1 en s'appuyant notamment sur [20], [23], [24], [22], [26].

Le collage structural possède les qualités principales que sont la polyvalence, le respect de l'intégrité des substrats et la simplicité de mise en œuvre. C'est également un procédé qui engendre une addition de matière négligeable et permet d'obtenir sans projections ni fumées des joints invisibles. Le plus haut degré de maturité associé à la technique, i.e. TRL 9, permet son intégration dans un environnement opérationnel.

Les époxydes présentent une tenue mécanique compatible avec des usages structuraux mais ont l'inconvénient de la durée de polymérisation, entre 20 min et 16 h à froid et entre 10 à 30 min à chaud [26]. L'état des surfaces à assembler est un élément déterminant qui peut fortement faire varier la tenue mécanique jusqu'à un facteur 5. De plus, ce type d'adhésif peu s'avérer onéreux entre 5 et 20 €/kg [26]. Les polyuréthanes et cyanoacrylates polymérisent dans des durées courtes qui seraient compatibles avec une production grande série mais ont l'inconvénient de ne pas fournir la tenue nécessaire à un assemblage structural.

En général, les adhésifs sont plus sensibles aux contraintes cycliques que statiques et sont sujets au vieillissement hygrothermique et thermique [23].

Conclusion : La littérature a permis de dégager une tendance vis-à-vis de la technique du collage structural, à savoir une utilisation en complément d'une autre technique d'assemblage. On trouve alors le collage associé à des techniques diverses pour former des procédés hybrides : au rivetage ("riv-bonding"), au clinchage voire même au soudage ("weld-bonding"). Ces procédés sont détaillés dans la section 1.5.2 *Procédés hybrides*.

Enfin, le collage peut également avoir une double fonction lorsque le procédé est utilisé pour réaliser le maintien en position de pièces, en plus de sa fonction structurelle, préalablement à l'assemblage définitif réalisé avec la technique principale, comme dans l'exemple de l'assemblage du châssis en deux parties de la BMW I3 [27].

	Comportement en service	Industrialisation	Aspect économique
Catégories	<i>Performances mécaniques</i>	<i>Temps de cycle</i>	<i>Investissement de départ Désinvestissement</i>
	<i>Durabilité / Fiabilité / CND</i>	<i>Automatisation, intégration/compatibilité chaîne de production automobile</i>	<i>Coût d'exploitation / Maintenance</i>
	<i>Fonctions annexes</i>	<i>Sécurité / Hygiène / Environnement</i>	<i>Niveau main-d'œuvre</i>
Avantages	<ul style="list-style-type: none"> - Respect de l'intégrité des substrats à assembler : pas de perforation ou altération - Continuité de l'interface collée : distribution plus uniforme des contraintes - Polyvalence d'assemblage : tous types de substrat (matériau, forme, dimension/épaisseur). Multi-matériaux (coeff. dilatation thermique) - Compatibilité résines thermodurcissables 		- Faible investissement
	<ul style="list-style-type: none"> - Insensible corrosion - Supporte bien les vibrations 		<ul style="list-style-type: none"> - Simplicité outillage - Maintenance limitée
	<ul style="list-style-type: none"> - Étanchéité - Isolation : électrique, thermique, électromagnétique, phonique - Esthétique du joint 	- Procédé sécurisé	- Qualification main-d'œuvre réduite
Inconvénients	<ul style="list-style-type: none"> - Résistance sollicitations pelage et clivage - Ajout de matière 	<ul style="list-style-type: none"> - Temps de polymérisation (solidification) : incompatibilité temps de cycle automobile 	- Désinvestissements importants possibles
	<ul style="list-style-type: none"> - Résistance à la chaleur - Durabilité en milieux sévères moyenne - Fiabilité / CND - Prédicibilité (code de calcul) 	<ul style="list-style-type: none"> - Intégration/compatibilité ligne d'assemblage automobile difficile: immersion, cuisson. Risque de contamination. - Préparation de surface en amont collage (peintures, revêtements, tôles grasses) - Sélection de l'adhésif - Contrôle difficile / Reproductibilité 	- Perte de productivité
	<ul style="list-style-type: none"> - Démontage impossible/difficile 	<ul style="list-style-type: none"> - Hygiène à encadrer - Produits impactant l'environnement 	- Philosophie du collage à adopter (formation des personnels, sensibilisation)

Tableau 1-1 : Synthèse des avantages et inconvénients du collage structural

1.3 Les Assemblages mécaniques

1.3.1 Définition

L'introduction de matériaux composites dans des structures hybrides a remis en avant les techniques d'assemblage mécanique [28]. Les assemblages mécaniques correspondent au principe d'assemblage par blocage mécanique dont le maintien est le plus souvent réalisé par un composant externe. On peut différencier les techniques d'assemblage mécanique en deux catégories dès lors qu'ils nécessitent ou non la déformation plastique des composants à assembler : celles sans déformation plastique et celles avec déformation plastique. Seuls les procédés d'assemblage avec déformation sont investigués dans cette section et non les procédés sans déformation comme les systèmes vissés [1], [29] et rivets aveugles principalement à cause de la contrainte du perçage préalable et de l'alignement [30].

1.3.2 Rivetage auto-poinçonneur

1.3.2.1 Principe et mise en œuvre

Cette technique d'assemblage à froid consiste à assembler deux ou plusieurs substrats par déformation plastique. Avant d'être envisagée pour l'assemblage polymère-métal, cette technique a d'abord été utilisée comme alternative au soudage pour assembler des tôles aluminium ou des matériaux métalliques hétérogènes [17], [18]. Le principe général du rivet auto-poinçonneur est illustré dans la Figure 1-11. Positionnés l'un sur l'autre, les éléments à assembler sont pris en sandwich entre d'un côté un rivet forcé dans la direction verticale par un pion et de l'autre une matrice ou bouterolle dont la géométrie interne permet le dégagement contrôlé du rivet à travers les différentes couches successives des matériaux constituant le joint. Ce type d'assemblage a notamment montré une bonne aptitude à la fatigue [31], sa meilleure résistance par rapport au clinchage [32] et une résistance comparable à un joint soudé pour des tôles d'aluminium [18].

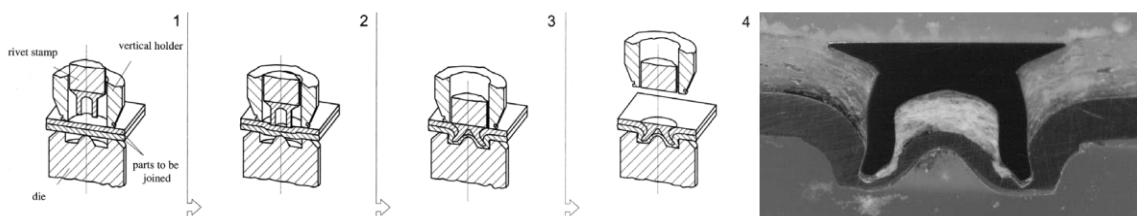


Figure 1-11: Principe du procédé de rivetage auto-poinçonneur [31] et vue coupe d'un joint riveté hybride [33]

Dans plusieurs travaux, l'assemblage par rivetage auto-poinçonneur a été appliqué à des combinaisons polymère-métal. Le principe est le même que pour l'assemblage de tôles métalliques homogènes ou hétérogènes à la différence près que pour ce cas-là, le substrat polymère doit se retrouver en position supérieure car ce dernier n'a pas la capacité, à la manière du substrat métallique, de subir la déformation plastique imposée par le rivet et la matrice [34], [35]. D'ailleurs, il est observé dans la littérature que le substrat composite est l'élément qui est systématiquement à l'origine de la rupture du joint.

Dans l'étude [33], avec une association aluminium / résine renforcée aux fibres de verre et pour des épaisseurs respectives de 1.5 mm et 2.5 mm, la résistance maximale en traction-cisaillement mesurée avoisine 3 kN. Le rivet utilisé est de 4.7 mm de diamètre et 6.5 mm de longueur. Il est rapporté que l'opération de rivetage dure 2 s.

Dans une autre étude [34], la résistance de joints rivetés formés avec plusieurs combinaisons de métaux (aluminium, acier) et de polymères (thermoplastiques et thermodurcissables) est évaluée. Plusieurs paramètres du procédé sont étudiés comme les dimensions du rivet en acier (diamètre, hauteur) ainsi que la géométrie de la matrice. L'analyse des résultats permet de conclure que la réussite du procédé dépend tout particulièrement de la géométrie du rivet

et de la force de pression qui se doit d'être suffisante pour permettre au rivet de s'enfoncer de façon optimale. On peut remarquer qu'avec le substrat acier (1 mm d'épaisseur) en position inférieure et le thermoplastique polyamide PA (3 mm) en position supérieure, l'effort à rupture en traction-cisaillement mesuré est de 2.4 kN, de 2.2 kN avec le thermodurcissable PBT/PC et de 2.0 kN avec le thermodurcissable SMC. Avec l'aluminium cette fois (2 mm) en position inférieure, l'effort à rupture est de 2.5 kN avec le PA, 2.2 kN avec le PBT/PC et 2.8 kN avec le SMC. Le rivet utilisé est de 4.8 mm de diamètre et 6.7 mm de longueur.

Plus récemment, [35] s'est intéressé à une combinaison aluminium / polyamide PA6/6 chargé en fibres de verre. Dans cette étude, l'influence des paramètres tels la forme du rivet, la température de fonctionnement et la charge en fibres de la matrice polymère sont analysés. Le rivet utilisé a un diamètre de 5 mm. On observe que les paramètres les plus influents sont la charge en fibres du polymère et la température ambiante puisqu'ils sont directement impliqués dans le changement des caractéristiques mécanique du composite. Avec un polymère PA6/6-GF50, une température d'essai de 23°C et un rivet avec une tête arrondie, le joint supporte un effort statique à rupture de ~3.4 kN et de 1.9 kN après $2 \cdot 10^6$ cycles.

On remarque que le phénomène de dégagement de chaleur pendant une opération de rivetage classique n'est pas pris en compte dans la littérature car l'effet produit est négligeable sauf lorsque le rivet est en rotation [36].

1.3.2.2 Bilan sur le rivetage auto-poinçonneur

Le rivetage auto-poinçonneur permet d'assembler à froid un matériau polymère avec un matériau métallique rapidement et sans perçages préalables. Le procédé s'avère également bien adapté à l'assemblage de plusieurs couches, i.e. supérieures à deux. L'état de surface des substrats n'est pas un facteur limitant ni la nature de la résine du matériau composite, i.e. thermoplastique ou thermodurcissable. La tenue mécanique statique obtenue est élevée en plus de la bonne tenue en fatigue. Le procédé est déjà un standard pour un certain nombre d'applications et malgré la spécificité du matériau composite, on peut espérer une maturité rapide en perspective pour l'assemblage polymère-métal (TRL=4).

Parmi les inconvénients de la technique, on trouve l'ajout de matière au joint formé, i.e. ~1 g / rivet. Le passage du rivet à travers la couche composite en position supérieure provoque une dégradation localisée importante. De plus, la technique n'est pas aussi polyvalente dans le sens où les caractéristiques du rivet, de la matrice ainsi que des paramètres de rivetage sont dépendantes de la nature des matériaux à assembler, de leur nombre et de leur épaisseur. Le joint formé est discret en partie supérieure mais pas côté inférieur à cause de la protubérance.

1.3.3 Friction Stir Blind Riveting (FSBR)

1.3.3.1 Principe et mise en œuvre

Le procédé FSBR autrement dit de rivetage aveugle par friction malaxage est un procédé récent qui s'inspire de procédés déjà établis que sont le rivet pop ou aveugle et le rivet auto-poinçonneur. Comme illustré dans la Figure 1-12, un rivet aveugle est entraîné en rotation à la vitesse angulaire w et approche à la vitesse verticale v du substrat supérieur. La géométrie interne de la tige de rivet facilite sa pénétration au travers des épaisseurs successives jusqu'à ce que la tête de rivet vienne en contact avec le substrat supérieur. Ensuite, la tige est tirée avec la force F qui provoque sa rupture, en une section bien déterminée, tout en faisant s'écarter la tête de rivet autour du substrat inférieur créant ainsi le blocage mécanique.

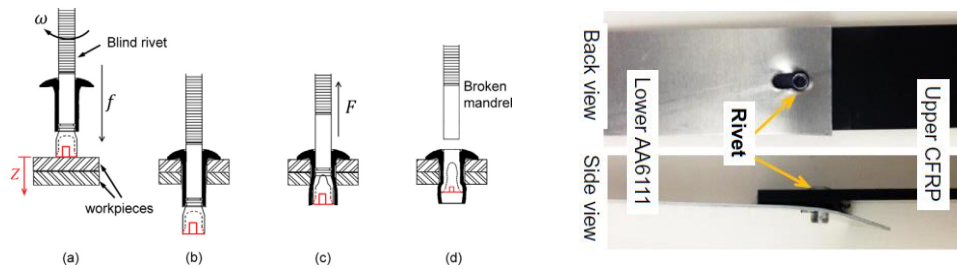


Figure 1-12: Principe du procédé FSBR [37] et éprouvette après essai de traction-cisaillement [30]

En considérant Fz [N], la force de pénétration verticale du à la translation sur Z à la vitesse v [$m.s^{-1}$], et Mz [N.m], le moment généré par la rotation du rivet à la vitesse w [$rad.s^{-1}$], on peut écrire l'énergie E [J] créée durant la pénétration des substrats en fonction du temps t [s] :

$$E = \int_{t_0}^{t_f} (Fz \cdot v) dt + \int_{t_0}^{t_f} (Mz \cdot w) dt \quad (1-3)$$

Le procédé FSBR a essentiellement fait l'objet de travaux visant à assembler des tôles aluminium de nuances identiques ou différentes [38], [37]. Une étude [30] a investigué la possibilité d'assembler une plaque aluminium 6111 de 0.9 mm avec une plaque polyamide PA6/6T de 3 mm renforcée par 30% de fibres de carbone. Le rivet aveugle utilisé est fait d'acier doux et a un diamètre 4.8 mm. Le fonctionnement du rivet pop n'impose pas, comme c'est le cas du rivet auto-poinçonneur, un empilement des matériaux à assembler. Néanmoins, il est rapporté que la plage d'utilisation du procédé est limitée par la fragilité du matériau composite qui ne supporte pas les vitesses de rotation trop faibles et/ou les vitesses d'avance trop élevées entraînant la délamination du composite au voisinage de l'orifice généré par le passage du rivet. Lorsque c'est l'aluminium qui est en position supérieure, le joint supporte une charge maximale de 3.4 kN alors qu'elle est de 3.1 kN lorsque c'est le composite qui est dans cette position. Avec une vitesse d'avance de 60 mm.min^{-1} , le temps de cycle est d'environ 14s.

1.3.3.2 Bilan sur le FSBR

Le procédé FSBR, en associant les avantages du rivet pop et du rivet creux, permet de réaliser l'assemblage d'un polymère et d'un métal d'un côté ou de l'autre de l'empilement et sans perçages préalables. La tenue mécanique en traction-cisaillement reste à des niveaux proches du rivetage auto-poinçonneur.

En revanche, la durée de l'opération est significativement plus longue qu'avec le rivetage auto-poinçonneur. La chaleur générée par les frottements du rivet en rotation n'a pas encore été bien étudiée dans la littérature mais si elle s'avérait suffisante pour provoquer l'apparition de précipités dans l'aluminium et la fusion de la résine du matériau composite, alors cela pourrait détériorer les propriétés mécaniques des matériaux au voisinage de la zone rivetée. Aussi, le joint créé est plus volumineux de chaque côté. Le procédé FSBR est encore très récent et sa maturité encore faible, encore située à un niveau de développement en laboratoire (TRL=3).

1.3.4 Fluo-taroudage

1.3.4.1 Principe et mise en œuvre

Le principe du fluo-taroudage prend sa source dans la technique de fluo-perçage (friction drilling) [39] qui consiste à percer le matériau en le pénétrant par l'intermédiaire de la chaleur provoquée par friction au contact d'un outil conique en rotation. Le fluo-taroudage est une technique déjà utilisée dans l'industrie pour l'assemblage de tôles d'aluminium [40], notamment chez le constructeur allemand Audi par exemple pour le modèle TT [1].

Le procédé appliqué à un couple acier / résine thermodurcissable renforcée avec des fibres de verre courtes SMC-GF a été étudié dans [4]. Le procédé de fluo-taraudage (Figure 1-13) fait intervenir une vis filetée en rotation qui pénètre les couches successives de matériaux, aidée par l'élévation de température générée par les frottements. Entraînée dans la direction des tôles à assembler, la vis forme un taraud dans lequel se logent les filets jusqu'à serrage complet de l'ensemble. Il est bien entendu admis que, pour ce type d'assemblage, la vis doit d'abord traverser le substrat composite avant le substrat métallique situé en position inférieure.

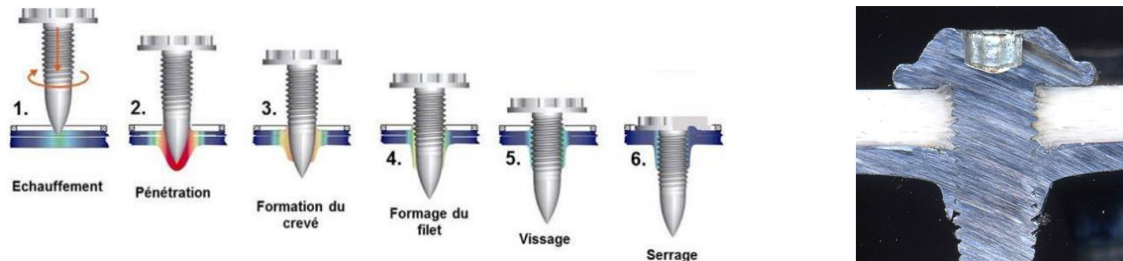


Figure 1-13: Principe du procédé de fluo-taraudage et vue en coupe d'un joint fluo-vissé [4]

La bonne formation du joint est dépendante en particulier de la nuance de l'acier utilisé qui doit conserver un minimum de ductilité. Il est constaté que le taraud est mal formé sur l'acier THLE alors qu'il est bien constitué pour l'acier doux et HLE. Des essais de traction-cisaillement montrent qu'avec l'acier doux et du THLE, le joint est à l'origine de la rupture alors qu'avec l'acier HLE, c'est le composite qui cède en premier. L'effort à rupture est de 10 kN dans le cas d'une association SMC-GF/HLE et de 6 kN si l'acier est remplacé par de l'aluminium. Le matériau constituant la vis fluo-taraudeuse n'est pas précisé mais au vu de l'application celui-ci correspond probablement à un acier d'outillage dont la dureté a été augmentée et la surface traitée contre la corrosion. Le temps nécessaire pour réaliser ce type d'assemblage se situe entre 2.5 et 3.5 s [41].

1.3.4.2 Bilan sur le fluo-taraudage

Le procédé de fluo-taraudage permet de former rapidement des joints vissés très résistants en traction-cisaillement. De plus, l'accès d'un seul côté est suffisant et l'outillage relativement simple.

En revanche, le procédé n'est pas polyvalent vis-à-vis des épaisseurs de matériau à assembler, de la ductilité du substrat métallique et de la position de la couche composite dans l'empilement. Enfin, l'ajout de matière est significatif et la protubérance du joint importante surtout du côté de la pointe de la vis. Le procédé appliqué à un couple polymère-métal n'a pas encore fait l'objet de suffisamment d'études pour faire progresser sa maturité que l'on peut situer à un niveau de recherche bien avancée en laboratoire (TRL=3).

1.3.5 Clinchage conventionnel

1.3.5.1 Principe et mise en œuvre

Le clinchage est une technique de formage à froid où les tôles mises en jeu sont assemblées par emboutissage au moyen d'un pion entraîné par une presse dans une matrice. Le blocage mécanique ainsi créé est à l'origine de la cohésion du joint (Figure 1-14 gauche). A la différence d'un procédé de clinchage classique, un apport de chaleur par convection (e.g. via pistolet chauffant [42]) est utilisé pour favoriser la déformation plastique des matériaux en particulier le substrat polymère. Ainsi, une course moins importante du pion est requise, minimisant alors les risques d'amorces de fissures ou de ruptures au moment de la formation du joint. Une autre particularité de la technique appliquée à l'assemblage polymère-métal est

que le substrat métallique est très souvent positionné côté pion au-dessus du substrat thermoplastique en position inférieure en raison de sa résistance mécanique inférieure. Malgré tout, dans la pratique, il apparait que les paramètres procédés garantissant la bonne formation du joint sont restreints et il faut alors trouver la bonne combinaison entre effort vertical et géométrie du couple pion/matrice [43], [44] ainsi que la durée de préchauffage [45]. Malgré la formation de l'ancrage mécanique, les fortes contraintes subies par le polymère pendant l'opération, et sous l'effet de la chaleur, entraînent la migration de la matière du centre vers les côtés du joint et s'accompagne souvent de l'arrachement de la fine épaisseur restante au moment de la séparation avec l'outillage (Figure 1-14 droite). La durée de l'opération de clinchage comprend l'étape de forgeage qui est relativement courte, environ 0.5 à 1 s [43], à laquelle il faut ajouter le temps de préchauffage compris entre 3 et 15 s [42] voire également un temps de consolidation de 1 s [45]. Il est constaté qu'un effort de forgeage minimum est nécessaire pour garantir la formation de l'ancrage mécanique [42], [45].

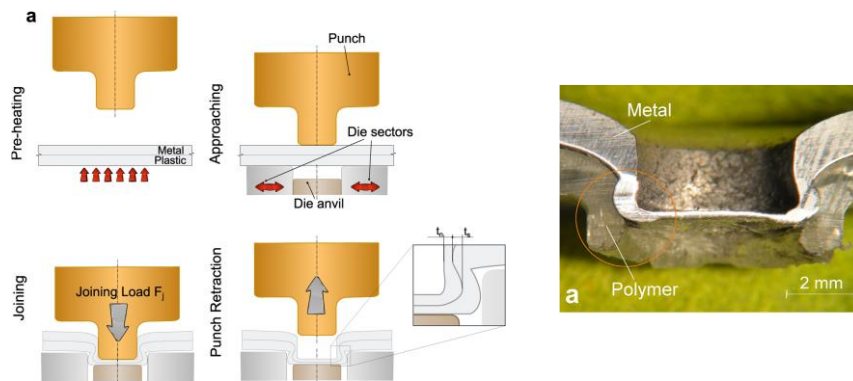


Figure 1-14: Principe du clinchage de tôles et vue en coupe d'un joint clinché polymère-métal [42]

Dans [42], un assemblage aluminium AA5053 (1.2 mm) / thermoplastique type polystyrène (1.2 mm) est investigué. Avec le jeu de paramètres optimal, l'effort à rupture mesuré en traction-cisaillement est de 0.6 kN. Pour cette combinaison de matériau et une matrice circulaire, l'effort de forgeage optimal se situe dans une plage 11-18 kN.

Dans [45], plusieurs combinaisons d'assemblage sont étudiées avec des substrats de 2 mm d'épaisseur en faisant intervenir un aluminium AA6082 et plusieurs thermoplastiques, polystyrène (PS), polycarbonate (PC) et plexiglas (PMMA). Dans cette étude, un effort de forgeage de 22 kN est appliqué via une matrice circulaire. Pour les combinaisons AL/PS, AL/PC et AL/PMMA, les efforts à rupture en traction-cisaillement sont respectivement de 0.4 kN, 1.6 kN et 1.5 kN. Dans les mêmes conditions opératoires le couple de matériaux AL/PC supporte une charge à rupture en pelage de 0.25 kN [43].

1.3.5.2 Bilan sur le clinchage conventionnel

Le clinchage conventionnel permet de réaliser l'assemblage polymère-métal sans ajout de matière et en recourant à de l'outillage simple malgré l'ajout d'une source de chaleur.

En revanche, la technique manque de polyvalence car la bonne formation du joint est fortement dépendante des paramètres procédés et s'ajoute à cela la nécessité de positionner le substrat composite en position inférieure. Sans compromettre l'ancrage mécanique, les déformations imposées au matériau composite provoquent son endommagement et souvent entraîne un arrachement de matière. La technique s'emploie uniquement pour les résines thermoplastiques et le joint est visible des deux côtés. Le temps de forgeage est court mais celui-ci est rallongé significativement par les temps de préchauffage et de consolidation. Enfin, la tenue mécanique obtenue en traction-cisaillement et en pelage est faible. Le clinchage appliqué à un couple polymère-métal se situe encore à un niveau de recherche avancée en laboratoire avec encore une marge d'amélioration (TRL=3).

1.3.6 Assemblages mécaniques : synthèse

L'état de l'art a permis d'identifier quatre techniques d'assemblage qui permettent l'assemblage polymère-métal par la création d'un blocage mécanique : le rivetage auto-poinçonneur, le rivet aveugle (FSBR), le fluo-taraudage et le clinchage. Tous les procédés d'assemblages mécaniques présentés recourent à la déformation plastique à froid des substrats à assembler à l'exception du clinchage pour lequel un préchauffage est nécessaire. Dans le cas du rivetage auto-poinçonneur, seule la couche supérieure composite est traversée et subit la rupture localisée pendant l'opération alors que pour le rivet aveugle et le fluo-taraudage, toutes les couches sont traversées et endommagées. Les différents avantages et inconvénients des assemblages mécaniques sont listés dans le Tableau 1-2.

L'ensemble des techniques présentent l'avantage d'être indépendantes vis-à-vis de la nature des matériaux à assembler puisque notamment une résine thermodurcissable ne pose pas de problème, sauf pour le clinchage où une résine thermoplastique uniquement peut être utilisée. Il faut ajouter que ces techniques d'assemblage ne nécessitent pas de préparation ni de structuration de surface. Les temps de cycle sont courts et les outillages relativement simples. On peut remarquer également que le démontage peut s'envisager pour le FSBR et le fluo-taraudage. La résistance des joints obtenus par rivetage auto-poinçonneur, FSBR et fluo-taraudage est excellente avec des contraintes à rupture élevées en traction-cisaillement, à l'inverse du clinchage qui produit des joints peu résistants, notamment en pelage. Enfin, l'assemblage mécanique s'adapte bien à l'assemblage multi-couches où le nombre d'épaisseurs est supérieur à deux.

L'un des principaux inconvénients des assemblages mécaniques est, à l'exception du clinchage, l'ajout significatif de matière que représente le rivet ou la vis mais qui peut se relativiser dans la mesure où la meilleure tenue mécanique relative par joint peut se traduire par un nombre inférieur de points d'assemblage nécessaires à l'échelle de la structure. Un autre aspect important à considérer est la dégradation localisée du substrat polymère qui se voit traversé durant l'opération de rivetage ou de vissage. Dans le cas du FSBR mais surtout du fluo-taraudage, la protubérance est importante voire dangereuse, ce qui peut induire des limitations dans l'utilisation du procédé. De façon générale, les procédés d'assemblage mécanique sont peu polyvalents : le clinchage nécessite que la couche polymère soit en position inférieure ainsi qu'un certain niveau de formabilité, la réussite du fluo-taraudage dépend de la nature du matériau métallique qui accueille le taraud et concernant les procédés de rivetage, l'épaisseur et le nombre d'éléments à assembler influence sensiblement le choix du rivet et les paramètres opérationnels. On peut également ajouter que l'assemblage doit s'effectuer sur des surfaces planes. La maturité des procédés d'assemblages mécaniques étudiés reste faible (TRL=3) alors qu'elle est un peu plus grande pour le rivetage auto-poinçonneur (TRL=4).

Conclusion : la possibilité d'assembler indifféremment des résines thermodurcissables comme thermoplastiques est un sérieux avantage des assemblages mécaniques tout comme la non-nécessité de préparation de surface. Le rivetage auto-poinçonneur se démarque des autres procédés par un très bon compromis tenue mécanique / limitations / maturité.

	Comportement en service	Industrialisation	Aspect économique
Catégories	<i>Performances mécaniques</i>	<i>Temps de cycle</i>	<i>Investissement de départ Désinvestissement</i>
	<i>Durabilité / Fiabilité / CND</i>	<i>Automatisation, intégration/compatibilité chaîne de production automobile</i>	<i>Coût d'exploitation / Maintenance</i>
	<i>Fonctions annexes</i>	<i>Sécurité / Hygiène / Environnement</i>	<i>Niveau main-d'œuvre</i>
Avantages	- Tenue mécanique (sauf clinchage) - Compatibilité matrices thermodurcissables	- Court	- Investissent raisonnable - Désinvestissement faible à modéré
	- Tenue en fatigue (rivet auto-poinçonneur)	- Intégration aisée ligne d'assemblage automobile - Pas de préparation de surface - Portabilité	- Coûts d'exploitation et maintenance raisonnables - Outillages simples
	- Démontage possible (FSBR, fluo-taraudage)	- Procédés sécurés	- Main d'œuvre opérateur
Inconvénients	- Discontinuité de l'interface assemblée - Addition de masse non négligeable (sauf clinchage) - Déformations plastiques sévères et/ou endommagement local des composants à assembler		
	- Étanchéité	- Polyvalence d'assemblage	
	- Démontage impossible (rivetage auto-poinçonneur, clinchage) - Protubérance		

Tableau 1-2 : Synthèse des avantages et inconvénients des assemblages mécaniques

1.4 Le Soudage

1.4.1 Définition

Le soudage est associé à l'opération consistant à réunir les parties constitutives d'un assemblage, de manière à assurer la continuité, à l'interface soudée, entre les parties à assembler [46]. L'opération de soudage n'est pas rendue évidente dans le cas de l'assemblage polymère-métal compte tenu de la nature des deux types de matériaux dont les températures de fusion T_f sont très éloignées. En effet, pour l'aluminium $T_f = 660^\circ\text{C}$ et l'acier $T_f = 1500^\circ\text{C}$ alors que pour une résine thermoplastique la température de transition vitreuse $T_g = 90^\circ\text{C}$ et $T_f = 280^\circ\text{C}$ et pour une résine thermodurcissable type époxy $T_g = 190^\circ\text{C}$ [47]. Cette différence de température conjuguée à l'absence de miscibilité entre matériaux hétérogènes, rend impossible le soudage par les techniques conventionnelles basées sur les phénomènes de résistance électrique ou d'arc électrique aboutissant au mélange des substrats à l'interface soudée.

Le soudage polymère-métal ne peut alors s'envisager qu'en faisant jouer à la résine du substrat composite le rôle d'un "adhésif" en le portant localement à sa température de fusion. Ainsi on obtient un procédé de soudage très proche d'un procédé de collage, mais sans ajout de matière, voire d'un brasage. Dans ce cas-là, l'apport de chaleur peut se faire uniquement via une énergie d'origine mécanique ou lumineuse, bien qu'utilisée de façon différente que pour les assemblages métalliques [46]. La résine utilisée de cette manière doit pouvoir être réticulable de façon réversible, ce qui exclut les résines thermodurcissables, comme les époxydes.

1.4.2 Soudage par ultrasons

1.4.2.1 Principe et mise en œuvre

Le soudage par ultrasons repose sur le principe d'échauffement des surfaces à assembler excitées par l'émission d'ultrasons compris entre 20 kHz et 10 MHz (semblable à l'effet des micro-ondes). Les vibrations ainsi produites provoquent des oscillations, comprises entre 5 et 50 μm [48], et le frottement des surfaces en contact jusqu'à fusion des matériaux. Ce procédé est couramment utilisé pour l'assemblage des thermoplastiques industriels. C'est un mode d'assemblage à froid ou basse température, ce qui présente l'avantage de ne pas provoquer d'échauffements périphériques.

Le procédé de soudage par ultrasons pour l'assemblage polymère-métal a fait l'objet de premiers travaux en 2007 [48]. Dans cette étude, l'assemblage hybride d'un aluminium avec un polymère, type polyamide renforcé aux fibres de carbone, a été investigué. Avec une surface de contact de 10 mm^2 , l'effort à rupture mesuré en traction-cisaillement est de 2.5 kN, équivalent à une contrainte de 25 MPa. Dans la continuité des premiers travaux [49], il a été démontré la forte influence de l'état de surface sur la résistance du joint. L'utilisation de traitements mécanique et chimique permet pour un assemblage AA2024/CF-PA66 d'obtenir une contrainte maximale de 58 MPa soit 66% de plus que la configuration sans traitement de surface (32 MPa). En outre, la durée de l'opération d'assemblage, systématiquement inférieure à 5 s [48], est relativement courte mais ne tient pas compte du temps beaucoup plus important dépensé si une étape de préparation de surface intervient. Une autre étude a permis de confirmer la forte dépendance de la tenue mécanique avec l'état de surface [50] puisqu'il est constaté une augmentation jusqu'à 56% de l'effort à rupture en traction-cisaillement sur une configuration d'assemblage similaire AlMg3/PA66-CF.

Plus récemment, le procédé nommé "U-Joining", développé par le Helmholtz-Zentrum Geesthacht (HZG), a été présenté dans une série de publications dont [51] en 2016. Le principe du U-Joining repose sur la technologie de base du soudage par ultrasons en y intégrant une fonction de pression à la sonotrode (à l'origine des ondes ultrasonores) pour les besoins de l'application. Dans ce procédé, c'est le substrat métallique qui pénètre le substrat

polymère grâce à des « agrafes » dénommées MIMStruct (brevet n° : EP 2 468 436 B1, 2013). Ces structures d'une longueur de 3 mm sont fabriquées au cours d'une opération de moulage par injection pendant laquelle elles sont fixées au substrat métallique. Les différentes étapes d'assemblage par le procédé U-Joining sont détaillées en Figure 1-15. Dans un premier temps (1), les substrats sont positionnés entre la sonotrode-presse et l'enclume. Ensuite (2), un effort axial couplé à des vibrations ultrasonores, dans la direction parallèle à la surface, est appliqué aux matériaux. Sous l'effet des vibrations transmises par la sonotrode, le polymère s'échauffe et se ramollit au contact des agrafes du substrat métallique qui progressivement le pénètrent (3). Une fois les agrafes complètement insérées dans le polymère (4), les vibrations sont stoppées tandis qu'un effort de forgeage est maintenu jusqu'à consolidation du joint et retrait de la sonotrode (5). L'assemblage est ainsi créé et les pièces sont maintenues entre elles principalement par ancrage macro-mécanique et adhésion (Figure 1-16). Dans l'étude [51], le couple de matériau utilisé est : Ti-6Al-4V / GFRP PEI, un alliage de titane très fréquemment utilisé et une matrice thermoplastique renforcée de fibres de verre. Des essais de traction-cisaillement ont été effectués sur des joints en recouvrement avec 6 pins répartis sur une surface de 15.5x21 mm². L'effort à rupture mesuré est de 2 kN, plus de 5 fois la valeur de la configuration sans structuration. La rupture se fait à chaque fois à la base du cône formé par les agrafes métalliques ainsi qu'à l'interface polymère-métal avec une rupture mixte cohésive-adhésive. La durée de l'opération d'assemblage est de 1.2 s avec l'utilisation de 6 pins et s'allonge légèrement de +0.2 s avec 4 pins.

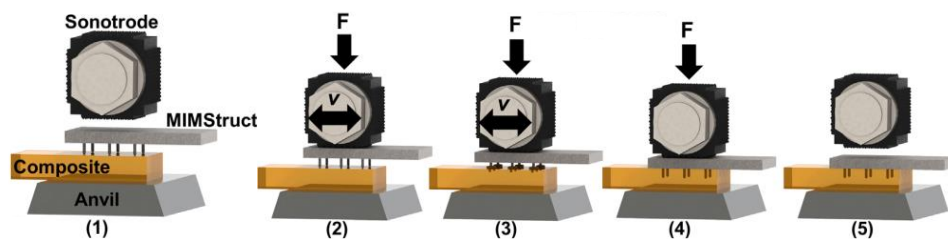


Figure 1-15: Phases d'assemblage du procédé U-Joining [51]

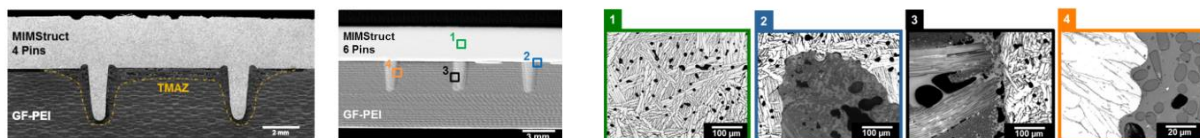


Figure 1-16: Macro et micro structure permettant l'ancrage mécanique polymère-métal [51]

1.4.2.2 Conclusion sur le soudage par ultrasons

Le soudage par ultrasons est une technique qui permet l'assemblage polymère-métal sans échauffements périphériques et dans un temps court qui dans le cas du U-Joining peut se rapprocher de 1s. Une fois consolidé, le joint à l'avantage d'être invisible et l'ajout de matière reste faible voire nul.

En revanche, le procédé ne peut fonctionner qu'avec un composite à résine thermoplastique et doit comme avec le U-Joining posséder une épaisseur minimale en raison de la longueur des pins utilisés. La mise en œuvre industrielle peut être freinée par le manque de maturité actuel de la technique (TRL=3) en plus de la complexité de l'outillage et de l'étape de fabrication des agrafes type MIMstruct. La tenue mécanique en traction-cisaillement est correcte mais reste à un niveau moyen et le comportement en arrachement n'est pas encore connu.

1.4.3 Soudage par friction

1.4.3.1 Principe et mise en œuvre

Le soudage par friction est une technique d'assemblage sans ajout de matière qui utilise le principe de l'échauffement par frottement. Cette technique appliquée à un assemblage polymère-métal nécessite des aménagements pour ne pas entraîner le mélange des substrats à l'interface comme c'est le cas pour le procédé de soudage répandu de friction malaxage ou Friction Stir Welding (FSW) particulièrement bien adapté à l'assemblage de tôles d'aluminium. Similaire au FSW, le procédé de "Friction Lap Welding" (FLW) [52], fait intervenir un outil dépourvu de pion mais uniquement d'un épaulement qui a pour fonction de faire s'échauffer la surface du substrat métallique par frottement avec la combinaison de l'avance et la rotation (Figure 1-17). La chaleur induite entraîne, par conduction, la fonte du polymère à l'interface. En refroidissant, le polymère se solidifie et le joint se forme par adhésion. Dans cette étude, pour un couple Al AA6061 / MC Nylon-6 et sans traitements de surface, une contrainte à rupture en traction-cisaillement de 8 MPa a pu être mesurée.

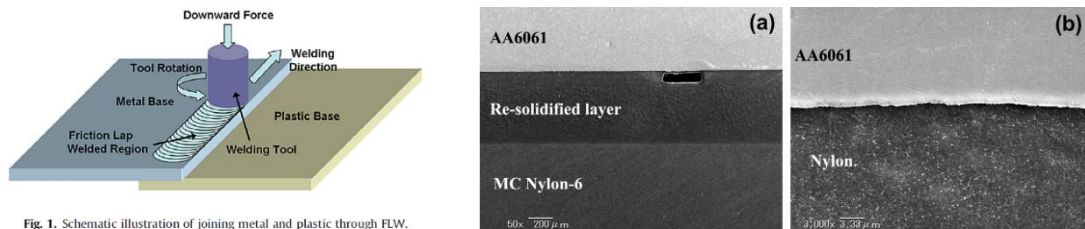


Figure 1-17: Principe du procédé Friction Lap Welding (FLW) [52]

Sur un principe similaire au FLW, le procédé "Friction Spot Welding" (FSpW) (brevet n° : EP 2329905 B1, 2012) est un procédé de soudage ponctuel mis au point récemment par le HZG permettant l'assemblage polymère-métal. Depuis quelques années, plusieurs travaux se sont intéressés à ce procédé et ce pour différentes combinaisons de matériaux : AA2024/CFRP [53], AA6181/CFRP [54] ou encore AA7075/CFRP [55].

Le FSpW se déroule en plusieurs étapes comme illustré en Figure 1-18. Tout d'abord (1), un premier cylindre creux en rotation se déplace verticalement jusqu'à venir en contact avec la surface du substrat métallique en position supérieure qui s'échauffe par frottement. Ce cylindre malaxe le matériau métallique tout en pénétrant dans l'épaisseur tandis que le deuxième cylindre plein celui-là et coaxial remonte ce qui a pour effet de créer une dépression et libère une cavité dans laquelle le métal pâteux vient se loger. Dans une deuxième phase (2), les deux cylindres regagnent leurs positions initiales. Le métal pâteux et échauffé est alors repoussé vers le substrat polymère en position inférieure. L'échange thermique par conduction provoque la fonte du polymère en surface. Enfin (3), et après une phase de refroidissement le dispositif de friction-pression est retiré. Le joint se consolide et l'assemblage se fait par ancrage macro-mécanique et adhésion. Les principaux paramètres gouvernant le process sont la vitesse de rotation, la profondeur de course du cylindre creux, la durée de l'assemblage et l'effort de pression. L'équation (1-4) [54] donne l'expression de la quantité de chaleur Q [J] produite durant la période de friction Δt [s], fonction de M_z [N.m], le moment généré par la rotation du pion à la vitesse w [rad.s⁻¹] et n le numéro de l'opération.

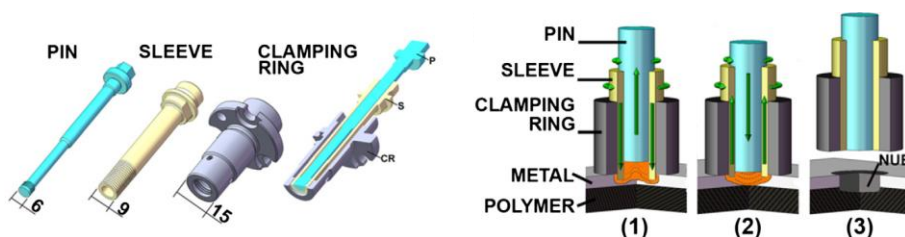


Figure 1-18: Principe du procédé FSpW et détails des outils de friction-pression [56]

$$Q = \sum_{n=1}^N M_z(n) \cdot w(n) \Delta t \quad (1-4)$$

Dans l'étude [55], on remarque que la performance du procédé FSpW est dépendante de deux principaux paramètres que sont, par ordre d'importance, l'état de surface et la nature des matériaux mis en jeu. La Figure 1-19 (gauche) permet d'illustrer ce phénomène. On constate que l'effort à rupture en traction-cisaillement peut atteindre 65 MPa pour la première configuration (AA7075/CF) lorsqu'un traitement de surface est appliqué alors que sans cette opération préalable, l'effort n'est que de 25 MPa, soit 2.6 fois moins. Ce constat est autant vrai pour le deuxième couple de matériau (AA2024/CF) mais par contre moins significatif dans le cas du troisième (AA2024-clad/CF) pour lequel le substrat aluminium est recouvert d'une peinture mate en aluminium. Le substrat métallique joue donc aussi un rôle dans la formation du joint puisque suivant la nuance d'aluminium, l'effort à rupture varie entre 65 MPa (4 kN) et 45 MPa. Sur la Figure 1-19 (droite), on peut observer le profil macroscopique du joint formé ainsi que le faciès de rupture suite à la sollicitation en traction-cisaillement. Suivant le jeu de paramètres utilisé, l'opération peut durer entre 4 et 8 s [55].

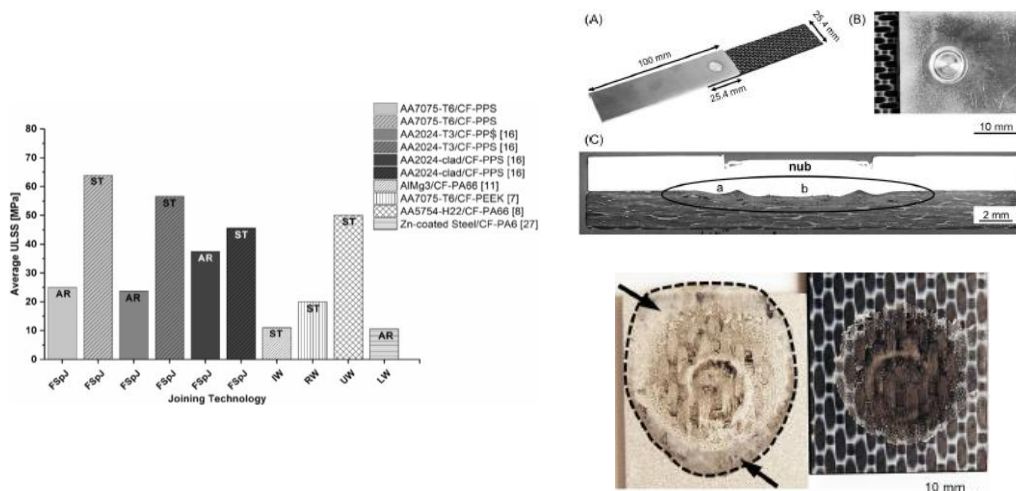


Figure 1-19: Effort à rupture en traction-cisaillement pour différents procédés et couples de matériaux (gauche), vues macroscopiques d'un joint assemblé par FSpW et faciès de rupture (droite) [55]

1.4.3.2 Conclusion sur le soudage par friction

La technique du soudage par friction permet de réaliser l'assemblage polymère-métal sans ajout de matière en offrant la possibilité, en adaptant l'outillage, de réutiliser un équipement de FSW existant. La technique du FSpW permet d'obtenir une tenue mécanique élevée pour certains alliages d'aluminium mais surtout à l'aide de traitements de surface. Le joint obtenu est relativement discret. La maturité de la technique est croissante et peut être située entre les niveaux 4 et 5 sur l'échelle TRL.

En revanche, le procédé n'est pas très rapide et son utilisation se restreint aux résines thermoplastiques. La performance du procédé est très dépendante de l'état de surface et des traitements de surface mécaniques et chimiques sont nécessaires. Aussi, celui-ci manque de polyvalence au regard de la dépendance aux paramètres process et à la nécessité de positionner toujours le substrat métallique en position supérieure.

1.4.4 Soudage laser

1.4.4.1 Principe général

Parmi les techniques de soudage polymère-métal par faisceau laser, on distingue deux types de procédés selon que celui-ci intègre ou non une phase de structuration de surface du substrat métallique avant l'étape d'assemblage. Suivant la fonction désirée, la source laser (Light Amplification by Stimulated Emission of Radiations) peut avoir des propriétés différentes et servir à la fois comme source de chaleur mais aussi afin de réaliser l'opération de structuration préalable.

1.4.4.2 Soudage sans structuration préalable du substrat métallique

1.4.4.2.1 Principe et mise en œuvre

Ne nécessitant pas de préparation de surface au préalable, cette première variante du soudage par laser est la façon la plus directe de réaliser l'assemblage. La technique est déjà utilisée dans l'industrie pour le soudage polymère-polymère non structural employant la technique Laser Transmission Welding (LTW) [57], [58]. La technique suppose que le substrat supérieur soit transparent, c.à.d. qu'il ne retienne aucune énergie au passage du faisceau laser. Le LTW (Figure 1-20 gauche) s'appuie sur un rayon laser incident traversant le premier substrat en position supérieure, appelé couche transparente, tandis que le deuxième substrat en position inférieure, appelé couche absorbante, reçoit l'énergie lumineuse concentrée au point focal. L'énergie lumineuse se transforme en énergie calorifique et fait fondre le substrat inférieur en surface ainsi que le substrat supérieur par conduction thermique. Après un temps de refroidissement, le joint se consolide et on obtient l'assemblage des matériaux. Ce procédé est principalement contrôlé par deux paramètres que sont la puissance du laser (distance focale) et la vitesse d'avance. Une puissance excessive entraînant la détérioration du polymère de même qu'une vitesse d'avance trop élevée peuvent entraîner la malformation du joint. Suivant que le thermoplastique est transparent ou non, un procédé de soudage laser par conduction peut se substituer au procédé de soudage par transmission. C'est le cas pour les thermoplastiques avec un fort pourcentage de renforts en fibres et qui possèdent un faible coefficient de transmission.

L'application du procédé de soudage laser à un couple polymère-acier a été expérimentée dans plusieurs études proposées notamment par [59] de l'Université d'Osaka pour lequel le procédé est nommé Laser Assisted Metal and Plastic (LAMP) (Figure 1-20 droite). En général, la source laser est de type diode et utilisée en mode continu [60]. La combinaison avec une vitesse d'avance permet de réaliser des cordons de soudure suivant une trajectoire définie. Le temps d'exposition nécessaire pour réaliser le soudage est un paramètre qui dépend de plusieurs facteurs comme la nature des matériaux, la zone à couvrir, la puissance du laser ou encore la vitesse d'avance. Par exemple dans l'étude de [61] où un acier est soudé avec une résine renforcée aux fibres de carbone, la vitesse d'avance varie entre 5 et 10 mm/s et la puissance entre 600 et 1000 W entraînant alors des variations de durées d'opération entre 1.5 et 4 s. L'application d'une pression sur les substrats est nécessaire à la bonne formation et consolidation du joint [62].

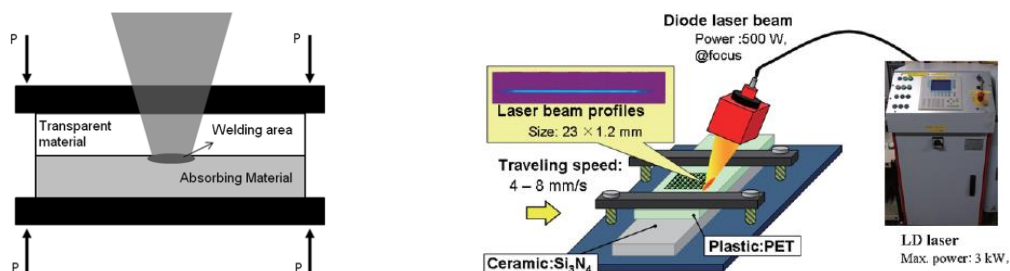


Figure 1-20: Principe du soudage laser par transmission [63] et application à l'assemblage polymère-métal [64]

Pendant l'opération, le polymère mouille la surface métallique et pénètre dans les irrégularités, aidé par l'apparition de bulles de gaz sous pression [60] ce qui crée les micro-ancrages mécaniques après consolidation du joint. La littérature sur le sujet [60] fait systématiquement état de la formation de bulles de tailles inférieures au millimètre [59], [61] au niveau de l'interface soudée lors du passage à l'état liquide du matériau plastique. En outre, il est reporté que pour certaines associations de matériaux (exemple : PET-acier, PET-titane) de nouvelles liaisons chimiques sont formées à l'échelle des molécules voire des atomes, renforçant ainsi encore plus l'adhésion des matériaux.

Dans [59], la tenue mécanique en traction-cisaillement d'un couple acier / plastique PET est mesurée à 3 kN, soit pour une surface de 10x30 mm² une contrainte à rupture de 10 MPa. Dans [62], le soudage d'un acier DC01 et d'une résine polyamide PA6.6 (Figure 1-21) supporte un effort avant rupture de 2 kN, soit 12 MPa. Avec un traitement de surface mécanique visant à augmenter la rugosité du substrat acier, l'effort mesuré augmente jusqu'à 3.4 kN, soit 21 MPa.

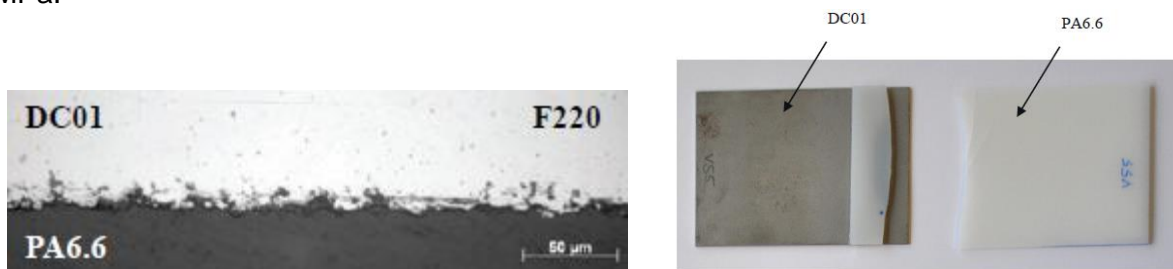


Figure 1-21: Vue en coupe à l'interface d'un joint soudé acier DC01 / PA6.6 et profil de rupture [62]

1.4.4.2 Conclusion sur le soudage laser sans structuration du substrat métallique

Le soudage laser sans structuration du substrat métallique permet d'assembler un polymère avec un matériau métallique de façon rapide, invisible et sans ajout de matière. Cette technique sans contact, excepté l'outillage de maintien, présente l'avantage de ne pas recourir à d'outillages spécifiques sujets à l'usure et maintenance régulière. Cette caractéristique fait de la technique un procédé polyvalent vis-à-vis de la variabilité d'épaisseur des substrats comme de la forme de la zone soudée en faisant varier les paramètres de la source laser.

Le procédé permet uniquement de souder des composites dont la matrice est de type thermoplastique. Un traitement de surface du substrat métallique est nécessaire pour atteindre un niveau de tenue mécanique compatible avec des applications structurelles. L'investissement initial que représente la technologie laser rend la technologie moins accessible. Le niveau de maturité du procédé dans le cas de l'assemblage polymère-métal reste encore faible (TRL=3) et fait toujours l'objet d'études en laboratoire.

1.4.4.3 Soudage avec structuration préalable du substrat métallique

1.4.4.3.1 Principe et mise en œuvre

Cette deuxième variante du procédé de soudage repose sur le même principe que la première variante en ce qui concerne l'opération de soudage par laser mais diffère en introduisant au préalable une étape visant à texturer la surface du substrat métallique dans le but d'augmenter le pouvoir d'adhérence à l'interface et in fine la tenue mécanique. Cette structuration réalisée également par un laser revient en quelque sorte à un hyper traitement de surface localisé. En général, un laser à solide nanoseconde pulsé [65], [66] est utilisé pour créer des cavités, orientées avec un angle d'incidence, en impactant successivement la surface du substrat métallique de façon très brève et avec une densité de puissance élevée (Figure 1-22). La Figure 1-23 présente la procédure de soudage avec structuration de surface préalable ainsi que la microstructure d'un joint aluminium / thermoplastique au niveau de l'interface soudée.

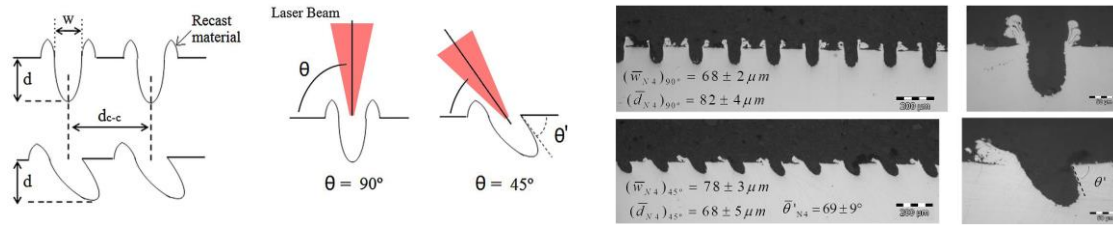


Figure 1-22: Principe de la structuration de l'acier avec un rayon laser nanoseconde pulsé [66] et coupe transversale [65]

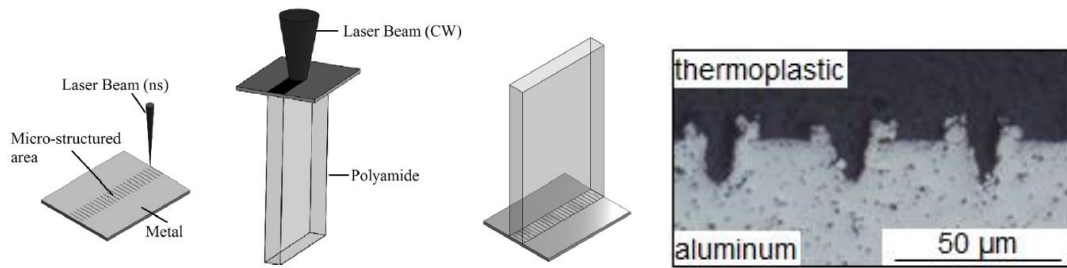


Figure 1-23: Procédure d'assemblage pour former un joint soudé en T [65] et microstructure d'un joint aluminium / thermoplastique [67]

Dans [67], et pour une combinaison PA6/6 / aluminium EN AW 6082 structuré par des impacts espacés de $150\mu\text{m}$, l'effort à rupture en traction-cisaillement mesuré est environ 4 kN, i.e. 25 MPa, ce qui représente +30% par rapport à la configuration sans structuration du substrat métallique (3.3 kN) [62].

Dans [65], les auteurs s'intéressent à une combinaison acier DP / thermoplastique renforcé aux fibres de verre PA6-GF30. Les résultats montrent clairement l'influence de la structuration de surface sur la tenue mécanique des joints formés. Sans micro-structuration préalable, le joint supporte une charge en traction-cisaillement de seulement 0.2 kN, soit 1 MPa pour une surface de $10 \times 20 \text{ mm}^2$. Alors que pour la configuration avec structuration, et le meilleur jeu de paramètres, l'effort à rupture est de 2.7 kN, soit 14 MPa. Dans une autre étude [66], le même auteur s'intéresse cette fois à une combinaison acier faiblement allié HC420LA / thermoplastique PA6-GF30. Les spécimens assemblés sont tels qu'un joint en T est formé (Figure 1-23 gauche) sur une surface de $2.5 \times 25 \text{ mm}^2$. Les meilleurs résultats en termes de tenue mécanique en arrachement sont obtenus pour un angle d'incidence du rayon laser de 90° (Figure 1-22 gauche), l'espacement testé le plus faible entre chaque impact à savoir $200\mu\text{m}$ (Figure 1-22 gauche) et une orientation des sillons transversale par rapport à la direction d'avance (Figure 1-23 gauche). Ainsi, la meilleure des configurations permet de supporter une contrainte maximale de 12 MPa (750 N).

1.4.4.3.2 Conclusion sur le soudage laser avec structuration du substrat métallique

La structuration du substrat métallique apporte un gain de tenue mécanique en traction-cisaillement de l'ordre de 30%. La résistance en traction pure ou arrachement devrait être mieux documentée dans la littérature mais il apparaît que celle-ci est plus faible qu'en traction-cisaillement. L'étape de structuration rallonge le temps de cycle associé à l'opération de soudage et nécessite du matériel supplémentaire. Le niveau de maturité de cette variante du procédé de soudage est comparable à la première variante (TRL=3).

1.4.5 Soudage : synthèse

Le soudage, ou du moins la mise en jeu d'une énergie thermique, permet de réaliser l'assemblage polymère-acier par mouillage du substrat polymère à l'interface avec la surface du substrat métallique dont l'accroche est significativement améliorée si structuration de surface préalable il y a. L'état de l'art a permis de mettre en évidence quatre procédés : le soudage par ultrasons, par friction (FSpW) et par laser avec ou sans structuration de surface. Les différents avantages et inconvénients du soudage sont présentés dans le Tableau 1-3.

Les techniques de soudage présentent plusieurs avantages en commun, à savoir, produire un assemblage discret, sans ajout de matière ou négligeable (soudage ultrasons avec agrafes métalliques). Le soudage par ultrasons et le soudage laser, procédé sans contact, sont particulièrement polyvalents alors que le FSpW nécessite que le polymère soit en position inférieure.

Par contre, le soudage ne peut s'appliquer qu'avec les matrices polymères thermoplastiques au détriment des thermodurcissables. Une préparation de surface du substrat métallique voire une structuration est nécessaire pour obtenir une tenue mécanique correcte mais ces opérations supplémentaires complexifient l'opération d'assemblage et rallongent le temps de cycle initial qui est déjà relativement long. Concernant le soudage par ultrasons, une épaisseur minimale du polymère limite son utilisation en plus de la fabrication complexe des agrafes métalliques qui ne paraît pas adaptée à une production à grande échelle. La maturité des solutions de soudage présentées reste faible (TRL=3) sauf pour le procédé de FSpW mieux avancé (TRL=4-5).

Conclusion : l'exclusion des résines thermodurcissables est un sérieux handicap pour les procédés de soudage car ces types de polymère sont les plus utilisés pour les applications structurales. Pour réaliser tout de même l'assemblage avec une résine thermodure, il faudrait, comme proposé dans l'étude [68] où une résine époxy est étudiée, procéder à la jonction des substrats avant la réticulation du polymère. L'assemblage et la consolidation du joint se faisant au moment de la polymérisation définitive du polymère après l'étape de cuisson. Le soudage laser avec structuration préalable représente le meilleur compromis tenue mécanique / polyvalence / coût.

	Comportement en service	Industrialisation	Aspect économique
Catégories	<i>Performances mécaniques</i>	<i>Temps de cycle</i>	<i>Investissement de départ Désinvestissement</i>
	<i>Durabilité / Fiabilité / CND</i>	<i>Automatisation, intégration/compatibilité chaîne de production automobile</i>	<i>Coût d'exploitation / Maintenance</i>
	<i>Fonctions annexes</i>	<i>Sécurité / Hygiène / Environnement</i>	<i>Niveau main-d'œuvre</i>
Avantages	- Sans ajout de matière ou alors en quantité négligeable - Possibilité de continuité de l'interface soudée via cordon		- Faible investissement si soudage par friction
		- Intégration ligne d'assemblage automobile - Polyvalence - Outillages limités	
	- Joint discret - Possibilité de faire l'étanchéité si continuité de l'interface soudée		
Inconvénients	- Discontinuité de l'interface soudée majoritairement - Tenue mécanique faible sans préparation ni structuration de surface et moyenne avec - Incompatibilité matrices thermodurcissables	- Relativement long même sans préparation de surface	- Fort investissement si laser ou ultrasons - Désinvestissement potentiellement important
		- Dans le cas du laser et ultrasons : encombrement et Portabilité - Préparation de surface	- Maintenance source laser
	- Démontage impossible/difficile	- Dans le cas du laser : niveau de sécurité plus important, rayonnement, cloisonnement, équipements, procédures spécifiques, hygiène (fumées)	- Formation main-d'œuvre

Tableau 1-3 : Synthèse des avantages et inconvénients du soudage

1.5 Les solutions d'assemblage hybrides

1.5.1 Définition

Les assemblages hybrides regroupent les procédés qui font appel à plusieurs techniques d'assemblage issues des familles du collage, des assemblages mécaniques et du soudage (voir section 1.1.1, Figure 1-2). Les techniques ayant recours à plusieurs sources d'énergie sont aussi considérées parmi les assemblages hybrides. Dans la pratique, on distingue deux principales catégories : le collage structural associé à des techniques d'assemblage mécanique d'une part et d'autre part les techniques issues d'un couplage d'énergies. Le choix a été fait de ne pas intégrer dans cette analyse le procédé d'injection plastique In-Mold Assembly [69] ni la technologie des inserts métalliques.

1.5.2 Le collage en tant que technique d'assemblage complémentaire

Comme évoqué dans la synthèse sur le collage structural (section 1.2.4), ce mode d'assemblage à la particularité de pouvoir s'associer aisément avec d'autres techniques conventionnelles le plus souvent issues de la famille des assemblages mécaniques. Le but recherché est principalement d'augmenter la résistance du joint hybride ainsi formé. Aussi, cette combinaison permet de s'affranchir de certaines contraintes liées spécifiquement au collage : la préparation de surface et la durée de polymérisation.

Dans la littérature, la majorité des travaux concerne l'assemblage métal-métal avec des combinaisons du collage avec le rivetage ("riv-bonding"), le clinchage [70] et même le soudage ("weld-bonding" [32]). Pour ce qui est de l'assemblage polymère-métal, on trouve :

- Le vissage-collage ("bolt-bonding") [71] dans le cadre d'un assemblage aluminium / résine carbone époxy : des essais de traction-cisaillement permettent d'observer une augmentation de +19% de la contrainte à rupture en ajoutant le collage (de 162 à 192 MPa). L'auteur fait remarquer que l'assemblage hybride n'est pertinent que si la résistance de l'élément mécanique séparément est plus élevée que celle de l'adhésif, sinon l'effet bénéfique est annulé voire la résistance du joint légèrement diminuée.
- Le rivetage-collage [72] dans le cadre d'un assemblage aluminium / résine carbone époxy : des essais de traction-cisaillement montrent que la résistance du joint hybride est supérieure de +32% par rapport à un joint riveté (3.3 kN). Il faut noter que si néanmoins un traitement de surface est appliqué alors le gain est de +52%.
- L'association fluo-taraudage collage (SMC / acier HLE) [4] apporte +10% de gain de résistance mécanique, le joint fluo-taraudé seul étant déjà très résistant (~10 kN).

1.5.3 Techniques issues d'un couplage d'énergies mises en jeu

1.5.3.1 Rivetage par friction (Friction riveting)

1.5.3.1.1 Principe et mise en œuvre

Le procédé de rivetage par friction ou "FricRiveting" est une technique récente apparue dans les travaux de thèse de [73] en 2007 et a notamment fait l'objet d'un brevet (US 7.575.149 B2, HZG Patent). Cette technique, dont le principe est détaillé en Figure 1-24, permet l'assemblage d'un substrat composite et d'un substrat métallique en deux opérations. Lors de la première opération, un cylindre plein métallique est d'abord entraîné à la vitesse de rotation w vers le substrat composite à l'aide d'un effort vertical F (A). Le cylindre pénètre le composite et le dégagement de chaleur provoqué par la friction facilite son passage (B). Puis, la rotation est ralentie et la force augmentée (C) provoquant ainsi la déformation plastique du cylindre qui

finit par développer à son extrémité une excroissance dans la direction horizontale en forme de crochet, transformant ainsi le cylindre en "rivet". Après refroidissement et consolidation (D), le joint est alors créé entre le substrat composite et le rivet par ancrage mécanique principalement mais aussi par adhésion. Lors de la deuxième opération, le substrat métallique, préalablement percé, peut être assemblé au substrat composite en le bloquant avec un écrou vissé au rivet fileté [74]. Le temps nécessaire pour réaliser l'étape initiale de l'assemblage, i.e. la jonction rivet / thermoplastique, qui inclut le temps de friction et le temps de forgeage se situe autour de ~3 s [74], [75], [76] en général mais peut aller jusqu'à 10 s [77] selon les paramètres du procédé choisis et notamment la durée du forgeage.

La technique a d'abord été expérimentée en ne se focalisant que sur l'interaction rivet-polymère et ce pour une association incluant un rivet aluminium AA2024-T351 et un thermoplastique type polyetherimide PEI dans [78] et un polycarbonate dans [75]. Une association rivet titane avec un thermoplastique renforcé aux fibres de verre PEI-GF dans [76] et avec un thermoplastique type PEEK dans [77]. Les frottements importants générés par le procédé provoquent une élévation de température moyenne entre 56 et 72% de la température de fusion pour un rivet aluminium [75] et de 30 à 40% pour un rivet titane [74]. Cette élévation est très dépendante des paramètres procédé : vitesse de rotation, temps de friction et effort de forgeage [75].

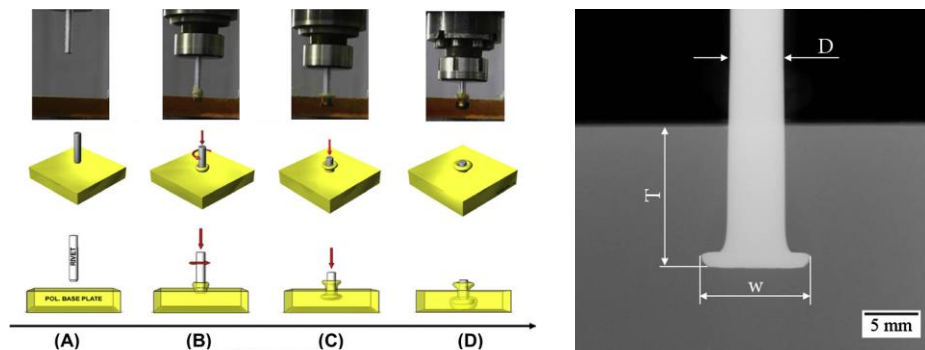


Figure 1-24: Principe du procédé FricRiveting [78] et vue en coupe d'un joint riveté par rayon X [76]

Dans [75] et pour un rivet aluminium plein de 5mm de diamètre, l'effort à rupture en arrachement varie entre 6.7 et 8.5 kN en fonction du jeu de paramètres choisis, ce qui représente respectivement 68 à 88% de l'effort à rupture du rivet seul. Dans [76] et pour un rivet titane plein de 5 mm de diamètre, l'effort à rupture est de 4 kN dans la meilleure des configurations. Dans [77] et pour un rivet titane plein de 5 mm de diamètre, l'effort à rupture varie entre 6.3 et 10.7 kN en fonction du jeu de paramètres choisis. À travers ces études, il est montré une corrélation entre vitesse de rotation du rivet, efficacité d'accroche du rivet (à travers la proportion du volume d'interaction entre rivet et le composite), production de chaleur et enfin charge maximale pouvant être supportée par le joint avant rupture. Il est à noter également qu'à partir d'un certain niveau d'effort, la rupture s'accompagne d'un changement de mode passant d'une rupture de type arrachement du rivet à une rupture du rivet lui-même.

Dans les travaux de thèse de [79] cette fois, la tenue mécanique d'un assemblage aluminium AA2198-T851 (3 mm) / PEI-GF (6.2 mm) est évaluée en traction-cisaillement. L'étape initiale de forgeage selon la procédure FricRiveting permet d'insérer le rivet titane, cette fois fileté (Figure 1-25 gauche), dans la plaque thermoplastique renforcée de façon analogue à l'étude [76]. La plaque d'aluminium préalablement percée se retrouve autour de la tige du rivet et est bloquée par un écrou réalisant ainsi le joint par blocage mécanique (Figure 1-25 droite). En moyenne, l'effort maximal supporté par le joint riveté / boulonné est de 4.3 kN, soit une contrainte de 148 MPa. En comparaison, un joint boulonné des deux côtés supporte un effort maximal de 4.4 kN, soit une contrainte de 141 MPa.



Figure 1-25: Vue en coupe d'un joint avec rivet fileté, assemblage des substrats AA2198 et PEI-GF avant et après sollicitation en traction-cisaillement [74]

1.5.3.1.2 Bilan sur le FricRiveting

Le procédé FricRiveting, par l'association du rivetage et du boulonnage, présente le principal avantage de créer un assemblage très résistant à la fois en traction-cisaillement et en arrachement. Le procédé est indépendant vis-à-vis de la nature du métal et le joint créé reste démontable côté métallique.

Pour autant, la technique comporte de nombreuses limitations comme la nécessité de travailler avec une importante épaisseur de matériau plastique afin de garantir un volume suffisant pour accueillir le rivet sur plusieurs millimètres de profondeur. De même, l'étape de forgeage impose que la résine soit de type thermoplastique et que les paramètres du procédé soient adaptés à sa nature. Si l'on tient compte du volume du rivet et de l'écrou, l'ajout de matière est significatif et le joint visible et encombrant côté substrat métallique. Enfin, on peut mentionner le temps nécessaire à l'opération. Le procédé FricRiveting est lui aussi encore très récent et sa maturité encore faible, toujours située à un niveau de recherche bien avancée en laboratoire (TRL=3).

1.5.3.2 Technique non-conventionnelle : Injection Clinching-Joining (ICJ)

1.5.3.2.1 Principe et mise en œuvre

Une technique non-conventionnelle de clinchage pour des applications d'assemblage polymère-métal a été développée dès 2010 par le centre de recherche allemand Helmholtz-Zentrum Geesthacht. Cette nouvelle approche nommée Injection Clinching Joining (ICJ) [80] se situe à la frontière avec les techniques de moulage, empilage et collage et est similaire au procédé "Injection over-moulding" [69]. Le procédé ICJ repose sur la jonction d'une plaque métallique préalablement percée qui vient s'emboîter et se positionner sur une protubérance de diamètre équivalent d'une plaque polymère en position inférieure. Par la suite, un pion est utilisé pour presser la partie de l'excroissance apparente et lui donner la forme nécessaire permettant le blocage mécanique de l'ensemble, tel que le ferait un rivet. La déformation plastique du polymère se fait par pression et apport de chaleur qui est dans une première variante (Electrical-based ICJ) le rôle d'une source de chaleur extérieure et dans une deuxième variante (Friction-based ICJ) le produit de la friction du pion en rotation. L'ICJ est une technique qui se rapproche des procédés d'assemblage à chaud utilisant l'air chaud [81], les ultrasons [82] ou les radiations [83] pour assembler des polymères.

Electrical-based ICJ (E-ICJ)

Pour cette première déclinaison du procédé E-ICJ (Figure 1-26 gauche), l'excroissance du polymère est préalablement chauffée dans une chambre spécialement dédiée (a). Une fois la température de fonctionnement atteinte, le piston presse le polymère ramolli et lui donne la forme nécessaire pour réaliser le blocage mécanique (b). Une phase de refroidissement sous pression est observée afin de contenir la relaxation thermique du polymère avant consolidation du joint (c). Les paramètres mis en jeu sont, la quantité de chaleur apportée lors du processus de forgeage, la température de fonctionnement, la durée du cycle de clinchage et le traitement thermique (déshumidification).

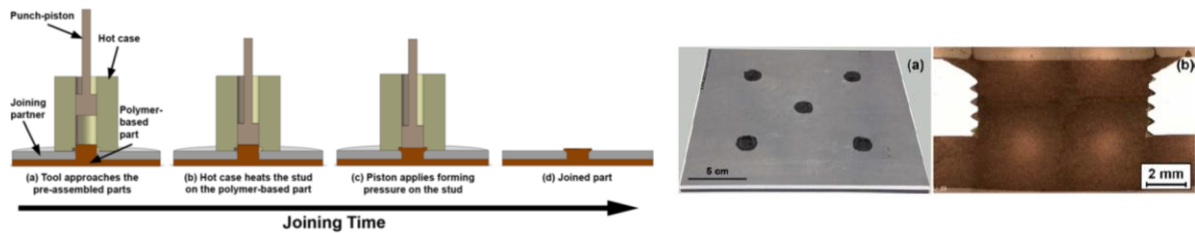


Figure 1-26: Principe du procédé Electrical-based ICJ (E-ICJ) et vue en coupe d'un joint [84]

Dans l'étude [84], un couple polyamide PA6/6 (3 mm) / aluminium AA2024-T351 (4 mm) est assemblé. Le diamètre de la protubérance du thermoplastique est de 9 mm. Les surfaces de contact sont augmentées par l'introduction de profils (chanfreins, filets ou trapèzes) dans la partie percée du substrat métallique favorisant l'ancrage mécanique entre les deux matériaux partenaires (Figure 1-26 droite). La température de fonctionnement joue un rôle prédominant, comparé aux autres paramètres, dans l'efficacité de la formation du joint. Lorsqu'elle est insuffisante, le polymère est trop visqueux pour remplir complètement les cavités du partenaire métallique. A l'inverse, lorsqu'elle est trop importante (au-dessus du point de fusion), la température excessive provoque la dégradation du matériau. Le traitement thermique et la durée du cycle de clinchage sont de moindre importance sur la tenue mécanique du joint. La température optimale de fonctionnement est de 250°C et la durée de l'opération de 3 min. Dans cette configuration, le joint supporte une charge en traction-cisaillement de 1.8 kN, soit 45 MPa et environ 90% de la résistance du matériau polymère de base.

Friction-based ICJ (F-ICJ)

Dans cette seconde déclinaison du procédé nommée F-ICJ (Figure 1-27 gauche), un outil en rotation est approché de la protubérance polymère (b) et provoque son échauffement en rentrant à son contact (c). Grâce à un effort de pression, le polymère ramolli prend la forme souhaitée (d). Une phase de refroidissement est observée (e) avant consolidation définitive du joint ainsi créé (f). Les paramètres principaux du procédé sont, la vitesse de rotation, la durée de friction, la pression de friction, la pression de consolidation et la durée de consolidation. Tous jouent un rôle dans l'apport d'énergie en entrée et par-là influencent le comportement et la distribution de la zone affectée thermo-mécaniquement durant les différentes phases de l'opération. Cette technologie issue des travaux de thèse de A.B. Abibe [85] est récente et a fait notamment l'objet d'un brevet (US20070124912 A1).

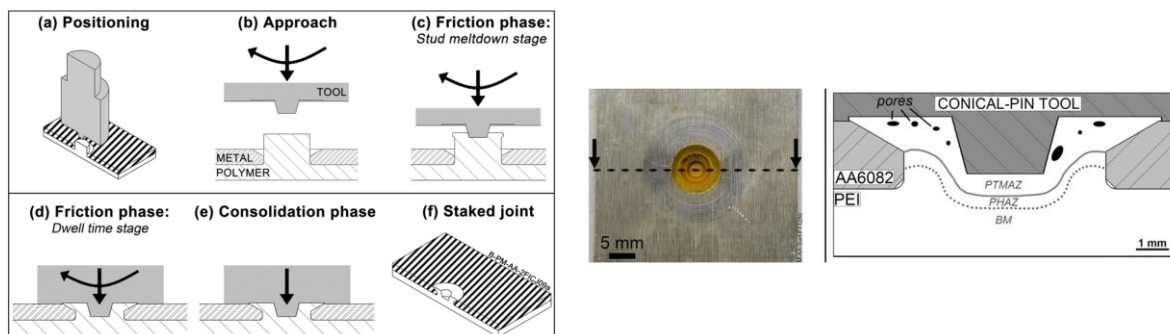


Figure 1-27: Principe du procédé Friction-based ICJ (F-ICJ) et vue en coupe d'un joint [86]

Dans l'étude [86], un couple de matériaux polyéthérimide PEI U1000 (2 mm) / aluminium AA6082-T6 (2 mm) est utilisé. Le diamètre de la protubérance du thermoplastique est de 6 mm et sa hauteur 4 mm. Selon la vitesse de rotation de l'outil pour réaliser l'opération (entre 7500 à 20000 tr/min), les températures mesurées se situent entre 250 et 380°C et la durée d'un cycle complet est d'environ 7.5 s. Des essais destructifs de traction-cisaillement et d'arrachement sont réalisés et montrent que l'effort à rupture est de respectivement est 1.4 kN et 0.4 kN.

1.5.3.2 Bilan sur le clinchage non-conventionnel

Le clinchage non-conventionnel permet, tout comme le clinchage conventionnel, de réaliser l'assemblage polymère-métal sans ajout de matière mais de façon différente, i.e. via la protubérance du substrat thermoplastique et perçage préalable du substrat métallique. La chaleur, de source électrique (E-ICJ) ou par friction (F-ICJ), est encore nécessaire pour former le joint en faisant arriver le thermoplastique à sa température de fusion. Par contre, et comme c'est le cas avec le clinchage conventionnel, cette technique n'entraîne pas d'endommagement du composite et produit des joints relativement discrets.

En revanche, la technique manque aussi de polyvalence car les paramètres du procédé influent significativement sur la formation du joint, un constat d'autant plus vrai dans le cas du E-ICJ. De plus, le substrat composite, dont la matrice s'impose d'être de type thermoplastique, doit se trouver en position inférieure et le substrat métallique doit subir un perçage préalable. La durée d'un cycle d'assemblage peut s'avérer très importante dans le cas du E-ICJ et également dans le cas du F-ICJ mais dans une moindre mesure. Avec le ICJ dans ses deux variantes, la résistance mécanique obtenue est supérieure au clinchage classique mais reste à un niveau faible en traction-cisaillement et l'est encore plus en arrachement. Le clinchage non-conventionnel appliqué à un couple polymère-métal se situe encore à un niveau de recherche avancée en laboratoire avec encore une marge d'amélioration (TRL=3).

1.5.4 Solutions d'assemblage hybrides : synthèse

Les procédés d'assemblage hybrides regroupent deux types de procédés, ceux qui associent le collage structural avec une technique d'assemblage mécanique et ceux qui associent dans l'opération d'assemblage plusieurs sources d'énergie.

Le collage structural associé aux procédés de vissage, de rivetage ou de fluo-taraudage permet d'augmenter sensiblement la résistance à rupture des joints hybrides ainsi formés même si les procédés d'assemblage mécaniques cités rendent déjà possible des tenues mécaniques élevées. L'association des techniques permet de contourner des limitations du collage utilisé seul, à savoir le temps nécessaire à la polymérisation et la nécessité de préparation de surface. Cependant, il faut considérer les avantages non négligeables en face des contraintes de mise en œuvre ainsi que de coût d'exploitation et de consommables.

Deux procédés qui associent plusieurs sources d'énergie dans l'opération d'assemblage ont été présentés : le FricRiveting et le Injection Clinching Joining (ICJ). Pour le premier, l'énergie mécanique est couplée à la chaleur produite par friction. La tenue mécanique en traction-cisaillement mais aussi en arrachement obtenue est très élevée grâce notamment à un ancrage mécanique important. Le joint est semi-démontable puisque c'est un écrou qui maintient le substrat métallique. En revanche, les limitations sont assez nombreuses comme l'usage d'une épaisseur minimale de matériau plastique, l'incompatibilité avec les résines thermodurcissables, le long temps de cycle et l'ajout de matière significatif.

Pour le second, l'énergie mécanique est couplée avec la chaleur produite soit par friction (F-ICJ) soit électriquement (E-ICJ). L'intérêt réside dans le fait que l'ajout de matière soit nul, que le joint formé soit discret et que le substrat polymère ne soit pas endommagé au cours de l'opération d'assemblage. Par contre là aussi, les inconvénients sont très nombreux : perçage préalable du substrat métallique, tenue mécanique moyenne, long temps de cycle et incompatibilité avec les résines thermodurcissables. Pour le procédé FricRiveting comme pour le ICJ, la maturité est encore faible (TRL=3).

Conclusion : le collage structural associé à un assemblage mécanique est un moyen efficace d'associer des techniques complémentaires mais cela au service essentiellement de la tenue mécanique et à coût opérationnel important. Les procédés FricRiveting et ICJ sont, entre beaucoup d'autres, trop handicapés par l'incompatibilité avec les résines thermodurcissables.

1.6 Synthèse et identification des axes de travail pertinents

L'évaluation des différentes techniques d'assemblage a permis de faire le constat qu'en dépit d'un nombre important de procédés à l'étude dans la littérature, il demeure que l'assemblage hybride polymère-métal n'est pas encore une technologie mature à l'heure actuelle et surtout dans le cadre d'une ligne de production automobile grande série. Pour autant, ce travail de synthèse a permis de mettre en évidence les quelques procédés les mieux à même de répondre à la problématique technique et aux contraintes industrielles.

En prenant en compte les critères associés à la solution cible décrite plus haut dans ce chapitre (section 1.1.3.2), il apparaît que quatre techniques se distinguent des autres par leur meilleure adéquation avec les attentes en termes de tenue mécanique, d'industrialisation et de polyvalence. Il s'agit, du collage structural (1), du rivetage auto-poinçonneur (2), du soudage par friction malaxage (FSpW) (3) et du soudage laser (4). La figure 1-28 permet de représenter visuellement les points forts de chacun des quatre procédés. Le positionnement d'un procédé dans un ou plusieurs cercles peut s'interpréter comme le degré d'adéquation avec respectivement le ou les critères en question.

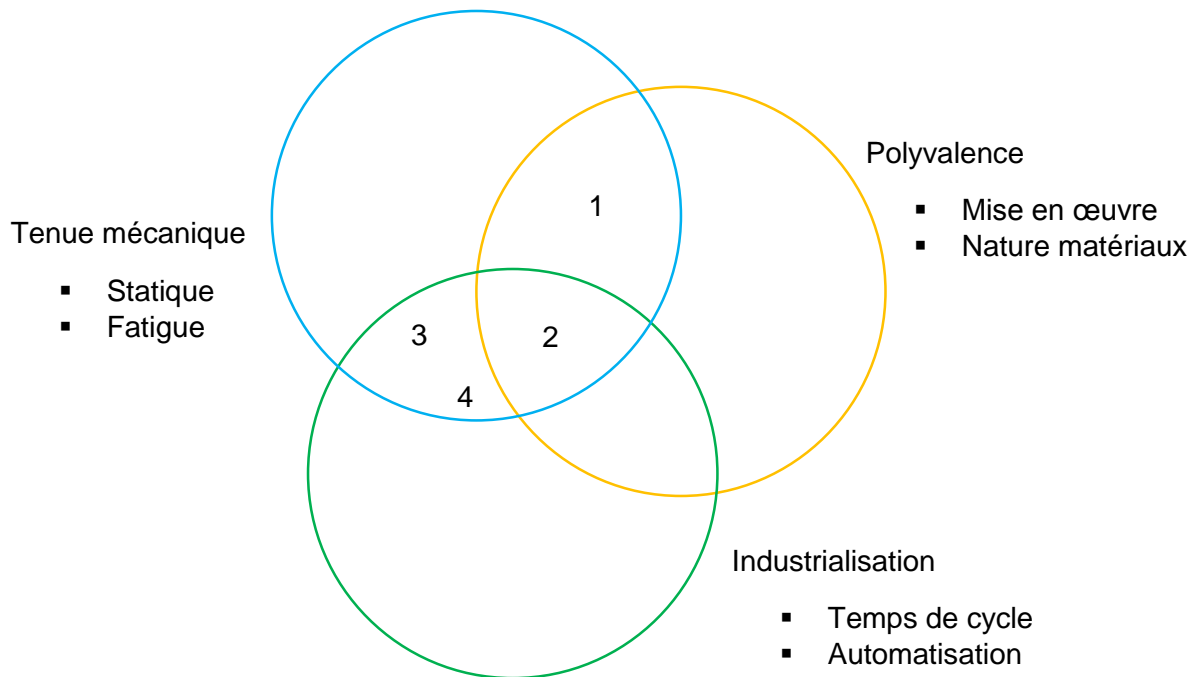


Figure 1-28: Représentation de l'adéquation des procédés aux critères définis

On constate que tous les procédés remplissent au moins deux critères sur trois mais dans des arrangements différents et que le rivetage auto-poinçonneur est réellement le seul à répondre globalement aux trois grands critères définis. C'est pourquoi le procédé de rivetage auto-poinçonneur est apparu, dans cette perspective et pour cette problématique, comme le plus pertinent de tous et a naturellement été choisi pour être davantage approfondi dans cette étude. Pour rappel, il présente de nombreux avantages : rapidité, tenue mécanique supérieure, non nécessité de préparation de surface, transparence vis-à-vis d'une matrice thermodurcissable ou thermoplastique et sa capacité d'intégration au milieu industriel déjà démontrée. Pour autant et dans la poursuite de cette étude, c'est moins sur les avantages de la technique retenue que sur les inconvénients que l'attention sera apportée surtout concernant la dégradation locale du composite, provoquée par la pénétration du rivet lors de l'opération de rivetage, ainsi que sur le paramétrage optimum des paramètres du procédé.

1.7 Étude approfondie du procédé de rivetage auto-poinçonneur

1.7.1 Mise en œuvre du procédé de rivetage auto-poinçonneur

1.7.1.1 Équipement

Le rivetage auto-poinçonneur est une opération qui peut être partiellement automatisée, dans le cas d'un usage R&D, pré-production ou en laboratoire, voire l'être complètement comme c'est le cas dans une production en chaîne. L'équipement réalisant le rivetage est constitué de plusieurs éléments principaux tels que l'alimentation en rivet, l'unité de contrôle et de commande, le module de puissance et la mâchoire.

Dans le cas d'une utilisation en laboratoire (Figure 1-29, gauche) l'équipement reste fixe, l'alimentation en rivet et le pilotage sont semi-automatiques et ce sont les pièces à assembler qui doivent être déplacées. Au contraire, sur une ligne d'assemblage série (Figure 1-29, droite), c'est l'outil qui se déplace vers la caisse en blanc fixé sur son rail pour réaliser l'opération d'assemblage grâce à un bras articulé robotisé.

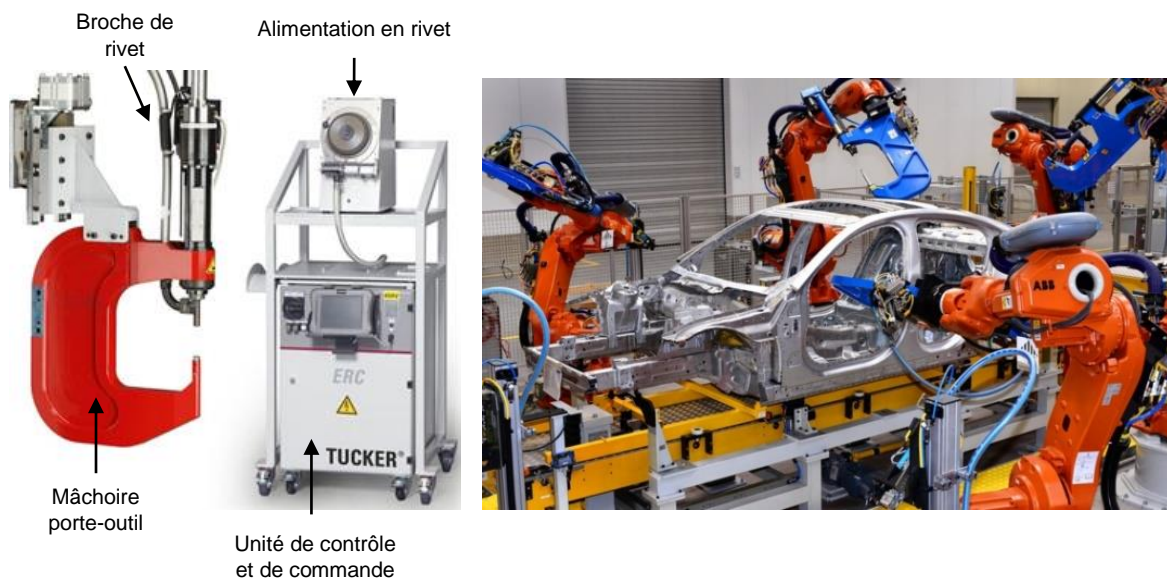


Figure 1-29: Équipement de rivetage stationnaire [87] (gauche) ou mobile [88] (droite)

Le module de puissance est en général équipé d'un capteur permettant de mesurer l'effort en fonction du déplacement du poinçon tout au long de l'opération de rivetage. Un cycle de rivetage complet comporte plusieurs phases jusqu'à la pose du rivet. La Figure 1-30 permet d'illustrer un cycle complet de rivetage en traçant l'évolution de l'effort de rivetage en fonction de la course du rivet.

Après les étapes préliminaires de mesure de l'épaisseur des tôles et du rivet, on note une brusque montée de l'effort qui correspond au contact rivet tôle supérieure. La montée en effort se poursuit à mesure que le rivet s'évase et déforme la matière contre l'empreinte interne de la bouterolle. Enfin, une fois la course du rivet achevée, la remontée du poinçon provoque le déchargement de la structure et l'annulation de l'effort. Il est à noter que la courbe de rivetage ne doit pas s'éloigner au-delà des frontières de l'enveloppe qui entoure la courbe nominale au risque de voir le joint riveté mal se former.

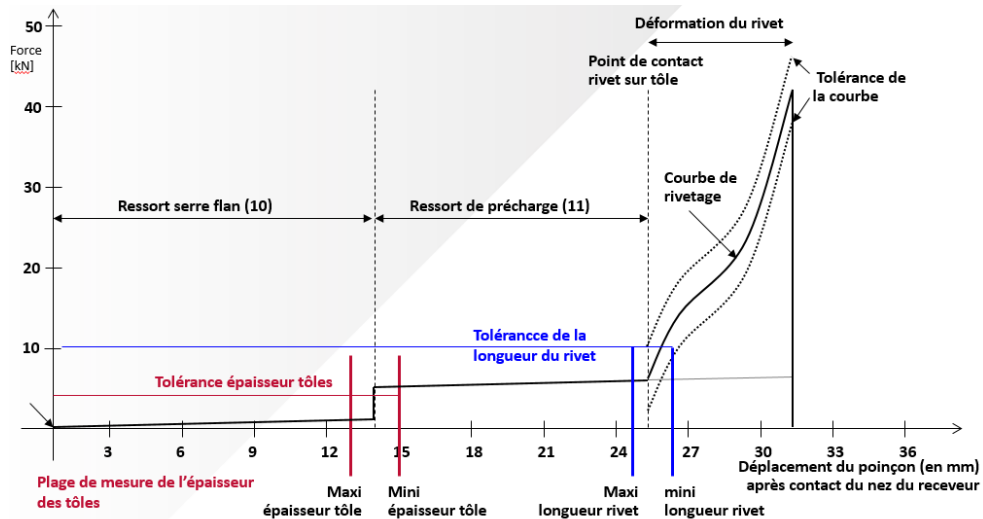


Figure 1-30: Cycle complet de rivetage (source TUCKER)

1.7.1.2 Application industrielle

Le procédé de rivetage auto-poinçonneur, créé dans les années 1960, connaît un réel gain d'intérêt depuis seulement 25 ans en parallèle de la demande de l'industrie automobile d'assembler des tôles d'aluminium. C'est d'ailleurs pour ce matériau en particulier que cette technique est principalement utilisée [89]. L'assemblage de matériau hétérogène est également un débouché récent pour le procédé de rivetage auto-poinçonneur en remplacement des techniques conventionnelles de soudage autogène.

Le nombre de rivets creux nécessaires pour l'assemblage de la caisse en blanc peut varier suivant la taille du véhicule et selon que le procédé soit la seule technique d'assemblage utilisée ou en complément d'une autre. Pour des structures de véhicule entièrement en aluminium, ce nombre peut alors atteindre plusieurs milliers [90], 1800 rivets pour un véhicule type citadine jusqu'à 3800 pour un véhicule type SUV [89]. La figure 1-31 montre le détail d'une caisse en blanc assemblée par des rivets auto-poinçonneurs.

Enfin, il est intéressant de constater que le procédé de rivetage auto-poinçonneur se démocratise dans l'industrie automobile et on assiste à un élargissement de productions petite-moyennes séries à des productions grande série [89].

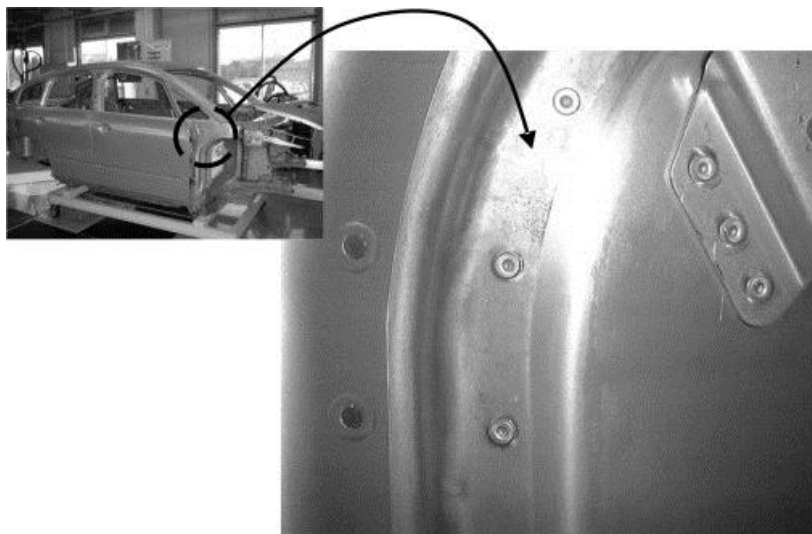


Figure 1-31: Détail d'une caisse en blanc assemblée par des rivets auto-poinçonneurs [91]

1.7.1.3 Contrôle qualité du joint riveté

Destiné à être automatisé sur les lignes de production, le procédé de rivetage auto-poinçonneur doit être paramétré pour respecter les préconisations définies par le constructeur. Les recommandations et usages peuvent différer dans le cas d'un assemblage polymère-acier du fait de la nature du matériau composite. Celui-ci n'ayant pas la capacité de supporter d'importantes déformations, il ne peut pas être positionné en couche inférieure. Le Tableau 1-4 présente un extrait de la démarche qualité du fabricant d'équipement de rivetage TUCKER.

Mesure	Critère d'évaluation	Domage	Commentaire
Inspection visuelle	Apparence externe (bonne position de l'enfoncement du rivet, état du joint, de la symétrie, présence de fissure (criques))	Inspection quotidienne de l'état du poinçon et de la bouterole	Une dérive des résultats reflétera une usure des éléments
Courbe de rivetage de référence	Respect des tolérances de la courbe de référence	Déviations de la courbe de référence	Respect de la qualité des résultats de rivetage

Tableau 1-4: Extrait de l'analyse qualitative du procédé (source TUCKER)

1.7.1.3.1 Inspection visuelle

L'inspection visuelle permet de détecter les défauts les plus apparents post-opération. Ceux-ci peuvent être de plusieurs types suivant le mauvais fonctionnement qui en est à l'origine. La Figure 1-32 recense pour un assemblage métallique-métallique quelques exemples typiques de défauts pouvant apparaître comparés à un résultat de rivetage considéré bon.

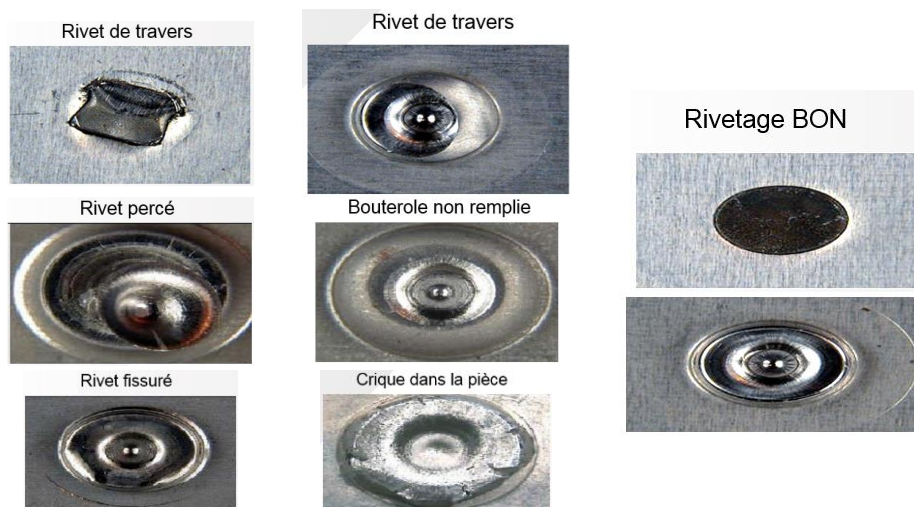


Figure 1-32: Exemples de défauts suite à une opération de rivetage (source TUCKER)

1.7.1.3.2 Coupe macrographique

Une analyse plus poussée, via la réalisation de coupes macrographiques, permet de mesurer différentes côtes sur la géométrie du joint riveté (Figure 1-33), telles que la valeur de l'ancrage mécanique (C), l'épaisseur minimale de la couche inférieure (r) et la valeur de l'affleurement entre la tête du rivet et la surface de la couche supérieure (a). Ces différents critères permettent de mettre en évidence d'éventuels défauts de pose comme illustré en Figure 1-34. D'autres défauts peuvent apparaître comme l'absence de concentricité [90].

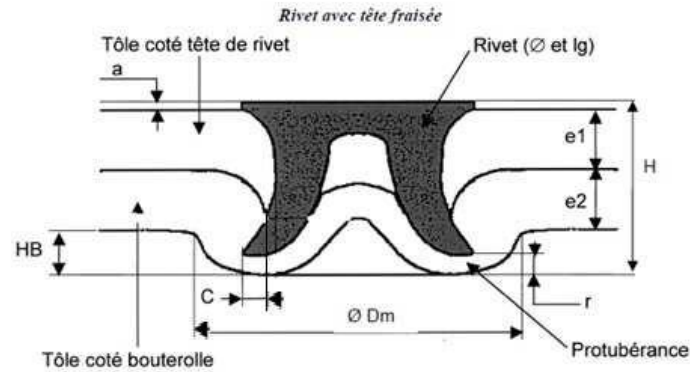


Figure 1-33: Mesure des caractéristiques géométriques du joint riveté (source PSA)

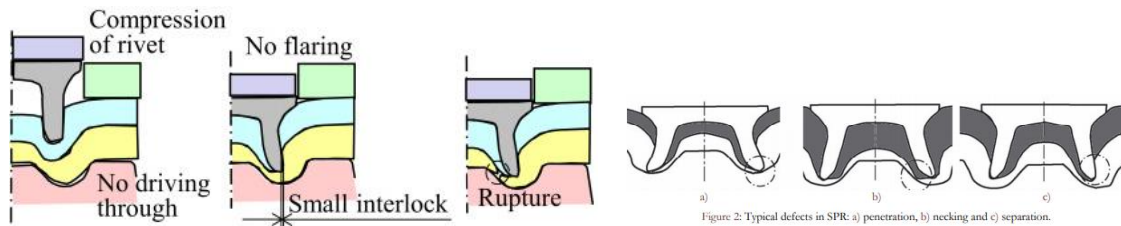


Figure 1-34: Défauts de pose du rivet potentiels [92], [93]

1.7.1.3.3 Domaine de rivetabilité

La mesure de l'affleurement (côte a, Figure 1-35) constitue souvent pour le constructeur un critère de qualité sur lequel il se base pour déterminer les conditions opérationnelles nécessaires pour satisfaire l'objectif fixé. Ceci amène à introduire la notion de domaine de "rivetabilité", ce domaine grisé dans la Figure 1-35. La courbe représente, pour une configuration d'assemblage donnée, la valeur d'affleurement en fonction de l'effort de rivetage. Avec une consigne d'affleurement égale à 0.00 mm \pm 0.15, la plage d'effort de rivetage est déduite par intersection avec la courbe et va servir de base pour l'établissement des conditions opératoires.

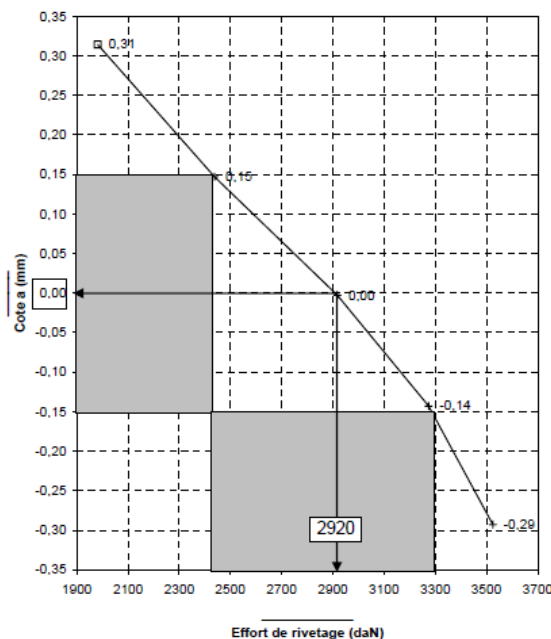


Figure 1-35: Domaine de rivetabilité pour une configuration d'assemblage donnée (source PSA)

1.7.1.4 Évaluation de la tenue mécanique

Mise à part la coupe macrographique transversale, la tenue mécanique d'un assemblage riveté peut être évaluée de plusieurs manières, et sa quantification est un élément essentiel dans l'évaluation de l'assemblage et sa validation. On distingue principalement deux types de sollicitations statiques pour évaluer la tenue mécanique, à savoir en traction pure ou arrachement et en traction-cisaillement (Figure 1-36). Le chargement en traction pure, peut provoquer différents modes de rupture : le déchirement de la tôle supérieure, le désassemblage des tôles inférieure et supérieure suite à la disparition de l'ancrage mécanique, voire la cassure du rivet.

Le chargement en traction-cisaillement peut quant à lui provoquer les modes de ruptures suivants : arrachement de l'une ou l'autre des tôles et déchaussement du rivet.

On trouve aussi dans la littérature des études où le comportement en fatigue des joints rivetés a été étudié. En utilisant l'aluminium 5182 comme matériau d'étude, [31] conclut à la suite d'essais expérimentaux que l'assemblage par rivetage auto-poinçonneur possède une meilleure résistance à la fatigue que pour l'assemblage par PSE, et ce de façon significative avec une augmentation proche de 100%.

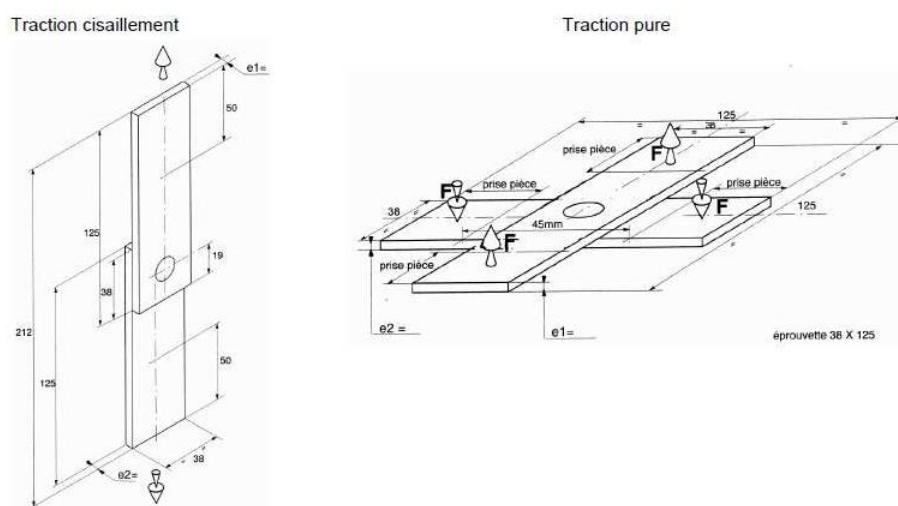


Figure 1-36: Représentation des éprouvettes rivetées de traction-cisaillement et traction pure (source PSA)

1.7.2 La simulation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur

La modélisation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur dans le cadre d'un assemblage métal-métal a fait l'objet d'un nombre important d'études lors des dix dernières années. On peut citer les travaux précurseurs de Bouchard [94] en 2005, Porcaro en 2006, Mori en 2007 et Fayolle [90] en 2008. D'autres études ont suivi soit pour améliorer la prédiction du modèle numérique [95] en 2015, [93], [96] en 2018, pour simuler des variantes du procédé [36] en 2016 ou pour s'intéresser à des sollicitations du joint riveté comme la fatigue [97] en 2017. Pourtant à ce jour, aucune étude dans la littérature n'a traité la modélisation du rivetage auto-poinçonneur pour le cas de l'assemblage polymère-métal.

1.7.2.1 Simulation de la pose du rivet

1.7.2.1.1 Conversion du problème physique à la modélisation numérique

Les études trouvées dans la littérature ont le point commun d'aborder le problème physique en faisant l'hypothèse que seuls le rivet et les éléments à assembler sont des corps déformables. Par conséquent, les autres pièces participantes à l'opération de rivetage, i.e. le

poinçon, la matrice et le serre-flan, sont modélisées comme des corps rigides à la rigidité infinie. Cette hypothèse est bien pratique car elle permet de limiter la taille du modèle puisque les corps rigides nécessitent beaucoup moins d'éléments voire aucuns dans certaines modélisations. Cependant, et comme l'a remarqué [36], cette approximation peut être à l'origine d'écarts de résultat avec les données expérimentales liées à cette rigidité numérique. La littérature ne fait pas état de travaux expérimentaux ayant étudié l'élévation de température au cours de l'opération de rivetage en lien avec le fait que cet effet n'est pas significatif sauf lorsque le rivet est en rotation de plusieurs milliers de tr/min [36] et que les frottements générés deviennent alors beaucoup plus importants.

1.7.2.1.2 Modélisation 2D / 3D

Le problème physique étant axisymétrique, la modélisation du procédé se fait en général par un modèle lui aussi axisymétrique et le plus souvent en 2D. C'est le cas pour les études [90], [98], [99], [100], [101], [102] (Figure 1-37, gauche). Pour simuler la pose du rivet, la modélisation 3D est moins adaptée puisque à priori pas nécessaire vis-à-vis du problème physique. Pourtant, dans certains cas comme dans [97] (Figure 1-37, droite), cette modélisation est choisie pour la meilleure gestion du contact en 3D dans le logiciel de calcul Abaqus®. La modélisation complète en 3D est habituellement à exclure compte tenu du trop grand nombre d'éléments nécessaires pour un gain en précision négligeable. Dans le cas des travaux de Ma [36] sur le procédé dérivé de "Friction Self-Piercing Riveting", la vitesse de rotation imposée au rivet impose pourtant la modélisation 3D.

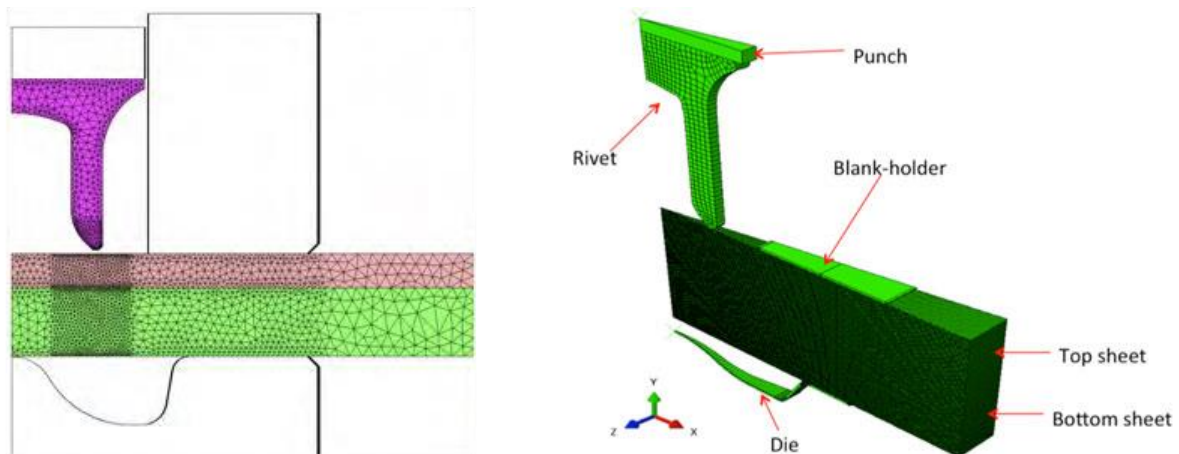


Figure 1-37: Modélisation de la pose du rivet par un modèle 2D axisymétrique de Fayolle [90] (gauche) et 3D axisymétrique de Moraes [97] (droite)

En utilisant le logiciel spécialisé dans la mise en forme Forge2005®, Fayolle [90] a modélisé le procédé de rivetage auto-poinçonneur appliqué à l'assemblage de tôles d'acier et d'aluminium. Un modèle 2D axisymétrique est implémenté pour simuler la pose du rivet sur la base de modèles matériaux de type élasto-plastique endommageable. L'endommagement ductile considéré est basé sur le modèle de Lemaitre et la formulation à gradient implicite préférée pour sa résolution non-locale du problème mécanique. Les éléments finis 2D utilisés sont de types triangles et certaines zones du modèle comportent des boîtes de raffinements. Confrontées aux résultats expérimentaux, les prédictions numériques s'avèrent très satisfaisantes en termes de caractéristiques géométriques et d'effort de rivetage (Figure 1-38).

La modélisation du procédé de rivetage auto-poinçonneur faite par Moraes [97], a été faite via le logiciel de calcul généraliste Abaqus® dans sa version 6.13-3. L'auteur utilise un modèle 3D axisymétrique réduit à 7.5° composé d'éléments hexaédriques linéaires. Les modèles matériaux utilisés sont de type élasto-plastique endommageable. L'érouissage est considéré isotrope et la loi d'endommagement de type Johnson-Cook. Sur la Figure 1-39, on peut observer que le modèle prédit assez fidèlement la pose du rivet.

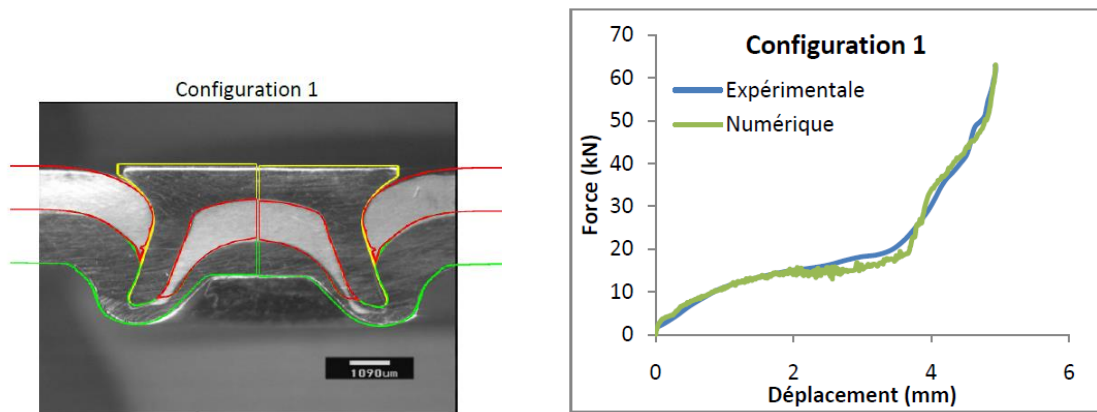


Figure 1-38: Comparaison des résultats numériques et expérimentaux de pose de rivet, Fayolle [90]

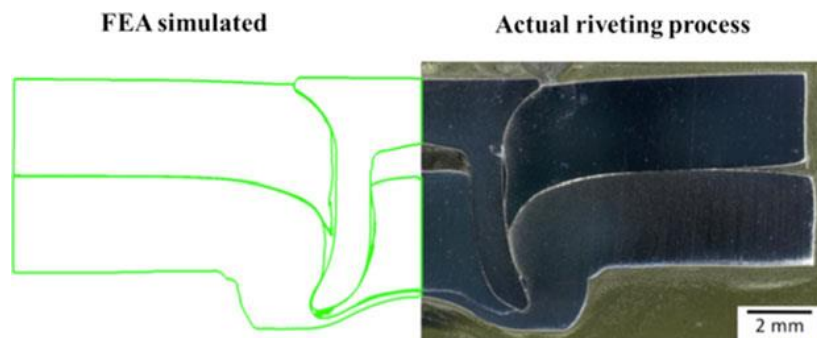


Figure 1-39: Comparaison des résultats numériques et expérimentaux de pose de rivet, Moraes [97]

1.7.2.2 Simulation de la tenue mécanique du joint riveté

La simulation de la tenue mécanique rend obligatoire le passage à une modélisation 3D et suivant la sollicitation étudiée elle peut se réduire à un demi-modèle, par exemple pour une sollicitation en traction-cisaillement, voire un quart de modèle, par exemple en traction pure. Ces deux types de sollicitations statiques ont été simulées dans l'étude de Fayolle [90] et ont permis d'obtenir globalement une très bonne corrélation avec les essais expérimentaux sur des assemblages de tôles d'acier et d'aluminium. La géométrie initiale du modèle 3D, constituée d'éléments tétraèdres linéaires, est obtenue par révolution à partir du modèle 2D (Figure 1-40). Plusieurs facteurs ont été étudiés et il apparaît que la prise en compte des champs mécaniques résultant de l'étape de mise en forme à une importance significative sur la prédiction. L'influence est encore plus grande concernant l'endommagement.

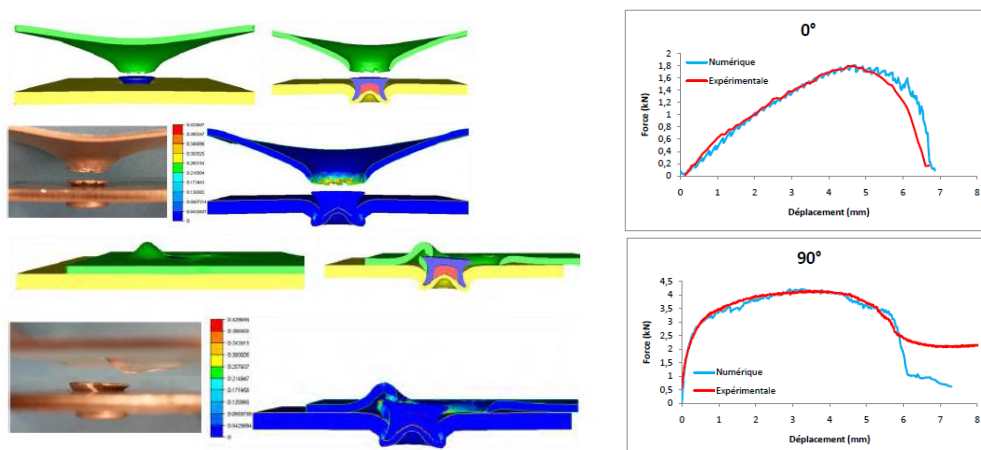
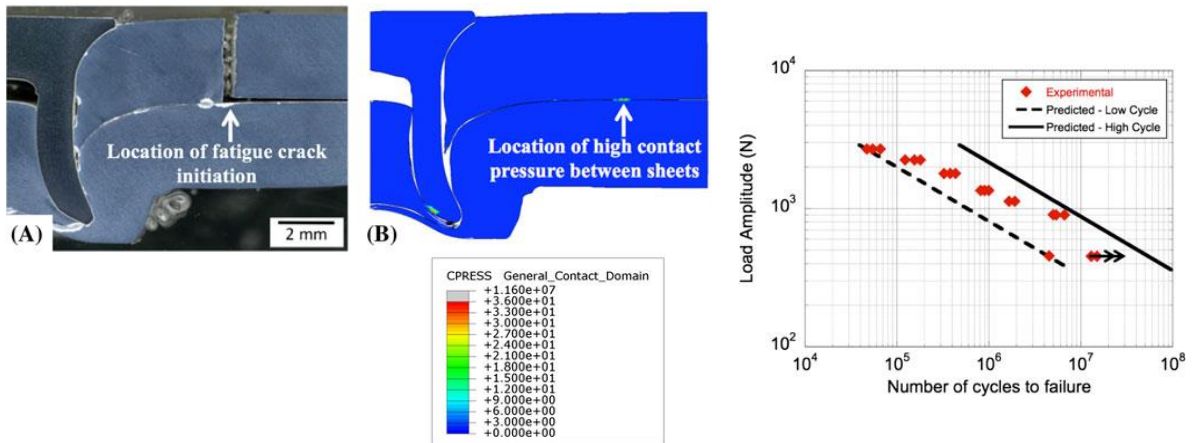


Figure 1-40: Comparaison des résultats numériques et expérimentaux de tenue mécanique, Fayolle [90]

Dans son étude, Moraes [97] a étudié la sollicitation en fatigue du joint riveté pour des tôles d'aluminium. Basé sur une loi mécanique de rupture élastique linéaire, le modèle parvient à reproduire la zone de concentration de l'usure sur la tôle supérieure à l'origine de la rupture par fatigue (Figure 1-41). En considérant deux intensités de cycle de fatigue, la prédiction numérique encadre les mesures expérimentales sans pour autant parvenir à en faire une estimation précise.



1.7.2.3 Rupture de la couche supérieure

La gestion numérique concernant la rupture de la couche supérieure traversée au cours de l'opération de rivetage est traitée de différentes manières dans la littérature. La méthode du "element deletion" est une des méthodes les plus choisies, notamment par [90], [97]. En supprimant un élément du maillage dès le critère de rupture atteint, la technique permet assez aisément d'aboutir à la séparation de la couche supérieure tout en garantissant la convergence du calcul. Bien que physiquement valide, cette méthode a le désavantage de supprimer de la matière à mesure que les éléments du maillage atteignent le critère de rupture et sont supprimés. Si le nombre d'éléments est trop grand, cela peut engendrer des erreurs de prédiction et un déséquilibre important de l'équation de conservation de la masse.

Une méthode alternative se base sur un algorithme de remaillage couplé à un critère non physique mais géométrique, à savoir l'épaisseur minimale. Proposée et souvent utilisée par les utilisateurs du logiciel généraliste LS-Dyna (Figure 1-42), notamment [101], [98], cette technique (*PART_ADAPTIVE_FAILURE) permet d'obtenir la séparation de la couche supérieure sans perte de matière ou presque. Dès que l'épaisseur minimale est atteinte, les nœuds du maillage concernés se détachent et matérialisent la séparation.

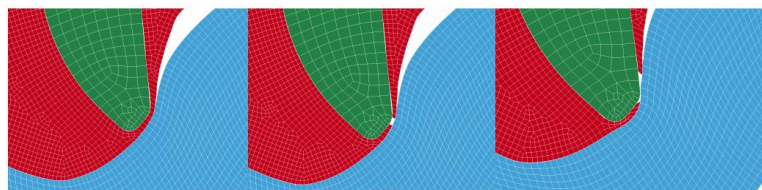


Figure 1-42: Modélisation de la rupture par un critère d'épaisseur minimale avant séparation, LS-Dyna [103]

Une troisième méthode originale, utilisée par [36] et toujours sous LS-Dyna, est basée sur la création de surfaces de rupture positionnées dans la couche supérieure sur le trajet du rivet (Figure 1-43). Dès le critère de rupture atteint, les nœuds présents des deux côtés d'une surface de rupture donnée se détachent l'un de l'autre, ce qui permet de réaliser l'ouverture progressive de la couche supérieure jusqu'à séparation définitive. Tout comme la méthode précédemment citée, celle-ci présente l'intérêt également de ne pas supprimer de matière.

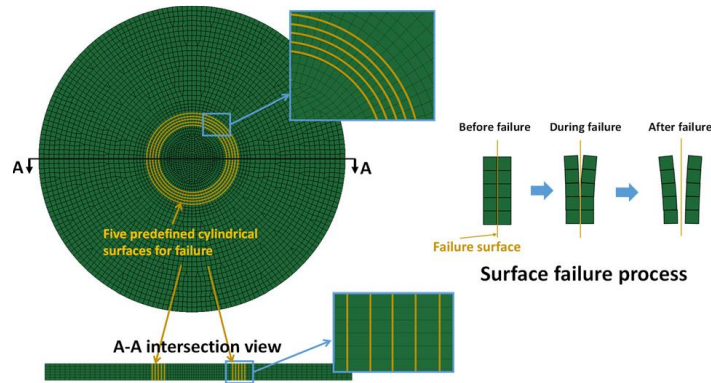


Figure 1-43: Modélisation de la rupture par des surfaces de rupture positionnées sur le trajet du rivet [36]

1.7.2.4 Gestion numérique des grandes déformations

Le procédé de rivetage auto-poinçonneur, comme d'autres procédés de mise en forme, provoque de grandes déformations dans les tôles qui sont traversées et embouties. Cette problématique doit pouvoir être traitée numériquement au risque de générer des distorsions dans le maillage, pouvant alors provoquer des erreurs de prédiction, voire la divergence du calcul à cause d'une qualité de maillage trop détériorée. Il existe plusieurs méthodes numériques pour gérer les grandes déformations et d'après la littérature, on peut en citer trois qui sont représentées en Figure 1-44.

La première est la formulation hybride ALE pour "Arbitrary Lagrangian Eulerian". Celle-ci permet, via un algorithme de remaillage, de réadapter la forme des éléments du maillage si nécessaire et tout au long du calcul en passant d'une formulation classique Lagrangienne à une formulation Eulérienne. La formulation ALE présente l'avantage de pouvoir être utilisée en 2D comme en 3D sans représenter un surcote de calcul important. La formulation ALE ou via un algorithme de remaillage adaptatif, type "r-adaptivity", a été utilisée dans les études récentes [90], [97], [36].

La deuxième est la méthode CEL, pour "Coupled Eulerian-Lagrangian". Celle-ci est basée sur une formulation Eulérienne associée à une formulation Lagrangienne pour une meilleure gestion des interactions entre un corps déformable et un autre corps relativement rigide. Cette technique est idéale pour modéliser les interactions fluide-structure en particulier. Cependant, cette méthode est utilisable uniquement en 3D et est très coûteuse en temps de calcul [104].

La troisième méthode est SPH, pour "Smoothed Particle Hydrodynamics". Celle-ci fait partie des formulations dites "meshless" et se base sur un réseau de particules sur un schéma type Lagrangien. Cette technique se destine plus particulièrement à l'étude d'un fluide ou d'un corps soumis à des déformations extrêmes. Tout comme la méthode CEL, la méthode SPH ne peut s'utiliser qu'en 3D mais par contre ne représente pas un surcote de temps de calcul aussi important. La méthode SPH a été utilisée dans l'étude [96] avec le logiciel LS-Dyna.

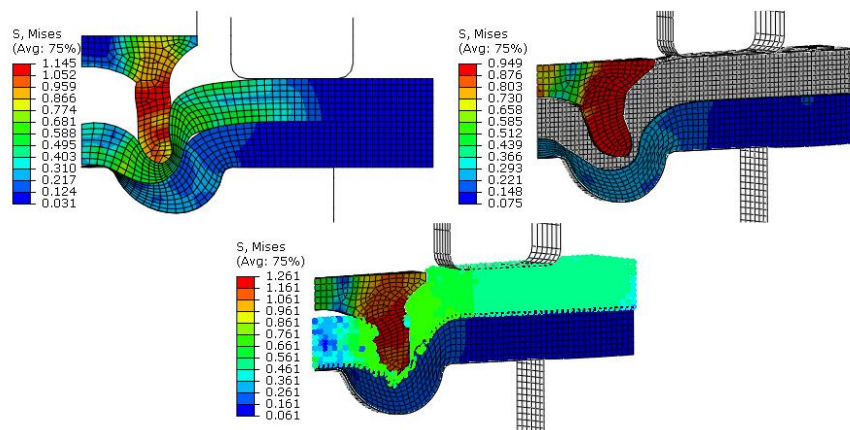


Figure 1-44: Comparaison des méthodes numériques de gestion des déformations : ALE, CEL et SPH [104]

1.8 Conclusion du chapitre

Un processus d'évaluation détaillé des procédés, utilisant plusieurs critères tels que avantages / inconvénients et maturité (TRL), a permis de mettre en évidence l'état de l'art des techniques d'assemblage à même de pouvoir répondre à la problématique industrielle de la jonction polymère-acier en remplacement du procédé de référence PSE. Ces procédés sont le collage structural, le rivetage auto-poinçonneur, le Friction Spot Welding (FSpW) et le soudage laser. Finalement, c'est le procédé de rivetage auto-poinçonneur qui a été retenu car présentant le meilleur compromis vis-à-vis du cahier des charges automobile grande série et des critères de sélection synthétisés sous la forme de trois pôles : tenue mécanique, temps de cycle et polyvalence.

Le procédé de rivetage auto-poinçonneur a fait l'objet dans la littérature de nombreuses études qui traitent de la modélisation pour des assemblages métalliques homogènes ou non. On constate qu'à ce jour il existe relativement peu de travaux traitant du sujet de l'assemblage polymère-métal pour l'aspect expérimental et n'existe pas de travaux sur l'aspect modélisation.

D'après la littérature spécifique, la modélisation de l'étape de pose du rivet est bien maîtrisée à ce jour dans le cas de l'assemblage de tôles métalliques. En général, cette opération est modélisée à l'aide d'un maillage 2D axisymétrique puisque le problème physique le permet. La simulation de la tenue mécanique fait quant à elle systématiquement appel à un maillage 3D. Encore là, la littérature permet de dire que cette modélisation est maîtrisée dans le cas de l'assemblage de tôles métalliques avec des prédictions numériques bien en accord avec les essais expérimentaux. La modélisation des matériaux mis en jeu se fait avec un modèle élasto-plastique, le plus souvent endommageable. Le dégagement de chaleur négligeable produit lors de l'opération de rivetage conduit à ne pas tenir compte de ce paramètre dans la modélisation numérique.

La gestion de la rupture de la couche supérieure peut faire appel à la méthode répandue du "element deletion" ou à d'autres techniques numériques qui permettent de limiter le nombre d'éléments du maillage supprimés au cours du calcul voire de ne pas supprimer d'éléments du tout.

La gestion des grandes déformations, inhérentes au procédé de rivetage, peut être gérée de différentes manières soit par des formulations basées sur le remaillage adaptatif (ALE, r-adaptivity) soit par des formulations couplées Lagrangienne-Eulerienne (CEL) ou encore des méthodes numériques type "meshless" (SPH).

Chapitre 2

Caractérisation des matériaux mis en jeu et modélisation de leur comportement mécanique

2.1 Introduction

Dans ce chapitre, les matériaux d'étude sont présentés ainsi que les stratégies de modélisation. Il s'agit du matériau composite à résine thermodurcissable renforcée aux fibres de verre courtes SMC, de l'acier automobile haute résistance HSLA380 et de l'acier servant à la fabrication du rivet.

L'intérêt de cette démarche est de pouvoir par la suite implémenter les différents modèles matériau dans le logiciel de calcul numérique Abaqus® afin de simuler le procédé de rivetage auto-poinçonneur. Ainsi, pour chaque matériau, les choix de modélisation et les hypothèses de simplification sont précisés, le but poursuivi étant d'aboutir à un compromis précision/cout/temps de calcul.

Le procédé de rivetage auto-poinçonneur dans les sollicitations subies par les matériaux nécessite de prendre en compte plusieurs phénomènes physiques. Le substrat composite en position supérieure est traversé par le rivet ce qui implique une gestion de la rupture du matériau, en l'occurrence une rupture fragile. Aussi, le calcul des propriétés mécaniques effectives du composite à partir des constituants nécessite d'adopter des techniques de calcul analytique comme l'homogénéisation.

En ce qui concerne l'acier HSLA380, il est important pour ce matériau de gérer les grandes déformations que fait subir le rivet qui vient l'emboutir et dans lequel il vient se loger au cours de l'opération. C'est par l'utilisation d'un modèle élasto-plastique et d'une loi d'endommagement de type Johnson-Cook que l'approche est menée dans cette étude. Le logiciel de calcul numérique Abaqus® permet d'effectuer la plupart des modélisations et implémentations de modèles matériau.

2.2 Étude du composite à résine thermodurcissable renforcée aux fibres de verre courtes

2.2.1 Fabrication du composite par le procédé SMC et utilisation

Le procédé SMC, i.e. Sheet Molding Compounds, permet la fabrication de produits semi-finis dans de faibles épaisseurs comprises entre 1 et 3 mm. L'opération de "compounding", illustrée dans la Figure 2-1, consiste à mélanger des fibres de verre courtes, entre 20 et 50 mm de longueur, prises en sandwich par deux couches de résine. Cette dernière est obtenue en mélangeant une résine thermodurcissable avec des charges minérales et des additifs.

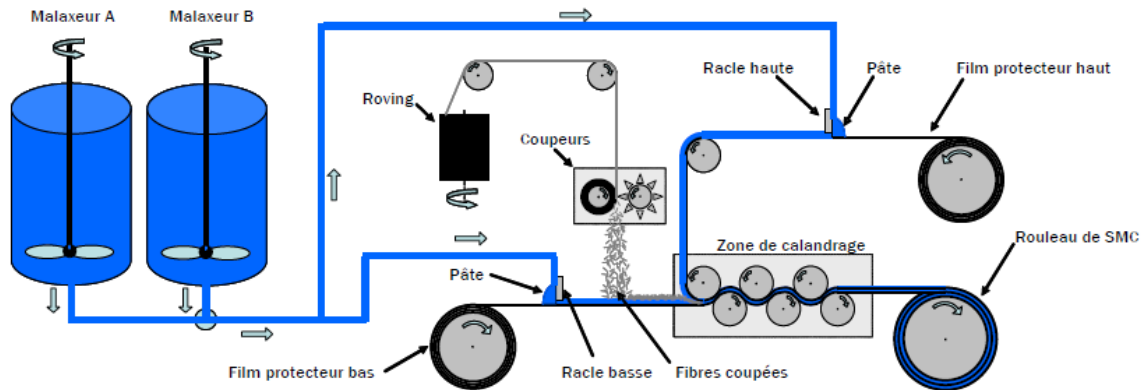


Figure 2-1 : Production en ligne du matériau composite par le procédé SMC [105]

Le matériau composite ainsi fabriqué est ensuite utilisé dans la phase de moulage par compression où il est disposé en plusieurs morceaux dans un moule monté en température avant d'être pressé. Ce procédé de fabrication est aujourd'hui couramment utilisé dans l'industrie automobile pour la réalisation de pièces semi-structurelles voir structurelles dans des volumes de production moyen.

Le matériau composite brut fabriqué par le procédé SMC est un matériau non-homogène composé de différentes phases comme indiqué dans le Tableau 2-1 dans la colonne de gauche [105]. Après l'étape de cuisson, le matériau se consolide et atteint ses propriétés mécaniques définitives. On peut alors considérer trois phases principales (Tableau 2-1, colonne de droite).

Phases réelles avant cuisson [fraction volumique %]	Phases considérées
- Résine 30%	- Résine
- Charges ~40%	- Fibres de verre
- Fibres de verre 30%	- Porosités (air)
- Porosités (air) 0.1-1%	
- Impuretés traces%	

Tableau 2-1 : Formulation typique d'un composite par le procédé SMC [105]

2.2.2 Caractérisation physique et mécanique

2.2.2.1 Analyse micrographique

La microstructure du matériau composite est analysée dans le plan transversal au sens du laminage (plan YZ) comme illustré dans la Figure 2-2. On distingue les fibres de verre de couleur claire de la matrice de couleur sombre. Le protocole d'analyse micrographique utilisé est détaillé dans l'Annexe 2-A.

On constate tout d'abord que le profil des fibres coupées varie fortement en taille mais que celles-ci ne présentent pas ou très légèrement de composante verticale (Z) et restent toujours contenues dans un plan parallèle au plan (XY). Pour une élévation donnée, les fibres de verre courtes ne présentent donc pas d'orientation particulière. Ceci met évidence une microstructure spécifique à un matériau isotrope transverse. Ce résultat d'analyse micrographique est d'ailleurs en accord avec le procédé de fabrication relaté plus haut dans lequel les fibres coupées sont lâchées d'une certaine hauteur avant d'arriver au contact de la surface du polymère orientée dans le plan horizontal. L'opération de calandrage vient aussi accentuer la mise en position des fibres de verre parallèlement au plan de la nappe de composite.

La pièce d'usage finale en matériau composite peut présenter des formes courbes où l'orientation des fibres et les fractions des constituants peuvent localement fortement évoluer. Cependant, dans le cas de l'opération de rivetage, le contact est toujours plan au niveau du joint ce qui exclut ce cas de figure.

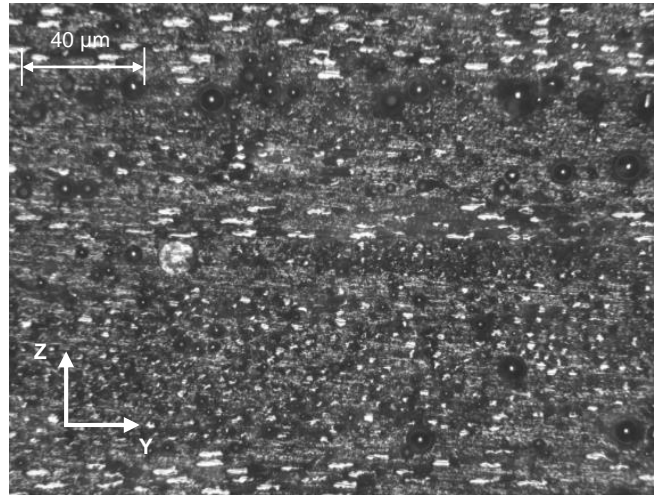


Figure 2-2: Micrographie du composite SMC observée en coupe transversale

2.2.2.2 Conclusion sur la caractérisation et hypothèses de calcul

Pour la suite de l'étude, les constituants du matériau composite sont considérés isotropes tout comme la distribution de l'orientation des fibres de verre courtes et ce pour des raisons de simplification de l'étude de ce matériau.

2.2.3 Modélisation du comportement mécanique du composite SMC

2.2.3.1 Principe de la méthode d'homogénéisation

L'homogénéisation est une méthode analytique qui permet d'effectuer la transition des champs mécaniques entre les différentes échelles conventionnelles d'étude (Figure 2-3). Cette méthode permet d'évaluer le comportement mécanique du matériau composite à l'échelle mésoscopique, l'échelle du volume élémentaire représentatif (VER), à partir des propriétés mécaniques des hétérogénéités à l'échelle microscopique, l'échelle des constituants (Figure 2-4). Une fois les propriétés effectives du composite déterminées (milieu homogène équivalent MHE), le comportement du matériau peut alors être étendu à l'échelle macroscopique, l'échelle de la structure.

L'homogénéisation présente aussi l'intérêt de pouvoir s'adapter aux éventuels changements de composition du matériau composite que ce soit en termes de nature des phases, de fraction volumique et de microstructure. Éventuellement, cette méthode peut également être pertinente dans le cadre de l'évaluation de l'influence des paramètres du composite sur la propriété d'usage du matériau et par extension du joint riveté.

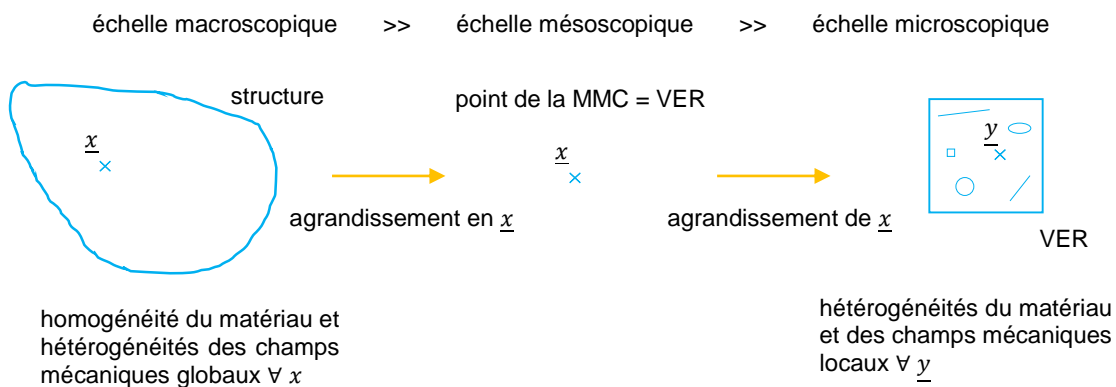


Figure 2-3: Les différentes échelles considérées

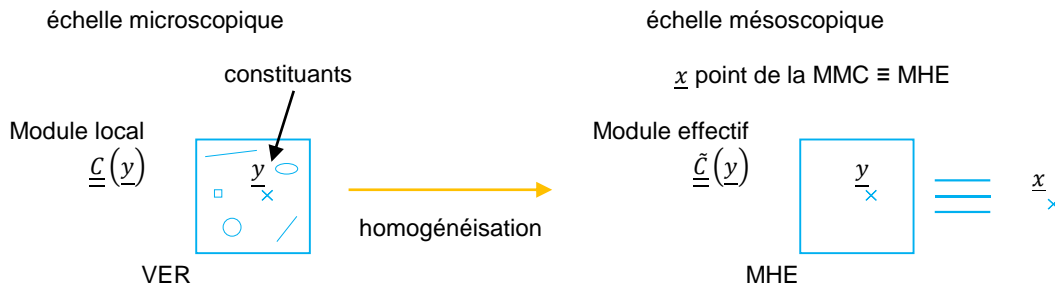


Figure 2-4: Principe de l'homogénéisation

2.2.3.2 Propriétés mécaniques des constituants

Les propriétés mécaniques typiques des constituants du composite SMC et les fractions volumiques considérées sont listées dans le Tableau 2-2.

Constituant	Fraction volumique [%]
Résine polyester	~70%
Fibres de verre	30%
Porosité d'air	~%

Constituant	Résine polyester	Fibre de verre
Densité	1.2	2.5
Module d'élasticité [GPa]	4	73
Coefficient de Poisson	0.3	0.15
Résistance mécanique [MPa]	50-65	2000-3000
Élongation à rupture [%]	1.5	2.5

Tableau 2-2 : Propriétés mécaniques et fraction volumique des constituants du composite SMC [105], [106]

2.2.3.3 Hypothèses de calcul

L'homogénéisation va permettre d'approcher les propriétés mécaniques effectives du matériau composite pour ce qui est du domaine élastique. La suite des calculs analytiques repose en premier lieu sur les hypothèses suivantes :

- Phases considérées :
 - La résine polymère est considérée comme la phase matrice et porte l'indice m
 - Les fibres de verre courtes sont considérées comme la phase inclusions et porte l'indice p
 - Les porosités d'air sont considérées comme une troisième phase assimilée à un deuxième type d'inclusions et portent l'indice air
- Propriétés mécaniques : un comportement isotrope est considéré pour l'ensemble des phases
- Microstructure : l'orientation des inclusions est considérée comme aléatoire ce qui implique de considérer une distribution isotrope de l'orientation des phases
- Liaisons interphase : les interactions inter-phasiques ne sont pas prises en compte et l'hypothèse d'une liaison parfaite entre les phases est faite

2.2.3.4 Approximation du module d'élasticité effectif \tilde{E} du composite SMC par homogénéisation

2.2.3.4.1 Estimation d'ordre 0

Pour l'estimation d'ordre 0, on considère uniquement :

- La nature des phases
- Les propriétés mécaniques des phases

En sachant ici que :

$$\underline{\underline{C}}^m < \underline{\underline{C}}^p \quad (2-1)$$

L'estimation d'ordre 0 permet d'encadrer le tenseur d'élasticité effectif du composite $\underline{\underline{C}}^{\tilde{}}$ en écrivant la relation suivante :

$$\underline{\underline{C}}^m \leq \underline{\underline{C}}^{\tilde{}} \leq \underline{\underline{C}}^p \quad (2-2)$$

2.2.3.4.2 Estimation d'ordre 1 et bornes de Voigt (V) et Reuss (R)

Pour l'estimation d'ordre 1, on considère :

- La nature des phases
- Les propriétés mécaniques des phases
- Les fractions volumiques

Les bornes de Voigt et Reuss jouent à la fois le rôle d'estimations et le rôle de bornes pour toutes les microstructures (Figure 2-5). L'estimation de Voigt revient à faire l'hypothèse des déformations uniformes (équation 2-3), autrement dit dans un assemblage de type parallèle, les phases produisent sous l'action d'une charge extérieure la même déformation et les contraintes sont redistribuées au prorata des fractions volumiques. Cette estimation est différente d'une simple loi des mélanges pour laquelle l'hypothèse est faite dans une seule direction, i.e. pour une déformation uniaxiale. L'estimation de Reuss revient quant à elle à faire l'hypothèse des contraintes uniformes (équation 2-4), autrement dit dans un assemblage de type série, les phases sont soumises à la même contrainte sous l'action d'une charge extérieure et les déformations sont redistribuées au prorata des fractions volumiques. Cette estimation est aussi différente d'une simple loi des mélanges pour laquelle l'hypothèse est faite dans une seule direction, i.e. pour une contrainte uniaxiale.

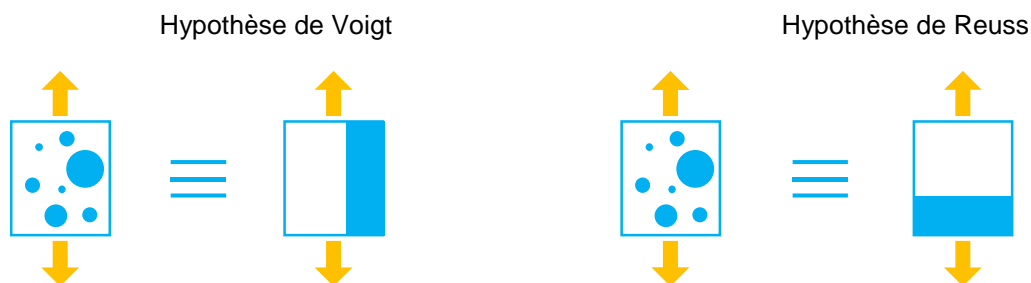


Figure 2-5: Représentation des hypothèses de Voigt et Reuss

$$\underline{\underline{\varepsilon}}_c = \underline{\underline{\varepsilon}}_m = \underline{\underline{\varepsilon}}_p \quad (2-3)$$

$$\underline{\underline{\sigma}}_c = \underline{\underline{\sigma}}_m = \underline{\underline{\sigma}}_p \quad (2-4)$$

Les bornes de Voigt (^V) et Reuss (^R) sont obtenues en faisant une loi des mélanges sur respectivement les tenseurs de rigidité $\underline{\underline{C}}$ et souplesse $\underline{\underline{S}}$ des constituants :

$$\underline{\underline{\tilde{C}}} \leq \underline{\underline{C}}^V = \langle \underline{\underline{C}} \rangle \quad (2-5)$$

$$\underline{\underline{\tilde{S}}} \leq \underline{\underline{S}}^R = \langle \underline{\underline{S}} \rangle \quad (2-6)$$

$$\left[\underline{\underline{S}}^R = \langle \underline{\underline{S}} \rangle \right]^{-1} \leq \underline{\underline{\tilde{C}}} \leq \underline{\underline{C}}^V = \langle \underline{\underline{C}} \rangle \quad (2-7)$$

L'hypothèse d'isotropie des constituants permet d'écrire $\underline{\underline{C}}$ sous la forme décomposée sur l'axe hydrostatique $\underline{\underline{J}}$ et le plan déviatoire $\underline{\underline{K}}$:

$$\underline{\underline{C}} \{3k, 2\mu\} = 3k\underline{\underline{J}} + 2\mu\underline{\underline{K}} \quad (2-8)$$

Si l'on considère :

- La phase isotrope matrice : $\{3k_1, 2\mu_1\}, c_1$
- La phase isotrope renfort : $\{3k_2, 2\mu_2\}, c_2$

Le comportement effectif du composite est supposé isotrope : $\underline{\underline{\tilde{C}}} \{3\tilde{k}, 2\tilde{\mu}\}$

$$\underline{\underline{C}} \{3k, 2\mu\} = 3k\underline{\underline{J}} + 2\mu\underline{\underline{K}} \quad (2-9)$$

$$\begin{cases} \tilde{k} \leq k^V = \langle k \rangle = c_1 k_1 + c_2 k_2 \\ \tilde{\mu} \leq \mu^V = \langle \mu \rangle = c_1 \mu_1 + c_2 \mu_2 \end{cases} \quad (2-10)$$

$$\begin{cases} \left(\frac{1}{\tilde{k}} \right) \leq \left(\frac{1}{k} \right)^R = \langle \frac{1}{k} \rangle = \frac{c_1}{k_1} + \frac{c_2}{k_2} \\ \left(\frac{1}{\tilde{\mu}} \right) \leq \left(\frac{1}{\mu} \right)^R = \langle \frac{1}{\mu} \rangle = \frac{c_1}{\mu_1} + \frac{c_2}{\mu_2} \end{cases} \quad (2-11)$$

$$\begin{cases} \left(\frac{c_1}{k_1} + \frac{c_2}{k_2} \right)^{-1} \leq \tilde{k} \leq c_1 k_1 + c_2 k_2 \\ \left(\frac{c_1}{\mu_1} + \frac{c_2}{\mu_2} \right)^{-1} \leq \tilde{\mu} \leq c_1 \mu_1 + c_2 \mu_2 \end{cases} \quad (2-12)$$

La loi de Hooke permet d'écrire :

$$\frac{1}{E} = \frac{1}{9k} + \frac{1}{3\mu} \quad (2-13)$$

$$\frac{1}{\tilde{E}} = \frac{1}{9\tilde{k}} + \frac{1}{3\tilde{\mu}} \quad (2-14)$$

$$\frac{1}{9k^V} + \frac{1}{3\mu^V} \leq \frac{1}{\tilde{E}} \leq \frac{1}{9k^R} + \frac{1}{3\mu^R} \quad (2-15)$$

$$\frac{1}{9} \frac{1}{c_1 k_1 + c_2 k_2} + \frac{1}{3} \frac{1}{c_1 \mu_1 + c_2 \mu_2} \leq \frac{1}{\tilde{E}} \leq \frac{1}{9} \left(\frac{c_1}{k_1} + \frac{c_2}{k_2} \right) + \frac{1}{3} \left(\frac{c_1}{\mu_1} + \frac{c_2}{\mu_2} \right) \quad (2-16)$$

$$\frac{1}{9} \frac{1}{\langle k \rangle} + \frac{1}{3} \frac{1}{\langle \mu \rangle} \leq \frac{1}{\tilde{E}} \leq c_1 \left(\frac{1}{9k_1} + \frac{1}{3\mu_1} \right) + c_2 \left(\frac{1}{9k_2} + \frac{1}{3\mu_2} \right) \quad (2-17)$$

$$\frac{1}{9} \frac{1}{\langle k \rangle} + \frac{1}{3} \frac{1}{\langle \mu \rangle} \leq \frac{1}{\tilde{E}} \leq \left\langle \frac{1}{E} \right\rangle \quad (2-18)$$

On peut alors faire l'encadrement Voigt et Reuss du module effectif du composite :

$$\left(\left\langle \frac{1}{E} \right\rangle \right)^{-1} \leq \tilde{E} \leq \left(\frac{1}{9} \frac{1}{\langle k \rangle} + \frac{1}{3} \frac{1}{\langle \mu \rangle} \right)^{-1} \neq \langle E \rangle \quad (2-19)$$

$$\langle E \rangle = c_1 \left(\frac{1}{9k_1} + \frac{1}{3\mu_1} \right)^{-1} + c_2 \left(\frac{1}{9k_2} + \frac{1}{3\mu_2} \right)^{-1} \quad (2-20)$$

En fonction de la concentration en phase renfort c_2 :

$$\left(\frac{c_1}{E_1} + \frac{c_2}{E_2} \right)^{-1} \leq \tilde{E} \leq \left(\frac{1}{9} \frac{1}{c_1 k_1 + c_2 k_2} + \frac{1}{3} \frac{1}{c_1 \mu_1 + c_2 \mu_2} \right)^{-1} \quad (2-21)$$

$$\begin{aligned} \left(\frac{1}{E_1} + c_2 \left(\frac{1}{E_2} - \frac{1}{E_1} \right) \right)^{-1} \leq \tilde{E} \leq \left(\frac{1}{9} \frac{1}{k_1 + c_2(k_2 - k_1)} + \frac{1}{3} \frac{1}{\mu_1 + c_2(\mu_2 - \mu_1)} \right)^{-1} \langle E \rangle \\ = c_1 \left(\frac{1}{9k_1} + \frac{1}{3\mu_1} \right)^{-1} + c_2 \left(\frac{1}{9k_2} + \frac{1}{3\mu_2} \right)^{-1} \end{aligned} \quad (2-22)$$

Avec :

$$k = \frac{E}{3(1 - 2\nu)} \quad \mu = \frac{E}{2(1 + \nu)} \quad (2-23)$$

À partir des propriétés mécaniques de chaque phase et pour une fraction volumique $c_2 = 30\%$, on peut faire l'estimation de Voigt et Reuss du module d'élasticité effectif du composite :

	c_i [%]	E_i [GPa]	ν_i	k_i [GPa]	μ_i [GPa]
Phase 1	70	$E_1 = 4$	$\nu_1 = 0.30$	$k_1 = 3.33$	$\mu_1 = 1.54$
Phase 2	30	$E_2 = 73$	$\nu_2 = 0.15$	$k_2 = 34.76$	$\mu_2 = 31.74$
Composite	$5.58 \leq \tilde{E} \leq 24.90$				

Tableau 2-3 : Encadrement du module d'élasticité effectif du composite par les bornes de Voigt et Reuss

On présente dans la Figure 2-6 l'évolution de l'estimation de Voigt et Reuss en fonction de la concentration de renfort c_2 . On remarque que l'estimation de la loi des mélanges sur les modules d'élasticité (LDM $\langle E \rangle$) est très proche de l'estimation de Voigt sans pour autant être égale. Pour une concentration $c_2 = 30\%$, le module d'élasticité effectif estimé par la loi des mélanges est de 24.90 GPa, soit 0.81% inférieur à l'estimation de Voigt. On vérifie par là même que les estimations de Voigt et Reuss jouent bien leur rôle de bornes.

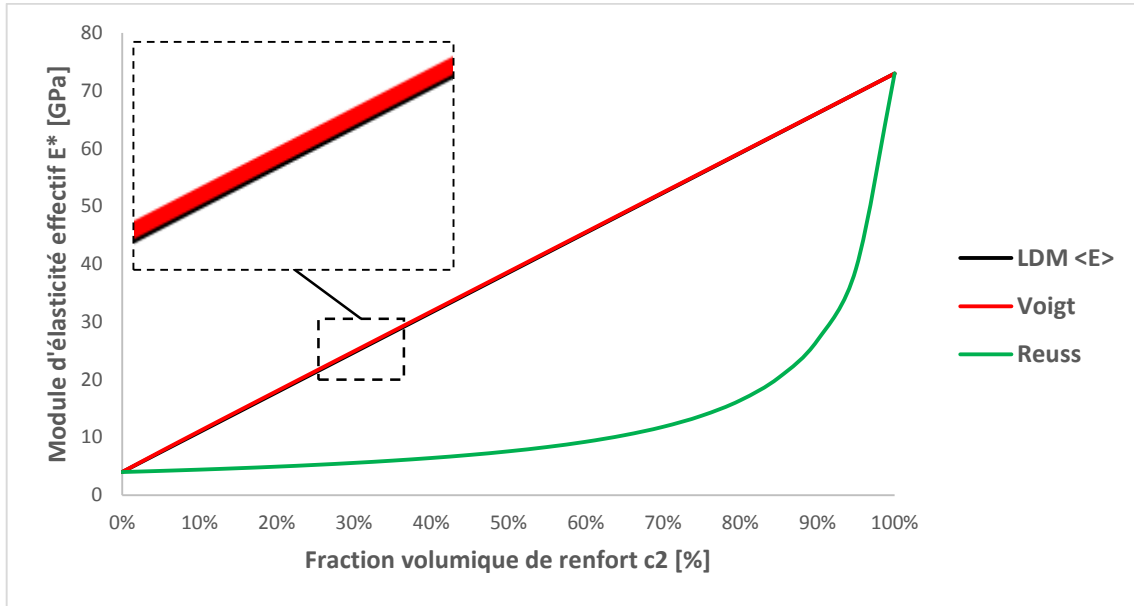


Figure 2-6: Estimations de Voigt et Reuss de \tilde{E} en fonction de la fraction volumique de renfort

2.2.3.4.3 Estimation "hautement dilué" (HD)

Pour l'estimation hautement dilué, on considère :

- La nature des phases
- Les propriétés mécaniques des phases
- Les fractions volumiques
- Les particules de forme sphérique

L'estimation HD, autrement dit faible concentration, est une bonne estimation lorsque la fraction volumique des particules est faible (qlqs %). Dès que la fraction de particules devient élevée alors les bornes de V et R sont violées.

Par une approche en déformation, on peut écrire :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \langle \underline{\underline{\tau}} \rangle = \langle \underline{\underline{C}} : \underline{\underline{\gamma}} \rangle \quad (2-24)$$

$$= \langle \underline{\underline{C}}^m : \underline{\underline{\gamma}} \rangle + \langle (\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{C}}^m) : \underline{\underline{\gamma}} \rangle \quad \{ \underline{\underline{C}} = \underline{\underline{C}}^m + (\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{C}}^m) \} \quad (2-25)$$

$$= \underline{\underline{C}}^m : \langle \underline{\underline{\gamma}} \rangle + \langle (\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{C}}^m) : \underline{\underline{\gamma}} \rangle \quad \{ \underline{\underline{C}}^m \text{ constant} \} \quad (2-26)$$

$$= \underline{\underline{C}}^m : \underline{\underline{\varepsilon}} + \frac{1}{V} \int_V (\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{C}}^m) : \underline{\underline{\gamma}} dv \quad \left\{ \begin{array}{l} (\underline{\underline{C}} - \underline{\underline{C}}^m) \text{ nul dans } m, \\ \text{constant dans } p \end{array} \right\} \quad (2-27)$$

$$= \underline{\underline{C}}^m : \underline{\underline{\varepsilon}} + \frac{1}{V} \int_{V_p} (\underline{\underline{C}}^p - \underline{\underline{C}}^m) : \underline{\underline{\gamma}} dv \quad (2-28)$$

$$= \underline{\underline{C}}^m : \underline{\underline{\varepsilon}} + \frac{(\underline{\underline{C}}^p - \underline{\underline{C}}^m)}{V} \int_{V_p} \underline{\underline{\gamma}} dv \quad (2-29)$$

$$= \underline{\underline{C}}^m : \underline{\underline{\varepsilon}} + \frac{V_p}{V} (\underline{\underline{C}}^p - \underline{\underline{C}}^m) \frac{1}{V_p} \int_{V_p} \underline{\underline{\gamma}} dv \quad (2-30)$$

$$= \underline{\underline{C}}^m : \underline{\underline{\varepsilon}} + c_p (\underline{\underline{C}}^p - \underline{\underline{C}}^m) \frac{1}{V_p} \langle \underline{\underline{\gamma}} \rangle_p \quad (2-31)$$

L'estimation HD considère la matrice comme un milieu infini d'où pas d'interactions entre les particules. Le modèle d'Eshelby [107] est alors valable et peut être utilisé :

$$\langle \underline{\underline{\gamma}} \rangle_p = (\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^p)^{-1} : (\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^m) : \underline{\underline{\varepsilon}} \quad (2-32)$$

Où C_I^* est le tenseur d'influence de Hill.

D'où :

$$\underline{\underline{\sigma}} = \underline{\underline{C}}^{HD} : \underline{\underline{\varepsilon}} \quad (2-33)$$

Où :

$$\underline{\underline{C}}^{HD} = \underline{\underline{C}}^m + c_p (\underline{\underline{C}}^p - \underline{\underline{C}}^m) : (\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^p)^{-1} : (\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^m) \quad (2-34)$$

Les phases étant isotropes, on peut poser :

$$\begin{cases} \underline{\underline{C}}^m = \{3k^m, 2\mu^m\} \\ \underline{\underline{C}}^p = \{3k^p, 2\mu^p\} \end{cases} \quad (2-35)$$

Les particules étant de forme sphérique, ceci implique :

$$\underline{\underline{C}}_I^* = \{3k, 2\mu\} = \left\{ 4\mu^m, \frac{\mu^m(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} \right\} \quad (2-36)$$

$$\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^m = \left\{ 4\mu^m + 3k^m, \mu^m \left[\frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2 \right] \right\} \quad (2-37)$$

$$\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^p = \left\{ 4\mu^m + 3k^p, \mu^m \frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2\mu^p \right\} \quad (2-38)$$

$$(\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^p)^{-1} : (\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^m) = \left\{ \frac{4\mu^m + 3k^m}{4\mu^m + 3k^p}, \frac{\mu^m \left[\frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2 \right]}{\mu^m \frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2\mu^p} \right\} \quad (2-39)$$

$$\begin{aligned} & (\underline{\underline{C}}^p - \underline{\underline{C}}^m) : (\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^p)^{-1} : (\underline{\underline{C}}_I^* + \underline{\underline{C}}^m) \\ &= \left\{ 3(k^p - k^m) \frac{4\mu^m + 3k^m}{4\mu^m + 3k^p}, 2(\mu^p - \mu^m) \frac{\mu^m \left[\frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2 \right]}{\mu^m \frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2\mu^p} \right\} \end{aligned} \quad (2-40)$$

Si :

$$\underline{\underline{C}}^{HD} = \{3k^{HD}, 2\mu^{HD}\} \quad (2-41)$$

Alors :

$$\left\{ \begin{array}{l} 3k^{HD} = 3k^m + c_p \left\{ 3(k^p - k^m) \frac{4\mu^m + 3k^m}{4\mu^m + 3k^p} \right\} \\ 2\mu^{HD} = 2\mu^m + c_p \left\{ 2(\mu^p - \mu^m) \frac{\mu^m \left[\frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2 \right]}{\mu^m \frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2\mu^p} \right\} \end{array} \right. \quad (2-42)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \frac{k^{HD}}{k^m} = 1 + c_p \left\{ (k^p/k^m - 1) \frac{3k^m/\mu^m + 4}{3k^p/\mu^m + 4} \right\} \\ \frac{\mu^{HD}}{\mu^m} = 1 + c_p \left\{ (\mu^p - \mu^m) \frac{\frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2}{\mu^m \frac{(9k^m + 8\mu^m)}{3(k^m + 2\mu^m)} + 2\mu^p} \right\} \end{array} \right.$$

Finalement l'estimation HD des modules de compressibilité et cisaillement du composite est :

$$\left\{ \begin{array}{l} k^{HD} = 1 + c_p \left\{ (k^p - k^m) \frac{3k^m/\mu^m + 4}{3k^p/\mu^m + 4} \right\} \\ \mu^{HD} = 1 + c_p \left\{ (\mu^p - \mu^m) \frac{15k^m + 20\mu^m}{9k^m + 8\mu^m + 6\mu^p (k^m/\mu^m + 2)} \right\} \end{array} \right. \quad (2-43)$$

À partir des propriétés mécaniques de chaque phase et pour une fraction volumique $c_2 = 30\%$, on peut faire l'estimation hautement dilué (HD) du module d'élasticité effectif du composite :

	c_i [%]	E_i [GPa]	ν_i	k_i [GPa]	μ_i [GPa]
Phase 1	70	$E_1 = 4$	$\nu_1 = 0.30$	$k_1 = 3.33$	$\mu_1 = 1.54$
Phase 2	30	$E_2 = 73$	$\nu_2 = 0.15$	$k_2 = 34.76$	$\mu_2 = 31.74$
Composite		$E^{HD} = 6.19$		$k^{HD} = 4.71$	$\mu^{HD} = 2.41$

Tableau 2-4 : Module d'élasticité effectif du composite par l'estimation HD

On présente dans la Figure 2-7 l'évolution de l'estimation HD en fonction de la concentration de renfort c_2 . On remarque que pour les concentrations faibles, l'estimation reste assez proche de la borne de Reuss qui fait l'hypothèse des contraintes uniformes. Pour une concentration $c_2 = 30\%$, le module d'élasticité effectif estimé HD est de 6.19 GPa, soit 10.9% supérieur à l'estimation de Reuss. Au-delà de 50% de concentration de renfort, la borne inférieure de Reuss est violée par l'estimation HD, qui perd sa signification physique.

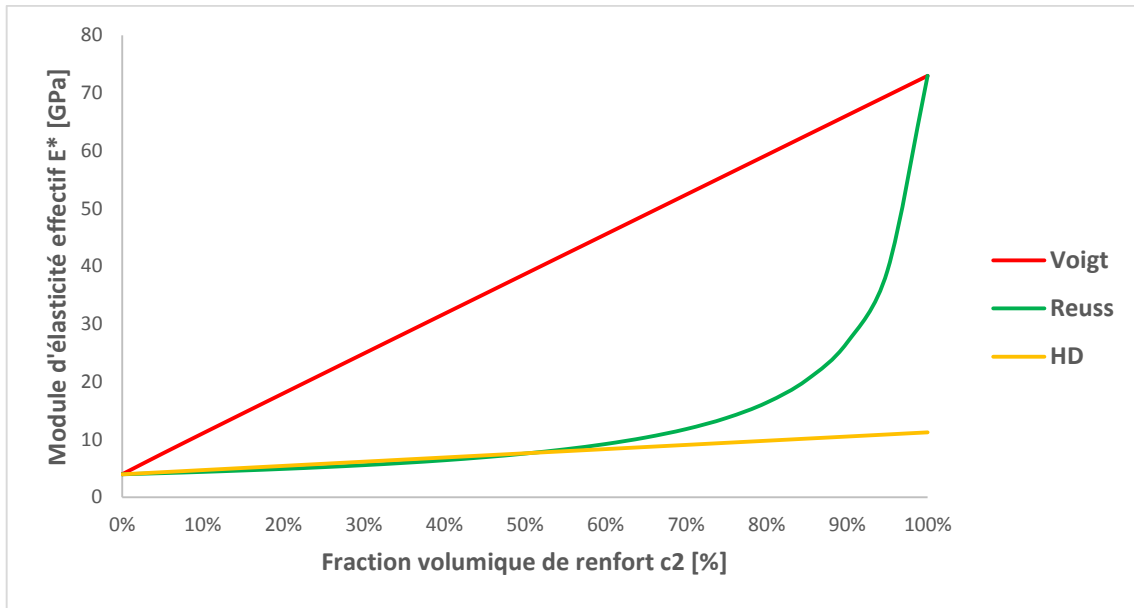


Figure 2-7: Estimation HD de \tilde{E} en fonction de la fraction volumique de renfort

2.2.3.4.4 Estimation d'ordre 2 Hashin-Strikmann (HS) ou Mori-Tanaka

Pour l'estimation d'ordre 2 Hashin-Strikmann (HS) [108], on considère :

- La nature des phases
- Les propriétés mécaniques des phases
- Les fractions volumiques
- Une distribution isotrope des orientations des phases

L'hypothèse Hashin-Strikmann (Figure 2-8) ou Mori-Tanaka convient bien pour les matériaux à renfort de fibres courtes orientées aléatoirement ou aux composites particulaires sans formes particulières.

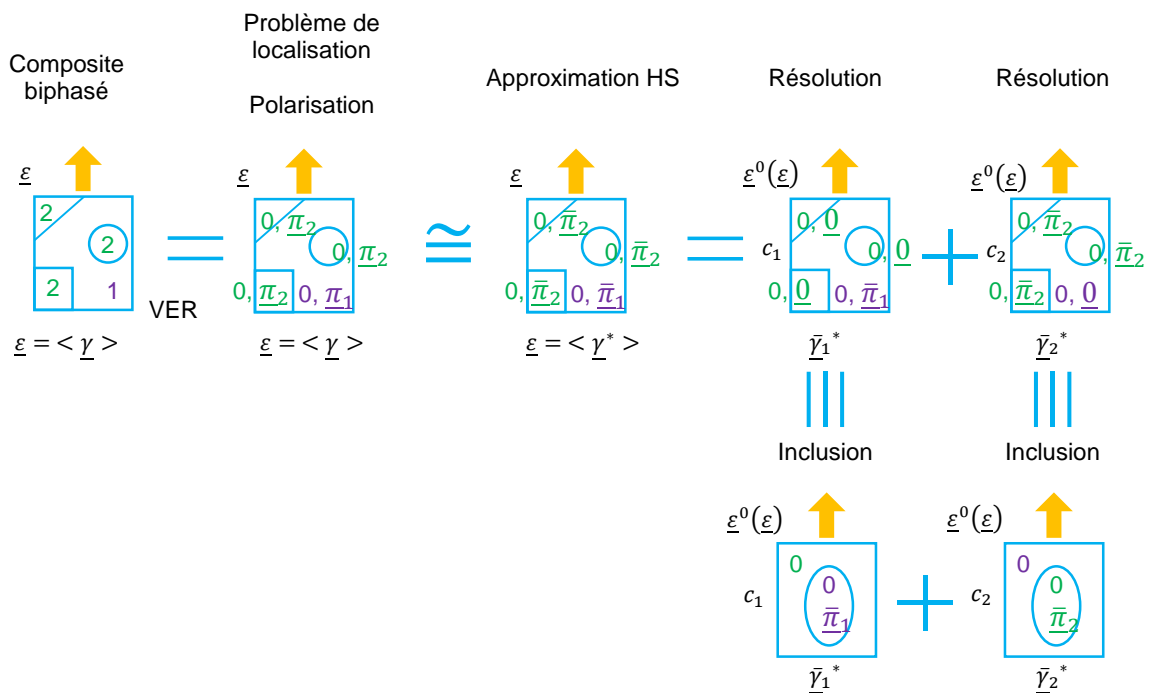


Figure 2-8: Démarche Hashin-Strikmann pour un biphasé isotrope

En considérant le matériau composite comme composé d'une matrice (indice 0) et différentes inclusions (indice i), l'expression générale du tenseur d'élasticité effectif est :

$$C^* = C_0 + \sum_{i=1}^n V_f^i (C_i - C_0) A_i \quad (2-44)$$

où V_f^i est la fraction volumique de chaque phase i et A_i le tenseur de localisation en déformation. Le tenseur d'élasticité du matériau composite peut alors être déterminé dès que le tenseur de localisation est connu. Dans notre cas, où la résine et les fibres de verre sont clairement identifiées comme, respectivement la matrice et les inclusions, le modèle d'approximation de Mori-Tanaka [108] est une méthode analytique particulièrement bien adaptée pour faire l'estimation du tenseur d'élasticité effectif C^* du matériau composite [109]. Dans ce cadre, il est supposé que les inclusions sont enfermées dans un environnement infini ayant les propriétés de la matrice. Avec cette approche, les fluctuations intraphases sont négligées dans la polarisation ce qui implique la résolution du problème pour une polarisation homogène où uniquement les fluctuations interphases sont considérées. Le tenseur de localisation de Mori-Tanaka A_{MT} de la phase i est donné par l'expression suivante :

$$A_{MT}^i = A_{ESH}^i [(1 - V_f^i)I + A_{ESH}^i]^{-1} \quad (2-45)$$

Où A_{ESH} est le tenseur de localisation d'Eshelby :

$$A_{ESH} = \sum_{i=1}^n V_f^i A_{ESH}^i \quad (2-46)$$

Et où :

$$A_{ESH}^i = [I + E_{ESH} C_0^{-1} (C_i - C_0)]^{-1} \quad (2-47)$$

I est la matrice identité et E_{ESH} le tenseur d'Eshelby. En réécrivant l'équation (2-44) avec le tenseur de localisation de Mori-Tanaka on obtient :

$$C^* = C_0 + \sum_{i=1}^n V_f^i (C_i - C_0) A_{MT}^i \quad (2-48)$$

La distribution isotrope des orientations des phases implique que l'inclusion d'Eshelby équivalente est une sphère et la solution d'Eshelby [107] pour une inclusion sphérique est :

$$\bar{\gamma}_i^* = \frac{\mu_0}{\mu_0(1 - \beta_0) + \mu_i \beta_0} \xi^0 + \frac{1}{3} \frac{k_0}{k_0(1 - \alpha_0) + k_i \alpha_0} tr(\underline{\varepsilon}^0) \underline{i} \quad (2-49)$$

Où :

$$\alpha_0 = \frac{3k_0}{3k_0 + 4\mu_0} \quad \beta_0 = \frac{6(k_0 + 2\mu_0)}{5(3k_0 + 4\mu_0)} \quad (2-50)$$

En prenant la phase matrice (1) comme étant la phase de référence 0 de la solution d'Eshelby :

$$\begin{cases} \bar{\underline{\gamma}}_1^* = \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_1\beta_1} \underline{\xi}^0 + \frac{1}{3} \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_1\alpha_1} tr(\underline{\varepsilon}^0) \underline{i} \\ \bar{\underline{\gamma}}_2^* = \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \underline{\xi}^0 + \frac{1}{3} \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} tr(\underline{\varepsilon}^0) \underline{i} \end{cases} \quad (2-51)$$

$$\begin{cases} \bar{\underline{\gamma}}_1^* = \underline{\xi}^0 + \frac{1}{3} tr(\underline{\varepsilon}^0) \underline{i} = \underline{\varepsilon}^0 \\ \bar{\underline{\gamma}}_2^* = \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \underline{\xi}^0 + \frac{1}{3} \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} tr(\underline{\varepsilon}^0) \underline{i} \end{cases} \quad (2-52)$$

$$\underline{\varepsilon} = \langle \underline{\gamma} \rangle = c_1 \bar{\underline{\gamma}}_1^* + c_2 \bar{\underline{\gamma}}_2^* \quad (2-53)$$

$$\begin{aligned} &= c_1 \underline{\xi}^0 + c_1 \frac{1}{3} tr(\underline{\varepsilon}^0) \underline{i} + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \underline{\xi}^0 + c_2 \frac{1}{3} \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} tr(\underline{\varepsilon}^0) \underline{i} \\ &= \left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right] \underline{\xi}^0 + \left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right] \frac{1}{3} tr(\underline{\varepsilon}^0) \underline{i} \end{aligned}$$

Si on pose :

$$x = \left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right] \quad y = \left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right] \quad (2-54)$$

Alors :

$$\underline{\varepsilon}^0 = \frac{1}{x} \underline{e} + \frac{1}{y} \frac{1}{3} tr(\underline{\varepsilon}) \underline{i} \quad (2-55)$$

$$\begin{cases} \bar{\underline{\gamma}}_1^* = \left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right]^{-1} \underline{e} + \left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right]^{-1} \frac{1}{3} tr(\underline{\varepsilon}) \underline{i} \\ \bar{\underline{\gamma}}_2^* = \frac{\frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1}}{\left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right]} \underline{e} + \frac{\frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1}}{\left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right]} \frac{1}{3} tr(\underline{\varepsilon}) \underline{i} \end{cases} \quad (2-56)$$

En appliquant la loi d'élasticité linéaire isotrope sur la phase i on a :

$$\bar{\underline{\tau}}_i^* = 2\mu_i dev(\bar{\underline{\gamma}}_i^*) + k_i tr(\bar{\underline{\gamma}}_i^*) \underline{i} \quad (2-57)$$

$$\begin{cases} \bar{\underline{\tau}}_1^* = \frac{2\mu_1}{\left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right]} \underline{e} + \frac{k_1}{\left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right]} tr(\underline{\varepsilon}) \underline{i} \\ \bar{\underline{\tau}}_2^* = \frac{\frac{2\mu_2\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1}}{\left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right]} \underline{e} + \frac{\frac{k_2k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1}}{\left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right]} tr(\underline{\varepsilon}) \underline{i} \end{cases} \quad (2-58)$$

$$\underline{\sigma} = \langle \underline{\tau} \rangle = c_1 \bar{\underline{\tau}}_1^* + c_2 \bar{\underline{\tau}}_2^* \quad (2-59)$$

$$= \left\{ c_1 \frac{2\mu_1}{\left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right]} + c_2 \frac{\frac{2\mu_2\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1}}{\left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right]} \right\} \underline{e}$$

$$+ \left\{ c_1 \frac{k_1}{\left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right]} + c_2 \frac{\frac{k_2k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1}}{\left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right]} \right\} tr(\underline{\varepsilon}) \underline{i}$$

Par identification on obtient :

$$\begin{cases} \mu^{HS} = \left\{ \frac{c_1\mu_1 + c_2 \frac{\mu_2\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1}}{\left[c_1 + c_2 \frac{\mu_1}{\mu_1(1-\beta_1) + \mu_2\beta_1} \right]} \right\} \\ k^{HS} = \left\{ \frac{c_1k_1 + c_2 \frac{k_2k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1}}{\left[c_1 + c_2 \frac{k_1}{k_1(1-\alpha_1) + k_2\alpha_1} \right]} \right\} \end{cases} \quad (2-60)$$

Dans le cas où les phases sont isotropes et la distribution des orientations des phases également isotrope, alors l'estimation HS est isotrope et joue le rôle de borne pour toutes les microstructures.

$\underline{\underline{C}}^{HS}$ est isotrope, dans ce cas :

$$\underline{\underline{C}}^{HS} = 3k^{HS} \underline{\underline{J}} + 2\mu^{HS} \underline{\underline{K}} \quad (2-61)$$

Si la phase 1 joue le rôle de matrice et que les modules sont ordonnés alors l'estimation est notée HS⁻ et représente la borne inférieure. Dans ce cas de figure aussi, l'estimation HS est égale à l'estimation de Mori et Tanaka (MT) [108]. On peut alors noter :

$$\begin{cases} k^{HS} = k^{HS-} & (1 = m) \\ \mu^{HS} = \mu^{HS-} & (2 = p) \end{cases} \quad (2-62)$$

Si cette fois, la phase 1 joue le rôle des inclusions et que les modules sont ordonnés, alors l'estimation est notée HS⁺ et représente la borne supérieure. Dans ce cas, l'estimation HS est différente de celle de Mori et Tanaka. On peut alors noter :

$$\begin{cases} k^{HS} = k^{HS+} & (1 = p) \\ \mu^{HS} = \mu^{HS+} & (2 = m) \end{cases} \quad (2-63)$$

À partir des propriétés mécaniques de chaque phase et pour une fraction volumique $c_2 = 30\%$, on peut faire l'estimation HS⁻ du module d'élasticité effectif du composite :

	c_i [%]	E_i [GPa]	ν_i	k_i [GPa]	μ_i [GPa]
Phase 1	70	$E_1 = 4$	$\nu_1 = 0.30$	$k_1 = 3.33$	$\mu_1 = 1.54$
Phase 2	30	$E_2 = 73$	$\nu_2 = 0.15$	$k_2 = 34.76$	$\mu_2 = 31.74$

Tableau 2-5 : Module d'élasticité effectif du composite avec l'estimation HS⁻

On présente dans la Figure 2-9 l'évolution de l'estimation HS⁻ en fonction de la concentration de renfort c_2 jusqu'à 50% volontairement pour faciliter la lecture dans la zone de plus grand intérêt. L'évolution de l'estimation HS⁺ est aussi représentée sur le graphique pour matérialiser avec HS⁻ les bornes supérieure et inférieure respectivement pour le module d'élasticité effectif du matériau composite. On remarque que les nouvelles bornes d'ordre 2 sont moins écartées que les bornes d'ordre 1. Pour la concentration de renfort de 30%, l'écart entre HS⁺ et HS⁻ est de 9.93 GPa alors qu'il est de 19.32 GPa entre Voigt et Reuss.

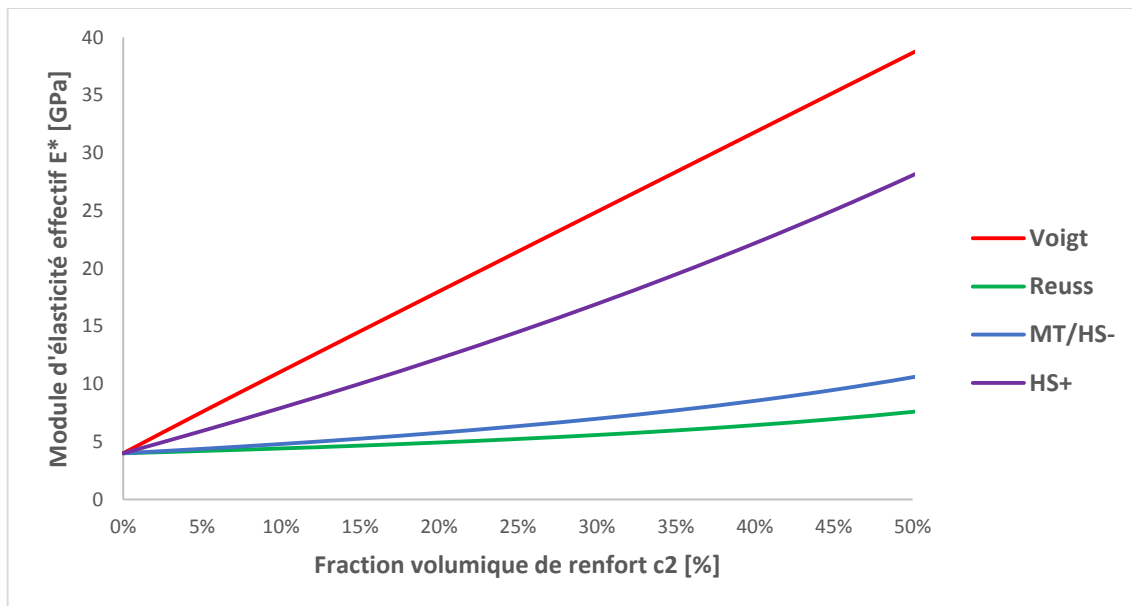


Figure 2-9 : Estimation HS⁻ de \bar{E} en fonction de la fraction volumique de renfort

2.2.3.4.5 Estimation auto-cohérente

La méthode de type auto-cohérente ou champ moyen, fondée sur le modèle d'inclusion sphérique d'Eshelby, est idéale pour les microstructures de type désordre parfait où chaque phase a pour voisinage toutes les autres phases, autrement dit aucune ne jouant le rôle de matrice par rapport aux autres. Compte tenu de la microstructure du matériau d'étude pour lequel la matrice polymère est bien identifiée, cette méthode n'apparaît pas pertinente.

2.2.3.4.6 Estimation HS-/MT avec prise en compte des porosités d'air

Pour mieux rendre compte de la composition réelle du composite SMC, les porosités d'air sont introduites dans l'homogénéisation en tant que troisième phase. En effet, le procédé qui permet au matériau composite d'atteindre ses propriétés d'usage définitives ne permet pas d'éliminer complètement les cavités d'air qui peuvent représenter entre 0.1 et 1% [110].

Comme illustré dans la Figure 2-10, le principe est d'effectuer une étape d'homogénéisation supplémentaire [106], [109] en considérant comme inclusions les porosités d'air et comme matrice le matériau composite dont les propriétés mécaniques ont déjà été estimées via une

première étape d'homogénéisation avec l'estimation de Hashin-Strikmann HS⁻ (section 2.2.3.4.4). De cette manière, l'influence de la concentration en air c_3 sur le module d'élasticité effectif du matériau composite peut être évaluée.

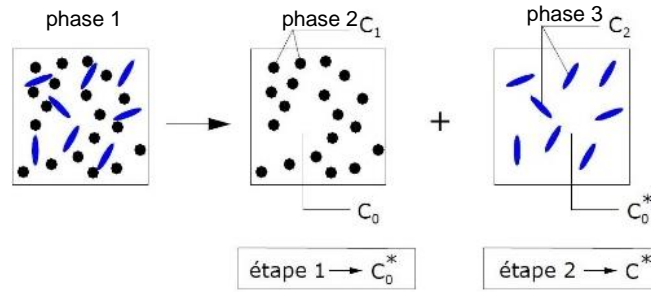


Figure 2-10 : Principe des homogénéisations successives [106]

La deuxième étape d'homogénéisation s'effectue de nouveau avec l'estimation de Hashin-Strikmann HS⁻ puisque les conditions d'utilisation sont toujours réunies. Pour la phase air, on a les propriétés mécaniques suivantes :

\mathbf{k}_i	$\mathbf{\mu}_i$
[GPa]	[GPa]
$k_3 = 0.0001$	$\mu_3 \rightarrow 0$

Tableau 2-6 : Propriétés mécaniques de l'air

En prenant de nouveau la phase matrice (1) comme étant la phase de référence 0 de la solution d'Eshelby, on peut directement reprendre le résultat de l'identification pour un composite biphasé, i.e. l'équation (2-55) :

$$\begin{cases} \mu^{HS} = \left\{ \frac{c_1 \mu_1 + c_3 \frac{\mu_3 \mu_1}{\mu_1 (1 - \beta_1) + \mu_3 \beta_1}}{\left[c_1 + c_3 \frac{\mu_1}{\mu_1 (1 - \beta_1) + \mu_3 \beta_1} \right]} \right\} \\ k^{HS} = \left\{ \frac{c_1 k_1 + c_3 \frac{k_3 k_1}{k_1 (1 - \alpha_1) + k_3 \alpha_1}}{\left[c_1 + c_3 \frac{k_1}{k_1 (1 - \alpha_1) + k_3 \alpha_1} \right]} \right\} \end{cases} \quad (2-64)$$

Ce qui revient à :

$$\begin{cases} \mu^{HS} = \left\{ \frac{c_1 \mu_1}{\left[c_1 + c_3 \frac{\mu_1}{\mu_1 (1 - \beta_1)} \right]} \right\} \\ k^{HS} = \left\{ \frac{c_1 k_1 + c_3 \frac{k_3 k_1}{k_1 (1 - \alpha_1) + k_3 \alpha_1}}{\left[c_1 + c_3 \frac{k_1}{k_1 (1 - \alpha_1) + k_3 \alpha_1} \right]} \right\} \end{cases} \quad (2-65)$$

À partir des propriétés mécaniques de chaque phase et pour une fraction volumique d'air c_3 comprise entre 0 et 1%, on évalue l'influence des porosités d'air sur l'estimation HS⁻ du module d'élasticité effectif du composite (Figure 2-11). On constate que la présence d'air fait logiquement diminuer la valeur du module d'élasticité effectif. Compte tenu des propriétés mécaniques très faibles de l'air, cette phase agit comme une faiblesse au regard des propriétés mécaniques des autres constituants. Avec 1% de porosité, le module est égal à 6.85 GPa contre 6.99 GPa sans porosité, ce qui représente -2%.

Dans la Figure 2-12, l'estimation du module d'élasticité effectif HS^- est corrigée en prenant en compte 1% de porosité d'air. On observe que cette nouvelle estimation s'écarte très peu de l'estimation HS^- de référence même si l'écart augmente à mesure que la fraction de renfort c_2 augmente.

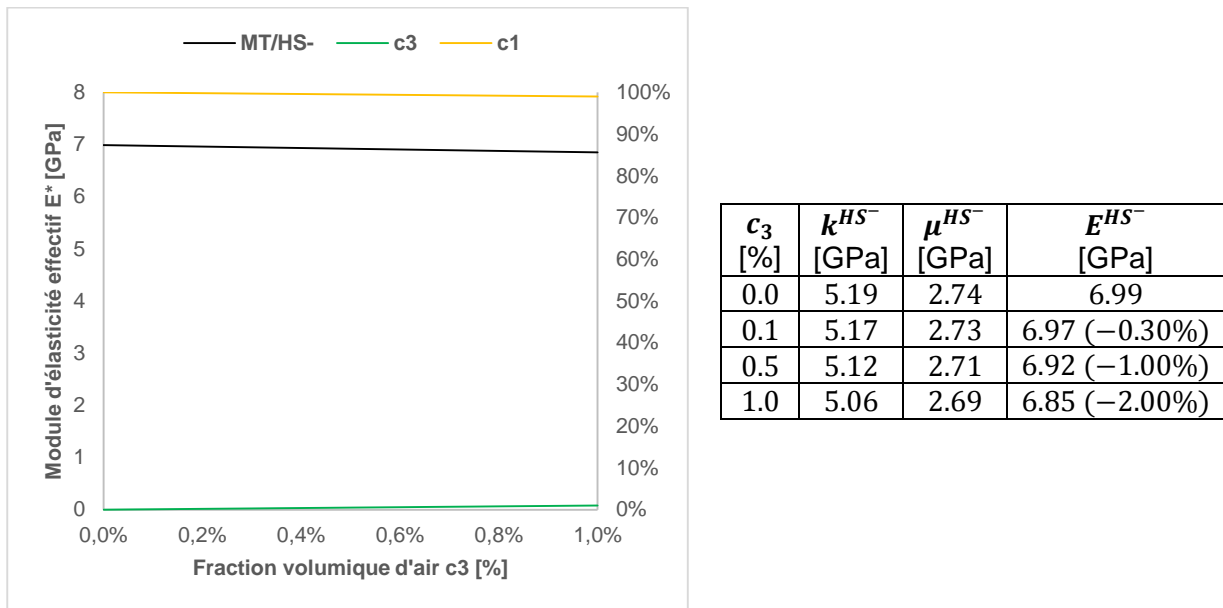


Figure 2-11: Influence des porosités d'air sur le module d'élasticité effectif du composite avec l'estimation HS^-

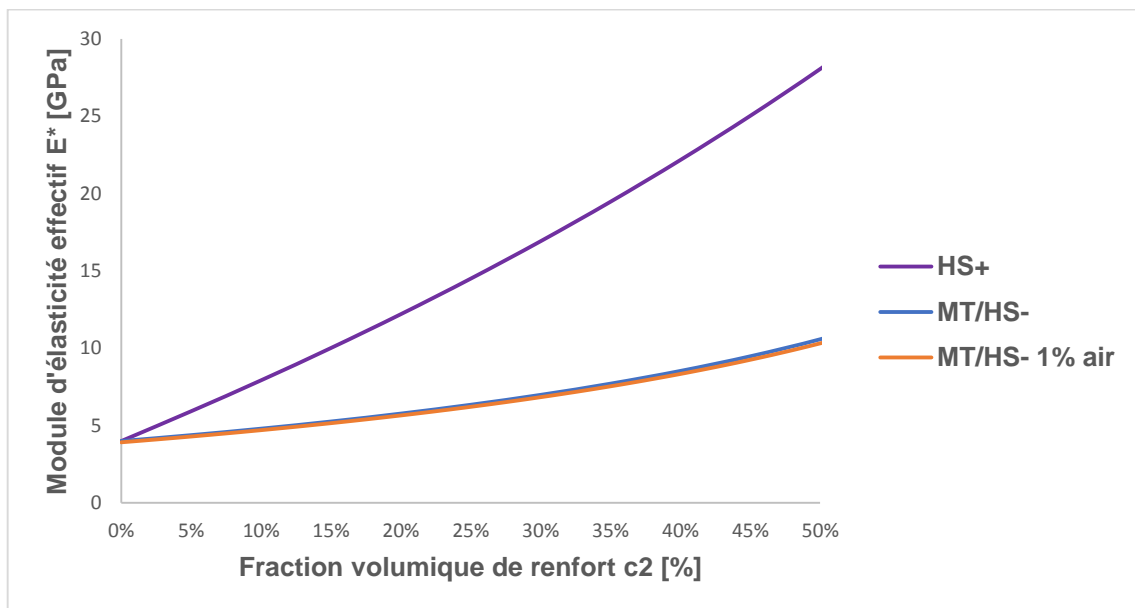


Figure 2-12: Estimation HS^- corrigée en tenant compte de 1% de porosité d'air

2.2.3.4.7 Bilan de l'estimation des propriétés mécaniques du matériau composite SMC

Le matériau composite modélisé dans cette étude, à savoir une matrice polymère renforcée par des fibres de verre courtes, possède une microstructure particulière qui rend particulièrement pertinent l'utilisation de la méthode d'homogénéisation de Hashin-Strikmann (ou Mori-Tanaka) et en particulier la borne inférieure HS^- (Figure 2-13). Cette méthode a été utilisée pour estimer les propriétés mécaniques effectives dans le domaine élastique du composite à partir des constituants. En posant l'hypothèse de constituants isotropes et d'une distribution isotrope des orientations des phases, l'estimation obtenue du module d'élasticité effectif est aussi isotrope.

La présence de porosité en air en faible proportion ($\leq 1\%$) n'a pas une influence très significative sur les propriétés mécaniques effectives du composite. On remarque que l'évolution du module d'élasticité effectif E^{HS-} diminue de 2% lorsque la fraction d'air c_3 est égale à 1%. L'estimation du module d'élasticité pour une fraction d'air de 1% est retenue pour la suite de l'étude.

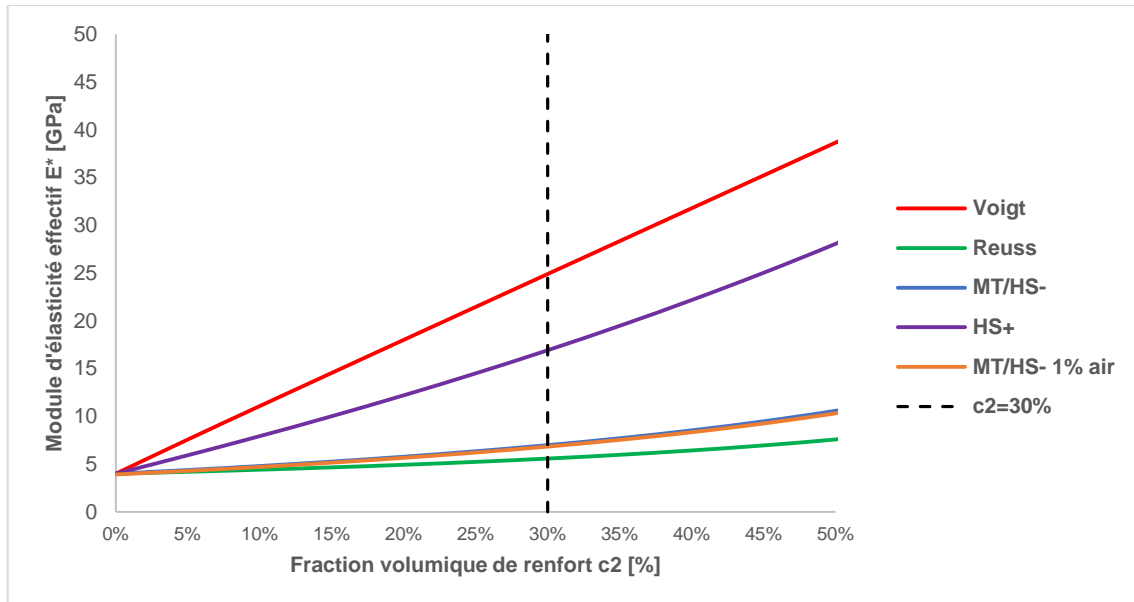


Figure 2-13: Bilan de l'estimation HS- de \tilde{E} en fonction de la fraction volumique de renfort

2.2.4 Caractérisation mécanique du matériau composite

2.2.4.1 Essai de traction uniaxiale

Des essais de traction uniaxiale permettent de vérifier expérimentalement les propriétés mécaniques du matériau composite SMC. Les modules d'élasticité mesurés et calculés sont par la suite comparés. L'anisotropie du matériau est vérifiée en réalisant des courbes charge déplacement dans le sens longitudinal et dans le sens transversal.

La Figure 2-14 présente les dimensions de l'éprouvette de traction utilisée pour les essais de traction dont l'épaisseur est de 1.3 mm. L'éprouvette est identique pour les directions longitudinale et transversale. Les essais se déroulent à une vitesse constante de 2 mm/min. Les détails concernant l'équipement pour la réalisation des essais expérimentaux et l'exploitation des résultats bruts sont développés plus loin dans les sections 2.3.3.2.2 et 2.3.3.2.4 s'agissant de l'étude de l'acier HSLA380.

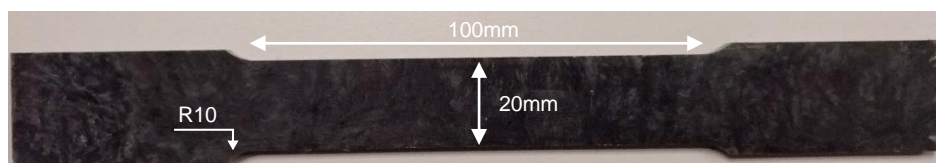


Figure 2-14: Dimensions de l'éprouvette SMC normalisée [111] pour traction uniaxiale

2.2.4.2 Courbes contrainte-déformation du matériau composite SMC

La Figure 2-15 présente les courbes contrainte-déformation vraie du matériau composite SMC et pour les deux directions longitudinale et transversale. La tendance globale est conforme avec les résultats d'essais expérimentaux effectués dans les mêmes conditions issus de la

littérature [110]. L'évolution de la contrainte met en évidence trois phases distinctes. Jusqu'à environ 0.4% de déformation, la contrainte évolue linéairement dans ce qu'on peut assimiler au domaine élastique avec une pente égale à 8.69 GPa. Puis, l'évolution régulière de la contrainte connaît une transition assez nette autour de 0.5% de déformation à partir de laquelle la pente baisse significativement.

Le Tableau 2-7 liste la pente de la courbe contrainte-déformation pour différents intervalles de déformation. On observe que la diminution de la pente se fait de façon progressive et relativement régulière. Ce comportement met en évidence l'accumulation de l'endommagement subi par le matériau à mesure que la charge augmente. Suivant un mode de rupture type délamination, des décohésions successives internes à l'interface fibres / matrice provoquent la diminution progressive des propriétés mécaniques du matériau, dans une phase dite de pseudo-plasticité [112], [111], jusqu'à la rupture complète. Cette observation a été faite dans [113] qui mesurait les déplacements dans les deux modes délamination et rupture des fibres de verre. D'ailleurs, la rupture intervient brutalement ce qui est cohérent avec le mode de rupture fragile pour ce type de matériau. Dans la direction longitudinale, on mesure un effort à rupture de 136 MPa pour un allongement de 2.90%.

Les observations faites dans la direction longitudinale sont aussi valables dans la direction transversale pour laquelle on remarque un effort à rupture plus faible de 104 MPa pour un allongement également faible de 2.37%. La pente du domaine élastique est légèrement différente dans la direction transversale avec 8.08 GPa.

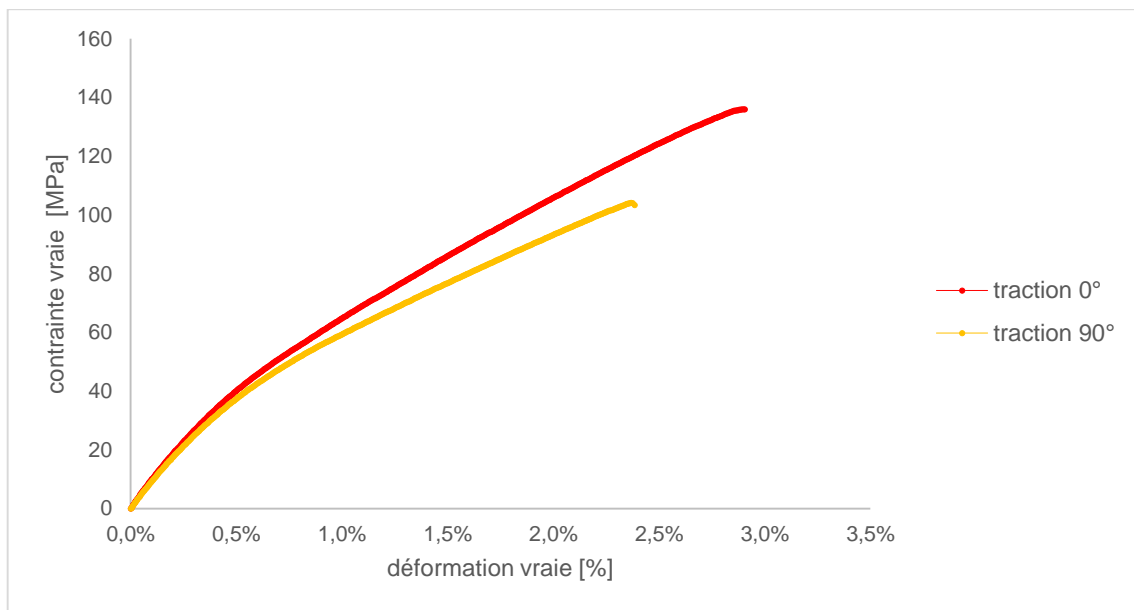


Figure 2-15: Courbe contrainte-déformation vraie dans les directions longitudinale et transversale

	Intervalle de déformation [%]				
	0.0-0.4	0.5-1.5	1.0-2.0	1.5-2.5	2.0-3.0
Pente [GPa]	8.69	4.59 (-47%)	4.10 (-53%)	3.83 (-56%)	3.33 (-62%)

Tableau 2-7 : Evolution de la pente de la courbe contrainte-déformation dans la direction longitudinale

L'analyse de ces résultats d'essai de traction uniaxiale permet de constater que le matériau composite SMC ne possède effectivement pas des propriétés mécaniques identiques dans les deux directions longitudinale et transversale. Cela s'explique par le procédé SMC lui-même (Figure 2-1) qui introduit dans le processus de fabrication une direction privilégiée, celle de l'avancement et du laminage, par rapport aux autres directions dont la direction transversale.

2.2.4.3 Confrontation expérimentale

Le module d'élasticité effectif isotrope estimé par la méthode d'homogénéisation (section 2.2.3.4.6) est de 6.85 GPa en prenant en compte les porosités d'air. Comparée aux résultats expérimentaux, cette valeur calculée est inférieure de -21% à la mesure de 8.69 GPa dans la direction longitudinale et de -14% à la mesure de 8.08 GPa dans la direction transversale. Cette différence et sous-estimation du calcul par rapport à la mesure tient principalement au fait de l'hypothèse de distribution isotrope des orientations des phases.

S'agissant des fibres de verre courtes, l'hypothèse de distribution isotrope s'avère exagérée puisque cela revient à considérer des proportions identiques de fibres sont orientées dans la direction longitudinale, transversale et suivant la troisième direction. Or en réalité, les fibres de verre ont très peu de probabilité de se retrouver orientées dans la troisième direction en particulier, du fait du procédé de fabrication. L'orientation des fibres de verre est très majoritairement parallèle au plan longitudinal [110], suggérant l'hypothèse d'isotropie transverse plus pertinente.

2.2.4.4 Conclusion sur la caractérisation du matériau composite et hypothèses de calcul

L'anisotropie moyennement prononcée du composite SMC conduit à négliger cette propriété pour faire l'hypothèse de l'isotropie pour la suite de l'implémentation du matériau dans la modélisation du procédé de rivetage auto-poinçonneur. La direction longitudinale est privilégiée car pour cet essai, les propriétés mécaniques sont plus proches avec la littérature. Dans cette étude, la vitesse de déformation n'a pas pu être étudiée et n'est donc pas considérée par la suite malgré le fait que l'influence sur les propriétés mécaniques du composite SMC a été démontrée dans la littérature [114].

2.2.5 Gestion de la rupture

Comme vu précédemment dans la section 2.2.4.2, la rupture du matériau composite SMC est de type fragile et fait suite à un endommagement progressif pseudo-plastique qui fait diminuer progressivement sa rigidité (Figure 2-16).

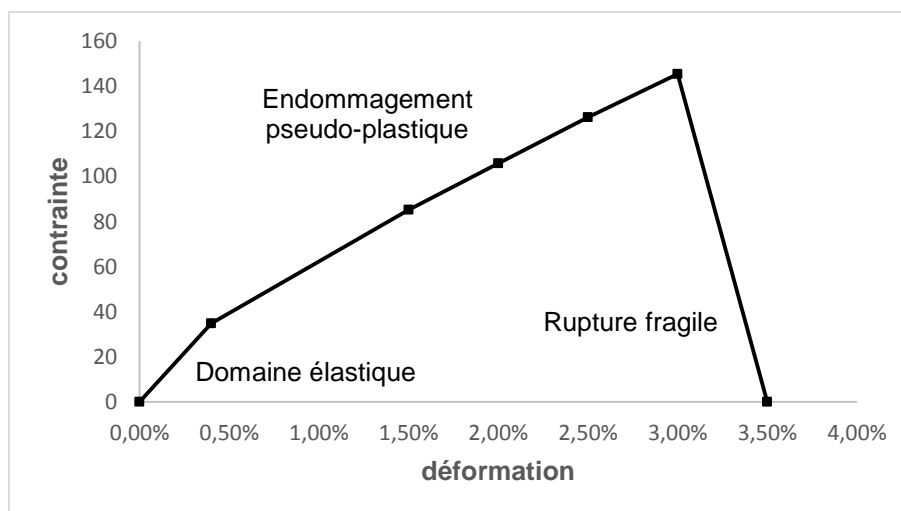


Figure 2-16: Représentation schématique de la dégradation et de la rupture fragile du matériau composite

La condition de pseudo-plasticité suit le critère de Von-Mises (voir équation 2-79), équivalent au critère de Hill en milieu isotrope. Comme illustré dans la Figure 2-17, l'évolution de l'endommagement après déplacement critique est considérée linéaire. Le critère de rupture associé est énergétique, i.e. la rupture intervient dès qu'un certain niveau d'énergie G_f est dissipé. L'énergie dissipée est l'aire sous la courbe contrainte-déplacement plastique pour

diminuer la dépendance vis-à-vis du maillage selon le modèle de [115]. L'énergie de rupture s'exprime ainsi en fonction du déplacement plastique final u_f^{pl} et de la contrainte σ_0 correspondant au déplacement plastique critique u_0^{pl} :

$$G_f = \frac{1}{2} u_f^{pl} \sigma_0 \quad [J/mm^2] \quad (2-66)$$

La notion de longueur caractéristique L de l'élément est introduite et permet de retrouver la déformation plastique :

$$u^{pl} = L \varepsilon^{pl} \quad (2-67)$$

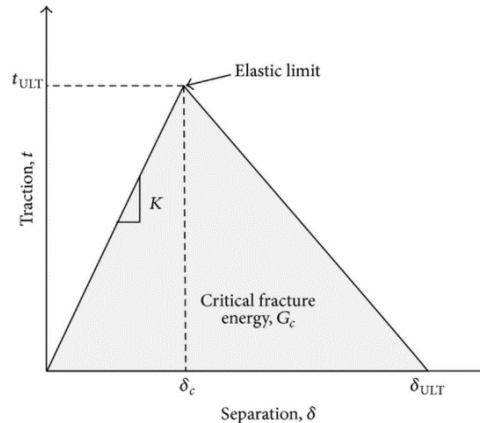


Figure 2-17: Évolution de l'endommagement après déformation critique [116]

La valeur de l'énergie de rupture surfacique est une caractéristique propre à chaque matériau et peut se déterminer grâce à un essai type mouton Charpy et des éprouvettes spécifiques pré-entallées [117]. Dans cette étude, des essais expérimentaux n'ont pas pu être réalisés, ce qui nous a amené à utiliser une valeur mesurée issue de la littérature. Dans le travail de [118] et pour un composite SMC de nature très similaire au matériau de notre étude, le taux de restitution d'énergie est égale à 26 kJ/m². Il faut savoir que cette valeur dépend fortement de la fraction de fibres de verre puisque qu'avec un taux de 15%, l'énergie de rupture peut alors être inférieure à 10 kJ/m² [117].

2.2.6 Implémentation du modèle matériau dans le logiciel de calcul

Dans le cas de la modélisation du composite SMC, le logiciel de calcul numérique Abaqus 6.10-1® offre la possibilité d'implémenter les différentes phases de la loi de comportement du matériau, à savoir la phase élastique initiale basée sur les données expérimentales, la phase d'endommagement par décohésions successives et la rupture fragile.

La méthode numérique utilisée pour la gestion de la rupture après dissipation de l'énergie de rupture se base sur la technique de la suppression de l'élément du maillage ou "element deletion". Cette méthode, disponible directement dans le logiciel de calcul Abaqus®, est celle utilisée dans cette étude. La Figure 2-18 montre le résultat de cette méthode lorsque le critère de rupture est atteint pour certains éléments du maillage. Après la suppression de ces éléments, les conditions de contact sont mises à jour via de nouvelles surfaces.



Figure 2-18: Gestion des éléments rompus du maillage dans le logiciel Abaqus 6.10-1® (source ABAQUS [119])

2.3 Étude de l'acier HSLA380

2.3.1 L'acier en tôle pour fabrication automobile

2.3.3.1 Procédé de fabrication de la tôle d'acier

Fourni par le fabricant ArcelorMittal, le matériau est un acier micro-allié à haute limite élastique galvanisé à chaud et porte la référence HX380LAD+Z (ou EN 10346). La composition chimique de cet acier est détaillée dans le Tableau 2-8.

Élément d'alliage	C (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Si (%)	Al (%)	Nb (%)	Ti (%)
	≤ 0.120	≤ 1.50	≤ 0.030	≤ 0.025	≤ 0.50	≥ 0.015	≤ 0.100	≤ 0.150

Tableau 2-8 : Composition chimique de l'acier micro-allié HX380LAD+Z [120]

Ce matériau est destiné à la fabrication de pièces structurales dans l'industrie automobile en particulier par emboutissage à froid. Les caractéristiques mécaniques du matériau laminé à froid sont indiquées dans le Tableau 2-9.

Épaisseur [mm]	Re [MPa]	Rm [MPa]	A80 [%]
<3	380-480	440-560	≥19

Tableau 2-9 : Caractéristiques mécaniques de l'acier pour formage à froid HX380LAD+Z [121]

Parce que le procédé de fabrication inclut une étape de laminage à froid afin de réduire l'épaisseur du ruban initial jusqu'à atteindre la valeur souhaitée, dans notre cas 1.3 mm, le matériau peut présenter des caractéristiques mécaniques différentes suivant que la charge se s'effectue dans le sens du laminage ou dans une autre direction. Auquel cas, le matériau isotrope à priori au départ pourrait présenter une anisotropie caractérisée de façon plus ou moins significative.

2.3.3.2 Caractérisation physique et mécanique

2.3.3.2.1 Analyse micrographique

Ainsi, la microstructure du matériau est analysée dans la direction du laminage (plan XY) et dans la direction transversale (plan ZX) comme illustrée dans la Figure 2-19.

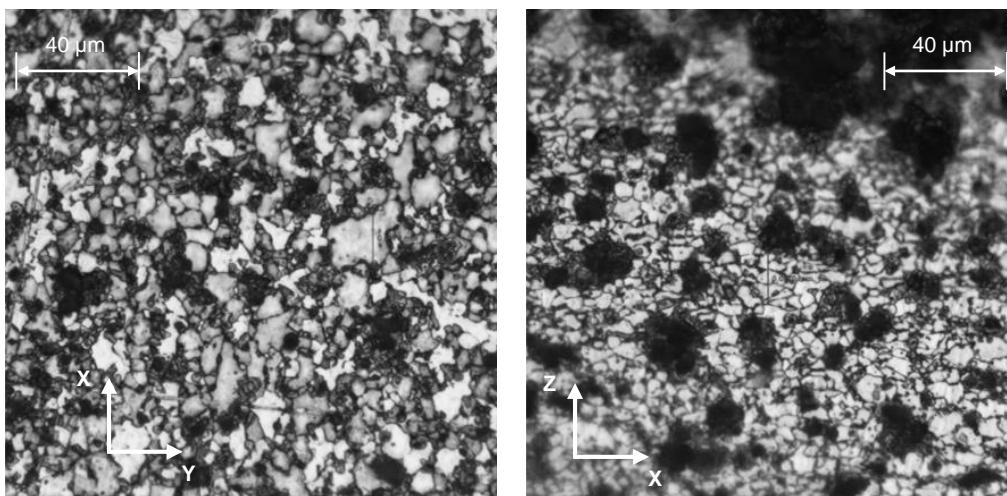


Figure 2-19: Micrographie de l'acier HX380LAD observée dans le sens longitudinal (gauche) et transversal (droite)

On constate en effet que la taille des grains est plus grande en moyenne dans la direction du laminage que dans la direction transversale. On rapproche aisément cette observation avec l'opération de laminage qui, en cherchant à réduire l'épaisseur du ruban, étire les grains dans la direction du laminage (plan XY) tout en réduisant leur épaisseur dans la direction transversale (plan ZX). Le protocole d'analyse micrographique détaillé est présenté dans l'Annexe 2-A.

2.3.3.2 Équipement d'essai mécanique

Les essais de traction uniaxiale se font grâce à une machine électromécanique pilotée d'une capacité maximale de 50 kN fournie par le fabricant INSTRON. Assistée par un ordinateur, la machine présentée en Figure 2-20 permet de récupérer avec un pas de temps régulier l'évolution force-déplacement lors du chargement de l'éprouvette. Ces données expérimentales sont ensuite traitées pour obtenir la contrainte vraie en fonction de la déformation vraie.



Figure 2-20: Machine de traction uniaxiale INSTRON

2.3.3.3 Essais de traction uniaxiale

Les essais de traction uniaxiale ont pour but de déterminer si tout d'abord l'anisotropie microstructurale se retrouve dans les propriétés mécaniques et si cela est significatif. Dans un second temps, ceux-ci permettent d'identifier la loi de comportement du matériau.

La Figure 2-21 présente les dimensions de l'éprouvette de traction utilisée pour les essais de traction dont l'épaisseur est de 1.3 mm. L'éprouvette est identique pour les directions longitudinale et transversale. Les essais se déroulent à une vitesse constante de 2 mm/min.

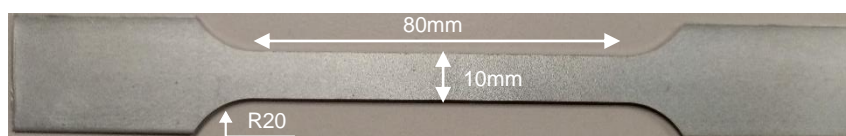


Figure 2-21: Éprouvette acier HSLA380 normalisée (ISO 3167) pour traction uniaxiale

Cependant avant de pouvoir exploiter la courbe charge-déplacement de la machine de traction, il faut pouvoir déterminer sa contribution sur la déformation totale mesurée.

2.3.3.4 Calcul de la rigidité de la machine de traction

Le but est de pouvoir exploiter la déformation mesurée au cours de l'essai de traction, c.à.d. la déformation totale, pour calculer la déformation liée uniquement à l'éprouvette. Pour se faire, on détermine la contribution de la machine sur la déformation totale en passant par le calcul de sa rigidité.

Pour cela, on considère un système à ressorts comme suit :

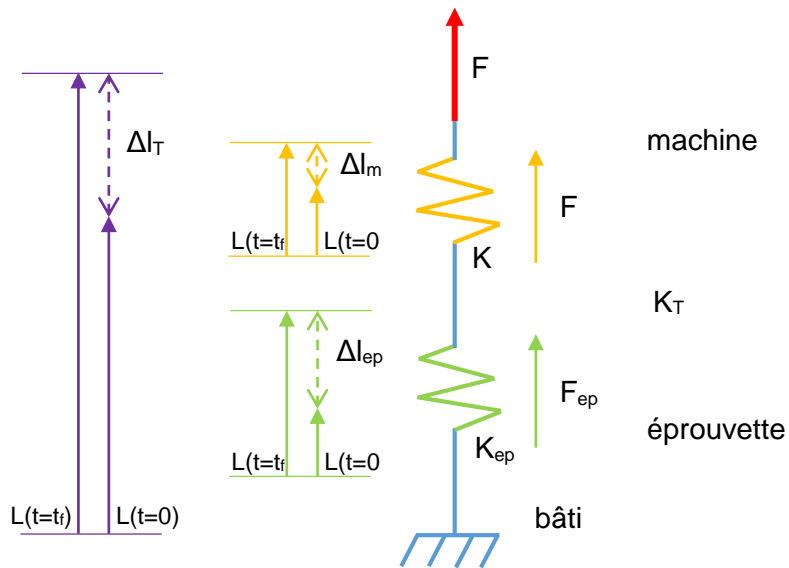


Figure 2-22: Représentation de l'essai de traction sous forme d'un système à ressorts

De ce système, on peut écrire :

$$F_m = F_{ep} = F \quad (2-68)$$

$$\Delta l_T = \Delta l_m + \Delta l_{ep} \quad (2-69)$$

En sachant que :

$$F_m = K_m \times \Delta l_m \quad (2-70)$$

$$F_{ep} = K_{ep} \times \Delta l_{ep} \quad (2-71)$$

$$F = K_T \times \Delta l_T \quad (2-72)$$

On a :

$$\Delta l_{ep} = \Delta l_T - \Delta l_m \quad (2-73)$$

D'où :

$$\boxed{\Delta l_{ep} = \Delta l_T - \frac{F}{K_m}} \quad (2-74)$$

En sachant que la déformation de l'éprouvette s'écrit :

$$\varepsilon_{ep} = \frac{\Delta l_{ep}}{l_{ep}} \quad (2-75)$$

on peut donc la déterminer à partir de la déformée totale et d'un terme d'ajustement égal à $-\frac{F}{K_m}$, indépendamment du matériau testé puisque K_m est une constante.

En réécrivant (2) à partir de (3), (4) et (5) on a :

$$\frac{1}{K_m} = \frac{1}{K_T} - \frac{1}{K_e} \quad (2-76)$$

$$\Leftrightarrow K_m = \frac{1}{\frac{1}{K_T} - \frac{1}{K_e}}$$

En connaissant la section S_e et la longueur utile initiale l_0 de l'éprouvette, K_e peut s'écrire en fonction du module d'élasticité E du matériau :

$$K_e = \frac{E \times S_e}{l_0} \quad (2-77)$$

Le module d'élasticité E est obtenu en calculant la pente de la partie élastique de la courbe contrainte-déformation, présentée dans la Figure 2-23, résultant du test de traction uniaxiale avec utilisation d'un extensomètre. Afin de minimiser l'erreur sur le calcul du module, le test est effectué avec un aluminium (EN-AW 2017) dont la pente est plus faible que celle d'un acier.

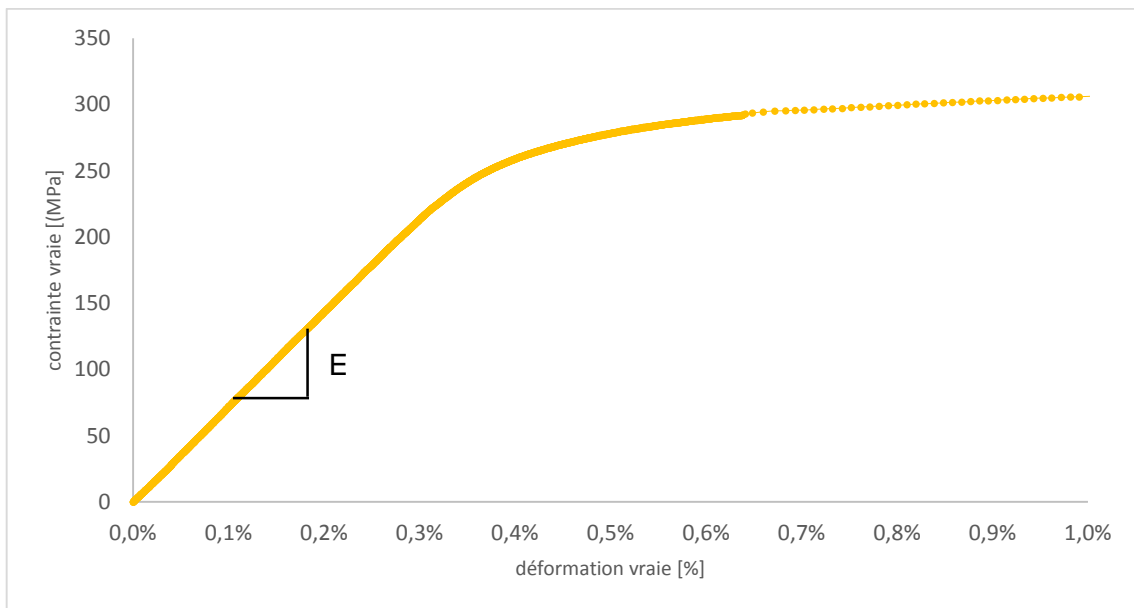


Figure 2-23: Courbe contrainte-déformation pour un aluminium EN-AW 2017 en traction uniaxiale

On relève sur la figure une valeur de module d'élasticité $E = 71\,657$ MPa, tout à fait cohérent avec ce qui est attendu pour ce matériau. Avec $l_0 = 80$ mm et $S_e = 30$ mm², on calcule $K_e = 26\,871$ N/mm.

En calculant la pente de la partie linéaire de la courbe charge-déplacement total (Figure 2-24), cette fois on déduit la valeur de la rigidité totale K_T . On relève une valeur de $K_T = 10\,427$ N/mm.

Connaissant K_e et K_T , on déduit à partir de (2-76) la valeur de la rigidité de la machine $K_m = 17\,038$ N/mm.

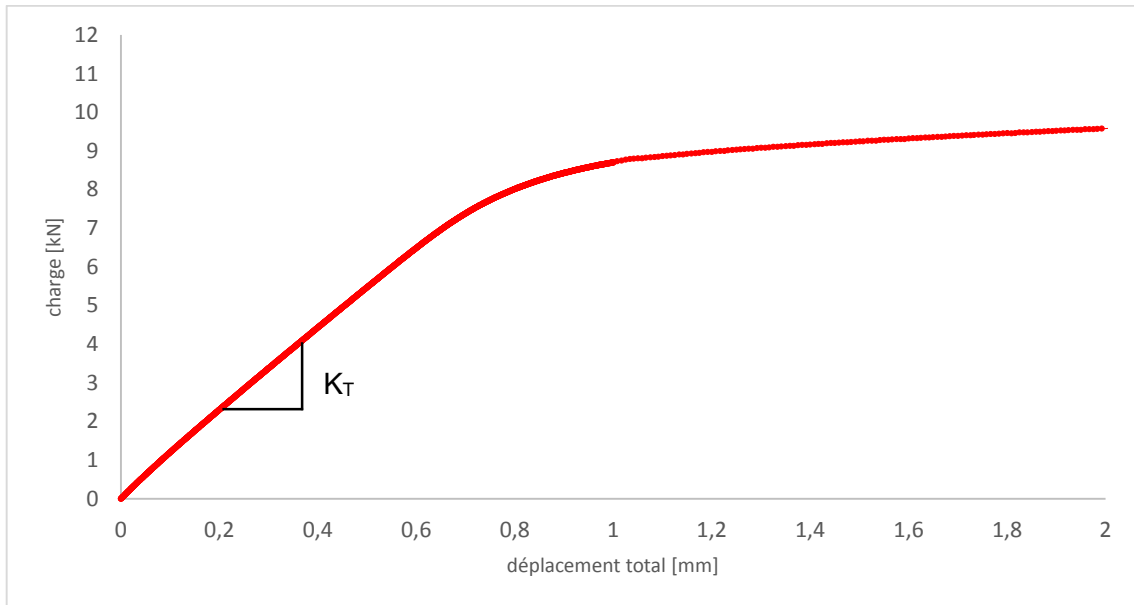


Figure 2-24: Courbe charge-déplacement total pour l'essai de traction uniaxiale

2.3.3.2.5 Courbes contrainte-déformation de l'acier HSLA380

La Figure 2-25 présente les courbes contrainte-déformation vraie corrigée de l'acier HSLA380 et ce pour les deux directions longitudinale et transversale. On remarque que globalement les résultats sont en accord avec ce qui est attendu d'un acier laminé à froid et la littérature [121], [122]. En effet, on mesure la limite d'élasticité égale à 390 MPa dans la direction transversale et 360 MPa dans la direction longitudinale. Dans les deux cas la résistance mécanique est d'environ 550 MPa. L'allongement maximal est dans les deux cas supérieur à 19% même si dans la direction transversale cet allongement est plus important que dans la direction longitudinale qui présente un allongement de 1.3%.

L'analyse de ces résultats d'essai de traction uniaxiale permet de constater que le l'acier HSLA380 ne possède effectivement pas des propriétés mécaniques identiques dans toutes les directions, mêmes si les différences sont relativement faibles, et que le matériau n'est donc pas parfaitement isotrope.

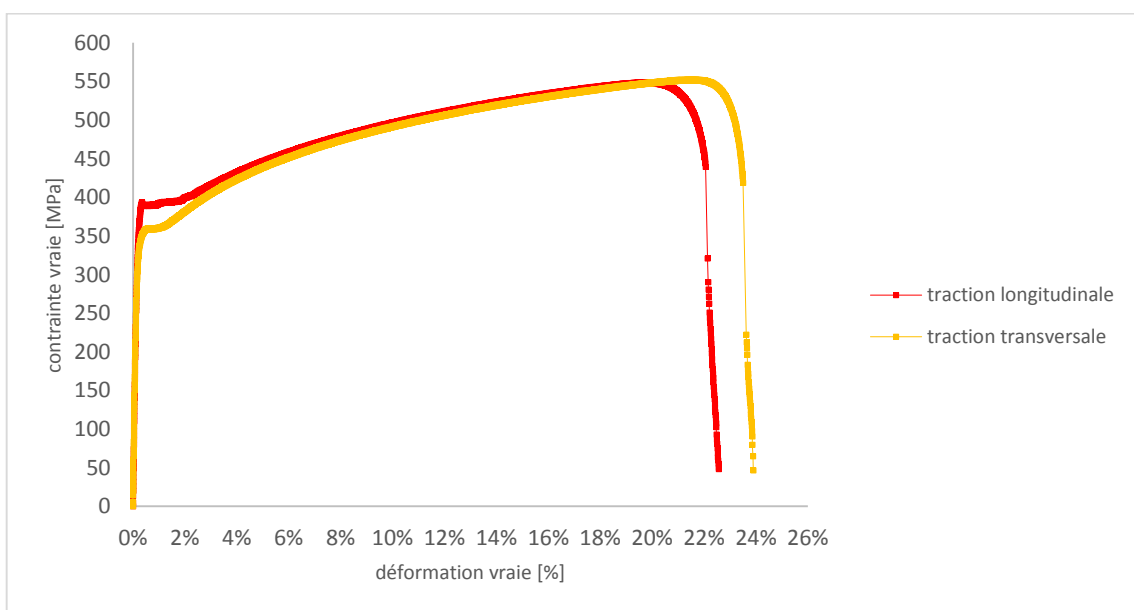


Figure 2-25: Courbe contrainte-déformation vraie dans le sens longitudinal et transversal

2.3.3.2.6 Conclusion sur la caractérisation de l'acier HSLA380 et hypothèses de calcul

L'anisotropie faiblement prononcée de l'acier HSLA380 conduit à négliger cette propriété pour faire l'hypothèse de l'isotropie pour la suite de l'implémentation du matériau dans la modélisation du procédé de rivetage auto-poinçonneur. La direction longitudinale est privilégiée car pour cet essai, les propriétés mécaniques sont plus proches avec la littérature. Dans cette étude également, la vitesse de déformation n'a pas pu être étudiée et n'est donc pas considérée par la suite. Pourtant, l'influence de la vitesse de déformation sur les propriétés mécaniques de l'acier est connue et référencée dans la littérature [123], [124].

2.3.2 Modélisation du comportement mécanique de l'acier HSLA

2.3.2.1 Modélisation élasto-plastique

Le niveau de déformation élevée rencontré par la tôle d'acier, située en couche inférieure, lors du procédé de rivetage auto-poinçonneur, conduit à considérer l'écroutissement isotrope uniquement. L'écroutissement cinématique étant significatif dans le cas de faibles déformations ou faibles déformations cycliques.

Pour modéliser la fonction d'écroutissement isotrope une loi de type Ludwick, bien adaptée pour le type d'acier doux, a été adoptée :

$$\sigma = \sigma_e + K\varepsilon^n \quad (2-78)$$

Avec σ_e la limite d'élasticité et, K [MPa] et n les coefficients de la fonction d'écroutissement à identifier. La Figure 2-26 présente la loi d'écroutissement de Ludwick comparée avec la courbe expérimentale contrainte-déformation vraie pour la direction longitudinale. Les paramètres identifiés de la loi d'écroutissement pour l'acier HSLA380 sont présentés dans le Tableau 2-10.

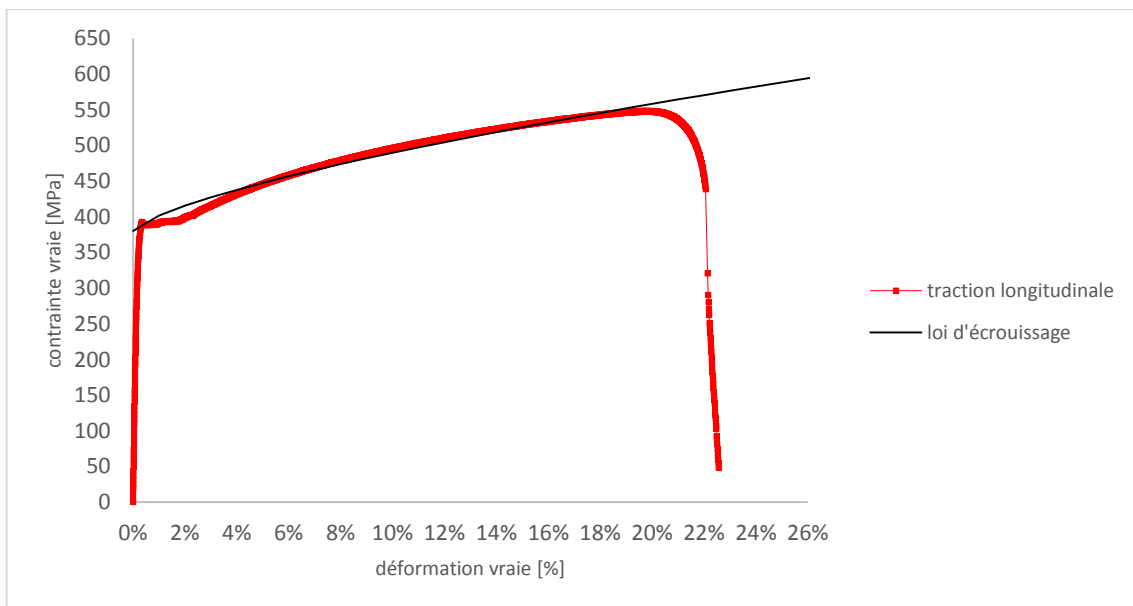


Figure 2-26: Courbe contrainte-déformation expérimentale et loi d'écroutissement identifiée

σ_e [MPa]	K [MPa]	n
380	550	0.7

Tableau 2-10 : Paramètres de la loi d'écroutissement de Ludwick pour l'acier HX380LAD

Le critère de plasticité adopté est celui de Von Mises qui s'exprime ainsi en fonction des contraintes principales ($\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$) :

$$\sigma^{VM} = \sqrt{\frac{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}{2}} \quad (2-79)$$

2.3.2.2 Endommagement ductile

L'endommagement ductile de l'acier, représenté en Figure 2-27 par la courbe contrainte-déformation, se traduit par deux principales caractéristiques, à savoir une diminution du niveau de contrainte et une diminution de la rigidité.

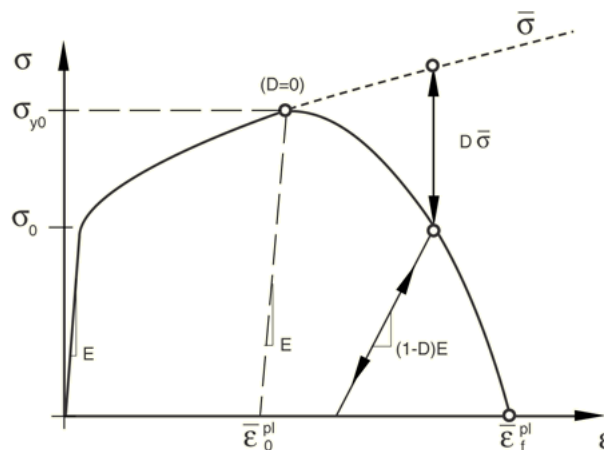


Figure 2-27: Évolution de l'endommagement ductile (source ABAQUS [119])

où $\bar{\sigma}$ est le tenseur des contraintes, E le module d'élasticité et D la fonction d'endommagement. Pour modéliser la dégradation des propriétés mécaniques de l'acier, le modèle d'endommagement de Johnson-Cook est utilisé pour lequel la déformation à rupture ε_f s'exprime en fonction des paramètres d'endommagement D_1 , D_2 et D_3 spécifiques au matériau étudié :

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \eta)] \quad (2-80)$$

où η représente la triaxialité des contraintes, le rapport de la pression hydrostatique sur la contrainte équivalente de Von Mises :

$$\eta = \frac{1}{3} \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sigma^{VM}} \quad (2-81)$$

Pour déterminer les paramètres de la loi d'endommagement, des essais de traction uniaxiale sont nécessaires et se font généralement avec des éprouvettes entaillées qui permettent pour chacune d'entre elles de se situer à une certaine valeur de triaxialité [124]. Une fois le nombre de points suffisants, l'identification de la loi d'endommagement peut se faire et les paramètres D_1 , D_2 et D_3 déterminés. Dans cette étude, un compromis vis-à-vis des essais expérimentaux a conduit à faire l'impasse sur la conduite de ces essais et à utiliser alternativement les paramètres identifiés issus de la littérature pour un acier faiblement allié similaire [124], pour lequel les essais ont été effectués, comme dans notre étude, en condition quasi-statique :

D_1	D_2	D_3
0.1152	1.0116	-1.7684

Tableau 2-11 : Paramètres d'endommagement de Johnson-Cook identifiés pour un acier HSLA [124]

Il est à noter que l'expression de la déformation à rupture (équation 2-80) est ici simplifiée dans le sens où ne sont pas considérées ni l'influence de la vitesse de déformation ni celle de la température. Finalement, la rupture intervient lorsque la fonction d'endommagement D est égale à 1, c'est-à-dire :

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon}{\varepsilon_f} \leq 1 \quad (2-82)$$

2.3.2.3 Gestion numérique en grande déformation

Le niveau de déformation très élevé rencontré par la couche inférieure en acier HSLA380, lors de l'opération de rivetage, nécessite d'adopter une stratégie de modélisation numérique en adéquation. Dans la formulation éléments finis classique Lagrangienne, la discrétisation de la matière et la discrétisation du maillage sont confondues. À mesure que la matière se déforme, sous l'effet d'un chargement, le maillage se déforme de la même façon et ce quel que soit le niveau de déformation. Ceci peut entraîner la distorsion des éléments du maillage qui subissent un niveau de déformation trop important. Ce phénomène peut conduire à des fortes imprécisions numériques voire à la divergence du calcul.

Comme cela est explicité dans la Figure 2-28, la démarche adoptée dans cette étude passe par l'utilisation d'une formulation éléments finis mixte Lagrangienne-Eulérienne ou plus souvent nommée Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE). Cette méthode permet tout au long du calcul numérique de basculer localement et lorsque c'est nécessaire d'une formulation Lagrangienne à une formulation Eulérienne pour laquelle la matière et le maillage sont totalement dissociés. Dès que les seuils des critères de qualité de maillage définis sont dépassés, un algorithme de remaillage se met alors en place dans les zones concernées et rétablit une qualité de maillage correcte.

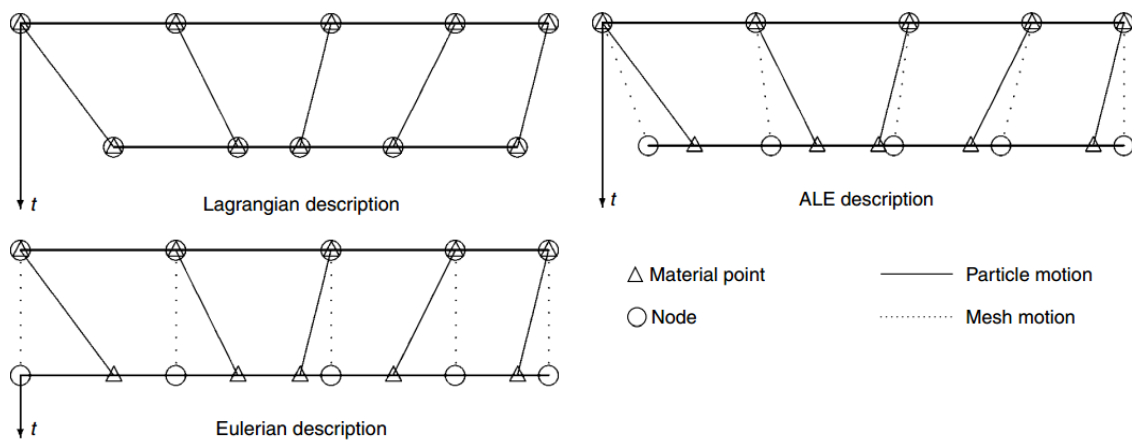


Figure 2-28: Schéma de principe de la formulation ALE dans le cas de figure unidimensionnel [125]

2.3.2.4 Implémentation du modèle matériau dans le logiciel de calcul

Dans le cas de la modélisation de l'acier de tôle HSLA380, le logiciel de calcul numérique Abaqus 6.10-1® offre la possibilité d'implémenter directement la loi élasto-plastique de type Ludwick et la loi d'endommagement de type Johnson-Cook.

La formulation mixte ALE étant déjà disponible dans le logiciel Abaqus 6.10-1®, c'est celle-ci qui a été utilisée dans cette étude. Plus de détails concernant l'application de cette méthode dans le modèle de calcul sont donnés dans le chapitre suivant, section 3.2.2.3.

2.4 Étude de l'acier rivet

2.4.1 Caractéristiques du matériau

2.4.1.1 Procédé de fabrication

Le rivet utilisé est fourni par le fabricant TUCKER et a la référence SPR 009.21. Le matériau qui le constitue est un acier au bore dont la composition chimique est détaillée dans le Tableau 2-12.

Élément d'alliage	C (%)	Mn (%)	Si (%)	P (%)	S (%)	Al (%)	Cr (%)	B (%)
	0.32-0.36	0.5-0.6	0.05-0.1	<0.015	<0.015	<0.08	0.02-0.05	0.002-0.005

Tableau 2-12 : Composition chimique de l'acier au bore [90]

Le rivet creux est obtenu en règle générale par un procédé de formage à froid par frappes successives. Ce procédé permet l'obtention de pièces à la géométrie finie ou quasiment finie (rivets, écrous et autres éléments d'assemblage) tout en présentant d'excellentes caractéristiques mécaniques. Un essai de dureté a permis de situer le rivet autour de 480 Hv que ce soit en surface ou à cœur et vient confirmer la valeur théorique.

2.4.1.2 Analyse micrographique

La microstructure de l'acier au bore présente comme caractéristique une phase dominante martensitique en lattes sur fond d'austénite, comme on peut le voir en Figure 2-29. On remarque que la structure ne présente pas de schéma particulier susceptible d'engendrer une anisotropie du matériau. Le protocole d'analyse micrographique suivi pour l'acier rivet a été le même que pour l'analyse de l'acier HSLA380 détaillé dans l'Annexe 2-A.

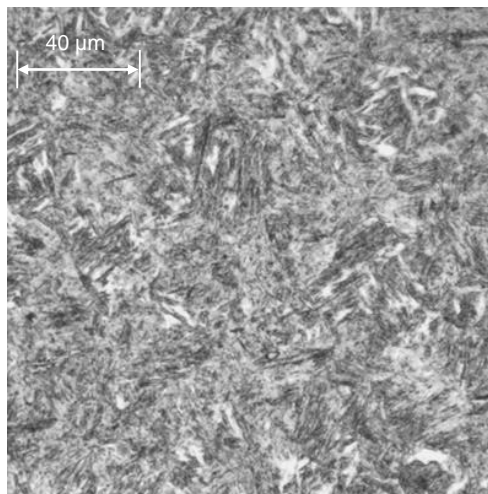


Figure 2-29: Micrographie de l'acier rivet à cœur observée

2.4.1.3 Caractérisation mécanique

La caractérisation mécanique de l'acier rivet n'est pas aussi accessible que pour l'acier de la tôle en HSLA380. Compte tenu de la géométrie du rivet offrant peu de matière, il n'est pas possible d'en extraire pour envisager un essai sur éprouvette. Et même si l'on voulait effectuer les essais avec le matériau de base en acier au bore, celui-ci ne tiendrait pas compte de la mise en forme du rivet frappé à froid qui modifie significativement l'état de contrainte et de déformation initial. Le fait que le procédé de fabrication du rivet soit confidentiel rend encore plus difficile la tâche de reproduire ou de calculer l'état final du rivet ainsi formé. C'est d'ailleurs

une difficulté qu'avait déjà rencontré Fayolle dans son étude [90] où le matériau du rivet utilisé était identique à notre étude.

2.4.1.4 Conclusion sur la caractérisation et simplification de l'étude

Ne disposant pas des ressources matérielles nécessaires pour pousser davantage la caractérisation de l'acier rivet et par nécessité de réaliser un compromis vis-à-vis du reste de l'étude, il a été décidé d'utiliser les paramètres d'écroutissage issu de l'étude de Fayolle [90] pour modéliser l'acier au bore puisque le rivet y est identique à celui de notre étude. Ce dernier a procédé à des essais non conventionnels de type écrasement et évasement sur un cylindre creux découpé à partir d'un rivet. Par la suite, la loi d'écroutissage du matériau est identifiée par analyse inverse.

2.4.2 Modélisation du comportement mécanique de l'acier rivet

2.4.2.1 Modélisation élasto-plastique sans endommagement

Le faible niveau de déformation rencontré par le rivet dans l'opération de rivetage implique que ni l'endommagement ni la rupture ne sont nécessaires dans la modélisation du comportement de l'acier rivet. Seuls la partie élastique et l'écroutissage isotrope sont considérés. La Figure 2-30 liste les lois d'écroutissages d'acier rivet issues de la littérature.

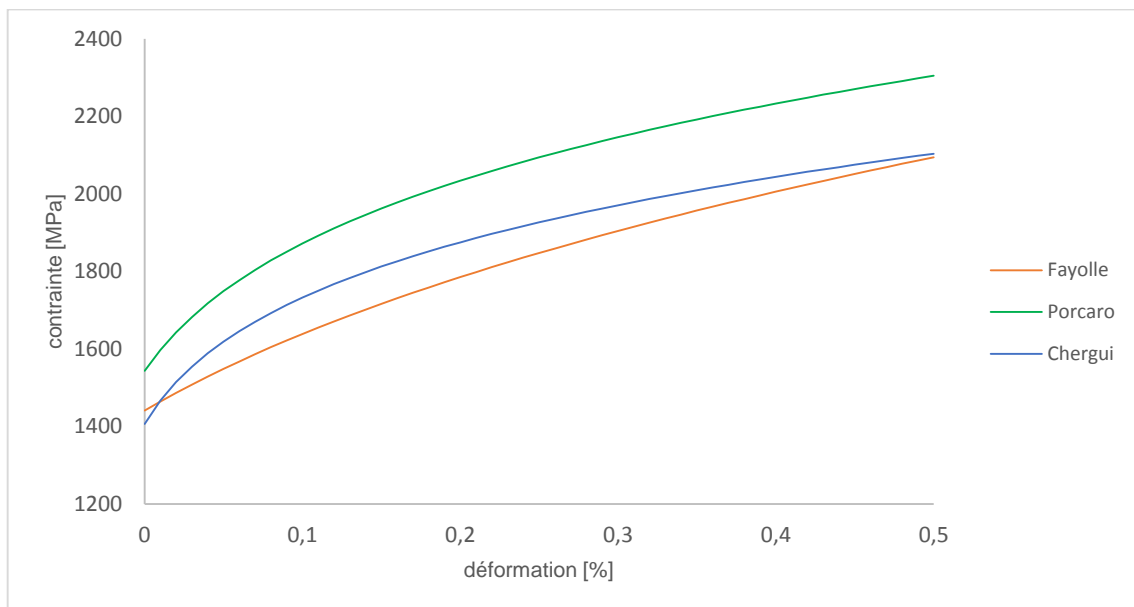


Figure 2-30: Loi d'écroutissages de l'acier rivet issus de la littérature [90], [98], [126]

Dans les travaux de Fayolle, la loi d'écroutissage choisie est une loi isotrope de type Swift :

$$\sigma = K(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (2-83)$$

Avec K [MPa], ε_0 et n les coefficients de la fonction d'écroutissage à identifier. Après identification par analyse inverse sur un essai d'évasement, Fayolle [90] obtient les paramètres de la loi d'écroutissage de Swift suivant :

K [MPa]	n	ε_0
2337	0.263	0.1592

Tableau 2-13 : Paramètres identifiés de la loi d'écroutissage de Swift pour l'acier rivet

2.4.2.2 Identification et implémentation du modèle matériau dans le logiciel de calcul

Dans le cas de la modélisation de l'acier rivet, le logiciel de calcul numérique Abaqus 6.10-1® n'offre pas la possibilité d'implémenter directement une loi de type Swift mais plutôt d'une loi de type Ludwick. Pour cela, une identification a été menée pour déterminer les paramètres de cette loi à partir de la loi d'écroutissement en évasement de type Swift de Fayolle (Figure 2-31). Le tableau 2-14 précise les paramètres identifiés de la loi de Ludwick qui est utilisée in fine pour modéliser le comportement de l'acier rivet pour cette étude.

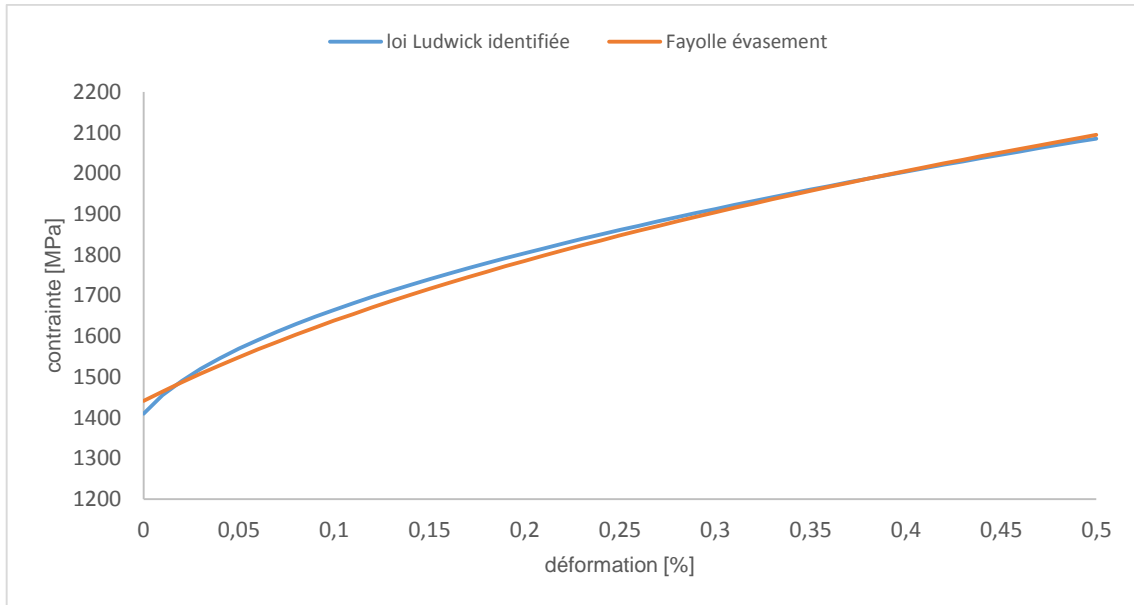


Figure 2-31: Identification de la loi d'écroutissement type Ludwick à partir de la loi de Swift de Fayolle [90]

A [MPa]	B [MPa]	n
1300	1100	0.5

Tableau 2-14 : Paramètres identifiés de la loi d'écroutissement type Ludwick pour l'acier rivet

2.5 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre, les choix de modélisation des matériaux d'études ont été présentés et les hypothèses de calcul spécifiées. L'objectif étant de pouvoir implémenter ces modèles matériaux dans un logiciel de calcul numérique, un compromis a dû être trouvé entre finesse du modèle, temps de calcul et expérimentations nécessaires. Dans ce cadre, un recours à la littérature a été nécessaire pour compléter les essais expérimentaux effectués.

Concernant le matériau composite SMC, composé d'une résine polyester renforcée par 30% de fibres de verre courtes, la méthode d'homogénéisation a été adoptée pour faire l'estimation des propriétés mécaniques effectives dans le domaine élastique. L'hypothèse de composants et de distribution isotropes des orientations des phases a permis l'utilisation de la solution d'Eshelby pour une inclusion sphérique dans l'estimation de Mori-Tanaka qui convient bien pour ce type de microstructures. La rupture du matériau composite est associée à un critère énergétique. La gestion numérique de la rupture est faite par la méthode numérique de suppression de l'élément du maillage ou "element deletion".

L'acier de tôle haute résistance HSLA380 est modélisé via un modèle élasto-plastique endommageable avec écrouissage isotrope. La faible anisotropie mesurée du matériau a conduit à négliger cette propriété autant que la vitesse de déformation qui n'a pas été étudiée. La gestion numérique des grandes déformations est assurée par la formulation hybride Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE).

Enfin, le matériau composant le rivet, i.e. acier au bore frappé à froid, a quant à lui été modélisé par un modèle élasto-plastique avec écrouissage isotrope. Les déformations subies par le rivet étant limitées, l'endommagement n'a pas été considéré. Par contre, il a été remarqué que la caractérisation du matériau nécessite davantage de moyens d'essai et la mise en place de protocoles d'essai non conventionnels pour y parvenir comme des essais d'écrasement et d'évasement par exemple.

Chapitre 3

Simulation numérique 2D axisymétrique du procédé de rivetage auto-poinçonneur et validation expérimentale

3.1 Introduction

Dans le précédent chapitre, les modèles de comportement associés à chaque matériau d'étude ont été exposés ainsi que les hypothèses de calcul. Dans ce chapitre, le procédé de rivetage auto-poinçonneur appliqué à un couple polymère-acier est modélisé numériquement à l'aide du logiciel de calcul Abaqus® dans sa version 6.10-1.

En premier lieu, ce chapitre présentera les différents aspects de l'approche de modélisation numérique retenue pour d'abord la construction du modèle 2D axisymétrique. On s'intéressera à l'influence de certains paramètres physique ou numérique tels, le frottement, la discrétisation spatiale éléments finis et l'utilisation du "mass scaling" sur les caractéristiques de pose du rivet simulée.

Ensuite, dans la deuxième partie du chapitre, on se concentrera sur la présentation des résultats de simulation numérique, systématiquement confrontés aux essais expérimentaux à fin de validation, via la réalisation de coupes macrographiques 2D. On s'intéressera particulièrement aux champs de contraintes et de déformations post rivetage sur la tenue mécanique.

3.2 Démarche de modélisation numérique

3.2.1 Configuration d'assemblage étudiée

La configuration d'étude a pour objet l'assemblage d'une plaque composite SMC en couche supérieure et d'une tôle d'acier en couche inférieure avec les caractéristiques suivantes :

	Couche supérieure	Couche inférieure
Matériau	SMC	Acier HSLA380
Épaisseur	2.5 mm	1.3 mm

Tableau 3-1 : Configuration de rivetage étudiée

Le rivet utilisé est un rivet creux à tête fraisée de 6 mm de longueur (Figure 3-1) fourni par le fabricant TUCKER et de référence SPR 009.21. Les caractéristiques géométriques complètes sont détaillées dans l'Annexe 3-A.

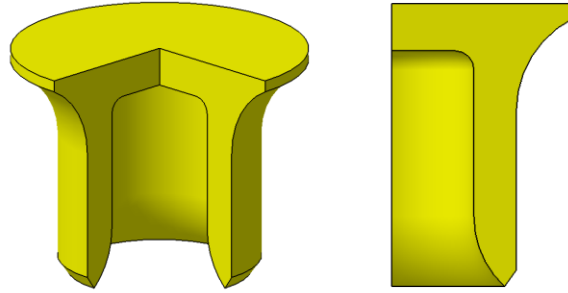


Figure 3-1: Géométrie du rivet de l'étude (référence Tucker SPR 009.21)

La matrice utilisée (Figure 3-2) est également fournie par le fabricant TUCKER et porte la référence D 095 200 000. Les caractéristiques géométriques complètes sont détaillées dans l'Annexe 3-B.

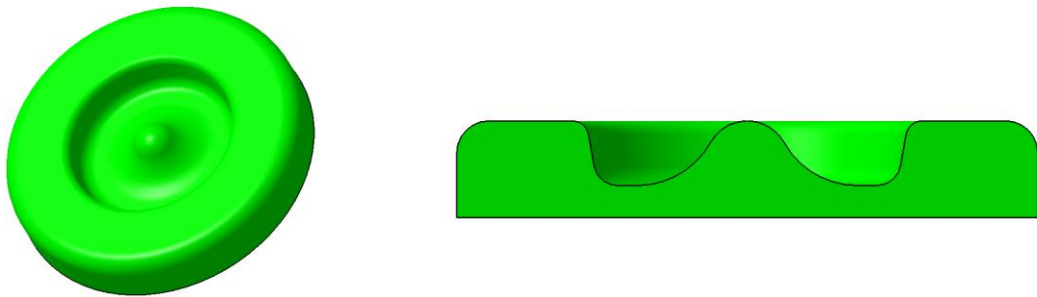


Figure 3-2: Géométrie de la matrice de l'étude (référence Tucker D 095 200 000)

3.2.2 Modélisation numérique 2D du procédé de rivetage auto-poinçonneur

3.2.2.1 Géométrie et paramètres de référence

Le procédé de rivetage auto-poinçonneur étant un problème axisymétrique, la modélisation de la mise en forme du joint riveté peut alors se faire en 2D, dès lors que le modèle permet le respect des conditions aux limites associées, ce qui est possible dans le logiciel de calcul Abaqus 6.10-1® qui a été utilisé pour l'étude. Les différents éléments qui participent à l'opération de rivetage sont représentés en position dans la Figure 3-3.

Le rivet et la matrice sont les deux éléments ayant la plus grande influence sur la formation du joint riveté. Pendant que le serre-flan exerce un effort vertical constant assurant le maintien des couches à assembler contre la matrice fixe, le rivet, poussé verticalement à vitesse constante par le poinçon, traverse la couche supérieure et déforme la couche inférieure qui épouse la forme de la matrice. Cette dernière, de par sa géométrie interne, permet de guider l'évasement du rivet ainsi que la matière jusqu'à la fin de l'opération de rivetage.

Dans cette étude, seuls le rivet et les deux couches supérieures et inférieures sont considérés comme déformables. Le poinçon, le serre-flan et la matrice considérés comme indéformables, ne sont pas concernés par le calcul mécanique et sont intégrés à la modélisation en tant que corps rigides.

Le couple rivet-matrice étant défini, les deux paramètres procédé restants sont l'effort serre-flan et la vitesse de rivetage. Le Tableau 3-2 précise le jeu de paramètres de référence pour cette étude.

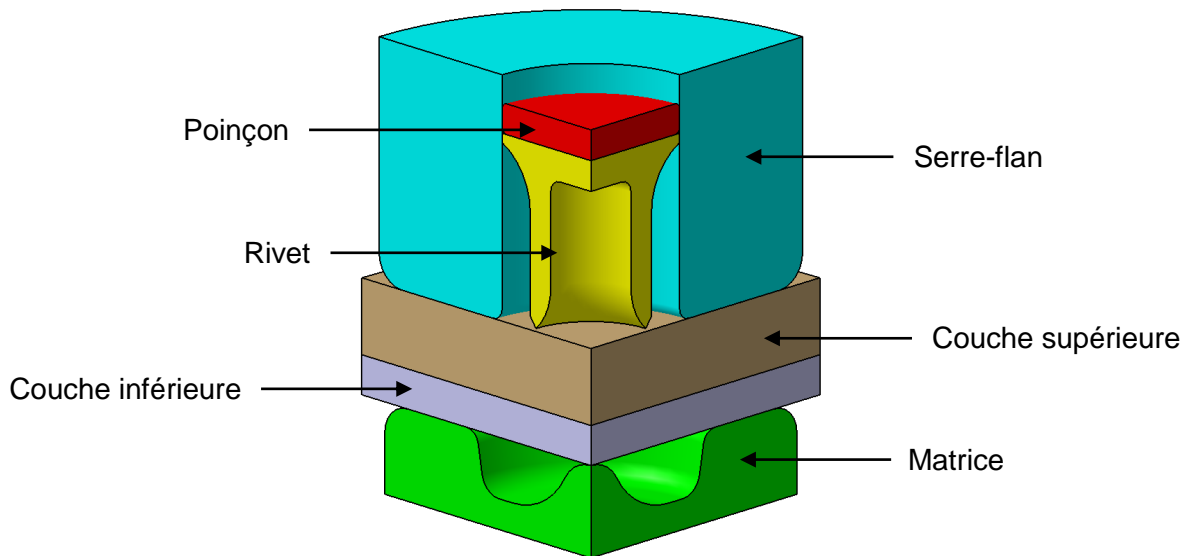


Figure 3-3: Vue 3D de l'ensemble des éléments participants à l'opération de rivetage

Paramètres	Effort serre-flan [kN]	Vitesse rivetage [mm/s]
Référence	1	100

Tableau 3-2 : Paramètres du procédé de rivetage de référence

3.2.2.2 Discrétisation spatiale

Le choix d'une discrétisation spatiale est une étape de modélisation cruciale car le problème à résoudre est non-linéaire en termes de géométrie et de matériaux, présente un aspect dynamique et inclut des contacts nombreux entre plusieurs composants comme c'est le cas avec le procédé de rivetage auto-poinçonneur. Ce sont autant de facteurs qui engendrent dès le départ des temps de calcul plus longs et rendent le choix de la discrétisation important afin de trouver le meilleur compromis entre temps de calcul et précision de la prédiction.

Le choix initial de modéliser le procédé de rivetage par un modèle 2D axisymétrique permet déjà de considérablement limiter le nombre d'éléments nécessaires au calcul en comparaison au nombre d'éléments nécessaire si la modélisation se faisait en 3D et sans la condition d'axisymétrie. Sans se contenter de cela, un effort a été réalisé pour trouver le meilleur compromis entre taille du maillage 2D et précision des résultats.

Le type d'élément choisi dans la bibliothèque d'éléments du logiciel de calcul Abaqus® est donc l'élément coque CAX4R pour (C) Continuum stress/displacement, (AX) axisymmetric, (4) 4-node, (R) Reduced integration. Ce type d'élément avec un seul point d'intégration permet notamment de pouvoir bénéficier de l'outil de remaillage basé sur la formulation hybride ALE pour Arbitrary Lagrangian Eulerian utilisé dans cette étude (voir section 3.2.2.3).

Le maillage intégré au logiciel Abaqus® autorise une certaine liberté concernant la taille du maillage souhaité et selon les zones sélectionnées. En l'occurrence et afin de vérifier l'influence de la taille du maillage sur les résultats de simulation, deux types de discrétisation ont été testés. Dans la première (Figure 3-4, gauche), la taille moyenne des éléments est constante alors que dans la seconde (Figure 3-4, droite) la taille du maillage varie pour que la densité d'éléments soit plus importante dans les zones de grandes déformations et de rupture, ce qui revient à considérer les zones au voisinage du passage du rivet.

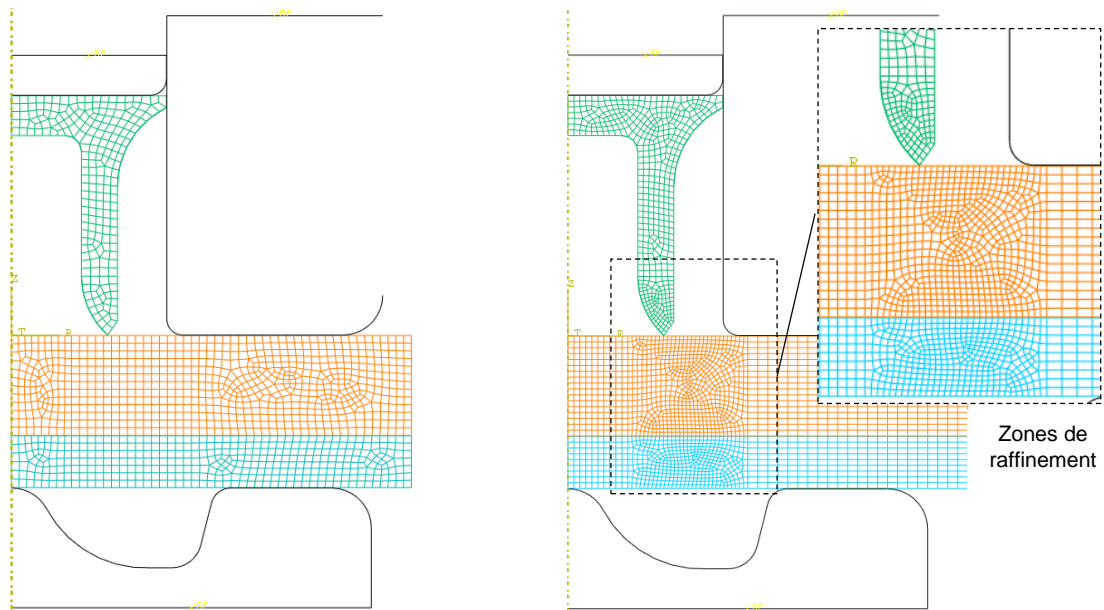


Figure 3-4: Les deux types de discrétisations testées : taille homogène (gauche) et taille variable (droite)

Les différences de forme de maillage entre les différentes zones s'expliquent par l'utilisation de plusieurs algorithmes de maillage dans le but de s'accommoder dans un cas de la forme complexe du rivet et dans l'autre cas de la meilleure adéquation de certains éléments avec la formulation ALE.

La discrétisation spatiale de taille homogène est illustrée par la taille de maille égale à 0.20 mm, qui n'est qu'une des trois tailles de maillage testées au total, avec 0.15 mm et 0.10 mm, pour ce type de discrétisation. Pour ce qui est du deuxième type de discrétisation, la taille du maillage varie entre 0.10 mm pour les zones voisines du passage du rivet à 0.20 mm pour les zones les plus éloignées.

Le Tableau 3-3 permet de comparer, pour les deux types de discrétisation étudiés et pour l'ensemble des tailles de maillage testées, l'influence du maillage sur le temps de calcul machine et sur l'effort maximal calculé en fin d'opération de rivetage.

Taille du maillage		Nombres d'éléments	Temps de calcul	Effort maximal [kN]
homogène	0.20 mm	1370 (0.27)	23 min (0.34)	25.3 (0.96)
	0.15 mm	2547 (0.50)	35 min (0.51)	26.5 (1.01)
	0.10 mm	5121 (1.00)	1 h 08 min (1.00)	26.2 (1.00)
variable	0.10 - 0.20 mm	2216 (0.43)	39 min (0.57)	27.3 (1.04)

Tableau 3-3 : Influence du maillage sur la simulation de la pose du rivet et le temps de calcul

En ce qui concerne le maillage homogène, on remarque de façon prévisible que le temps de calcul augmente significativement à mesure que la taille du maillage diminue et que le nombre d'éléments augmente. Par contre la prédiction de l'effort maximale varie peu en fonction du maillage considéré. Le maillage de taille variable représente un bon compromis entre temps de calcul faible, proche de la configuration homogène 0.15 mm, et précision du résultat de calcul puisque la prédiction de l'effort est très proche à 1% de la valeur prédit par le maillage homogène le plus fin testé avec 0.10 mm.

La Figure 3-5 présente la géométrie simulée du joint riveté en fin d'opération vu en coupe et ce pour chaque configuration de maillage. On note tout d'abord que la prédiction de la pose du joint riveté avec le maillage le plus grossier (configuration 0.20 mm) donne un résultat qui s'éloigne nettement des autres configurations surtout au niveau de l'épaisseur minimale de la couche inférieure, spécialement au niveau de la pointe du rivet, suggérant qu'une densité d'élément minimale doit être adoptée pour obtenir des résultats corrects. Pour ce qui est des autres configurations en maillage homogène 0.15 et 0.10 mm ainsi que le maillage variable, on constate des prédictions proches en général même s'il subsiste de légères différences comme au niveau de couche inférieure au centre du joint où l'épaisseur minimale prédit par le maillage 0.10 mm est moins importante.

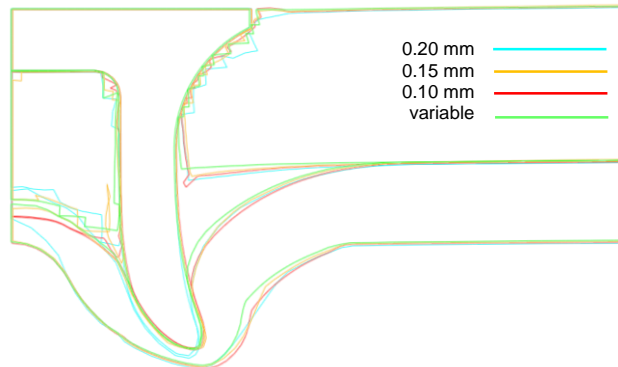


Figure 3-5: Influence de la discrétisation sur la prédiction de la déformée

On peut également remarquer que la discrétisation joue un rôle sur l'évolution de l'effort de rivetage en fonction de l'avancement du rivet. En effet, plus le maillage est grossier et plus l'effort de rivetage se trouve perturbé et oscille fortement. On peut associer ce phénomène à la manière dont la rupture de la couche supérieure est accommodée dans la simulation, i.e. avec la méthode "element deletion". Ainsi, dès que le critère de rupture est atteint dans un élément du maillage celui-ci est supprimé physiquement du calcul entraînant une perte de matière. Cette perte de matière instantanée, de fait plus importante dans un maillage plus grossier, fait que le rivet ne rencontre plus autant de résistance pendant un court moment, l'effort chute, avant de reprendre contact avec la matière un peu plus loin dans son trajet, alors l'effort augmente.

Compte tenu de l'influence du maillage sur la prédiction de l'effort de rivetage comme de la géométrie du joint riveté, il a été décidé d'utiliser, pour la suite des calculs numériques de cette étude, la méthode de discrétisation variable comme illustrée en Figure 3-4 (droite) constituant le meilleur compromis entre précision des résultats et le temps de calcul.

3.2.2.3 Formulation éléments finis Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE)

Comme évoqué dans le chapitre précédent en section 2.3.2.3, les grandes déformations engendrées par le processus de rivetage, et subies en particulier par la couche inférieure en acier, nécessitent, dans la modélisation, d'adopter une formulation éléments finis adaptée. C'est pour cette raison que la formulation Arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) a été choisie et utilisée de façon localisée dans les zones qui subissent les grandes déformations. La Figure 3-6 présente l'évolution du maillage de la couche inférieure à mesure que la déformation s'intensifie, dans un cas avec l'utilisation de la formulation ALE et dans l'autre avec la formulation classique Lagrangienne.

En optimisant la forme des éléments concernés à chaque itération, cette formulation permet de conserver une bonne qualité de maillage quel que soit le niveau de déformation. À noter également que cette formulation contribue à la robustesse du modèle en évitant les divergences de calcul conséquence d'une qualité de maillage dégradée.

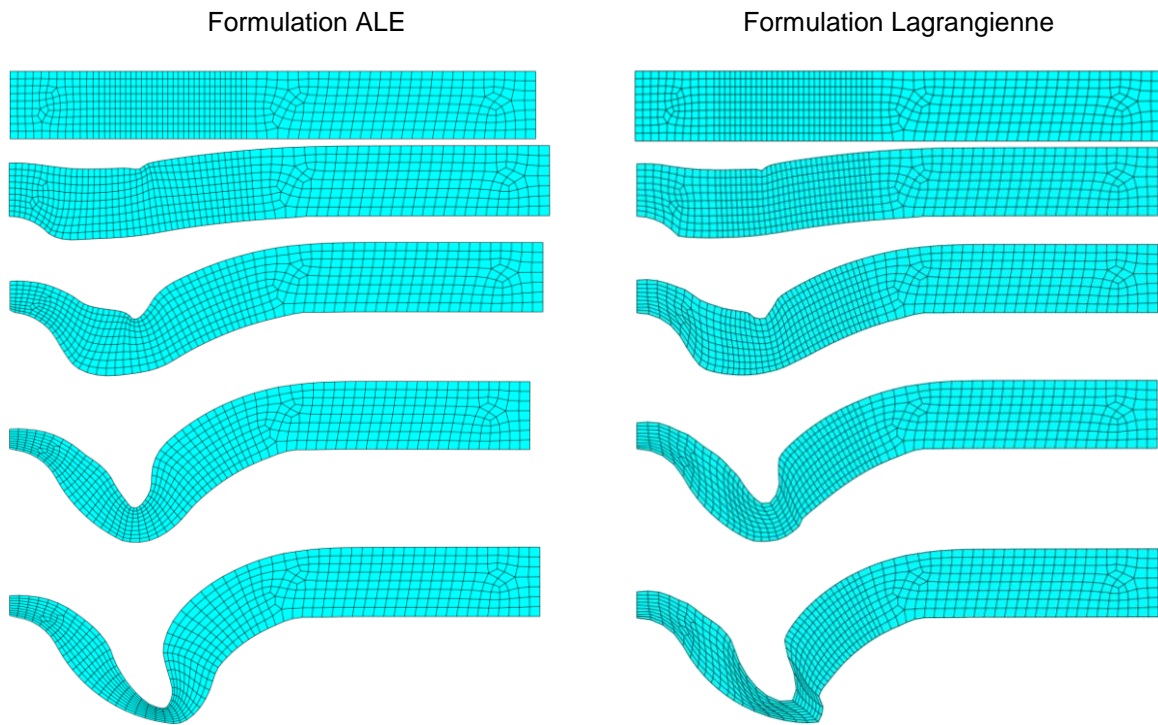


Figure 3-6: Gestion numérique des grandes déformations par l'utilisation de la formulation ALE

3.2.2.4 Utilisation du "mass scaling"

Un outil numérique appelé "mass scaling", autrement dit addition artificielle de masse, peut être utilisé afin de réduire le temps nécessaire à chaque itération de calcul. L'utilisation de cette technique se base sur le fait que, dans le schéma explicite, le pas de temps numérique Δt est aligné sur le pas de temps de l'élément le plus critique:

$$\Delta t_{element} = \frac{l}{c} \quad (3-1)$$

Où l est la longueur critique de l'élément et c la vitesse du son dans le matériau.

En sachant que : $c = \sqrt{\frac{E}{\rho}}$, $m = \frac{1}{2}\rho Al$ et $k = \frac{EA}{l}$, on obtient la relation :

$$\Delta t_{element} = \sqrt{\frac{2m}{k}} \quad (3-2)$$

C'est la raison pour laquelle en cas de déformation importante du maillage, la longueur critique d'un ou plusieurs éléments tend à diminuer, ce qui entraîne une réduction du pas de temps et une augmentation du temps de calcul. La technique du mass scaling consiste donc à augmenter le pas de temps numérique en augmentant artificiellement la masse m à la puissance 0.5 de tous les éléments du maillage. Cet ajout de masse, s'il est trop important, peut avoir une influence significative sur la prédiction de la simulation et invalider les résultats.

L'utilisation de cette technique dans notre étude est faite de telle sorte à atteindre un objectif de pas de temps défini. Dans le Tableau 3-4, on peut remarquer l'influence de l'utilisation du mass scaling sur le temps de calcul et le résultat du calcul numérique en utilisant le critère de l'effort de pose du rivet maximal.

Pas de temps visé [ms]	Temps de calcul	Effort maximum de pose du rivet [kN]	Écart [%]
(sans mass scaling) 2.23×10^{-6}	11h 27min (1.00)	26.0	-
1×10^{-5}	6h 02min (0.53)	26.9	+3.5
5×10^{-5}	1h 13min (0.11)	28.0	+7.7
1×10^{-4}	39min (0.06)	27.3	+5.0

Tableau 3-4 : Utilisation de la technique mass scaling : influence sur le calcul numérique

Comme on peut le constater, l'utilisation du mass scaling permet de diminuer de façon très significative le temps de calcul. Sans cette technique, le temps de référence dépasse les 4h avec un pas de temps de 2×10^{-6} ms. En augmentant progressivement le pas de temps, on constate la diminution du temps de calcul nécessaire jusqu'à atteindre 39 min pour le pas de temps de 1×10^{-4} ms.

On observe également que l'ajout de masse artificiel dans les proportions testées n'affecte pas de façon significative le résultat du calcul puisqu'en comparant l'effort maximum de pose du rivet on a une différence de seulement 5.0% entre la référence et la dernière configuration au pas de temps le plus élevé. C'est pour cette raison qu'il a été décidé d'utiliser cette technique avec comme objectif de pas de temps 1×10^{-4} afin de bénéficier du maximum de gain de temps de calcul.

Les temps de calcul donnés dans les Tableau 3-3 et 3-4 ont été obtenus avec une machine DELL Precision T7810 dont les caractéristiques sont détaillées dans l'annexe 3-C.

3.2.2.5 Prise en compte du frottement

Le procédé de rivetage fait interagir un nombre conséquent d'éléments qui rentrant en contact génèrent de nombreuses zones de contact et de frottement. La prise en compte des frottements est d'autant plus importante dans le cas de cette étude puisque les matériaux mis en jeu et les états de surface ont varié.

Le type de frottement considéré est un frottement sec qui suit une loi de Coulomb. Comme illustré en Figure 3-7, si l'on considère une force F exercée par une surface sur un solide, alors on distingue la composante normale à la surface N comme étant la force de réaction et la composante tangentielle T qui correspond à la force de frottement sec.

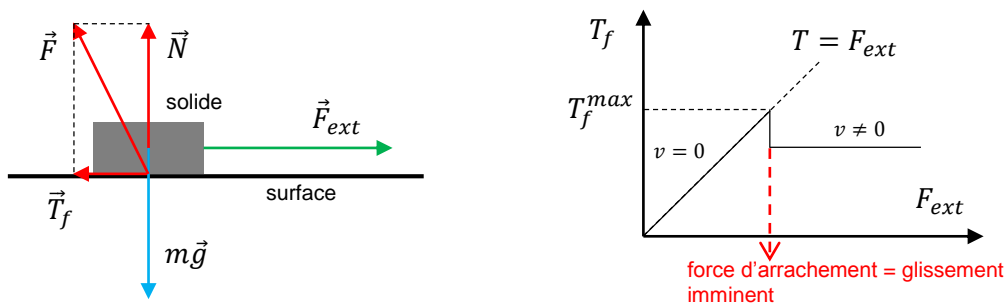


Figure 3-7: Représentation d'une force de frottement sec

On peut alors distinguer deux cas suivant que la vitesse relative du solide v soit nulle ou non nulle :

$$\begin{cases} v = 0 : T \leq T_f^{max} = \mu_s N \\ v \neq 0 : |T| = \mu_d N \end{cases}$$

où μ_s est le coefficient de frottement statique et μ_d le coefficient de frottement dynamique et en général $\mu_d < \mu_s$.

En considérant la rapidité de l'opération de rivetage, entre 60 et 300 ms suivant la vitesse de rivetage adoptée, il a naturellement été postulé que les frottements entre les différents éléments du rivetage sont de type dynamique.

Il existe plusieurs techniques de mesure du coefficient de frottement dynamique comme l'utilisation d'un pendule frottant sur plan incliné ou assisté d'un tribomètre. Pour cette étude, un tribomètre de type pion-disque a été utilisé, lequel est illustré en Figure 3-8.

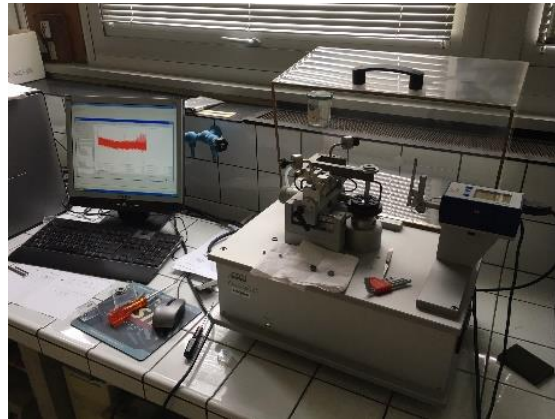


Figure 3-8: Mesure du coefficient de frottement avec un tribomètre pion-disque

Le frottement se fait entre une bille de 6 mm de diamètre, libre uniquement en rotation, constituée du premier matériau à étudier et d'un échantillon plan du second matériau en rotation. Les conditions de mesure pour l'ensemble des configurations étudiées se déroulent avec une charge verticale de 1 N et une vitesse de rotation de 100 tr/min.

L'ensemble des interactions entre les différents éléments de l'opération de rivetage ainsi que les coefficients de frottements respectifs sont illustrés dans la Figure 3-9. On dénombre six configurations au total.

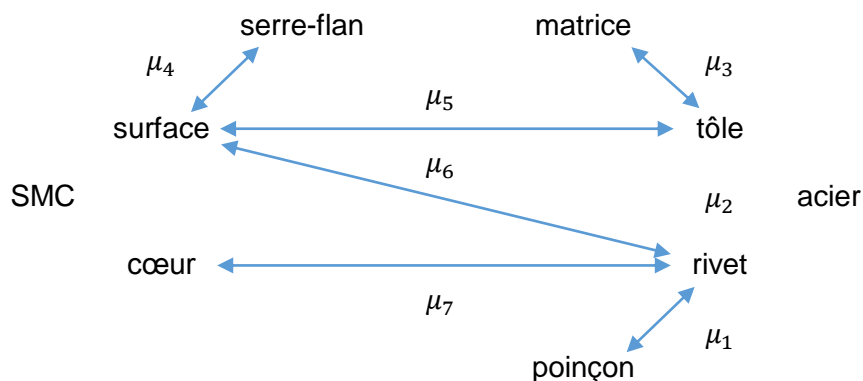


Figure 3-9: Ensembles des interactions et coefficients de frottement associés

Étant donné la disponibilité uniquement d'une bille en inox, le matériau constituant le poinçon, la matrice et le serre-flan, pour effectuer les mesures, les coefficients de frottement μ_2, μ_5, μ_6 et μ_7 n'ont pas pu être mesurés et les hypothèses suivantes ont donc été formulées :

$$\begin{cases} \mu_1 = \mu_2 = \mu_3 = \mu_{acier / acier} \\ \mu_4 = \mu_5 = \mu_6 = \mu_{acier / SMC \text{ surface}} \\ \mu_7 = \mu_{acier / SMC \text{ à coeur}} \end{cases}$$

Le Tableau 3-5 résume les résultats des mesures de coefficients de frottement effectuées avec le tribomètre pion-disque. Les mesures détaillées sont disponibles dans l'Annexe 3-D.

Surface A	Surface B	Coefficient de frottement dynamique	
Poinçon	Rivet	$\mu_{acier / acier}$	0.23
Rivet	Tôle HSLA		
Matrice	Tôle HSLA		
Serre-flan	SMC surface	$\mu_{acier / SMC \text{ surface}}$	0.27
Rivet	SMC surface		
Tôle HSLA	SMC surface		
Rivet	SMC à cœur	$\mu_{acier / SMC \text{ à coeur}}$	0.28

Tableau 3-5 : Synthèse des coefficients de frottement mesurés

La loi de Coulomb est celle qui sert à définir le contact entre les différents éléments dans le logiciel Abaqus®. Pour chaque contact, de type surface à surface, le coefficient de frottement mesuré correspondant est intégré à la définition du contact.

On représente en Figure 3-10 la géométrie simulée du joint riveté en fin d'opération vu en coupe. On remarque que le frottement a une influence sur la pose du rivet tout en restant faible. On note que plus le frottement est faible meilleure est la déformation de la couche inférieure par le rivet et meilleur est le blocage mécanique. Par contre, cette plus grande pénétration du rivet dans la matière engendre une diminution de l'épaisseur minimale de la couche inférieure en fin d'opération au niveau de la pointe du rivet comme au centre du joint.

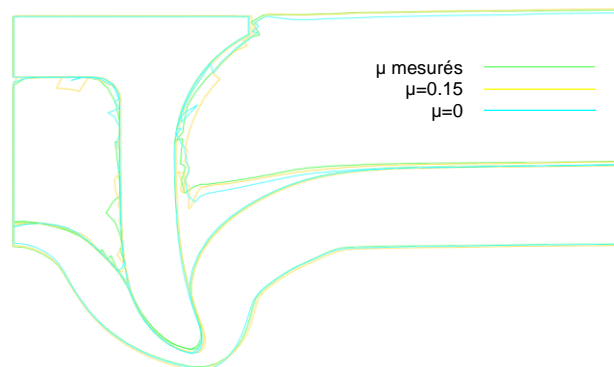


Figure 3-10: Influence du frottement sur la prédiction de la déformée

On remarque également que le frottement n'influence que légèrement l'effort de rivetage et ce principalement en fin d'opération à partir de 45 ms, le moment où le rivet commence à déformer fortement la couche inférieure. On constate que plus le coefficient de frottement est faible, plus l'effort de rivetage nécessaire est diminué. Ce résultat est cohérent puisqu'un coefficient plus faible signifie moins de résistance à opposer au passage du rivet de la part de la matière déformée et/ou traversée.

3.3 Résultats numériques et confrontation expérimentale

Après la création du modèle numérique 2D axisymétrique pour la simulation pour la prédiction de la pose du rivet, plusieurs séries d'essais expérimentaux de rivetage ont été réalisées dans le but de servir de validation expérimentale à la simulation numérique.

3.3.1 Équipement de rivetage

Les essais de rivetage sont réalisés avec une pince à riveter industrielle stationnaire à entraînement électrique et de capacité 80 kN fourni par TUCKER (Figure 3-11).

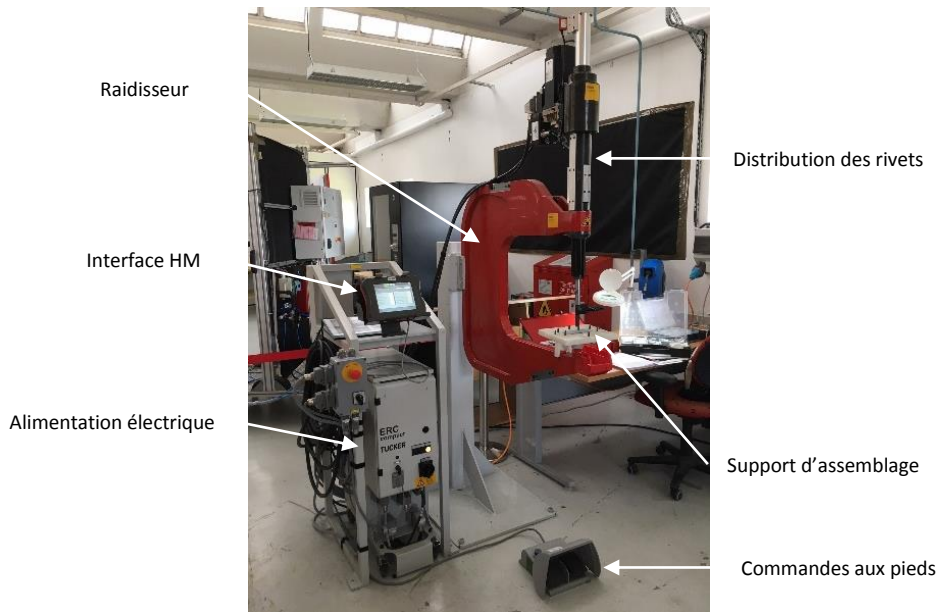


Figure 3-11: Riveteuse fixe Tucker utilisée pour les essais de rivetage (plateau EXCELCAR, Rennes)

3.3.2 Géométrie du joint riveté – confrontation expérimentale

3.3.2.1 Coupe transversale 2D

Avec le jeu de paramètres procédé de référence en vitesse de rivetage et effort serre-flan, (section 3.2.2.1), la coupe transversale de la géométrie finale du joint riveté obtenue en simulation est comparée avec la coupe d'un joint riveté expérimentalement et dans les mêmes conditions d'opération dans la Figure 3-12.

À première vue, nous pouvons constater une bonne corrélation globale entre la déformée expérimentale et la prédiction de la simulation. La prédiction du calcul numérique s'avère être très satisfaisante dans le cas de la mesure de l'encrage u avec une valeur de 0.182 mm comparé au 0.173 mm mesurés en moyenne sur trois spécimens et des deux côtés de la coupe. En revanche, la prédiction est bien moins satisfaisante concernant la mesure de l'épaisseur minimale au niveau de la pointe du rivet t_{min} puisque la valeur de 0.254 mm est nettement inférieure à la mesure expérimentale de 0.452 mm. Pour ce qui concerne l'épaisseur minimale au centre du joint t_{min} , la prédiction de la simulation de 0.369mm surestime la valeur expérimentale de 0.260 mm et ce malgré l'importante dispersion de cette mesure. On retrouve en Figure 3-13 la synthèse de la comparaison entre les mesures expérimentales et les prédictions du modèle numérique.

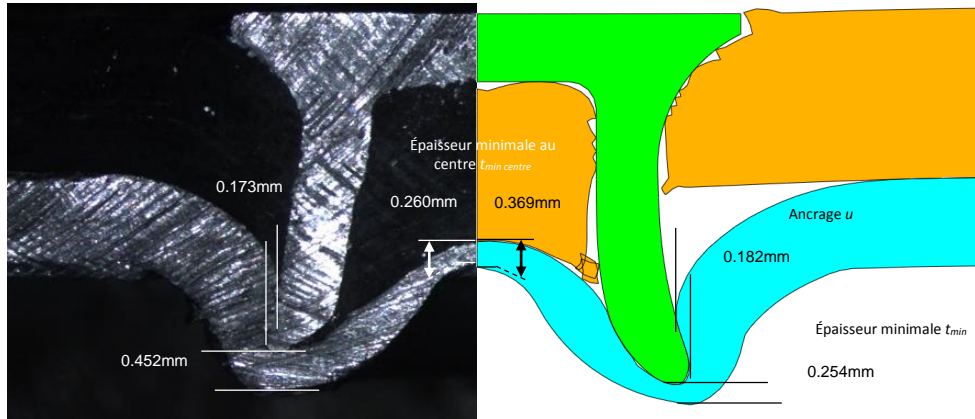


Figure 3-12: Comparaison d'une coupe transversale de la géométrie du joint riveté calculées avec l'expérimentation

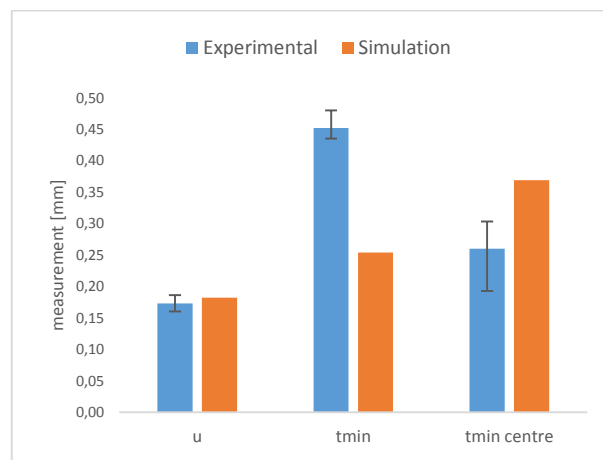


Figure 3-13: Comparaison des caractéristiques géométriques du joint riveté calculé avec l'expérimentation

Dans la poursuite de l'analyse des résultats de la Figure 3-12, nous pouvons indiquer deux raisons expliquant l'absence de meilleure prédiction de la simulation. On peut citer en particulier le critère de rupture adopté pour la couche supérieure composite qui se traduit par la suppression d'éléments du maillage et donc entraîne une perte de matière. Le nombre d'éléments du maillage supprimés est de 191 soit 16.7% du nombre total d'éléments dans la couche composite. Cette perte semble avoir une influence significative sur la pénétration du rivet qui fait face à une résistance moindre non-réaliste lors de son déplacement. De plus, cette perte de matière a pour effet de réduire la pression exercée sur la partie centrale de la couche d'acier par la partie découpée en composite poussée par le rivet. Cela pourrait expliquer pourquoi la simulation surestime l'épaisseur de la tôle d'acier au centre $t_{min\ centre}$. La perte de matière conjuguée à une résistance au passage du rivet plus faible qu'en réalité pourrait expliquer la sous-estimation de la mesure de l'épaisseur minimale t_{min} .

3.3.2.2 Cycle de rivetage

Le processus de confrontation expérimentale du modèle numérique 2D, peut se compléter par l'examen du cycle de rivetage ou la courbe force-déplacement. Présenté dans la Figure 3-14, à la fois pour la simulation et la mesure expérimentale, le cycle de rivetage représente l'évolution de l'effort de rivetage en fonction du déplacement vertical du rivet.

Nous pouvons tout d'abord souligner le bon accord général entre la simulation et la réponse expérimentale. Au cours de la première phase du processus où le rivet traverse la première couche composite, la prédiction de la simulation est proche tout en sous-estimant l'effort.

Ensuite, dans la phase suivante, qui commence lorsque le rivet a complètement traversé la couche composite et amorce la flexion de la couche d'acier, à 3.5 mm de course restante environ, on peut repérer une surestimation plus significative de l'effort calculé. À la fin de cette phase, à 1.5 mm de course restante environ, la prévision de la simulation a tendance à se rapprocher de la mesure expérimentale. Enfin, dans la dernière phase où le rivet commence à s'évaser et à déformer de plus en plus la couche d'acier le long du profil de la matrice, on constate à nouveau une bonne corrélation entre la simulation et l'expérimentation malgré une réponse sous-estimée du calcul.

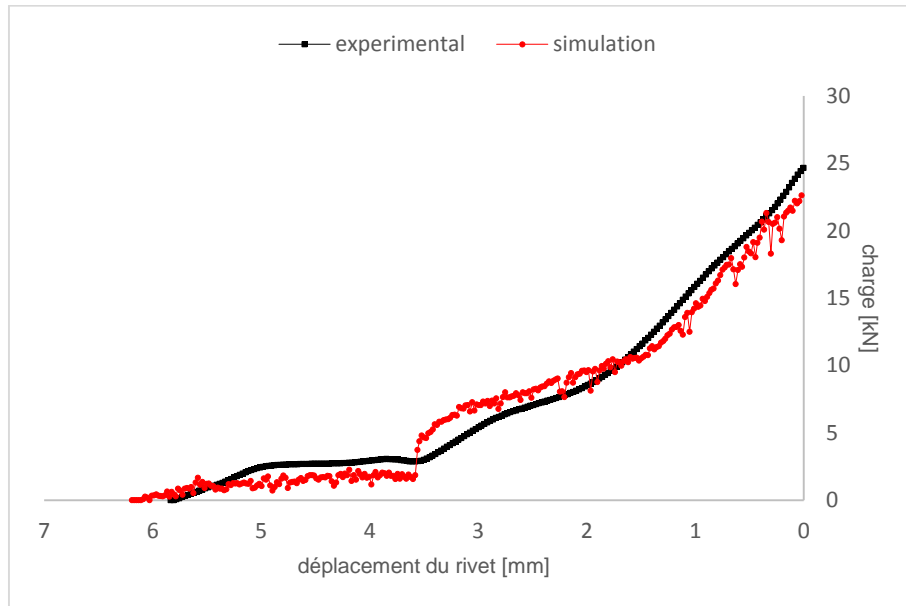


Figure 3-14: Évolution de l'effort de rivetage: résultat simulé et confrontation expérimentale

La surestimation de la charge repérée dans la phase intermédiaire du cycle de rivetage peut s'expliquer par le fait que la simulation, dans laquelle les éléments participants de l'outillage, i.e. poinçon, serre-flan et matrice, sont considérés comme des corps rigides, ne prend pas en compte la rigidité existante de la riveteuse, qui n'est en réalité pas infinie. En conséquence, les pièces déformables sont finalement, dans la simulation, soumises à des charges plus élevées que dans les conditions expérimentales. En outre, nous savons que le moment où la riveteuse est la plus sollicitée se produit lorsque le rivet amorce la flexion de la couche acier, la plus rigide des couches, ce qui correspond à l'endroit où le manque de corrélation est le plus remarqué. Ces différences dans les résultats dues aux choix de modélisation ont également été rencontrées dans d'autres travaux tels que [36] où la simulation était pénalisée par une plus grande rigidité.

Nous pourrions également rapprocher cet effet, de plus grande rigidité dans la simulation, de la discussion sur la comparaison de la section transversale plus haut en Figure 3-12. En effet, une plus grande charge appliquée par le rivet dans la simulation sur la couche d'acier pourrait être une raison supplémentaire pour expliquer pourquoi l'épaisseur minimale t_{min} est si largement sous-estimée.

3.3.3 Distribution des contraintes et déformations au cours du cycle de rivetage

3.3.3.1 Évolution des déformations

L'évolution de la déformation plastique subie par les éléments déformables du joint au cours de l'opération de rivetage auto-poinçonneur est illustrée dans la Figure 3-15. En termes de déformation plastique, on peut voir que la couche d'acier est la plus soumise aux fortes déformations plastiques, ce qui était attendu compte tenu de l'effort imposé par la course du rivet au cours du processus de rivetage. On peut en particulier mettre en évidence la zone directement en contact avec la pointe du rivet et, dans une moindre mesure, la zone située au centre du joint qui est étirée et prise en sandwich entre la couche composite au milieu et la géométrie interne de la matrice. Dans la couche composite, on remarque que le niveau de déformations plastique reste faible, ce qui est cohérent avec les propriétés mécaniques du matériau pour lequel la rupture fragile intervient rapidement après une brève phase transitoire pseudo-plastique.

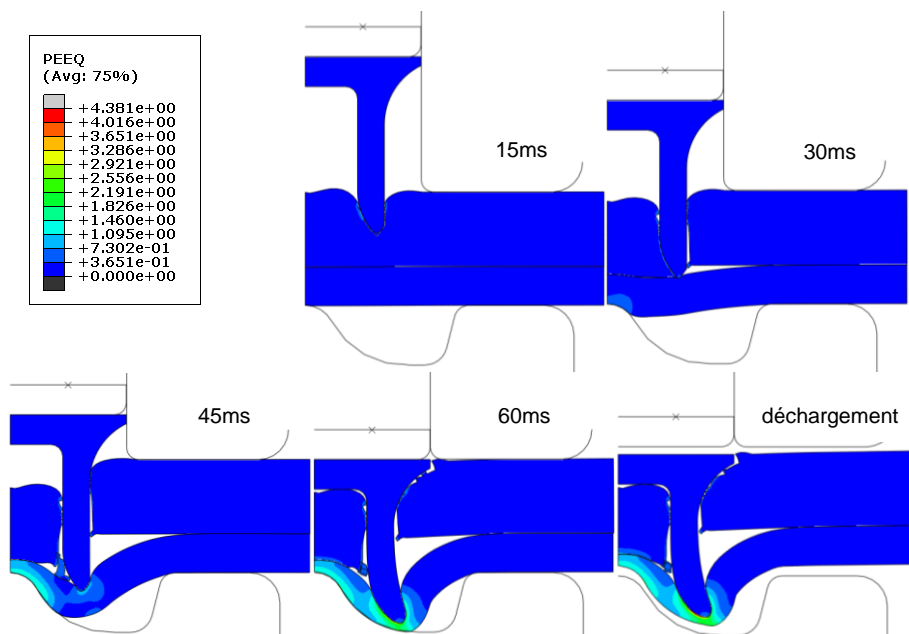


Figure 3-15: Distribution des déformations plastiques au cours de l'opération de rivetage

3.3.3.2 Évolution des contraintes

L'évolution des contraintes de Von Mises subies par les éléments déformables du joint au cours du processus de rivetage est illustrée dans la Figure 3-18. En regardant la répartition des contraintes, on peut observer que le rivet est, comme attendu, la partie soumise aux contraintes les plus élevées. Ce résultat est logique car l'acier du rivet possède une limite d'élasticité nettement supérieure à celles des deux tôles à assembler. Le matériau composite et la couche d'acier entrent dans le domaine plastique ou la rupture beaucoup plus tôt.

La formation de l'ancrage mécanique se fait progressivement : à mesure que le rivet déforme la couche d'acier contre la matrice, de fortes concentrations de contraintes s'étalent le long de la tige du rivet, ce qui entraîne la flexion de la pièce au point où elle finit par entrer dans le domaine plastique et prendre sa forme définitive.

À la fin du processus de rivetage, le poinçon et le serre-flan relâchent les efforts appliqués sur les éléments déformables, ce qui explique pourquoi, dans la Figure 3-16 à la dernière étape, un déchargement élastique se produit accompagné d'une baisse soudaine du niveau de contrainte. Malgré le déchargement, on peut toujours observer des zones sous contraintes,

principalement dans la partie cylindrique du rivet et dans la couche acier au voisinage de la pointe du rivet. Cela montre que ces zones sont encore soumises à des contraintes résiduelles directement induites par le processus de mise en forme.

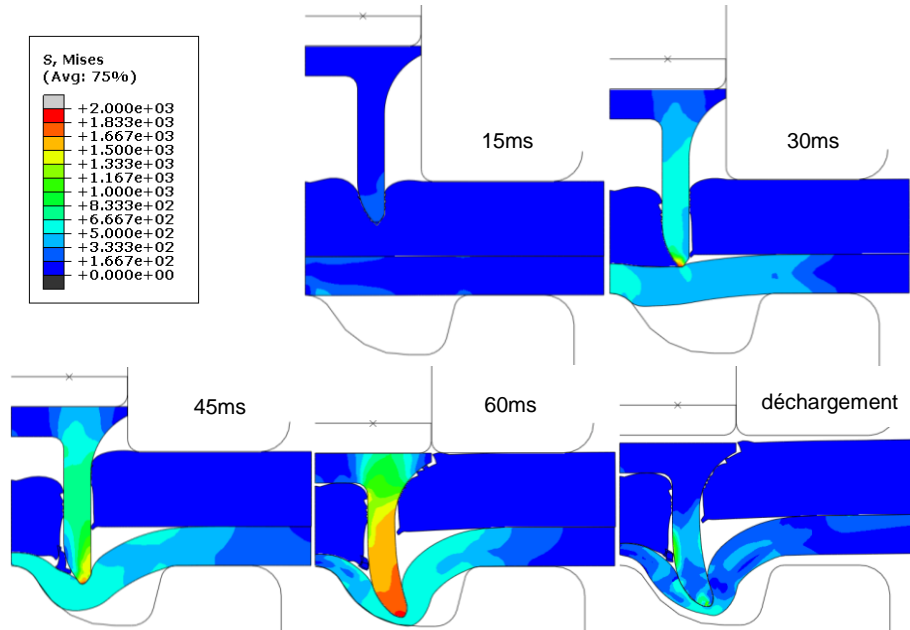


Figure 3-16: Distribution des contraintes de Von Mises au cours de l'opération de rivetage

Dans les Figures 3-17, 3-18 et 3-19, l'évolution des contraintes de Von Mises est étudiée plus en détail. Pour chacune des pièces déformables et à différents endroits, un suivi de l'évolution des contraintes est effectué. L'emplacement des points de suivi est affiché sur chaque figure en haut à gauche.

En commençant par le rivet, dans la Figure 3-17, on peut voir que les contraintes restent à un niveau faible pendant la première phase du processus de rivetage jusqu'à 25 ms lorsque le rivet a fini de traverser la couche composite et établit un premier contact avec la couche inférieure en acier. À l'exception de l'emplacement E9 de la pointe du rivet pour lequel certaines contraintes sont supérieures à 500 MPa, les contraintes ne dépassent pas 100 MPa en moyenne pour tous les autres points de suivi. Cela se comprend aisément compte tenu de la différence significative de rigidité et de résistance à l'avantage du rivet par rapport à la couche composite.

Ensuite, dans la deuxième phase du processus de rivetage, nous observons une augmentation significative des contraintes dans le rivet pour tous les emplacements. Cela est particulièrement vrai pour l'emplacement E9 où très rapidement les contraintes atteignent 1800 MPa, au-dessus de la limite d'élasticité du matériau. Aux emplacements E131 et E23 sur le côté extérieur de la partie cylindrique du rivet, les contraintes augmentent assez linéairement, dépassant légèrement la limite d'élasticité au cours des 5 derniers ms avant le déchargement élastique. Sur le côté interne, toutefois, aux emplacements E219 et E6, l'évolution des contraintes suit un chemin différent de celui du côté extérieur, car nous pouvons constater que la forte augmentation des contraintes est retardée à, respectivement, 47 ms et 53 ms. Avant cela, à partir de 25 ms, nous notons une légère augmentation du niveau de contrainte suivie d'une diminution à partir de 35 ms pour E9 et de 40 ms pour E219. Cette relaxation apparente des contraintes peut être corrélée avec le début de l'endommagement de l'acier localement, ce qui en réduit la rigidité et par conséquent réduit la résistance face au rivet.

Au fur et à mesure que le rivet poursuit sa course, il se heurte à une soudaine et importante résistance, ceci étant dû au fait que le profil de la matrice l'oblige à s'évaser et explique l'augmentation élevée et retardée de la contrainte dans la dernière partie du processus. Le décalage entre E6 et E219 peut s'expliquer par le fait que l'effet de flexion se produit dans le sens de la pointe du rivet vers le haut, c'est-à-dire plus tard pour E219 que pour E6.

Après le retrait du poinçon à la fin de l'opération, on peut constater que le niveau de contrainte diminue logiquement pour tous les points de suivi. Toutefois, pour l'emplacement E219, les contraintes résiduelles restent à un niveau très élevé avec 1360 MPa non loin de la limite d'élasticité du matériau. En effet, la déformation du rivet dans la couche d'acier, qui assure l'enclage mécanique, empêche le rivet de se relâcher totalement et contribue à la conservation des contraintes résiduelles importantes dans cet élément.

Concernant la couche composite, la distribution des contraintes de Von Mises est affichée dans la Figure 3-18 pour différents emplacements le long de la longueur de la couche. Dans la première phase du processus de rivetage, i.e. jusqu'à 25 ms où le rivet pénètre dans la couche composite, on peut observer que les contraintes les plus élevées sont localisées dans les emplacements les plus proches du passage du rivet, i.e. E881 et E643, et E495 dans une moindre mesure. À mesure que l'on s'éloigne de la pointe du rivet aux emplacements E1136 et E415, le matériau n'est pas soumis à des contraintes importantes.

Dans la deuxième phase, où le rivet a complètement traversé la couche composite, le niveau de contrainte diminue globalement pour tous les sites, sauf pour E495, où les contraintes augmentent en moyenne autour de 70 MPa. Cela résulte simplement de l'augmentation d'épaisseur de la partie cylindrique du rivet à ce moment particulier, ce qui se traduit par une pression plus élevée des deux côtés de la couche composite, mais surtout sur le côté interne qui n'a pas d'extrémité libre.

Dans la dernière partie du processus de rivetage, on note une augmentation des contraintes à l'emplacement E881 qui se trouve être directement en contact avec la surface du rivet et E1136. Les contraintes restent à un niveau élevé dans les emplacements E495 et E643 dans une moindre mesure, car le matériau composite restant piégé dans la cavité du rivet est toujours soumis à une compression. En général et pendant toute la durée du processus, nous pouvons noter des fluctuations importantes des contraintes. Ceci correspond aux éléments du maillage qui atteignant le critère de rupture sont supprimés du modèle et créent temporairement un saut dans la charge.

L'évolution des contraintes de Von Mises pour la couche acier se fait de manière similaire que pour la couche composite, en utilisant différents emplacements le long de la longueur. Dans la Figure 3-19, on peut voir que dans la première phase du processus de rivetage, les contraintes augmentent linéairement pour tous les emplacements et nous trouvons les contraintes plus élevées, supérieures à 100 MPa, à l'emplacement E458 en particulier, situé directement sur la trajectoire du rivet.

Dans la deuxième phase où la pointe du rivet entre en contact avec la couche d'acier, nous observons de façon attendue une augmentation importante et soudaine des contraintes pour tous les emplacements, à l'exception de l'E209, l'emplacement le plus éloigné du rivet. Dans les emplacements E317, E332, E458 et E593, les contraintes évoluent entre 370 MPa et 450 MPa, bien au-dessus de la limite d'élasticité du matériau.

Dans la dernière phase de l'opération, on peut constater que les contraintes restent assez stables autour de la pointe du rivet, c'est-à-dire aux emplacements E458 et E332. En atteignant 50 ms, l'endommagement du matériau acier est tel que localement l'épaisseur de la couche diminue significativement et il apparaît que l'action rivet se limite à la région endommagée autour de la pointe du rivet. C'est la raison pour laquelle nous constatons simultanément une diminution significative des contraintes aux emplacements E317 et E177, avec une chute respective à 100 MPa et à 250 MPa.

Lorsque le déchargement élastique est effectif à la fin du processus, les contraintes résiduelles restent localisées dans la couche d'acier au voisinage de la pointe du rivet, c'est-à-dire aux emplacements E317, E332, E458 et E593 avec respectivement 430 MPa, 420 MPa, 315 MPa et 280 MPa.

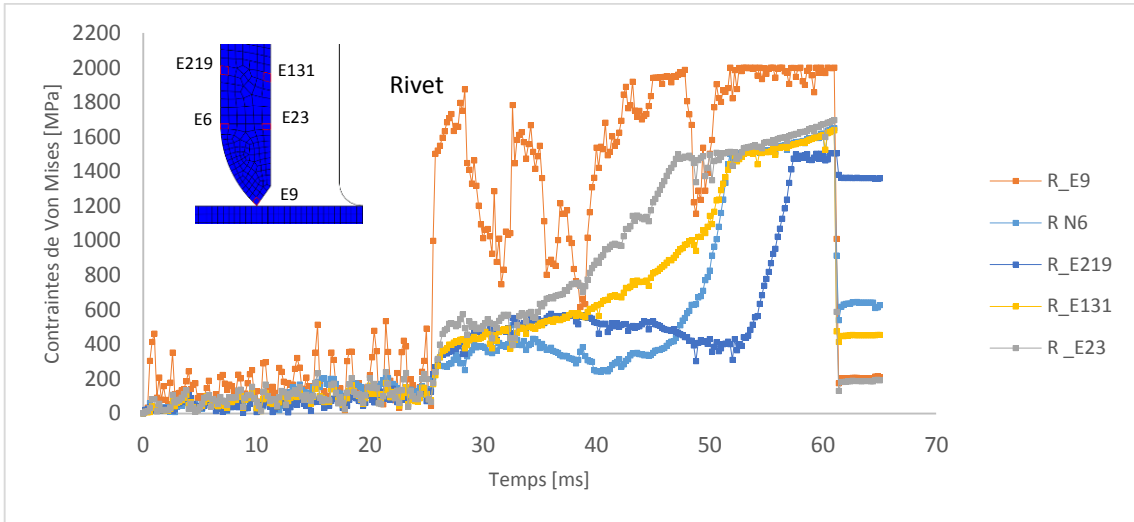


Figure 3-17: Évolution des contraintes de Von Mises à différentes positions du modèle pour le rivet

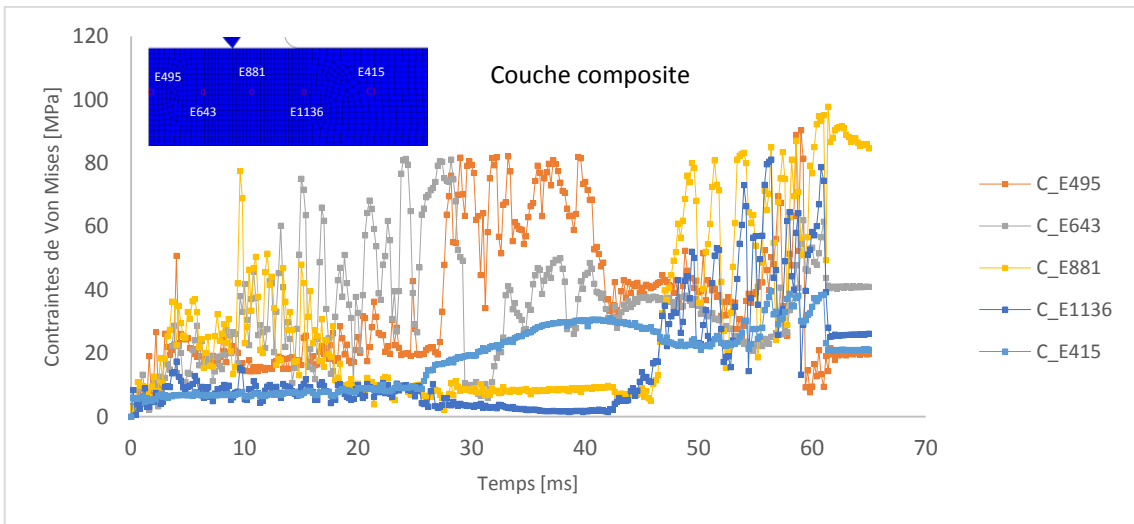


Figure 3-18: Évolution des contraintes de Von Mises à différentes positions du modèle pour la couche composite

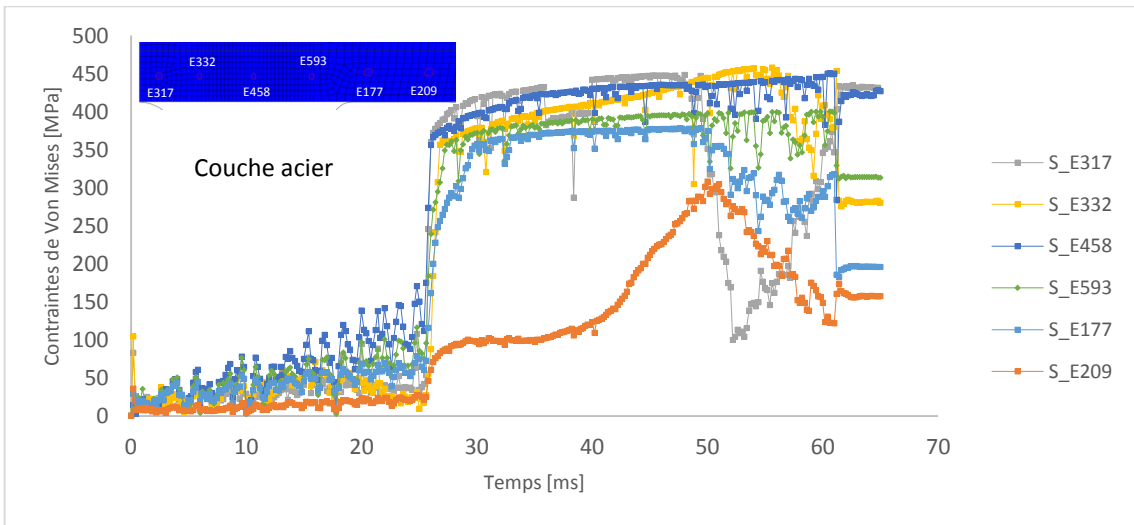


Figure 3-19: Évolution des contraintes de Von Mises à différentes positions du modèle pour la couche acier

3.4 Conclusion du chapitre

Un modèle numérique 2D axisymétrique, développé sous Abaqus 6.10-1®, a permis de simuler la phase de pose du rivet pour un assemblage multi-matériaux polymère-acier et ce conformément au procédé de rivetage auto-poinçonneur et sur la base des modèles de comportement matériaux détaillés dans le chapitre précédent.

La modélisation numérique proposée prend en compte plusieurs paramètres physiques et numériques dont l'influence sur les caractéristiques de pose du rivet a été étudiée. Il s'agit des frottements, de la discrétisation spatiale, du « mass scaling » et de la formulation ALE.

La prédiction du modèle numérique 2D a pu être comparée à une coupe transversale issue d'un essai expérimental de rivetage réalisé dans les mêmes conditions opératoires. Il apparaît que le modèle numérique parvient globalement à prédire correctement la déformée, en particulier pour les valeurs d'ancrage mécanique et d'épaisseur minimale au centre du joint riveté. La corrélation est moins bonne pour l'épaisseur minimale au niveau de la pointe du rivet et cela pourrait en partie être expliqué par le mode de gestion de la rupture de la couche supérieure composite qui entraîne une perte de matière non négligeable.

Concernant le cycle de rivetage, on a pu constater également une bonne corrélation d'ensemble entre la prédiction numérique et la courbe expérimentale. Néanmoins, une surestimation de l'effort de rivetage par le calcul a pu être remarquée dans la phase intermédiaire de la montée en effort. Cet effet pourrait être expliqué par la non prise en compte de la rigidité de la machine de rivetage dans la modélisation qui dans la réalité contribue à amortir les efforts pendant l'opération de rivetage.

Le rivet est l'élément qui subit le plus haut niveau de contraintes pendant l'opération d'assemblage et celui qui accueille les contraintes résiduelles les plus élevées après déchargement élastique, proches de la limite élastique du matériau. Les fluctuations dans les prédictions numériques sont directement liées aux sauts de charge provoqués par la rupture des éléments du maillage ayant atteint le critère de rupture.

Chapitre 4

Étude de l'influence de paramètres de rivetage et simulation de chargements destructifs par modélisation 3D

4.1 Introduction

Dans ce chapitre et en premier lieu, on présente les résultats expérimentaux de l'étude de l'influence des paramètres de rivetage sur la formation du joint riveté et sur la tenue mécanique. Deux paramètres sont étudiés indépendamment : la vitesse de rivetage et l'effort serre-flan. À l'issue de cette étude, l'importance des paramètres peut être quantifiée et dans le cadre d'une optimisation de la tenue mécanique, un jeu de paramètre peut être recommandé.

Dans le précédent chapitre, un modèle numérique 2D axisymétrique a été mis en place pour simuler la pose du rivet d'un couple polymère-acier par le procédé de rivetage auto-poinçonneur puis validé expérimentalement. Dans ce chapitre, on se propose d'étendre l'utilisation de l'outil numérique par la construction d'un modèle numérique 3D directement issu du modèle 2D. Toujours à l'aide du logiciel de calcul Abaqus® mais dans sa version 6.13-1® cette fois, la nouvelle démarche doit permettre de simuler des cas de charges destructifs et des chargements asymétriques.

Pour ce qui est de la confrontation expérimentale, le modèle 2D axisymétrique est utilisé pour l'étude sur la formation du joint riveté. Le modèle 3D est utilisé uniquement pour la confrontation avec les tests destructifs de charge à rupture.

4.2 Étude de l'influence des paramètres de rivetage

Dans cette étude, l'influence des paramètres de rivetage, i.e. vitesse de rivetage et effort serre-flan, sur la formation du joint riveté et sur la tenue mécanique à rupture a été investiguée. De plus, l'influence du procédé de rivetage sur l'endommagement local de la couche composite a été mesurée avec comme variable la vitesse de rivetage.

4.2.1 Équipement et protocole pour essais destructifs

Dans le but de fournir une meilleure compréhension de l'influence des paramètres de rivetage sur la tenue mécanique du joint riveté, des essais destructifs sur éprouvettes rivetées sont réalisés pour deux types de sollicitation : traction pure (arrachement) et traction-cisaillement. Pour cela, une machine de traction électromécanique uni-axiale de capacité 50 kN (INSTRON) et possédant les mors adaptés aux deux types de sollicitations a été utilisée comme illustré sur la Figure 4-1. Seul le matériel pour réaliser les essais destructifs est présenté ici puisque le matériel de rivetage a déjà été décrit dans le chapitre précédent (Figure 3-13).

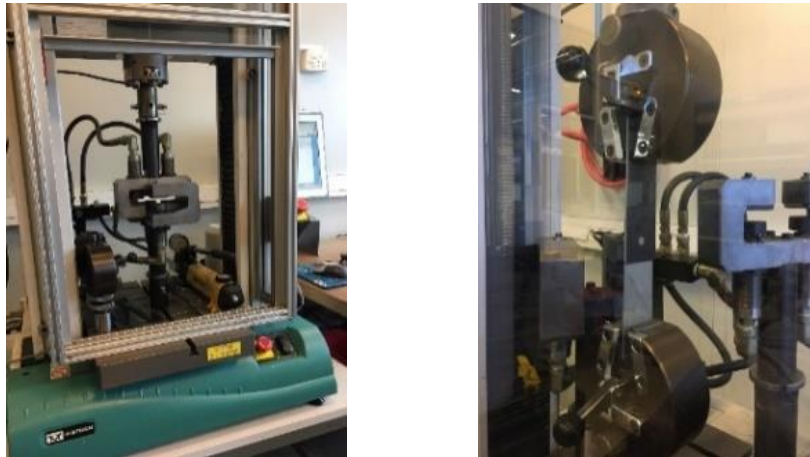


Figure 4-1: Machine de traction INSTRON 50 kN configurée pour la traction pure (gauche) et la traction-cisaillement (droite)

Pour l'ensemble des séries d'essais, des éprouvettes rectangulaires de dimension 125 mm x 38 mm sont utilisées comme illustré sur la Figure 4-2. Le rivet est positionné de telle sorte qu'il soit au centre du recouvrement des deux substrats, soit un carré de 38x38 mm². Les chargements sont réalisés avec une vitesse de chargement constante égale à 5 mm/min. À cause de la variabilité du procédé de rivetage, trois éprouvettes sont utilisées pour chaque configuration et, suivant les résultats, les essais incohérents sont écartés. Pour les essais conservés, la valeur moyenne est calculée et est utilisée pour représenter la série en question.

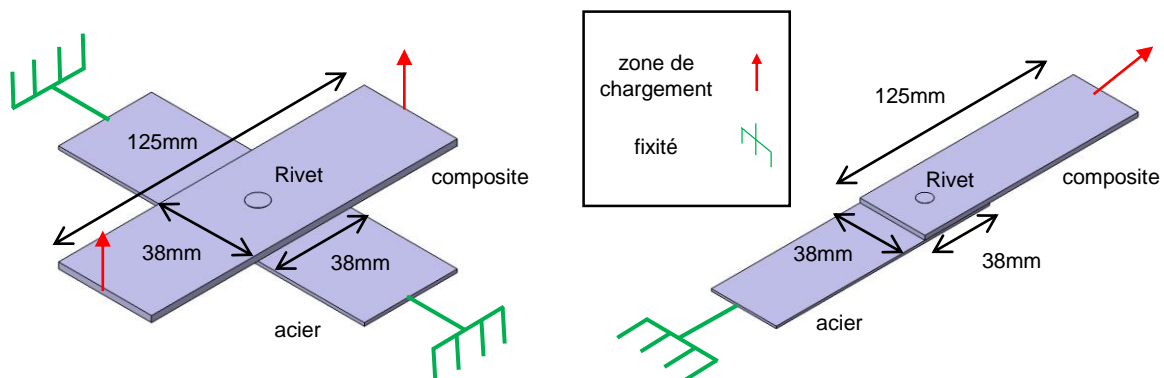


Figure 4-2: Éprouvette de traction pure (gauche) et traction-cisaillement (droite)

4.2.2 Influence de la vitesse de rivetage

4.2.2.1 Influence sur la formation du joint riveté

Plusieurs séries de rivetage sont effectuées à différentes vitesses de rivetage variant par pas de 20 mm/s à partir de 20 mm/s jusqu'à 100 mm/s, la vitesse maximum autorisée par la machine de rivetage. L'effort serre-flan est maintenu constant à 1 kN, la valeur de référence. Par la suite, ces essais donnent lieu à des analyses macrographiques en sachant que configuration d'essai est reproduite trois fois afin de tenir compte de la variabilité du procédé d'un essai à l'autre. La Figure 4-3 présente l'évolution des caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de la vitesse de rivetage.

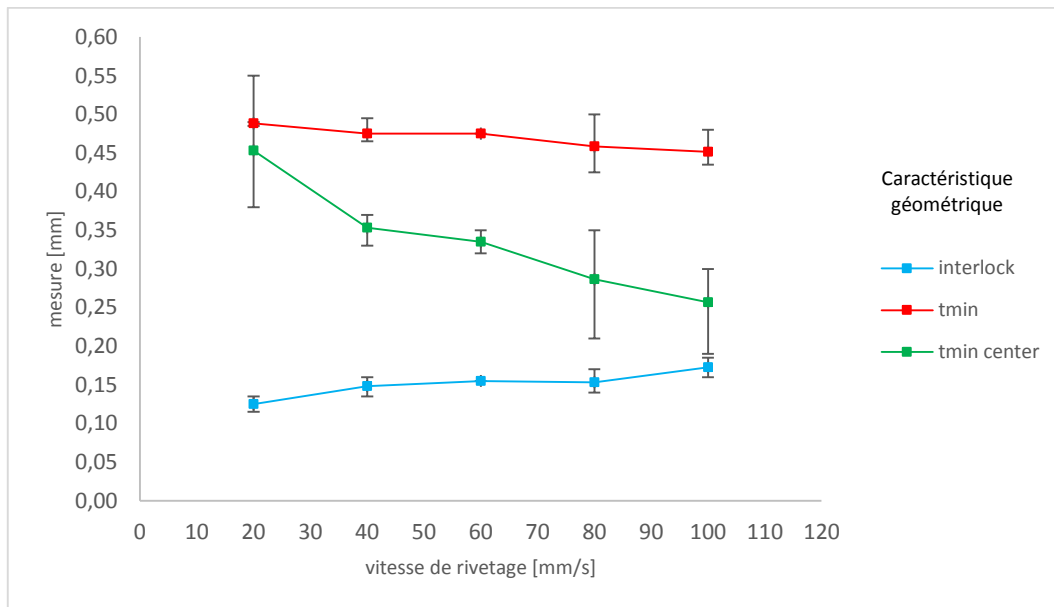


Figure 4-3: Caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de la vitesse de rivetage

On remarque tout d'abord que, lorsque la vitesse de rivetage augmente, l'épaisseur minimale au centre du joint $t_{min\ center}$ diminue fortement et de façon proche du linéaire. Cette valeur passe de 0.45 mm pour 20 mm/s à 0.26 mm pour 100 mm/s, i.e. -42%. En revanche, l'évolution de l'épaisseur minimale au niveau de la pointe du rivet t_{min} subit une diminution bien moins significative de -8% si l'on compare de nouveau les deux vitesses extrêmes. Enfin, concernant la valeur d'ancrage u , on constate une augmentation significative de +38%, passant de 0.125 mm en moyenne pour 20 mm/s à 0.173 mm pour 100 mm/s.

4.2.2.2 Influence sur la tenue mécanique à rupture

Les résultats des essais destructifs pour les deux types de sollicitations sont présentés respectivement en Figure 4-4 et Figure 4-5. Pour ne pas charger inutilement les figures, la dispersion des mesures n'est pas montrée.

Tout d'abord, on remarque que pour l'ensemble des configurations testées et pour les deux types de sollicitations, la couche composite est toujours l'élément qui entraîne la rupture du joint. Ce résultat pouvait être attendu considérant la résistance mécanique beaucoup plus faible du substrat composite devant le substrat acier et le rivet. L'étude détaillée des faciès de rupture pour les deux types de sollicitations est faite plus loin en section 4.3.2.3.

Pour la sollicitation en traction pure (Figure 4-4), on remarque que l'effort à rupture augmente avec la vitesse de rivetage suivant une évolution non linéaire et une valeur basse incohérente pour 80 mm/s. L'effort maximum à rupture est obtenu pour la vitesse de rivetage la plus élevée, i.e. 100 mm/s, et est égal à 1649 N environ 10% supérieur à la configuration avec la vitesse la plus basse 20 mm/s. On peut rapprocher ce résultat avec l'augmentation de l'ancrage observé plus haut en Figure 4-3 et suggérant que pour ce type de sollicitation l'effort à rupture n'est pas uniquement dépendant de la résistance du matériau composite.

Par contre en traction-cisaillement (Figure 4-5), l'influence de la vitesse de rivetage n'est pas aussi significative. En effet et malgré des fluctuations de l'effort à rupture suivant les vitesses testées, une tendance claire n'apparaît pas puisqu'on mesure un effort maximal stable autour de 1920 N. Ce résultat indique que pour ce type de sollicitation la rupture du composite prévaudrait sur les autres facteurs et empêcherait de constater une éventuelle influence de la vitesse de rivetage.

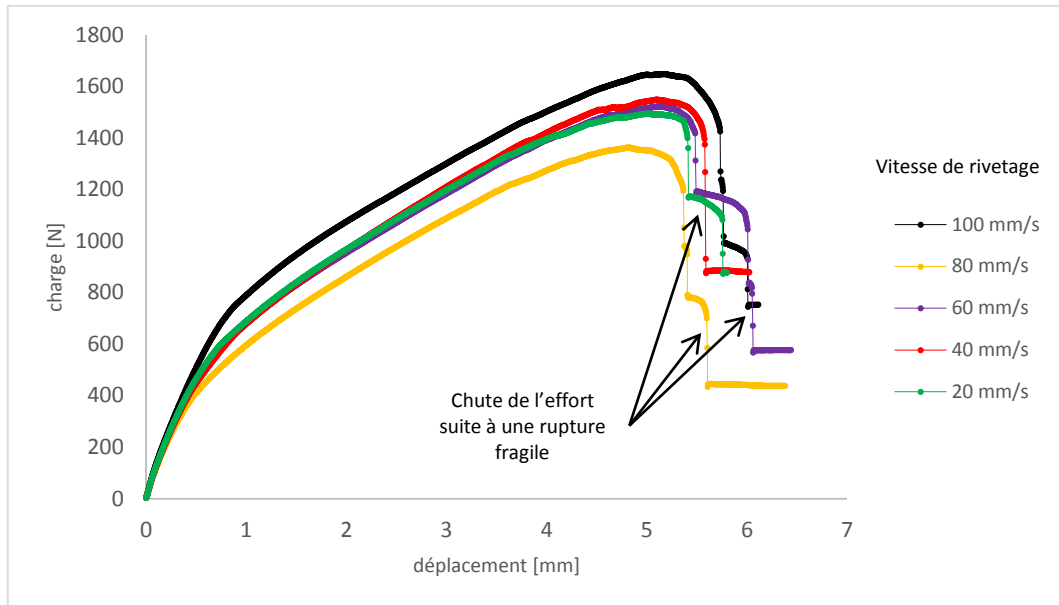


Figure 4-4: Évolution de la tenue mécanique en traction pure en fonction de la vitesse de rivetage

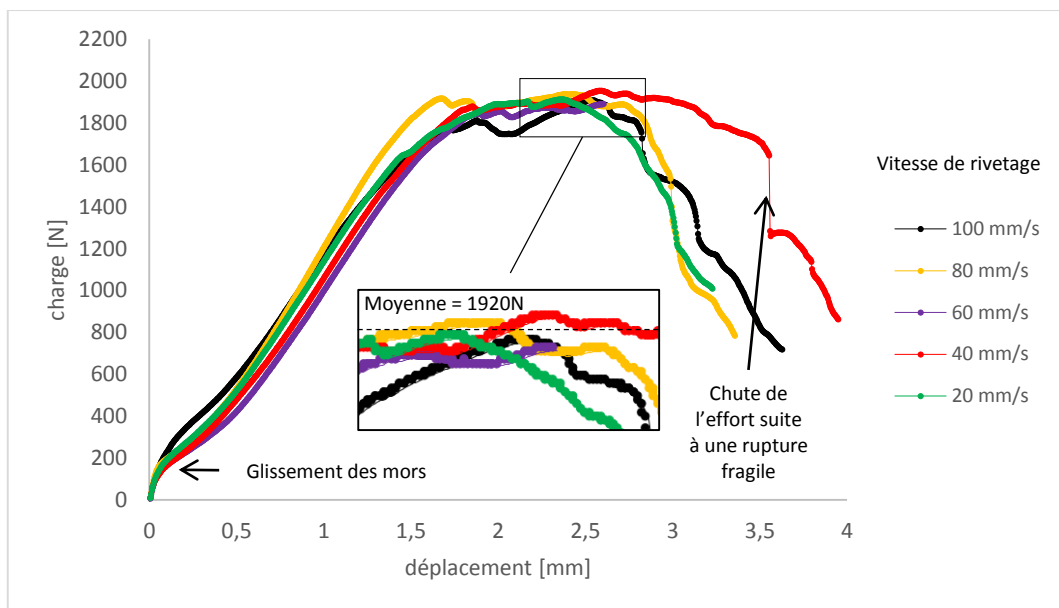


Figure 4-5: Évolution de la tenue mécanique en traction-cisaillement en fonction de la vitesse de rivetage

4.2.3 Influence de l'effort serre-flan

4.2.3.1 Influence sur la formation du joint riveté

De la même façon que pour les séries faisant varier la vitesse de rivetage, plusieurs séries sont effectuées à différentes valeurs d'effort serre-flan par pas de 3 kN à partir de 1 kN jusqu'à 10 kN, l'effort maximum autorisé par la machine de rivetage. La vitesse de rivetage est maintenue constante à 100 mm/s, la valeur de référence. Là aussi, chaque configuration est reproduite trois fois afin de tenir compte de la variabilité du procédé. La Figure 4-6 présente l'évolution des caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de l'effort de rivetage.

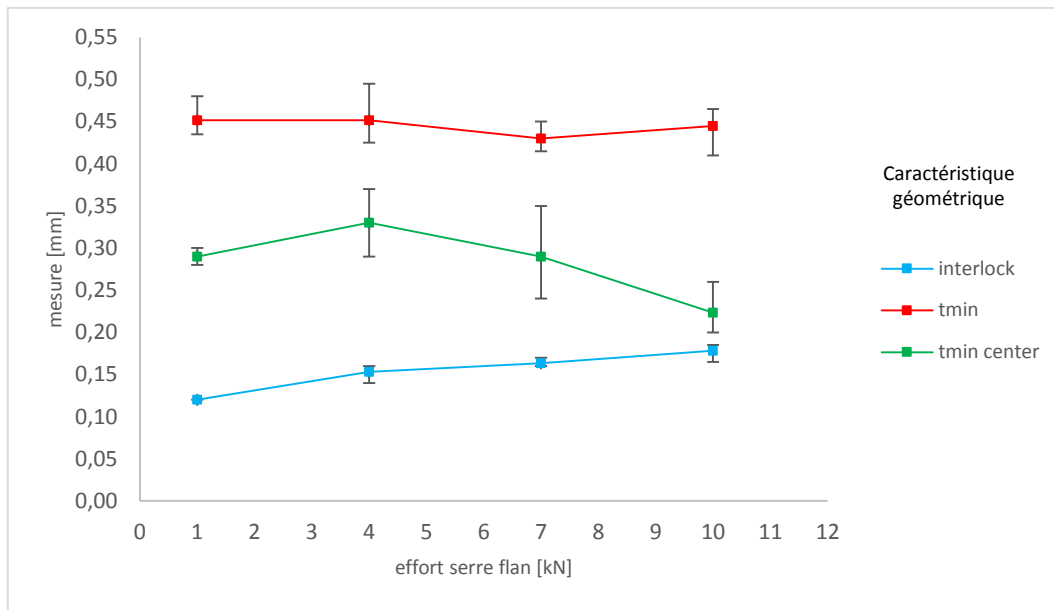


Figure 4-6: Caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de l'effort serre-flan

On remarque que lorsque l'effort serre-flan est augmenté, l'épaisseur minimale au centre du joint $t_{min\ center}$ diminue de façon significative puisque sa valeur chute de -24% de 0,29 mm pour 1 kN à 0,22 mm pour 10 kN. En revanche, l'épaisseur minimale au niveau de la pointe du rivet ne semble pas être affectée par la variation de l'effort serre-flan puisque sa valeur reste constante autour de 0,45 mm. Enfin, on observe une augmentation très significative de la valeur d'ancrage u qui progresse de +48%, i.e. de 0,120 mm pour 1 kN à 0,178 mm pour 10 kN.

4.2.3.2 Influence sur la tenue mécanique à rupture

Les résultats des essais destructifs pour les deux types de sollicitations sont présentés respectivement en Figure 4-7 et Figure 4-8. La dispersion des mesures n'est pas montrée pour les mêmes raisons que précédemment et de nouveau pour cette série, la couche composite est toujours l'élément qui entraîne la rupture du joint.

Pour la sollicitation en traction pure (Figure 4-7) et à mesure que l'effort de rivetage augmente, on remarque que l'effort à rupture tend à diminuer malgré une discontinuité des résultats. L'effort maximum à rupture est obtenu lorsque l'effort à rupture est minimal, i.e. inférieur à 4 kN. En effet, l'effort à rupture baisse de 1680 kN pour 4 kN à 1569 kN pour 10 kN, i.e. -6,6%. On peut également noter que ce résultat est en contradiction avec l'augmentation de l'ancrage observé plus haut en Figure 4-6 suggérant que d'autres facteurs entreraient en jeu pour compenser l'effet de l'ancrage sur l'effort à rupture pour ce type de sollicitation.

Pour la sollicitation en traction-cisaillement (Figure 4-8), l'influence de l'effort serre-flan suit une tendance similaire mais est un peu plus lisible qu'en traction pure. En effet, on observe que l'effort à rupture diminue à mesure que l'effort serre-flan augmente en passant de 1908 N pour 1 kN à 1783 N pour 10 kN, i.e. -6,6%. En début de chargement, entre 0,1 et 0,4 mm, on observe un ralentissement de la montée en effort plus ou moins marquée pour l'ensemble des essais. C'est là, la caractéristique d'un glissement initiale des mors sur l'éprouvette préalable à l'accroche et le serrage définitif sur l'éprouvette d'essai. Une vérification sur les éprouvettes a permis de confirmer cette hypothèse et de remarquer que le substrat composite est le plus concerné par ce phénomène. Suivant les éprouvettes, on a pu mesurer des valeurs de glissement de l'ordre de 0,2 à 0,4 mm. Ce phénomène de glissement se produit en traction-cisaillement et pas en traction pure puisque pour cette sollicitation la configuration est favorable en ayant la direction de l'effort parallèle à la surface de contact mors/matériau.

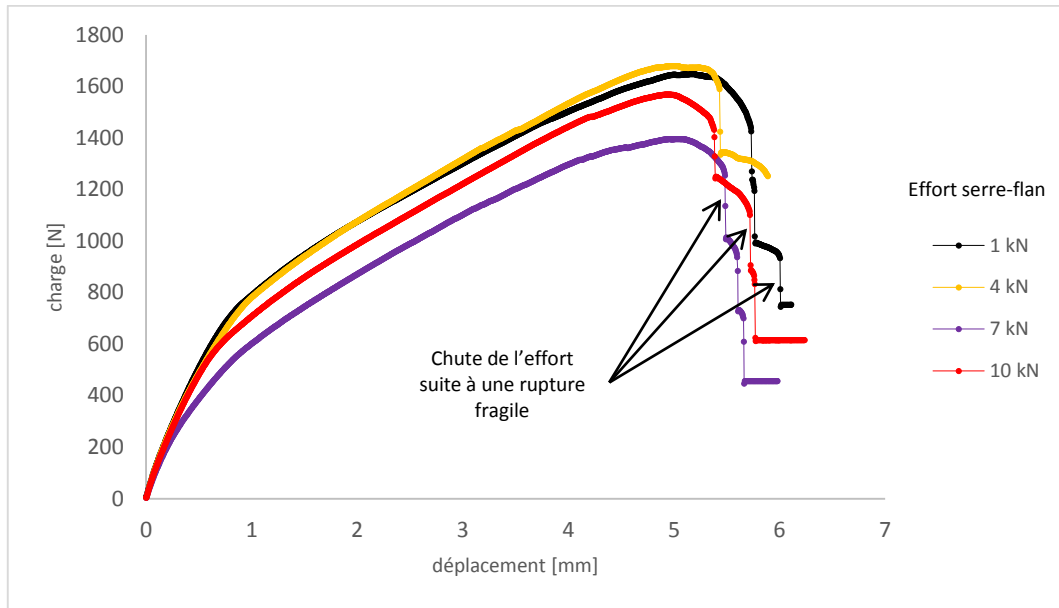


Figure 4-7: Évolution de la tenue mécanique en traction pure en fonction de l'effort serre-flan

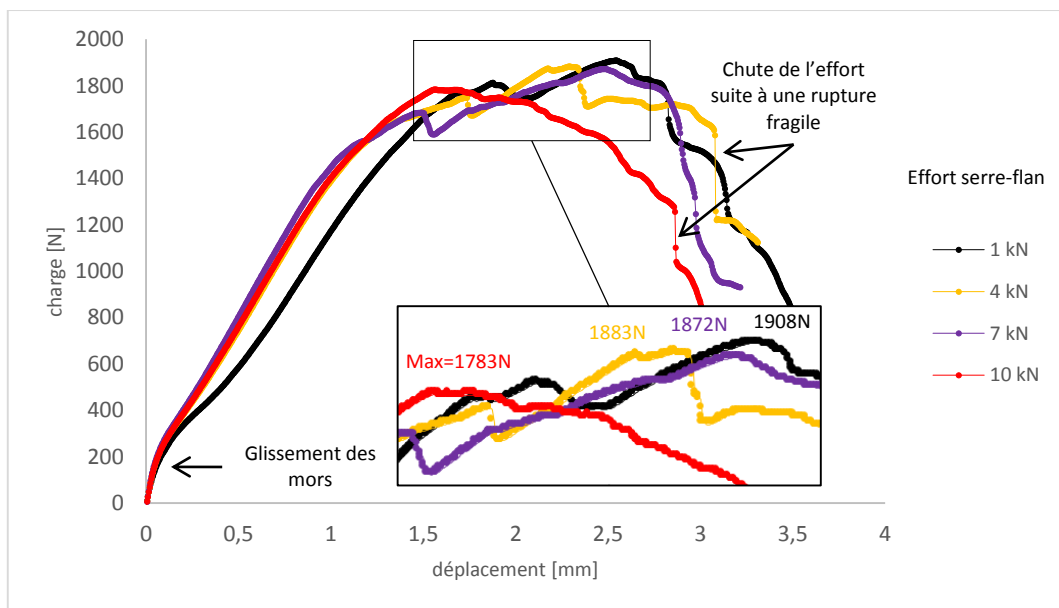


Figure 4-8: Évolution de la tenue mécanique en traction-cisaillement en fonction de l'effort serre-flan

4.2.4 Conclusion sur l'influence des paramètres de rivetage

L'influence des deux paramètres de rivetage que sont la vitesse de rivetage et l'effort serre-flan à la fois sur la formation du joint riveté et sur la tenue mécanique à rupture a été investiguée et permet de dresser les conclusions suivantes :

- En ce qui concerne la vitesse de rivetage, son influence est prépondérante sur la sollicitation en traction pure avec une augmentation significative de +10% lorsque la vitesse passe de 20 mm/s et 100 mm/s. Ce résultat est en accord avec l'augmentation de l'ancrage qui voit sa valeur augmenter de +38% lorsque la vitesse de rivetage est augmentée de la même façon. En revanche, la sollicitation en traction-cisaillement ne fait pas apparaître d'influence de la vitesse de rivetage.

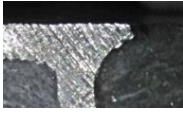

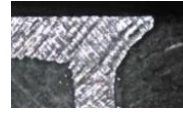


- En ce qui concerne l'influence de l'effort serre-flan, les conclusions sont similaires pour les deux types de sollicitations testées à savoir que l'effort à rupture tend à diminuer avec l'augmentation de l'effort serre-flan même si cette diminution reste faible, i.e. - 6.6% dans les deux cas. En sachant que l'augmentation de l'effort serre-flan fait augmenter la valeur de l'ancrage de façon très significative, i.e. +48% entre 1 kN et 10 kN, ce résultat suggère que d'autres paramètres engendrés par l'augmentation de l'effort serre-flan affectent suffisamment le joint riveté pour compenser l'effet positif attendu de l'ancrage sur la tenue mécanique. On peut émettre l'hypothèse que l'augmentation de l'effort serre-flan qui accroît la pression sur la surface du composite fragiliserait localement le matériau qui serait moins résistant lors des sollicitations en traction pure et traction-cisaillement.

Ces séries d'essais destructifs ont été effectuées en changeant un seul paramètre à la fois, i.e. la vitesse de rivetage de 20 mm/s à 100 mm/s dans un premier temps avec un effort serre-flan constant de 1 kN et dans un deuxième temps l'effort serre-flan de 1 kN à 10 kN avec une vitesse de rivetage constante de 100 mm/s. Or, des essais avec un couplage des paramètres de vitesse de rivetage et d'effort serre-flan pourraient mettre en évidence s'ils existent des influences couplées.

4.2.5 Endommagement local du composite

Lors de la pose du rivet, le substrat composite positionné en couche supérieure est traversé sur toute l'épaisseur ce qui endommage localement le matériau au voisinage du passage du rivet. L'influence du procédé de rivetage sur l'endommagement a été étudiée à l'échelle macroscopique et avec comme variable la vitesse de rivetage. Une observation préliminaire effectuée sur les éprouvettes n'ayant pas fait état de fissures repérables en surface, l'attention s'est portée sur la mesure du diamètre de l'orifice créé par la pénétration du rivet. La mesure a donc été effectuée pour différentes vitesses de rivetage variant de 20 mm/s à 100 mm/s par pas de 20 mm/s.

L'évolution du diamètre de l'orifice dans la couche composite en fonction de la vitesse de rivetage est présentée en Figure 4-9. Dans la partie supérieure, les demi-sections de joint riveté sont présentées pour chaque valeur de vitesse de rivetage. Puisque trois éprouvettes sont utilisées pour chaque configuration, la valeur retenue est la moyenne. On peut voir qu'à mesure que la vitesse de rivetage est augmentée, le diamètre de l'orifice augmente de façon claire dans une tendance quasi linéaire et ce malgré la grande dispersion des mesures pour certaines vitesses notamment 80 mm/s et 100 mm/s. L'augmentation reste pourtant relativement faible puisqu'on observe une évolution du diamètre de 6.5 mm pour 20 mm/s à 7.22 mm pour 100 mm/s, ce qui représente 0.72 mm supplémentaire (+11,1%). On peut remarquer également que le diamètre de l'orifice reste proche du diamètre de la tête de rivet, i.e. 6 mm, qui est la dernière partie et la plus large à traverser la couche du composite.

Vitesse de rivetage [mm/s]	20	40	60	80	100
Demi-section du joint riveté					

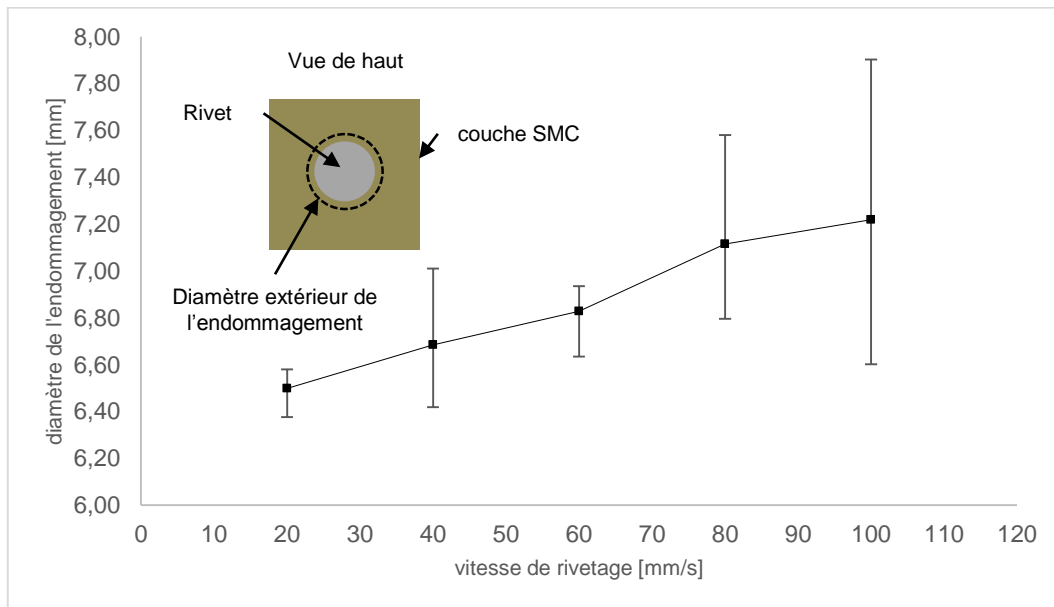


Figure 4-9: Évolution de l'endommagement macroscopique du composite en fonction de la vitesse de rivetage

Cette augmentation mesurée de la taille de l'orifice suggère que le matériau composite est sensible à la variation de vitesse de rivetage. En effet, une vitesse d'impact et de pénétration supérieure signifie une énergie à absorber supérieure : ici avec 100 mm/s, cinq fois la vitesse la plus faible testée, l'énergie à supporter est multipliée par un facteur 25.

4.3 Approche numérique 3D et confrontation expérimentale

4.3.1 Modélisation numérique 3D du procédé de rivetage

4.3.1.1 Principe de passage de la modélisation 2D vers le modèle 3D

La simulation d'essais destructifs ou de cas de charges asymétriques sur joint riveté nécessite le passage à une modélisation 3D. Afin de ne pas avoir à reproduire l'étape de mise en forme en 3D, la démarche proposée repose sur la prédiction de la mise en forme obtenue avec le modèle 2D axisymétrique. Le principe, illustré en Figure 4-10, consiste à récupérer la géométrie déformée 2D puis d'effectuer une révolution autour de l'axe de symétrie pour générer le modèle 3D.

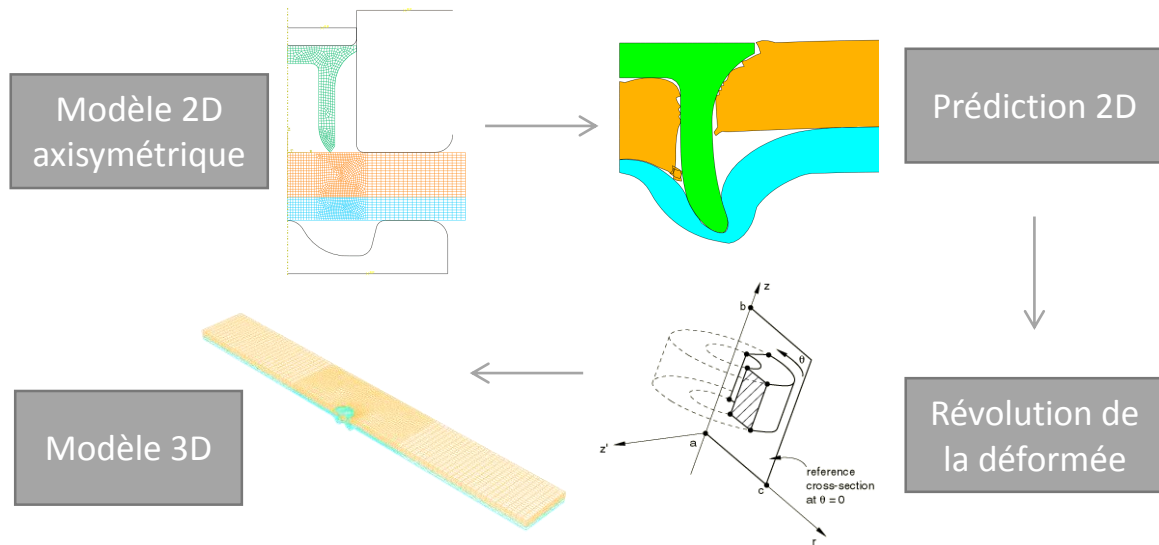


Figure 4-10: Principe de la génération du modèle 3D à partir du modèle 2D axisymétrique

Idéalement, il aurait fallu accompagner la génération du modèle 3D avec le transport des champs de contraintes et de déformations issu du modèle 2D afin d'assurer la continuité entre l'état final à la fin de la mise en forme et l'état initial avant nouveau chargement. Malheureusement cette démarche n'a pas pu être implémentée avec le logiciel de calcul utilisé Abaqus®.

4.3.1.2 Discrétisation spatiale

La discrétisation spatiale, présentée en Figure 4-11, a été réalisée pour satisfaire plusieurs besoins. Tout d'abord optimiser la taille du modèle de façon à minimiser le temps de calcul et réserver le raffinement du maillage aux zones d'intérêt. De plus, les deux types de sollicitations, i.e. traction pure et traction-cisaillement, à simuler pouvant être considérées comme symétriques, il a été naturel de modéliser uniquement une seule moitié. Ensuite, reproduire de façon fidèle les conditions d'expérimentation qui ont permis d'effectuer les essais destructifs sur éprouvettes rivetées. Enfin, permettre avec un seul modèle de simuler les deux types de sollicitations étudiés.

Les zones de raffinement du maillage situées au voisinage du rivet sont nécessaires pour garantir une qualité de maillage satisfaisante dans les parties les plus déformées à l'issue de la simulation 2D. Le maillage 3D est composé au total de 73342 éléments, 44835 de type tétraèdre et 28507 de type hexaèdre.

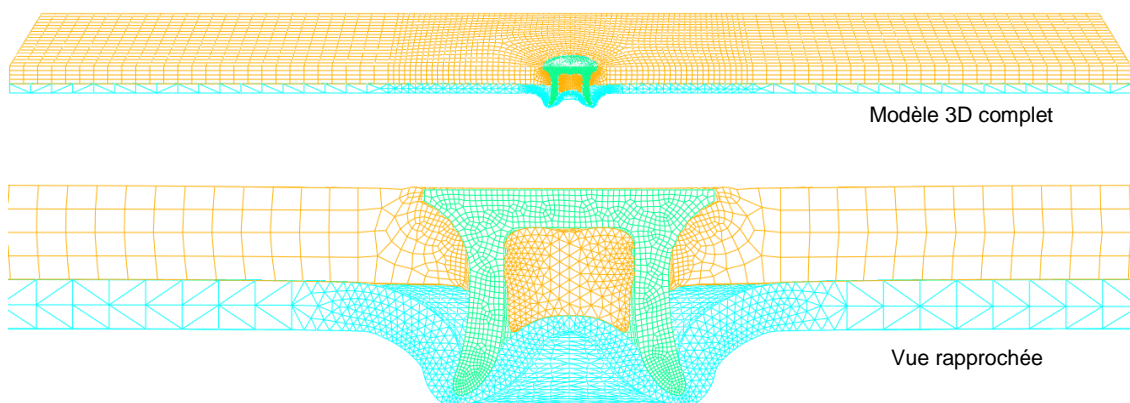


Figure 4-11: Discrétisation spatiale du modèle 3D complet et rapproché

4.3.1.3 Conditions aux limites

Les conditions aux limites entendent reproduire des conditions d'expérimentations spécifiques à chaque sollicitation en termes de bridage par les mors et d'application de l'effort. Ces conditions aux limites sont synthétisées en Figure 4-12 pour les deux sollicitations étudiées. Dans les deux cas la vitesse de chargement imposée est de 5 mm/min.

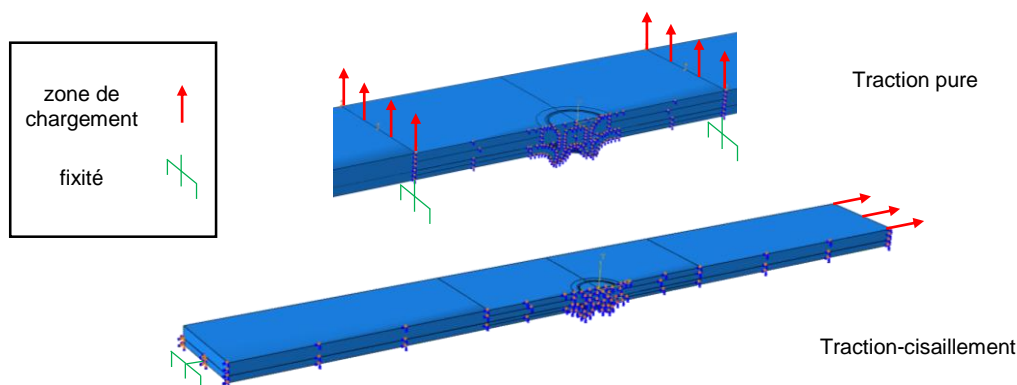


Figure 4-12: Conditions aux limites en traction pure et traction-cisaillement

4.3.2 Confrontation expérimentale

Afin d'évaluer la prédiction du modèle numérique, les séries de tests expérimentaux détaillées plus haut en sections 4.2.2.1 et 4.2.3.1 sont reproduites par simulation. Le modèle 2D axisymétrique est utilisé pour l'étude sur la formation du joint riveté. Le modèle 3D est utilisé pour reproduire les tests destructifs de tenue mécanique à rupture comme en sections 4.2.2.2 et 4.2.3.2.

4.3.2.1 Formation du joint riveté

Le modèle 2D axisymétrique permet assez aisément de faire varier la vitesse de rivetage et l'effort serre-flan pour simuler la formation du joint riveté pour chaque configuration. Un autre intérêt de l'outil numérique est qu'il permet de s'affranchir de limites imposées par les équipements d'essais expérimentaux. C'est le cas avec la machine de rivetage utilisée pour réaliser les éprouvettes rivetées (section 4.2.2.1) qui est limitée en vitesse à 100 mm/s maximum et en effort à 10 kN maximum. C'est pourquoi les bornes d'essais expérimentaux ont été étendues à la fois en vitesse et en effort à savoir 140 mm/s et 15 kN respectivement.

Les prédictions numériques sont présentées et comparées aux mesures expérimentales dans la Figure 4-13 pour l'étude sur la vitesse de rivetage et dans la Figure 4-14 pour l'étude sur l'effort serre-flan. On peut remarquer tout d'abord que l'écart entre mesures expérimentales et prédictions numériques reste significatif concernant l'épaisseur minimale au niveau de la pointe du rivet t_{min} . Concernant l'ancrage u , le faible écart observé à 100 mm/s tend à augmenter pour les vitesses inférieures testées mais reste relativement stable et dans des proportions raisonnables. Par contre, l'écart tend à se réduire significativement concernant l'épaisseur minimale au centre du joint $t_{min\ center}$ à mesure que la vitesse de rivetage diminue. Si l'on se concentre uniquement sur la simulation cette fois, on constate que l'évolution de la mesure pour tous les paramètres géométriques ne suit pas l'évolution de la mesure expérimentale que ce soit la faible baisse du paramètre t_{min} , la forte chute du paramètre $t_{min\ center}$ ou l'augmentation importante du paramètre u avec l'augmentation de la vitesse de rivetage. Les résultats numériques montrent une tendance à l'oscillation relativement périodique suggérant que le modèle numérique 2D n'est pas à ce stade suffisamment sensible pour rendre compte des variations de vitesse de rivetage et d'effort serre-flan et de leur influence sur les caractéristiques géométriques du joint riveté.

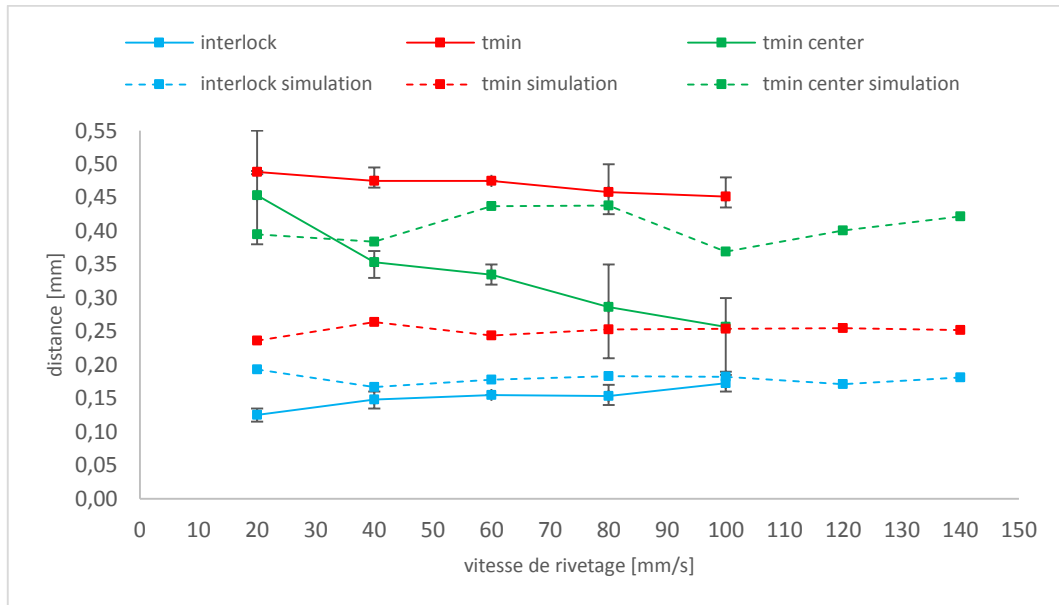


Figure 4-13: Caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de la vitesse de rivetage

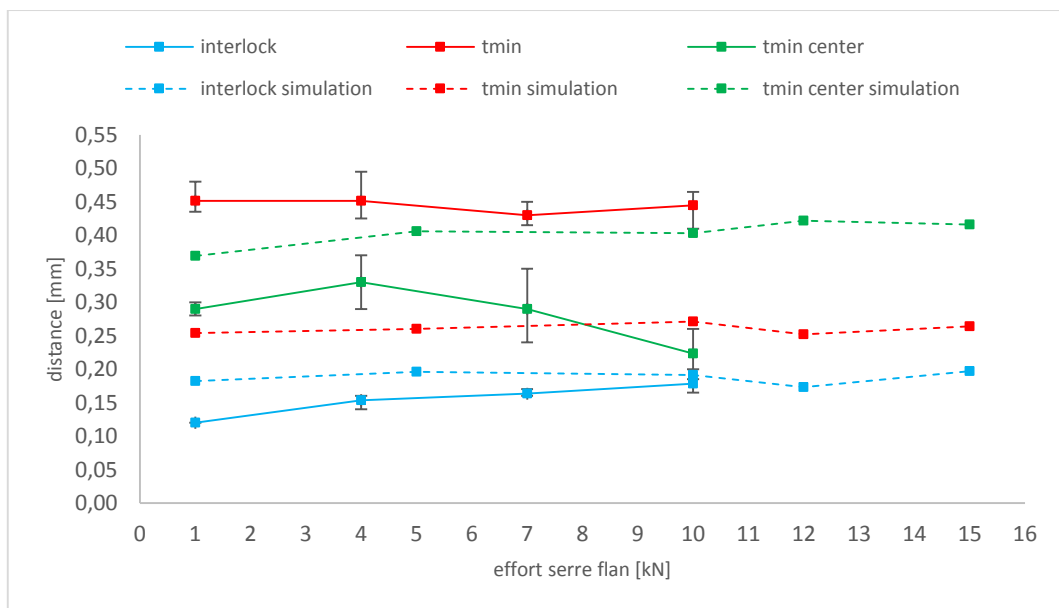


Figure 4-14: Caractéristiques géométriques du joint riveté en fonction de l'effort serre-flan

4.3.2.2 Tenue mécanique à rupture

Compte tenu des résultats numériques obtenus avec le modèle 2D axisymétrique, il n'était pas opportun ni nécessaire de conduire l'étude numérique sur la tenue mécanique pour l'ensemble des configurations en vitesse et en effort testées. C'est pourquoi les essais destructifs ont été simulés avec le modèle 3D pour une seule configuration, celle de référence à savoir une vitesse de rivetage de 100 mm/s et un effort serre-flan de 1 kN.

La Figure 4-15 et la Figure 4-16 permettent de comparer la prédiction numérique du modèle 3D avec la mesure expérimentale pour respectivement la sollicitation en traction pure et en traction-cisaillement.

Pour la sollicitation en traction pure, on constate que la prédiction numérique non corrigée diffère de façon significative de la mesure expérimentale que ce soit sur l'allure de la montée en effort ainsi que sur la valeur de l'effort à rupture. En effet, l'effort simulé à rupture égal à 1831 N est 11% supérieur à la valeur expérimentale de 1649 N. Dans le cas de la simulation, la montée en effort est quasi linéaire jusqu'à la rupture avec une pente moyenne d'environ 280 N/mm alors que la courbe expérimentale suit quant à elle une allure différente que l'on peut décomposer en 2 phases. Une première phase qui s'arrête à 0.6 mm de déplacement où la montée en effort est bien plus importante, avec une pente de 1000 N/mm, que lors de la deuxième phase, avec une pente de 220 N/mm plus proche de la simulation, qui s'achève avec la rupture.

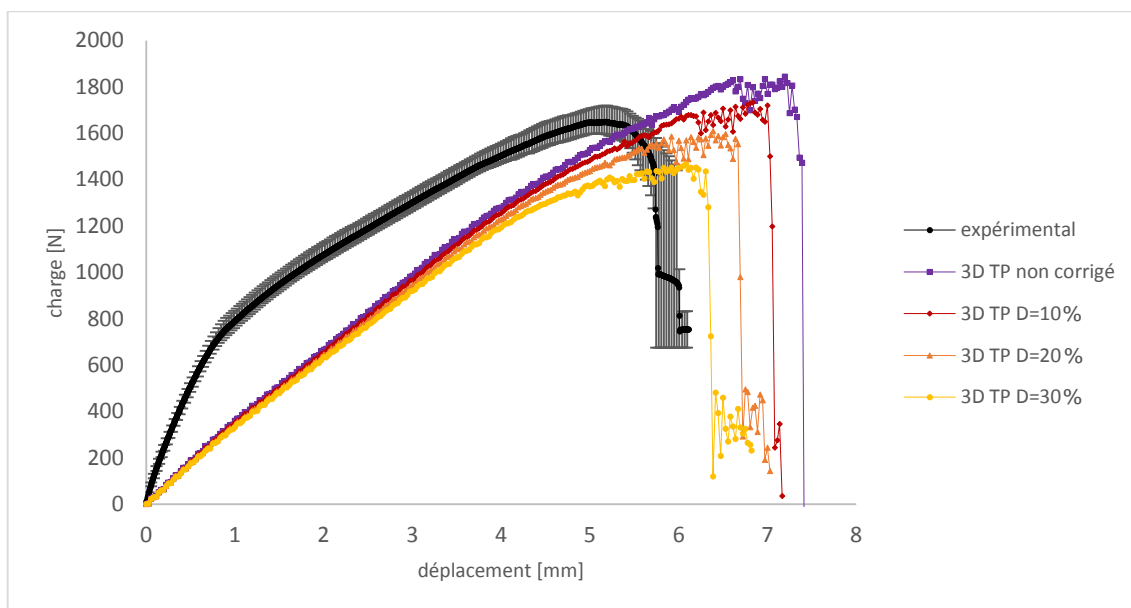


Figure 4-15: Comparaison de la tenue mécanique à rupture expérimentale en traction pure avec la simulation

Pour la sollicitation en traction-cisaillement, on constate que la prédiction numérique non corrigée diffère également de la mesure expérimentale. Durant la première phase qui correspond à la montée en effort jusqu'à 1.75 mm, on observe que la prédiction suit une progression très similaire à la courbe expérimentale si l'on ignore le décalage dû au glissement des mors qui ralentit la montée en effort entre 0.1 mm et 0.4 mm comme évoqué plus haut en section 4.2.3.2. En effet, la pente de la courbe simulée est de 1300 N/mm comparée à 1000 N/mm pour la courbe expérimentale. Par la suite, on remarque que l'effort à rupture de 2156 N est surestimé par la simulation de +13% comparé à la valeur expérimentale de 1908 N. Enfin, on note que la simulation prédit une chute de l'effort relativement brutale et précoce à partir de 2 mm de déplacement contrairement à l'expérimentale où la chute de l'effort, déjà moins prononcée, n'intervient qu'à partir de 2.8 mm. Cet évènement est simplement dû au déchaussement partiel du rivet de la couche inférieure en acier. La dernière remontée en effort s'explique par le rattrapage du jeu engendré par le déchaussement, la sollicitation se poursuivant encore à vitesse constante.

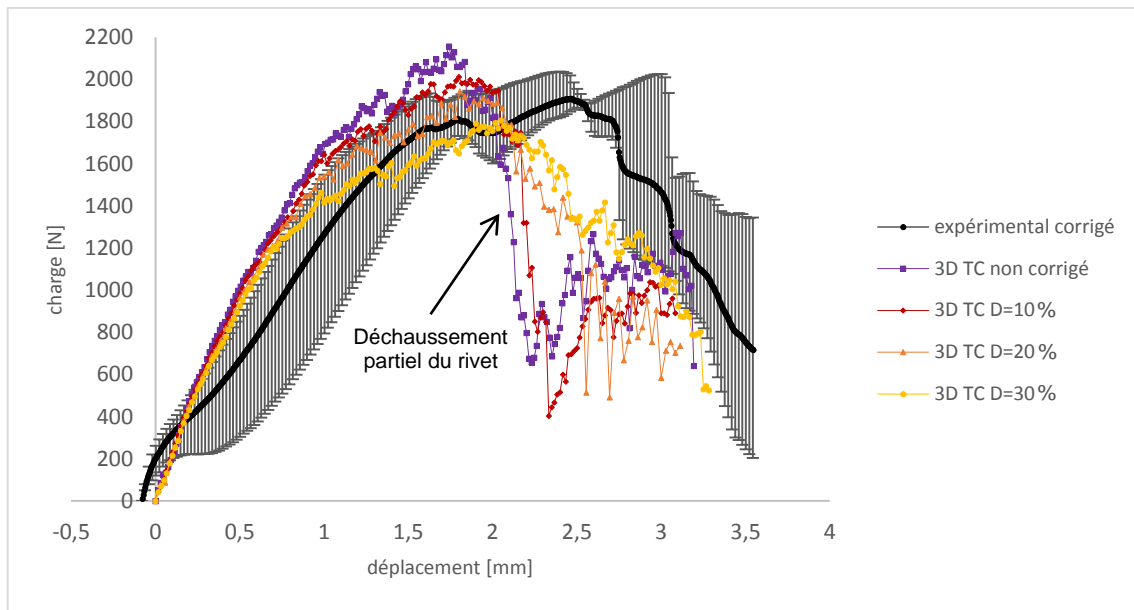


Figure 4-16: Comparaison de la tenue mécanique à rupture expérimentale en traction-cisaillement avec la simulation

Dans le cas des deux types de sollicitations, le modèle numérique s'il n'est pas corrigé ne tient pas compte de l'endommagement de la couche supérieure composite localisée autour du rivet. Ainsi, les chargements appliqués pour les séries 3D TP non corrigé (Figure 4-15) et 3D TC non corrigé (Figure 4-16) sont réalisés avec une résistance du joint riveté surestimée puisque la couche composite dans son ensemble suit la loi de comportement non endommagée identique à celle utilisée pour simuler la pose du rivet (modèle 2D). Or en réalité, après l'étape d'assemblage, la couche composite subit localement au voisinage du point d'assemblage une dégradation de sa structure qui se traduit par un affaiblissement de sa résistance mécanique. Pour tenir compte de l'endommagement de la couche supérieure dans la simulation de la tenue mécanique, il a été décidé de diminuer les propriétés mécaniques du matériau composite dans une zone localisée et symétrique de 11 mm de diamètre (Figure 4-17). La diminution est appliquée à la fois à la rigidité du matériau et à l'effort maximal à rupture. Plusieurs niveaux d'endommagement sont testés, à savoir -10%, -20% et -30%. Pour la sollicitation en traction pure (Figure 4-15), on constate que la correction par l'endommagement impacte uniquement l'effort à rupture sans modifier l'évolution de la montée en effort. On observe que la série à -20% d'endommagement est celle qui se rapproche le plus de la mesure expérimentale en termes d'effort à rupture avec 1609 N, soit -2.4%. Pour la sollicitation en traction pure (Figure 4-16), la correction par l'endommagement entraîne également un effet sur l'effort à rupture qui diminue pour se retrouver pour les séries -20% et -30% dans l'enveloppe de dispersion de la courbe expérimentale. La série -20% est de nouveau celle avec qui l'effort à rupture se rapproche le plus de la valeur expérimentale avec 1945 N, soit +1.9%. On observe aussi que la prise en compte de l'endommagement, à partir de -20%, atténue l'effet de déchaussement du rivet constaté avec la série non corrigée.

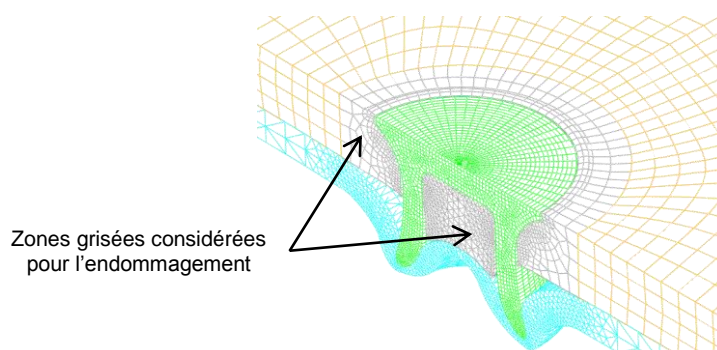


Figure 4-17: Zones d'endommagement considérées dans la couche supérieure composite

4.3.2.3 Déformée macroscopique

La déformée du joint riveté après un essai destructif est aussi un élément important de comparaison devant être pris en compte pour évaluer le modèle de simulation 3D. Les déformées expérimentales et numériques corrigées pour -20% d'endommagement sont représentées dans la Figures 4-18 pour la sollicitation en traction pure et Figure 4-19 pour la sollicitation en traction-cisaillement.

Comme évoqué plus haut dans la section 4.2.2.2, le substrat composite est toujours l'élément qui provoque la rupture du joint riveté et ce pour les deux types de sollicitations étudiées. La différence de résistance mécanique en comparaison de l'acier HSLA et de l'acier rivet en défaveur du composite explique ce comportement du joint chargé jusqu'à la rupture.

Comme illustré en Figure 4-18, en sollicitation traction pure, le mode de rupture est bien caractéristique d'un arrachement de la couche supérieure. Dans ce mode de rupture, le détachement du composite se fait sans arrachement de matière. Lors de la mise sous charge progressive, la pression exercée sur les flancs de l'orifice via la tête de rivet s'accroît et la force à s'agrandir. On retrouve sur la déformée expérimentale des fissures clairement visibles qui mettent en évidence ce phénomène. La prédiction numérique parvient bien à reproduire la déformée expérimentale mise à part les fissures qui ne peuvent pas être reproduites en considérant la gestion de la rupture du composite dans le modèle numérique.

En sollicitation traction-cisaillement cette fois dans la Figure 4-19, le mode de rupture s'apparente à une délamination de la couche supérieure par compression. Dans ce mode de rupture, le substrat composite, qui oppose une résistance bien moins importante que les autres éléments du joint, se laisse pénétrer dans son épaisseur par la tête du rivet entraînée dans le sens opposé si bien que ce dernier finit par se désagréger davantage à partir de l'orifice de départ et laisse progressivement le rivet s'enfoncer vers l'intérieur. On observe bien sur la déformée expérimentale qu'une partie du rivet n'est plus visible. Pour cette sollicitation, la prédiction numérique ne parvient pas à reproduire aussi fidèlement la déformée expérimentale. On constate lors du chargement que le composite, au lieu de se désagréger, produit une résistance suffisante pour produire un effet levier sur le rivet et provoquer son déchaussement partiel. Une fois dans cette position, le rivet n'assure plus complètement sa fonction mécanique et entraîne une chute brutale de l'effort comme constaté sur la prédiction numérique de la tenue mécanique à rupture dans la section précédente.

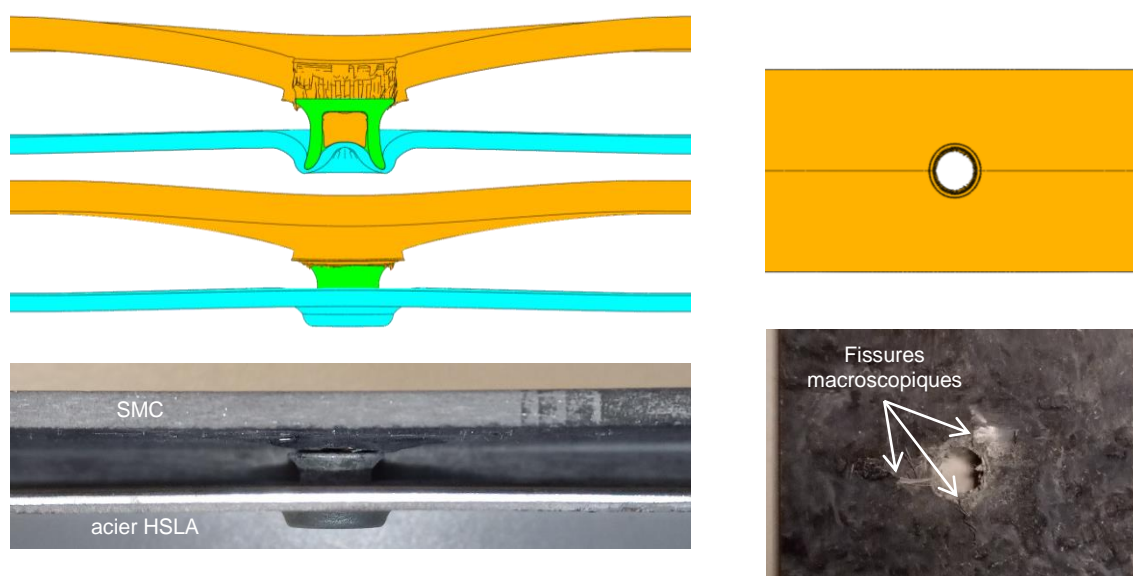


Figure 4-18: Comparaison des faciès de rupture expérimentale et numérique en traction pure

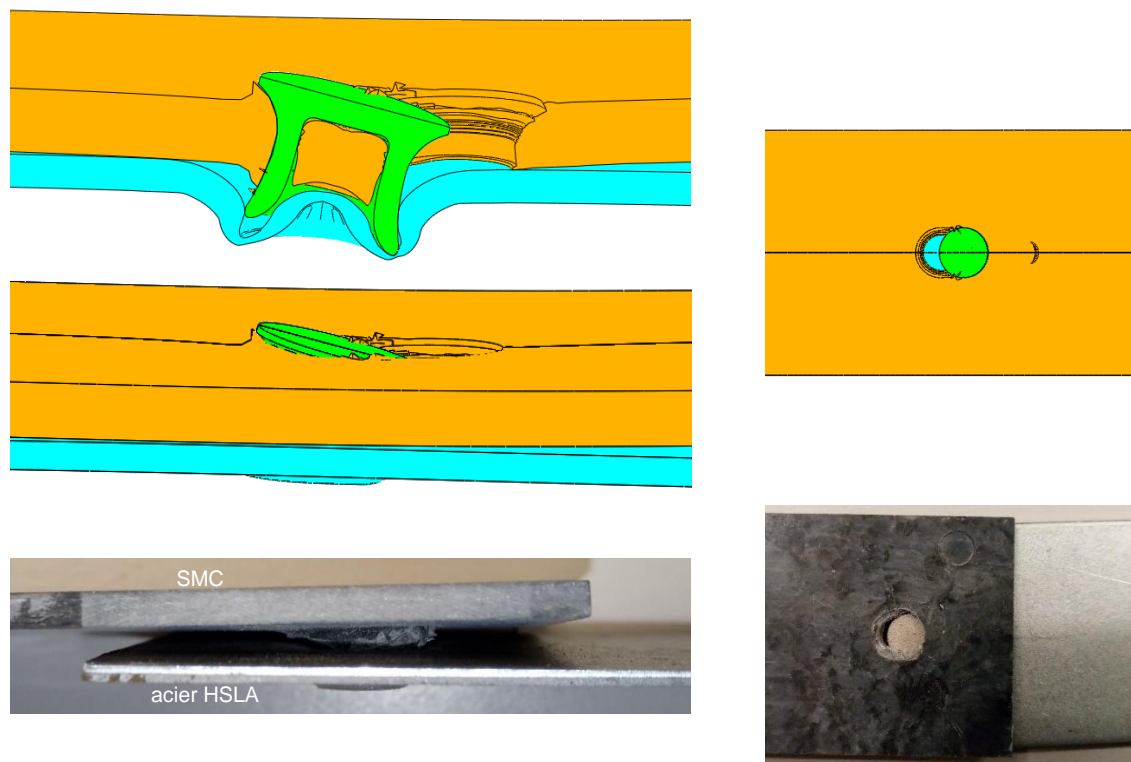


Figure 4-19: Comparaison des faciès de rupture expérimental et numérique en traction-cisaillement

4.3.2.4 Discussion et conclusion sur la simulation de la tenue mécanique

Le modèle numérique 3D développé permet de simuler les essais de tenue mécanique en traction pure et traction-cisaillement de façon globalement satisfaisante tant sur l'aspect de la déformée macroscopique que sur l'estimation de l'effort à rupture, bien que sur ce dernier critère le constat soit plus vrai pour la sollicitation en traction-cisaillement.

La prise en compte de l'endommagement de la couche supérieure composite, même sans être caractérisée de façon précise, permet de corriger la surestimation de l'effort à rupture issue du calcul initial toujours basé sur l'hypothèse d'un matériau composite aux propriétés mécaniques non dégradées. Il apparaît que la valeur de -20% d'endommagement est la meilleure estimation puisque celle-ci permet, pour les deux sollicitations étudiées, de s'approcher grandement de la mesure expérimentale et dans le cas de la sollicitation en traction-cisaillement d'atténuer l'effet de déchaussement du rivet.

Pour la sollicitation en traction pure, on note, malgré la correction par l'endommagement de la couche supérieure, un manque significatif de corrélation dans la première partie de la montée en effort. Pour expliquer cette différence, on peut mentionner le choix de modélisation choisi pour la rupture de la couche composite qui se traduit par une perte de matière de la couche composite d'environ 16.7%. Ce volume de matière manquant, en tout cas la partie située du côté extérieur du rivet, pourrait en réalité apporter une contribution supplémentaire à la résistance du joint face au chargement. On peut mentionner également le rôle joué par la non-prise en compte dans le modèle 3D des champs mécaniques issus de l'opération de rivetage simulé en 2D (Figure 3-18, section 3.3.3.2). En regardant de plus près le champ de contrainte principale dans la zone de concentration de contraintes post déchargement élastique situé dans la zone de flexion du rivet (Figure 4-20), on constate que la composante $\max \sigma_1$ est une contrainte de traction d'environ 900 MPa et est orientée de telle manière que le rivet dans sa partie inférieure est poussé vers l'extérieur, ceci favorisant d'autant plus l'ancrage mécanique au contact de la couche inférieure en acier. Ce phénomène pourrait en grande partie expliquer la montée en effort expérimentale constatée bien supérieure à la simulation puisque dans la

phase initiale du chargement, la résistance du joint riveté se trouve augmentée par la contribution des contraintes résiduelles du rivet.

Pour la sollicitation en traction-cisaillement, on remarque que la correction par l'endommagement permet de corriger la prédiction numérique initiale en grande partie et d'obtenir une estimation comparable à la courbe expérimentale corrigée. Il apparaît que dans ce cas l'effet de la non-prise en compte des champs mécaniques est moindre qu'en traction pure. Pourtant, le phénomène décrit plus haut pourrait contribuer également favorablement à la résistance du joint riveté, lequel pourrait d'une part empêcher l'effet levier remarqué dans la simulation et par la même empêcher complètement le déchaussement du rivet.

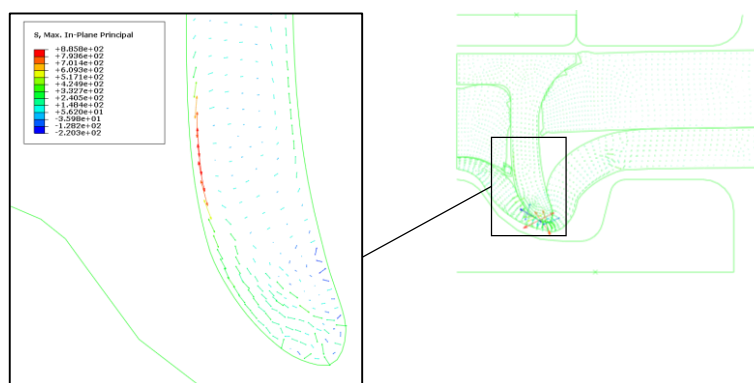


Figure 4-20: Contraintes résiduelles post-opération de rivetage

4.3.3 Optimisation du procédé de rivetage et recommandations

L'étude expérimentale et numérique rapportée ici sur l'influence des paramètres de rivetage, à savoir vitesse de rivetage et effort serre-flan, peut se prolonger par une démarche d'optimisation dans le but de minimiser ou maximiser une propriété d'usage du joint riveté. Si par exemple, le but recherché est de maximiser la tenue mécanique, alors certaines recommandations peuvent être faites dans ce sens-là :

- La vitesse de rivetage devrait être maximisée en sachant que la vitesse maximale testée est de 100 mm/s. Le bénéfice en sollicitation traction pure est de +10% lorsque la vitesse augmente de 20 mm/s à 100 mm/s. Cependant, cette recommandation s'accompagne d'une mise en garde puisque l'augmentation de la vitesse de rivetage fait diminuer significativement l'épaisseur minimale au niveau de la pointe du rivet t_{\min} mais surtout au niveau du centre du joint riveté $t_{\min \text{ center}}$. En fonction des seuils minimums d'épaisseur imposés, la vitesse de rivetage maximum devra être accordée.
- L'effort serre-flan devrait être minimisé même si le bénéfice est faible, i.e. +6.6% de 10 kN à 1 kN. Cependant, et malgré cette recommandation, un effort serre-flan minimal devra être conservé pour continuer d'assurer la fonction de maintien en position des éléments à assembler.

Ces recommandations pourraient être révisées s'il apparaît qu'un couplage des paramètres existe et que celui-ci se traduit de façon significative dans les résultats.

On peut aussi faire remarquer que l'étude sur l'endommagement local du composite, avec comme variable la vitesse d'impact, n'a pas mis en évidence une influence significative pouvant remettre en cause les recommandations formulées ci-dessus. Cependant, une étude plus poussée sur l'endommagement créé par l'impact et la pénétration du rivet serait souhaitable notamment avec des outils d'analyses type tomographie à rayons X (MEB).

Enfin, l'optimisation du procédé de rivetage auto-poinçonneur pourrait également s'envisager par l'étude d'autres paramètres notamment géométriques comme la taille et la forme du rivet ou encore le profil de la matrice.

4.4 Conclusion du chapitre

Dans ce chapitre, l'influence de deux paramètres de rivetage, à savoir la vitesse de rivetage et l'effort serre-flan, sur la formation du joint riveté et sur la tenue mécanique a été étudiée grâce à des essais expérimentaux :

- L'augmentation de la vitesse de rivetage de 20 mm/s à 100 mm/s a un effet bénéfique sur la valeur de l'ancrage mécanique qui augmente de +38% et se traduit également par une augmentation de l'effort à rupture en traction pure qui gagne +10%.
- L'augmentation de l'effort serre-flan entraîne par contre une légère diminution de -6.6% de la tenue mécanique que ce soit en traction pure ou traction-cisaillement et ce malgré l'augmentation importante de l'ancrage mécanique de +48%.

Des essais expérimentaux complémentaires intégrant le couplage des paramètres permettraient de caractériser d'éventuels effets couplés. L'évolution de l'endommagement local du substrat composite, relativement stable avec l'augmentation de la vitesse de rivetage, a montré que l'impact du procédé se limite à un orifice de la taille sensible à celle du rivet.

Dans l'optique de maximiser la tenue mécanique, certaines recommandations ont pu être énoncées :

- Maximiser la vitesse de rivetage avec comme limite le maintien d'une épaisseur minimale au niveau de la pointe du rivet mais surtout au centre du joint riveté.
- Minimiser l'effort serre-flan tout en maintenant un effort minimal pour assurer la fonction de maintien en position des tôles à assembler.

La confrontation expérimentale des essais sur l'influence des paramètres de rivetage a montré que pour la sensibilité du modèle numérique 2D développé, il existe encore une marge d'amélioration pour pouvoir reproduire fidèlement les effets de variation de vitesse de rivetage et d'effort serre-flan sur les caractéristiques géométriques du joint riveté.

Un modèle numérique 3D du joint riveté, issu du modèle 2D axisymétrique, a été développé sous Abaqus 6.13-1® et a permis de simuler des cas de charges destructifs et offre la possibilité également de simuler des chargements asymétriques.

La prise en compte de l'endommagement local de la couche supérieure composite a permis d'obtenir des estimations numériques de l'effort à rupture et des déformées macroscopiques en bon accord avec les résultats expérimentaux et ce pour les deux types de sollicitations étudiées. Néanmoins, l'endommagement de la couche composite devra faire l'objet d'une caractérisation et d'une modélisation plus poussées.

Conclusions générales et perspectives

Conclusions générales

Cette présente thèse a traité la problématique de l'assemblage multi-matériaux polymère-acier et ce dans un environnement de production automobile grande série. Le fort caractère industriel de l'étude est aussi souligné par le partenariat avec les groupes PSA et FAURECIA.

Pour cette première thèse sur le sujet dans le laboratoire, l'ambition était d'apporter une solution à la problématique de l'assemblage multi-matériaux en proposant le procédé de rivetage auto-poinçonneur. Dans cette perspective, trois objectifs principaux ont été définis :

- Étudier la faisabilité de la technique, l'influence des paramètres de rivetage sur la formation et la tenue mécanique et l'impact du procédé sur la couche composite.
- La mise au point d'un modèle numérique 2D axisymétrique permettant de simuler l'opération de rivetage auto-poinçonneur.
- L'extension de l'outil numérique à un modèle 3D permettant de simuler des chargements asymétriques et destructifs.

Ces objectifs réunis ont permis premièrement de valider le choix du rivetage auto-poinçonneur et de contribuer à la maturité du procédé existant pour cette application. Deuxièmement, de proposer un outil d'aide à la décision et de validation pendant la phase de pré-dimensionnement des structures grâce à la simulation de la pose du rivet et la simulation de chargements symétriques ou asymétriques et destructifs. Enfin, de mettre à disposition un moyen d'étendre les capacités d'expérimentation et d'optimisation, sans les contraintes d'un essai expérimental, qu'il s'agisse des caractéristiques géométriques du joint riveté ou du comportement du point d'assemblage à une sollicitation statique et/ou en fatigue.

Ces travaux de thèse ont donc débuté par une étude bibliographique approfondie qui a permis, à travers un processus d'évaluation, de mettre en évidence les techniques d'assemblage en mesure de réaliser la jonction polymère-métal et servir d'alternative pour remplacer la technique conventionnelle de référence à savoir le soudage par résistance électrique par point (PSE). Il a été démontré la pertinence particulière du rivetage auto-poinçonneur vis-à-vis du compromis tenue mécanique / temps de cycle / polyvalence en comparaison des autres procédés envisageables comme le collage structural, le Friction Spot Welding (FSpW) et le soudage laser.

Contrairement à l'assemblage métal-métal, la littérature fait état de peu de travaux expérimentaux traitant de l'assemblage polymère-métal et aucun à ce jour concernant l'aspect modélisation et simulation numérique, ce qui confère à cette étude un caractère original et précurseur.

Le travail s'est poursuivi par la modélisation du comportement mécanique des matériaux d'études dans la perspective d'implémenter ces modèles dans un code de calcul numérique. De ce fait, un compromis a dû être trouvé entre finesse de modélisation, temps de calcul et expérimentations nécessaires d'où le recours à la littérature pour compléter les essais expérimentaux réalisés in situ et à des hypothèses de calcul bien choisies.

Afin d'approcher les propriétés mécaniques effectives du matériau composite, à savoir une résine polyester therm durcissable renforcée par 30% de fibres de verre courtes, l'homogénéisation est la méthode qui a été utilisée. L'estimation de Mori-Tanaka et l'utilisation de la solution d'Eshelby pour une inclusion sphérique convient bien à la microstructure

particulière du matériau composite étudié, du type matrice + renforts, et pour laquelle l'hypothèse de la distribution isotrope de l'orientation des phases est admissible, ce que les essais expérimentaux sont venus confirmer. Un critère énergétique isotrope a été adopté pour représenter la rupture fragile du matériau composite et c'est par méthode de "l'élément deletion" que la gestion numérique du phénomène a été faite, technique couramment utilisée pour son efficacité et sa robustesse.

Le comportement mécanique du substrat métallique, à savoir un acier micro allié haute résistance HSLA380, a quant à lui été représenté par un modèle élasto-plastique endommageable avec écrouissage isotrope. L'anisotropie mesurée du matériau étant faible, elle a été négligée et c'est un critère de plasticité de type Von Mises qui a été utilisé. La gestion numérique des grandes déformations, que l'opération de rivetage impose à la couche inférieure, est assurée par une formulation éléments finis efficace et peu chère en temps de calcul nommée Arbitrary Lagrangian Eulerian (ALE), basée sur le remaillage adaptatif.

Le matériau que constitue le rivet, à savoir un acier au bore frappé à froid, est représenté également par un modèle élasto-plastique avec écrouissage isotrope sans endommagement en sachant que le niveau de déformations subi reste faible. Les paramètres de la loi d'écrouissage ont été obtenus depuis la littérature puisqu'il n'a pas été possible de réaliser des essais expérimentaux pour ce matériau.

Bien maîtrisée à travers la littérature pour des tôles métalliques homogènes on non, la simulation numérique de la pose du rivet pour une configuration polymère-acier n'a pas à ce jour fait l'objet de publications jusqu'à ce présent travail. La modélisation du procédé de rivetage auto-poinçonneur a été réalisée sous le logiciel de calcul commercial Abaqus 6.10-1®. Puisque le problème physique le permet, c'est un modèle éléments finis 2D axisymétrique qui a été développé et a permis sur la base des modèles de comportement matériaux, de simuler fidèlement l'opération de rivetage. Dans la modélisation du procédé, on a tenu compte des frottements et de la discrétisation spatiale, des paramètres dont l'influence non négligeable sur la prédiction numérique a pu être quantifiée. Le temps de calcul a pu être optimisé grâce à l'utilisation d'une méthode de rajout de masse fictive dit "mass scaling".

Confronté à une coupe transversale issue d'un essai expérimental, le modèle numérique 2D axisymétrique a démontré être capable de correctement prédire la déformée en particulier pour les valeurs d'ancrage mécanique et d'épaisseur minimale au centre du joint riveté. En revanche, la corrélation s'est avérée moins bonne pour l'épaisseur minimale au niveau de la pointe du rivet que l'on peut expliquer par le mode de gestion de la rupture du matériau composite qui entraîne une perte de matière non négligeable. La comparaison du cycle de rivetage a également permis de constater la bonne corrélation d'ensemble entre la prédiction numérique et la courbe expérimentale même s'il subsiste des écarts notamment dans la phase de montée en effort où le calcul est surestimé. On a pu corrélérer ce phénomène avec le choix de modélisation dans laquelle la souplesse non nulle de la machine de rivetage n'est pas prise en compte. L'analyse de la distribution des contraintes de Von Mises au cours du cycle de rivetage a révélé que le plus haut niveau de contraintes est atteint au niveau du rivet et c'est pour cet élément également qu'à la fin de l'opération et suite au déchargement élastique, les contraintes résiduelles sont les plus élevées et à un niveau proche de la contrainte élastique du matériau.

L'investigation de l'influence du procédé de rivetage auto-poinçonneur sur la formation du joint riveté et la tenue mécanique a conduit à étudier séparément l'effet de deux paramètres principaux que sont la vitesse de rivetage et l'effort serre-flan. À l'issue de séries de tests expérimentaux, on a pu conclure que l'augmentation de la vitesse de rivetage a un effet favorable puisque l'effort à rupture en traction pure est augmenté de +10% entre 20 et 100 mm/s, ce qui est en accord avec l'augmentation de +38% de la valeur de l'ancrage mécanique. En revanche, l'augmentation de l'effort serre-flan a un effet défavorable puisque l'effort à rupture en traction pure et en traction-cisaillement est diminué de -6.6% entre 1 et 10 kN, et ce en dépit de l'augmentation importante de +48% de l'ancrage mécanique. Si la volonté est de maximiser la tenue mécanique, et dans l'hypothèse où les effets couplés n'existent pas, il

faudrait donc maximiser la vitesse de rivetage et minimiser l'effort serre-flan. L'évolution de l'endommagement local du substrat composite, relativement stable avec l'augmentation de la vitesse de rivetage, a montré que l'impact du procédé se limite à un orifice de la taille sensible à celle du rivet.

La simulation de cas de charges destructifs ainsi que de chargements asymétriques est rendue possible grâce à la mise au point d'un modèle numérique 3D réalisé sous Abaqus 6.13-1® à partir de la géométrie de la déformée issue du modèle 2D axisymétrique. Les résultats numériques ont montré que l'effort à rupture et les déformées macroscopiques estimées sont en bon accord avec les résultats expérimentaux pour les deux types de sollicitations, en traction pure et traction-cisaillement. Ce résultat est notamment la conséquence de la prise en compte de l'endommagement local de la couche supérieure composite même s'il n'a pas été caractérisé expérimentalement.

Perspectives

Les objectifs fixés de la thèse ont été satisfaits dans l'ensemble mais en revanche il subsiste de nombreuses voies d'amélioration et perspectives envisageables. Au sein du laboratoire, cette thèse constitue la première pierre d'un travail qui a vocation à être poursuivi.

Modélisation et simulation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur

Le modèle numérique 2D proposé peut voir la précision de sa prédiction améliorée à travers plusieurs facteurs physiques et numériques. Ce modèle a d'ailleurs montré ses limites puisqu'il ne s'est pas montré suffisamment sensible pour reproduire les effets de variation de vitesse de rivetage et d'effort serre-flan sur les caractéristiques géométriques du joint riveté.

D'abord du point de vue caractérisation, il serait pertinent d'étudier l'influence de la vitesse de déformation sur les propriétés mécaniques des matériaux d'étude et envisager, si nécessaire, d'intégrer ce paramètre dans le modèle de comportement à implémenter. On peut faire la même suggestion pour l'anisotropie, qui a certes été étudiée mais pas considérée. Ensuite, le rivet mériterait de faire l'objet de caractérisation spécifique en sachant bien que le protocole d'essai ne sera pas conventionnel. Enfin, il serait nécessaire de mesurer la rigidité de la machine de rivetage pour pouvoir soit corriger les résultats expérimentaux soit l'intégrer dans la modélisation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur.

Du point de vue numérique, la gestion de la rupture du matériau composite pourrait faire appel à une technique numérique alternative qui permette de limiter voire de ne pas supprimer d'éléments du maillage au cours de la simulation. En effet, la méthode classique "element deletion" est certes robuste et efficace mais entraîne une perte de matière non négligeable et impacte le calcul numérique.

Le modèle numérique 3D élaboré peut aussi être amélioré sur un point principal à savoir l'intégration dans l'état initial des champs de contraintes, déformations et endommagement issus de l'état final de la simulation de la pose du rivet effectuée avec le modèle 2D axisymétrique. D'ailleurs, la prise en compte l'endommagement local du composite a montré que la prédiction numérique était déjà sensiblement améliorée. Cette limitation d'origine logicielle devra être levée par l'utilisation d'une version plus récente d'Abaqus® ou alors d'un code de calcul alternatif.

Étude de l'influence des paramètres du procédé

L'étude expérimentale sur l'influence des paramètres vitesse de rivetage et effort serre-flan mériterait d'être poursuivie par des essais complémentaires où les effets des paramètres sont conjugués ce qui pourrait mettre en évidence d'éventuels effets couplés. Afin d'optimiser le plan d'expérience une méthode statistique de type Taguchi [127], [54] pourrait être employée. L'influence du procédé de rivetage auto-poinçonneur sur les caractéristiques géométriques et la tenue mécanique pourrait se poursuivre avec l'étude de la géométrie du rivet et de la matrice.

Enfin, l'endommagement de la couche composite mériterait de faire l'objet d'une caractérisation plus poussée notamment avec des techniques d'imagerie comme la tomographie à rayons X.

Utilisation du modèle numérique 3D couplé à un essai à échelle réelle sur banc de fatigue

Une des perspectives les plus intéressantes concernant le modèle numérique 3D est de pouvoir étendre son utilisation à travers un couplage avec un banc d'essai physique qui a pour fonction de solliciter en fatigue des structures à l'échelle 1. L'équipement d'essai en question permet entre autres de mesurer les champs mécaniques réels qui sont ensuite injectés dans le modèle numérique afin de reproduire la sollicitation d'entrée qui sert de base pour le calcul numérique. Potentiellement, de substantiels gains de temps et de ressources sont envisageables et de manière encore plus importante qu'avec le modèle 2D axisymétrique pour la simulation de l'opération de rivetage auto-poinçonneur.

Le principe du couplage du modèle numérique 3D avec le banc d'essai de fatigue est explicité dans la Figure C-1. Il s'agit, après validation expérimentale du modèle numérique, de récupérer les champs mécaniques issus d'un essai réel sur banc d'essai au niveau du joint riveté étudié. Ces champs mécaniques doivent servir par la suite de conditions aux limites à la simulation qui prend le relais pour faire le calcul numérique du joint riveté sous la sollicitation importée. Puis, il s'agit de répéter la sollicitation en cycle pour connaître le comportement en fatigue du joint riveté. Enfin en dernier lieu, cette démarche permet de procéder à l'optimisation des paramètres du procédé en fonction de la propriété d'usage recherchée.

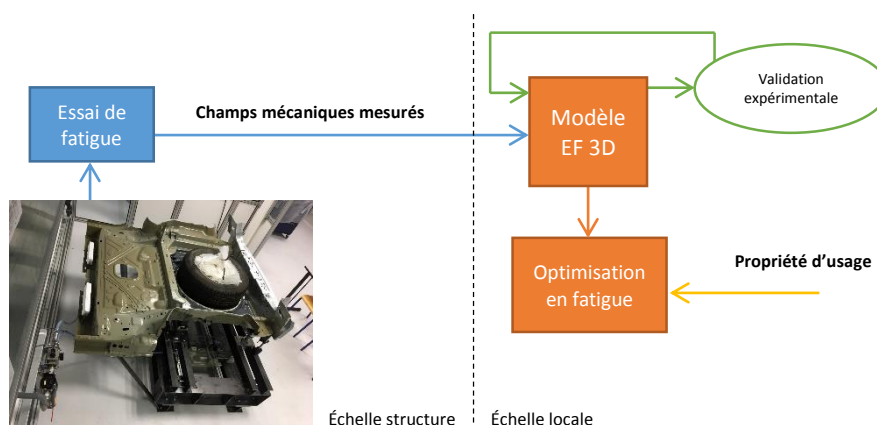


Figure C-1: Schéma de principe du couplage essai sur banc de fatigue – simulation 3D

Le banc d'essai de fatigue en question a été conçu et fabriqué au cours de ces travaux de thèse (Figure C-2) et dans l'annexe 4-A on peut retrouver des illustrations de l'équipement. Ce dernier est basé sur un bâti mécano-soudé et peut actionner jusqu'à quatre vérins pneumatiques. Les actionneurs peuvent fonctionner indépendamment tout comme être utilisés de façon simultanée, avec ou non un déphasage temporel suivant les cas de charges envisagés. L'ensemble est piloté depuis une interface homme-machine (IHM) qui permet d'accéder à l'automate programmable.

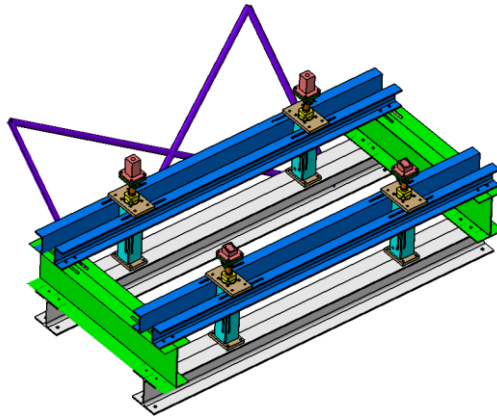


Figure C-2: Représentation 3D du banc de fatigue pneumatique pour chargements sur structure à l'échelle 1

Un premier niveau d'étude à l'échelle de la structure permet de réaliser des comparaisons entre différentes versions de structure ou différentes techniques d'assemblage pour une même structure. C'est d'ailleurs ce qu'il pourrait être envisagé de faire avec un demi-châssis arrière d'un véhicule fourni par le partenaire industriel PSA. Le châssis de référence dont le plancher en matériau composite SMC et assemblé par PSE pourrait alors être comparé avec un second châssis où cette fois le plancher composite est assemblé par le procédé de rivetage. Sur des cas de charges réels ou arbitraires, les déformations à différents endroits de la structure et la rigidité globale peuvent constituer des critères de comparaison objectifs.

L'autre niveau d'étude est celui-là local et se situe au niveau du joint riveté. De la même façon, le comportement de l'assemblage peut être suivi tout au long de l'essai de fatigue avec des jauges de déformations. C'est à ce niveau d'échelle que le couplage peut se faire avec le modèle numérique 3D en y injectant les sollicitations mesurées sur la structure réelle pendant un essai. De cette manière, une analyse plus fine pourrait être réalisée vis-à-vis des déformations élastiques et plastiques subies par l'assemblage dans le but de mieux comprendre les mécanismes mis en jeu durant la mise en service de la structure.

Liste des publications

Publications soumises dans les revues

- E. Amro, A. Kouadri-Henni, Experimental investigation of process parameters influence on the formation of polymer-steel self-pierced riveted joints and ultimate strength, Journal of Materials Processing Technology.
- E. Amro, A. Kouadri-Henni, Numerical Modelling of Self-Piercing Riveting Technique for the Joining of Polymer-Metal Lightweight Structures, Journal of Materials Processing Technology.

Communication internationale avec comité de lecture

- E. Amro and A. Kouadri-Henni, "Joining of polymer-metal lightweight structures using self-piercing riveting (SPR) technique: Numerical approach and simulation results" presented at the 21ST INTERNATIONAL ESAFORM CONFERENCE ON MATERIAL FORMING: ESAFORM 2018, Palermo, Italy, 2018, p. 050001.

Communication internationale

- E. Amro, A. Kouadri-Henni, V. Arakelian, N. Gabutdinov. Innovative multi-material joining techniques and possible robotic applications. Proceedings of the XXVIII International Innovation Conference of Young Scientists and Students (IICYSS-2016), December 7-9, 2016, Moscow, Russia, pp. 206-209.
- E. AMRO, A. KOUADRI-HENNI, V. ARAKELIAN. Joining of polymer-metal lightweight structures using self-piercing riveting technique: context of study and numerical approach. Proceedings of the 5th International Conference on Welding, Non Destructive Testing and Materials and Alloys Industry (IC-WNDT-MI'16), November 26-28, 2016, Oran, Algeria.

Conférence nationale

- E. Amro, A. Kouadri-Henni, V. Arakelian, N. Gabutdinov. Joining of Polymer-Metal Lightweight Structures Using Self-Piercing Riveting Technique: Simulation Results and Experimental Testing. Proceedings of National conference Matériaux 2018, November 19-23, 2016, Strasbourg, France.

Bibliographie

- [1] K. Martinsen, S. J. Hu, and B. E. Carlson, "Joining of dissimilar materials," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 64, no. 2, pp. 679–699, 2015.
- [2] "Evolution comparée des prix de l'essence et du pétrole brut," *Planète Énergies*. [En ligne]. Accessible: <http://www.planete-energies.com/fr/medias/infographies/evolution-comparee-des-prix-de-l-essence-et-du-petrole-brut>.
- [3] "European Commission - Press release - CARS 21 Group calls for action to keep auto industry fit," 02-Dec-2011. [En ligne]. Accessible: http://europa.eu/rapid/press-release_IP-11-1494_en.htm.
- [4] F. Nicolas and G. Echirpeau, "Multi-material assemblies in the automotive industry: new challenges (in french)," presented at the AMAC, Nevers, France, 2013.
- [5] ADEME, "ASSEMBLAGE FASTLITE, Solutions technologiques industrielles pour l'assemblage structural de composants multimatériaux," Jan-2013. [En ligne]. Accessible: <https://www.ademe.fr/assemblage-fastlite>.
- [6] Groupe PSA, "Peugeot 208 HYbrid Air 2L," 21-Jan-2013. [En ligne]. Accessible: <http://www.feline.cc/dossiers/concepts/cars/peugeot-208-hybrid-air/>.
- [7] M. Kingsley-Jones, "Airbus's A350 vision takes shape - Flight takes an in-depth look at the new twinjet," *Flightglobal.com*, 12-Dec-2006. [En ligne]. Accessible: <https://www.flightglobal.com/news/articles/airbuss-a350-vision-takes-shape-flight-takes-an-i-211028/>.
- [8] L. DAVID, "Stratégie Matériaux Automobile pour les années à venir, Enjeux et perspectives des nouveaux matériaux," presented at the Sécurité et Réparation Automobile, 06-Dec-2013.
- [9] "EMP2, la nouvelle plate-forme modulaire mondiale de PSA Peugeot Citroën," *PSA PEUGEOT CITROËN*. [En ligne]. Accessible: <http://www.psa-peugeot-citroen.com/fr/content/emp2-la-nouvelle-plate-forme-modulaire-mondiale-de-psa-peugeot-citroen-0>.
- [10] P. Kah, R. Suoranta, J. Martikainen, and C. Magnus, "TECHNIQUES FOR JOINING DISSIMILAR MATERIALS: METALS AND POLYMERS," *Rev. Adv. Mater. Sci*, vol. 36, pp. 152–164, 2014.
- [11] S. t. Amancio-Filho and J. f. dos Santos, "Joining of polymers and polymer–metal hybrid structures: Recent developments and trends," *Polym Eng Sci*, vol. 49, no. 8, pp. 1461–1476, Aug. 2009.
- [12] K. Mori, N. Bay, L. Fratini, F. Micari, and A. E. Tekkaya, "Joining by plastic deformation," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 62, no. 2, pp. 673–694, 2013.
- [13] S. M. Goushegir, "Friction Spot Joining of Metal-Composite Hybrid Structures," Ph.D. thesis, Technischen Universität Hamburg-Harburg, 2015.

- [14] R. CAZES, "Soudage par résistance," *Techniques de l'Ingénieur, Mécanique | Travail des matériaux - Assemblage*, B7720, Nov. 1993.
- [15] H. Singh and G. Coates, "Light Weighting with AHSS: Minimum Thickness Study & Application Guidelines," presented at the Great Designs in Steel Seminar, 2014.
- [16] M. Pfestorf and C. Duane, "Technological Innovations in Body in White Manufacturing of the BMW X6," presented at the Great Designs in Steel Seminar, 2008.
- [17] P. Briskham, N. Blundell, L. Han, R. Hewitt, K. Young, and D. Boomer, "Comparison of Self-Pierce Riveting, Resistance Spot Welding and Spot Friction Joining for Aluminium Automotive Sheet," 2006.
- [18] L. Han, M. Thornton, and M. Shergold, "A comparison of the mechanical behaviour of self-piercing riveted and resistance spot welded aluminium sheets for the automotive industry," *Materials & Design*, vol. 31, no. 3, pp. 1457–1467, Mar. 2010.
- [19] CCP Composites and Total, "Les matériaux composites pour l'automobile," 2013.
- [20] J.-J. Villenave, *Assemblage par collage*. Paris: Dunod, 2005.
- [21] AFNOR, "NF EN 923 - Janvier 2016 Adhésifs - Termes et définitions." 2015.
- [22] ARAMM, "Le collage : une technique d'assemblage industrielle." Dossier technologique des Pays de Savoie.
- [23] M. FOULC and J. ALCORTA, "DURABILITE DES ASSEMBLAGES PAR COLLES : ETAT DE L'ART," CEA, Aug. 2008.
- [24] D. CARLAC H and Y. HEMERY, "Le collage en France un atout pour l'assemblage industriel," Ministère de l'Economie, des Finances et de l'Industrie, Dec. 2002.
- [25] A. Valenza, V. Fiore, and L. Fratini, "Mechanical behaviour and failure modes of metal to composite adhesive joints for nautical applications," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 53, no. 5–8, pp. 593–600, Mar. 2011.
- [26] P. COGNARD, "Collage des matériaux - Mécanismes. Classification des colles," *Techniques de l'Ingénieur*, Jul. 2002.
- [27] E. Houguet, "La Tribune Auto : reportage : Dans les coulisses de la production de la nouvelle BMW i3 électrique 17/10/2013," 17-Oct-2013. [En ligne]. Accessible: <http://www.latribuneauto.com/impression-fiche-reportage-6173-66-dans-les-coulisses-de-la-production-de-la-nouvelle-bmw-i3-electrique.html>.
- [28] G. Di Franco, L. Fratini, and A. Pasta, "Influence of the distance between rivets in self-piercing riveting bonded joints made of carbon fiber panels and AA2024 blanks," *Materials & Design*, vol. 35, pp. 342–349, Mar. 2012.
- [29] D.-W. Jung, J.-S. Kim, and N.-S. Choi, "An experimental investigation of the static and fatigue fracture behaviour of hybrid composite/metal joints for a tilting car body," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 32, no. 9, pp. 744–751, Sep. 2009.
- [30] J. Min, Y. Li, J. Li, B. E. Carlson, and J. Lin, "Friction stir blind riveting of carbon fiber-reinforced polymer composite and aluminum alloy sheets," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 76, no. 5–8, pp. 1403–1410, Feb. 2015.

- [31] X. Sun, E. V. Stephens, and M. A. Khaleel, "Fatigue behaviors of self-piercing rivets joining similar and dissimilar sheet metals," *International Journal of Fatigue*, vol. 29, no. 2, pp. 370–386, Feb. 2007.
- [32] F. Moroni, A. Pironi, and F. Kleiner, "Experimental analysis and comparison of the strength of simple and hybrid structural joints," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 30, no. 5, pp. 367–379, Jul. 2010.
- [33] L. Fratini and V. F. Ruisi, "Self-piercing riveting for aluminium alloys-composites hybrid joints," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 43, no. 1–2, pp. 61–66, Jul. 2009.
- [34] L. Settineri, E. Atzeni, and R. Ippolito, "Self piercing riveting for metal-polymer joints," *International Journal of Material Forming*, vol. 3, no. S1, pp. 995–998, Apr. 2010.
- [35] A. Gay *et al.*, "Fatigue of Aluminum/Glass Fiber Reinforced Polymer Composite Assembly Joined by Self-piercing Riveting," *Procedia Engineering*, vol. 133, pp. 501–507, 2015.
- [36] Y. Ma, Y. Li, W. Hu, M. Lou, and Z. Lin, "Modeling of Friction Self-Piercing Riveting of Aluminum to Magnesium," *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, vol. 138, no. 6, p. 061007, Jan. 2016.
- [37] J. Min, Y. Li, B. E. Carlson, S. J. Hu, J. Li, and J. Lin, "A new single-sided blind riveting method for joining dissimilar materials," *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, vol. 64, no. 1, pp. 13–16, 2015.
- [38] D. Gao, U. Ersoy, R. Stevenson, and P.-C. Wang, "A New One-Sided Joining Process for Aluminum Alloys: Friction Stir Blind Riveting," *J. Manuf. Sci. Eng.*, vol. 131, no. 6, pp. 061002–061002, Nov. 2009.
- [39] S. F. Miller, J. Tao, and A. J. Shih, "Friction drilling of cast metals," *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, vol. 46, no. 12–13, pp. 1526–1535, Oct. 2006.
- [40] J. Sønstabø, P. Holmstrøm, D. Morin, and M. Langseth, "Macroscopic strength and failure properties of flow-drill screw connections," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 222, Aug. 2015.
- [41] J. Skovron *et al.*, "Characterization of Flow Drill Screwdriving Process Parameters on Joint Quality," *SAE International Journal of Materials and Manufacturing*, vol. 8, pp. 35–44, Jan. 2014.
- [42] F. Lambiase and A. Di Ilio, "Mechanical clinching of metal–polymer joints," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 215, pp. 12–19, Jan. 2015.
- [43] F. Lambiase, "Mechanical behaviour of polymer–metal hybrid joints produced by clinching using different tools," *Materials & Design*, vol. 87, pp. 606–618, Dec. 2015.
- [44] T. Gerstmann and B. Awiszus, "Recent developments in flat-clinching," *Computational Materials Science*, vol. 81, pp. 39–44, Jan. 2014.
- [45] F. Lambiase, "Joinability of different thermoplastic polymers with aluminium AA6082 sheets by mechanical clinching," *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 80, no. 9–12, pp. 1995–2006, Oct. 2015.

- [46] P. PAILLARD, "Procédés de soudage - Introduction," *Techniques de l'Ingénieur, Mécanique | Travail des matériaux - Assemblage*, BM7700, Apr. 2014.
- [47] J. Aucher, B. Vieille, and L. Taleb, "Etude comparative de l'influence de la température sur le comportement de stratifiés tissés carbone à matrice thermodurcissable ou à matrice thermoplastique," p. 6, 2009.
- [48] F. Balle, G. Wagner, and D. Eifler, "Ultrasonic spot welding of aluminum sheet/carbon fiber reinforced polymer – joints," *Mat.-wiss. u. Werkstofftech.*, vol. 38, no. 11, pp. 934–938, Nov. 2007.
- [49] G. Wagner, F. Balle, and D. Eifler, "Ultrasonic Welding of Aluminum Alloys to Fiber Reinforced Polymers," *Adv. Eng. Mater.*, vol. 15, no. 9, pp. 792–803, Sep. 2013.
- [50] S. T. Amancio-Filho, C. Bueno, J. F. dos Santos, N. Huber, and E. Hage, "On the feasibility of friction spot joining in magnesium/fiber-reinforced polymer composite hybrid structures," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 528, no. 10, pp. 3841–3848, Apr. 2011.
- [51] E. E. Feistauer, R. P. M. Guimarães, T. Ebel, J. F. dos Santos, and S. T. Amancio-Filho, "Ultrasonic joining: A novel direct-assembly technique for metal-composite hybrid structures," *Materials Letters*, vol. 170, pp. 1–4, May 2016.
- [52] F. C. Liu, J. Liao, and K. Nakata, "Joining of metal to plastic using friction lap welding," *Materials & Design*, vol. 54, pp. 236–244, Feb. 2014.
- [53] S. M. Goushegir, J. F. dos Santos, and S. T. Amancio-Filho, "Friction Spot Joining of aluminum AA2024/carbon-fiber reinforced poly(phenylene sulfide) composite single lap joints: Microstructure and mechanical performance," *Materials & Design*, vol. 54, pp. 196–206, Feb. 2014.
- [54] J. V. Esteves, S. M. Goushegir, J. F. dos Santos, L. B. Canto, E. Hage Jr., and S. T. Amancio-Filho, "Friction spot joining of aluminum AA6181-T4 and carbon fiber-reinforced poly(phenylene sulfide): Effects of process parameters on the microstructure and mechanical strength," *Materials & Design*, vol. 66, Part B, pp. 437–445, Feb. 2015.
- [55] N. Manente André, J. F. dos Santos, and S. T. Amancio-Filho, "Evaluation of Joint Formation and Mechanical Performance of the AA7075-T6/CFRP Spot Joints Produced by Frictional Heat," *Materials*, vol. 12, no. 6, p. 891, Jan. 2019.
- [56] S. M. Goushegir, J. F. dos Santos, and S. T. Amancio-Filho, "Influence of process parameters on mechanical performance and bonding area of AA2024/carbon-fiber-reinforced poly(phenylene sulfide) friction spot single lap joints," *Materials & Design*, vol. 83, pp. 431–442, Oct. 2015.
- [57] M. Ilie, E. Cicala, D. Grevey, S. Mattei, and V. Stoica, "Diode laser welding of ABS: Experiments and process modeling," *Optics & Laser Technology*, vol. 41, no. 5, pp. 608–614, Jul. 2009.
- [58] B. Acherjee, A. S. Kuar, S. Mitra, D. Misra, and S. Acharyya, "Experimental investigation on laser transmission welding of PMMA to ABS via response surface modeling," *Optics & Laser Technology*, vol. 44, no. 5, pp. 1372–1383, Jul. 2012.
- [59] Y. Kawahito and S. Katayama, "Innovation of laser direct joining between metal and plastic," 2010.

- [60] M. F. Y. Farazila, "A brief review: Laser joining of polymer-metal structures," *ASEAN Engineering Journal Part A*, vol. 2, no. 2.
- [61] X. Tan, J. Zhang, J. Shan, S. Yang, and J. Ren, "Characteristics and formation mechanism of porosities in CFRP during laser joining of CFRP and steel," *Composites Part B: Engineering*, vol. 70, pp. 35–43, Mar. 2015.
- [62] J. P. Bergmann and M. Stambke, "Potential of Laser-manufactured Polymer-metal hybrid Joints," *Physics Procedia*, vol. 39, pp. 84–91, 2012.
- [63] E. Rodríguez-Vidal, I. Quintana, and C. Gadea, "Laser transmission welding of ABS: Effect of CNTs concentration and process parameters on material integrity and weld formation," *Optics & Laser Technology*, vol. 57, pp. 194–201, Apr. 2014.
- [64] K. Yousuke, N. Yusuke, and K. Seiji, "Fundamental Study of Direct Joining between Ceramic and Engineering Plastic Using Lasers," no. 1, p. 4, 2014.
- [65] E. Rodríguez-Vidal, J. Lambarri, C. Soriano, C. Sanz, and G. Verhaeghe, "A Combined Experimental and Numerical Approach to the Laser Joining of Hybrid Polymer – Metal Parts," *Physics Procedia*, vol. 56, pp. 835–844, 2014.
- [66] E. Rodríguez-Vidal, C. Sanz, C. Soriano, J. Leunda, and G. Verhaeghe, "Effect of metal micro-structuring on the mechanical behavior of polymer–metal laser T-joints," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 229, pp. 668–677, Mar. 2016.
- [67] K. Schricker, M. Stambke, and J. P. Bergmann, "Adjustment and Impact of the Thermoplastic Microstructure of the Melting Layer in Laser-based Joining of Polymers to Metals," presented at the Lasers in Manufacturing Conference, International Congress Center Munich, Germany, 2015.
- [68] W.-S. Kim, I.-H. Yun, J.-J. Lee, and H.-T. Jung, "Evaluation of mechanical interlock effect on adhesion strength of polymer–metal interfaces using micro-patterned surface topography," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 30, no. 6, pp. 408–417, Sep. 2010.
- [69] M. Grujicic *et al.*, "An overview of the polymer-to-metal direct-adhesion hybrid technologies for load-bearing automotive components," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 197, no. 1–3, pp. 363–373, Feb. 2008.
- [70] Z. Huang and J. Yanagimoto, "Dissimilar joining of aluminum alloy and stainless steel thin sheets by thermally assisted plastic deformation," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 225, pp. 393–404, Nov. 2015.
- [71] J.-H. Kweon, J.-W. Jung, T.-H. Kim, J.-H. Choi, and D.-H. Kim, "Failure of carbon composite-to-aluminum joints with combined mechanical fastening and adhesive bonding," *Composite Structures*, vol. 75, no. 1–4, pp. 192–198, Sep. 2006.
- [72] G. Di Franco, L. Fratini, and A. Pasta, "Analysis of the mechanical performance of hybrid (SPR/bonded) single-lap joints between CFRP panels and aluminum blanks," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, vol. 41, pp. 24–32, Mar. 2013.
- [73] S. T. Amancio-Filho and J. F. dos Santos, "Development of FricRiveting as a new joining technique for polymer and lightweight alloys," *MATERIALWISSENSCHAFT UND WERKSTOFFTECHNIK*, vol. 39, no. 11, pp. 799–805, 2008.

- [74] L. Blaga, J. F. dos Santos, R. Bancila, and S. T. Amancio-Filho, "Friction Riveting (FricRiveting) as a new joining technique in GFRP lightweight bridge construction," *Construction and Building Materials*, vol. 80, pp. 167–179, Apr. 2015.
- [75] C. F. Rodrigues, L. A. Blaga, J. F. dos Santos, L. B. Canto, E. Hage Jr., and S. T. Amancio-Filho, "FricRiveting of aluminum 2024-T351 and polycarbonate: Temperature evolution, microstructure and mechanical performance," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 214, no. 10, pp. 2029–2039, Oct. 2014.
- [76] L. Blaga, R. Bancilă, J. F. dos Santos, and S. T. Amancio-Filho, "Friction Riveting of glass–fibre-reinforced polyetherimide composite and titanium grade 2 hybrid joints," *Materials & Design*, vol. 50, pp. 825–829, Sep. 2013.
- [77] J. Altmeyer, J. F. dos Santos, and S. T. Amancio-Filho, "Effect of the friction riveting process parameters on the joint formation and performance of Ti alloy/short-fibre reinforced polyether ether ketone joints," *Materials & Design*, vol. 60, pp. 164–176, Aug. 2014.
- [78] M. F. Borges, S. T. Amancio-Filho, J. F. dos Santos, T. R. Strohaecker, and J. A. E. Mazzaferro, "Development of computational models to predict the mechanical behavior of Friction Riveting joints," *Computational Materials Science*, vol. 54, pp. 7–15, Mar. 2012.
- [79] L.-A. Blaga, *Innovating materials in bridge construction: contribution to construction with composite fiber-reinforced materials*. Timișoara: Politehnica, 2012.
- [80] A. B. Abibe, S. T. Amancio-Filho, J. F. Dos Santos, and E. Hage, "Development and Analysis of a New Joining Method for Polymer-Metal Hybrid Structures," *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 24, no. 2, pp. 233–249, Mar. 2011.
- [81] Yeh, H.J., Schott, C.L., and Park, J.B., "Experimental study on hot-air cold staking of PC, PC/ABS and acetal samples," *SPE ANTEC 1998*, pp. 1078–1083.
- [82] O. Hahn and C. Finkeldey, "Ultrasonic Riveting and Hot-Air-Sticking of Fiber-Reinforced Thermoplastics," *Journal of Thermoplastic Composite Materials*, vol. 16, no. 6, pp. 521–528, Jan. 2003.
- [83] H. S. Park and T. T. Nguyen, "Development of infrared staking process for an automotive part," *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, vol. 95, p. 012019, Nov. 2015.
- [84] A. B. Abibe, S. T. Amancio-Filho, J. F. dos Santos, and E. Hage Jr., "Mechanical and failure behaviour of hybrid polymer–metal staked joints," *Materials & Design*, vol. 46, pp. 338–347, Apr. 2013.
- [85] Bastos Abibe, André, "Friction-based injection clinching joining (F-ICJ): a new joining method for hybrid lightweight structures," 2015.
- [86] A. B. Abibe, M. Sônego, J. F. dos Santos, L. B. Canto, and S. T. Amancio-Filho, "On the feasibility of a friction-based staking joining method for polymer–metal hybrid structures," *Materials & Design*, vol. 92, pp. 632–642, Feb. 2016.
- [87] "Tucker® Self-Pierce Riveting (SPR) Equipment," *STANLEY® Engineered Fastening*. [En ligne]. Accessible: <https://www.stanleyengineeredfastening.com/total-systems/spr-systems/tucker-spr-equipment>.

- [88] “Facultad de Ingeniería / Ingeniería Mecatrónica.” [En ligne]. Accessible: http://www.ingenieria.unam.mx/programas_academicos/licenciatura/mecatronica.php.
- [89] D. Li, A. Chrysanthou, I. Patel, and G. Williams, “Self-piercing riveting-a review,” *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, vol. 92, no. 5–8, pp. 1777–1824, Sep. 2017.
- [90] S. Fayolle, “Modélisation numérique de la mise en forme et de la tenue mécanique des assemblages par déformation plastique : application au rivetage auto-poinçonneur,” École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2008.
- [91] K. Mori, “7 - Assessing the suitability of materials for self-piercing riveting (SPR),” in *Self-Piercing Riveting*, A. Chrysanthou and X. Sun, Eds. Woodhead Publishing, 2014, pp. 111–123.
- [92] K. Mori and Y. Abe, “A review on mechanical joining of aluminium and high strength steel sheets by plastic deformation,” *International Journal of Lightweight Materials and Manufacture*, vol. 1, no. 1, pp. 1–11, Mar. 2018.
- [93] N. Bonora, G. Testa, G. Iannitti, A. Ruggiero, and D. Gentile, “Numerical simulation of self-piercing riveting process (SRP) using continuum damage mechanics modelling,” *1*, vol. 12, no. 44, pp. 161–172, Mar. 2018.
- [94] P.-O. Bouchard and L. Tollier, “Modélisation numérique du procédé de rivetage autopoinçonneur,” p. 21, 2005.
- [95] M. Buckley, H. Gese, M. Reissner, and G. Oberhofer, “Simulation of the Manufacturing Process of Self-Piercing Rivets with LS-DYNA with Focus on Failure Prediction for Sheets and Rivet,” p. 7, 2015.
- [96] L. Huang *et al.*, “Simulation of Self-Piercing Rivet Insertion Using Smoothed Particle Galerkin Method,” p. 11, 2018.
- [97] J. F. C. Moraes, H. M. Rao, J. B. Jordon, and M. E. Barkey, “High cycle fatigue mechanisms of aluminum self-piercing riveted joints,” *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 41, no. 1, pp. 57–70, 2018.
- [98] R. Porcaro, A. G. Hanssen, M. Langseth, and A. Aalberg, “Self-piercing riveting process: An experimental and numerical investigation,” *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 171, no. 1, pp. 10–20, Jan. 2006.
- [99] G. Casalino, A. Rotondo, and A. Ludovico, “On the numerical modelling of the multiphysics self piercing riveting process based on the finite element technique,” *Advances in Engineering Software*, vol. 39, pp. 787–795, Sep. 2008.
- [100] E. Atzeni, R. Ippolito, and L. Settineri, “Experimental and numerical investigation on self-piercing riveting,” presented at the Transactions of the North American Manufacturing Research Institute of SME, 2005, vol. 33, pp. 477–484.
- [101] K. Mori, Y. Abe, and T. Kato, “Finite Element Simulation of Plastic Joining Processes of Steel and Aluminum Alloy Sheets,” in *AIP Conference Proceedings*, Porto (Portugal), 2007, vol. 908, pp. 197–202.

- [102]P.-O. Bouchard, T. Laurent, and L. Tollier, "Numerical modeling of self-pierce riveting— From riveting process modeling down to structural analysis," *Journal of Materials Processing Technology - J MATER PROCESS TECHNOL*, vol. 202, pp. 290–300, Jun. 2008.
- [103]A. Stühmeyer, "Simulation of self-piercing riveting processes," presented at the 5th LS-DYNA European Conference, Birmingham, UK, 2005.
- [104]S. Ishikawa and H. Aihara, "Modelling of Self-piercing riveting with ALE, CEL and SPH based on Abaqus/Explicit," p. 1.
- [105]O. Guiraud, "Rhéologie des suspensions concentrées de fibres: application à la mise en forme des matériaux composites," Université de Grenoble, 2011.
- [106]H. G. NGUYEN, "Une application des méthodes d'homogénéisation pour le comportement élastique de Bétons à Matrices Organiques," Cergy-Pontoise, 2008.
- [107]J. D. Eshelby, "The Determination of the Elastic Field of an Ellipsoidal Inclusion, and Related Problems," *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, vol. 241, no. 1226, pp. 376–396, Aug. 1957.
- [108]T. Mori and K. Tanaka, "Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions," *Acta Metallurgica*, vol. 21, no. 5, pp. 571–574, May 1973.
- [109]Z. Jendli, F. Meraghni, J. Fitoussi, and D. Baptiste, "Multi-scales modelling of dynamic behaviour for discontinuous fibre SMC composites," *Composites Science and Technology*, vol. 69, no. 1, pp. 97–103, Jan. 2009.
- [110]T. H. Le, "Rhéologie et microstructures des matériaux composites à matrice polymère therm durcissable chargée minéralement et renforcée par des fibres de verre," phdthesis, Université Joseph-Fourier - Grenoble I, 2008.
- [111]A. Al-Maghribi and F. Lachaud, "Comportement des matériaux composites SMC-R sous diverses sollicitations = Behaviour of composite materials SMC-R under diverse loads," in *JNC 16*, Toulouse, France, 2009, p. 10 p.
- [112]F. Lachaud, E. Haramburu, and P. Jetteur, "Modélisation élastoplastique endommageable des composites," *Mécanique & Industries*, vol. 7, no. 4, pp. 403–414, Jul. 2006.
- [113]H. Suzuki and H. Sekine, "Fracture Energy and Fracture Behavior of Short-Fiber-Reinforced SMC Composites," *Key Engineering Materials*, vol. 430, pp. 31–40, 2010.
- [114]D. Coutellier and P. Rozycki, "Mise en évidence de la sensibilité à la vitesse de déformation des composites unidirectionnels verre époxy. Proposition d'un modèle numérique," *Revue des composites et des matériaux avancés*, vol. 14, no. 1, pp. 31–50, 2004.
- [115]A. Hillerborg, M. Modéer, and P.-E. Petersson, "Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements," *Cement and Concrete Research*, vol. 6, no. 6, pp. 773–781.
- [116]S. Chen, T. Nicholas, and A. Zhou, "Finite Element Modeling of the Mode I Failure of the Single Contoured Cantilever CFRP-Reinforced Concrete Beam," *journal of structures*, vol. 2013, Dec. 2013.

- [117]P. W. R. Beaumont and D. C. Phillips, "The fracture energy of a glass fibre composite," *Journal of Materials Science*, vol. 7, no. 6, pp. 682–686, Jun. 1972.
- [118]P. Fernberg, "Toughness of short fiber composites - An approach based on crack-bridging," Doctoral thesis, Luleå University of Technology, 2002.
- [119]"Abaqus Analysis User's Manual (6.10)." <https://www.sharcnet.ca/Software/Abaqus610/Documentation/docs/v6.10/books/>.
- [120]"Aciers galvanisés à chaud," ArcelorMittal, <https://industry.arcelormittal.com/catalogue/E20/FR>, 2018.
- [121]"Aciers micro-alliés pour formage à froid," ArcelorMittal, https://fce.arcelormittal.com/automotive/saturnus/sheets/123pdf_F_FR.pdf, 2018.
- [122]T. Vuoristo, V.-T. Kuokkala, and P. Peura, *Pre-strain dependent apparent Young's modulus of automotive sheet steels*. 2004.
- [123]W. Wang, Y. Ma, M. Yang, P. Jiang, F. Yuan, and X. Wu, "Strain Rate Effect on Tensile Behavior for a High Specific Strength Steel: From Quasi-Static to Intermediate Strain Rates," *Metals*, vol. 8, no. 1, p. 11, Jan. 2018.
- [124]M. A. Iqbal, K. Senthil, P. Bhargava, and N. K. Gupta, "The characterization and ballistic evaluation of mild steel," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 78, pp. 98–113, Apr. 2015.
- [125]J. Donea and A. Huerta, "Chapter 14 Arbitrary Lagrangian-Eulerian Methods," 2004.
- [126]A. Chergui, *Beitrag zur ermüdungsgerechten Auslegung stanzgenieteter Aluminium-Leichtbaukonstruktionen*. Aachen: Shaker, 2004.
- [127]M. K. Bilici, "Application of Taguchi approach to optimize friction stir spot welding parameters of polypropylene," *Materials & Design*, vol. 35, pp. 113–119, Mar. 2012.
- [128]"Quelques explications sur l'échelle des trl (Technology readiness level)," DGA, http://www.entreprises.gouv.fr/files/files/directions_services/politique-et-enjeux/innovation/tc2015/technologies-cles-2015-annexes.pdf, plan stratégique de recherche & technologie de défense et de sécurité, 2009.
- [129]Les défis du CEA, "L'échelle TRL," CEA, <http://portail.cea.fr/multimedia/Documents/infographies/Defis-du-CEA-infographie-echelle-trl.pdf>, n°188, Apr. 2014.

Annexes

1-A Échelle des TRL considérée [128], [129]

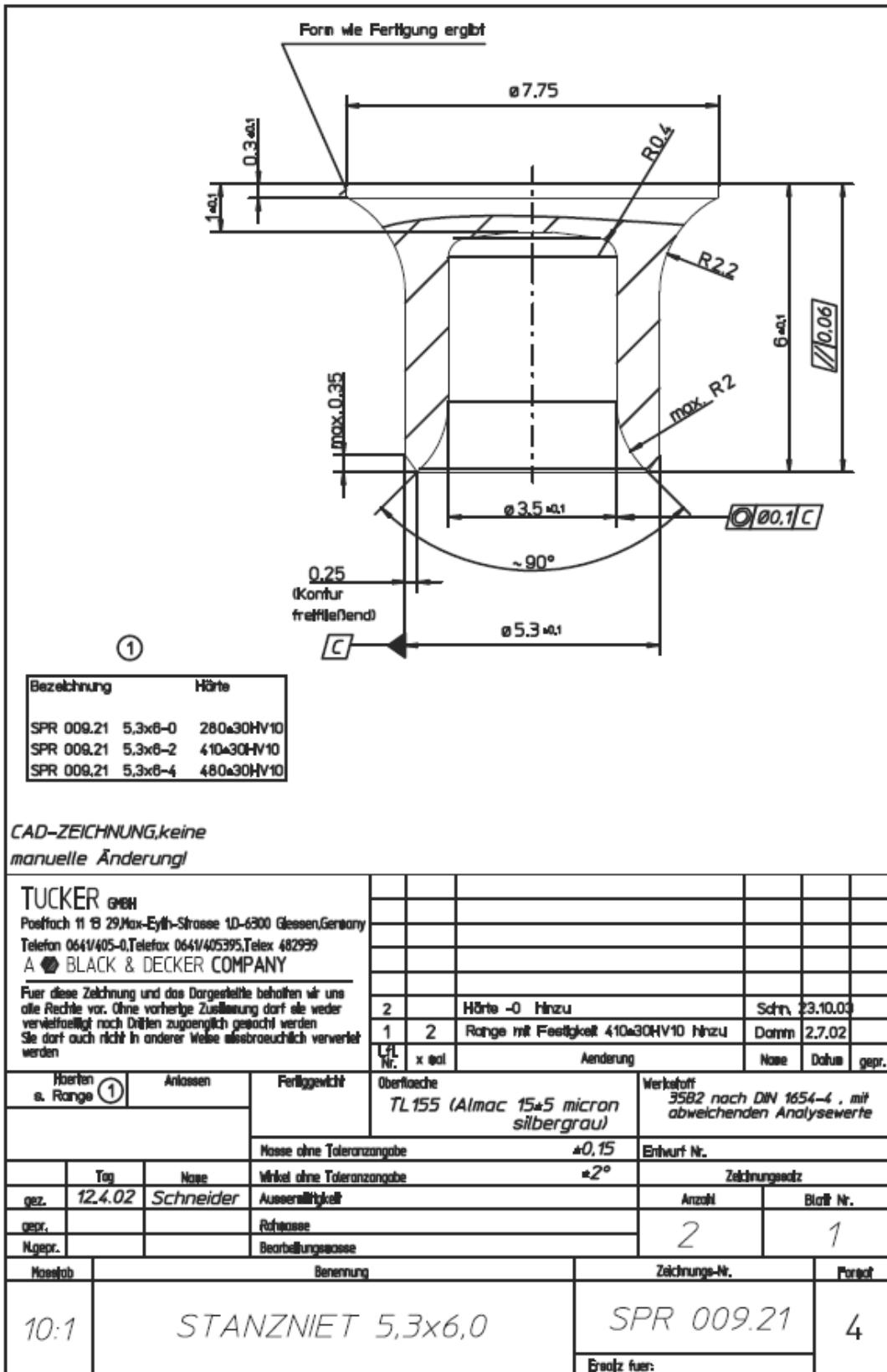
Finalisation et Implémentation	Développement		Recherche & Études	TRL	Définition	Description	Support
	Environnement représentatif	Laboratoire					
			1		Principes de base	<ul style="list-style-type: none"> - Recherche scientifique - Études papier : propriétés de base 	<ul style="list-style-type: none"> - Publications de travaux de recherche
			2		Concept technologique	<ul style="list-style-type: none"> - Applications envisagées - Études analytiques 	<ul style="list-style-type: none"> - Publications sur l'application envisagée
			3		Preuve analytique / expérimentale	<ul style="list-style-type: none"> - Poursuite et validation des études analytiques par l'expérience - Composants non intégrés / non représentatifs 	<ul style="list-style-type: none"> - Résultats d'expérimentations comparés aux prédictions analytiques (publications)
			4		Validation de composants / maquette en laboratoire	<ul style="list-style-type: none"> - Intégration de composants technologiques de base - Représentativité encore faible 	<ul style="list-style-type: none"> - Résultats d'essais maquette laboratoire - Estimation différences entre maquette et objectifs du système envisagé
			5		Validation de composants / maquette en environnement représentatif	<ul style="list-style-type: none"> - Intégration de composants dans un environnement réaliste - Représentativité forte 	<ul style="list-style-type: none"> - Résultats d'essais maquette laboratoire dans un environnement opérationnel simulé - Écarts entre environnement représentatif simulé et opérationnel - Problèmes rencontrés
			6		Démonstration d'un prototype dans un environnement représentatif	<ul style="list-style-type: none"> - Modèle représentatif testé dans un environnement représentatif - Intégration dans un environnement laboratoire reproduisant les conditions réelles ou essais dans un environnement opérationnel simulé 	<ul style="list-style-type: none"> - Résultats d'essais en laboratoire d'un prototype très proche de la configuration désirée - Écarts entre environnement d'essai et opérationnel - Problèmes rencontrés - Propositions d'amélioration
			7		Démonstration d'un prototype dans un environnement opérationnel	<ul style="list-style-type: none"> - Prototype très proche configuration opérationnelle - Exemple : avion, auto, espace 	<ul style="list-style-type: none"> - Résultats d'essais en environnement opérationnel - Comparaison des écarts constatés - Problèmes rencontrés - Plan d'action
			8		Système réel achevé et qualifié	<ul style="list-style-type: none"> - Technologie fonctionne dans sa forme finale et conditions d'emploi - Fin du développement du système 	<ul style="list-style-type: none"> - Résultats d'essais dans sa configuration finale - Évaluation capacité à satisfaire les exigences opérationnelles - Problèmes rencontrés et solutions

2-A Protocole d'analyse micrographique : polissage et révélation

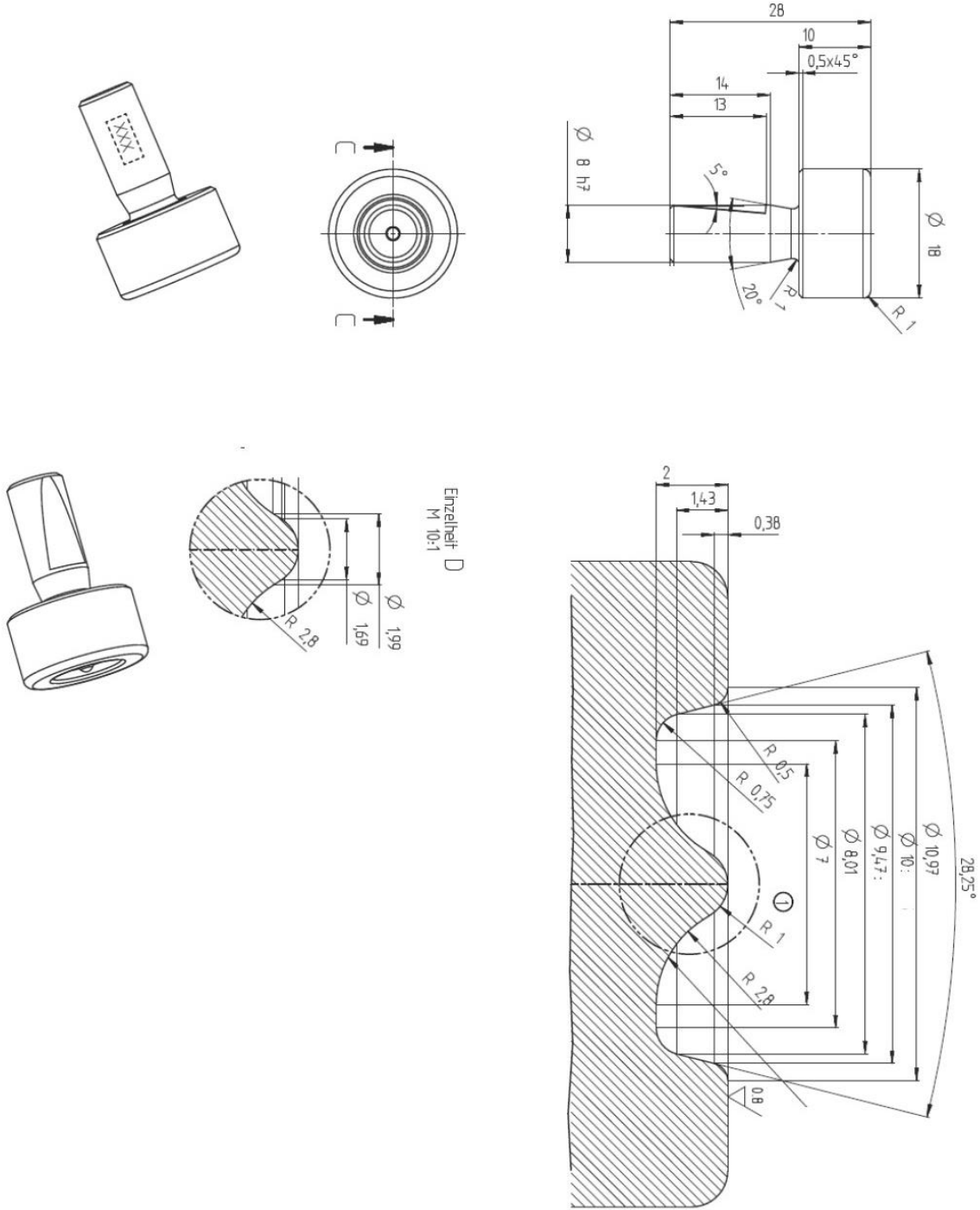
Composite SMC		
Opération	Grain	Nettoyage
Polissage préliminaire	320	Rinçage eau distillée + séchage
	500	
	1200	
Polissage fin	2400	Rinçage eau distillée + séchage
	4000	

Acier		
Opération	Grain	Nettoyage
Polissage préliminaire	320	Bain ultrasons dans éthanol 1 min Rinçage éthanol + séchage
	600	
	800	
	1200	
Polissage fin	2400	Bain ultrasons dans éthanol 1 min Rinçage éthanol + séchage
	Alumine 1 μ m	
	Alumine 0.3 μ m	
Attaque chimique	Nital 4% 5s	Rinçage éthanol + séchage
	Nital 4% 5s	

3-A Plan détaillé du rivet auto-poinçonneur TUCKER SPR 009.21



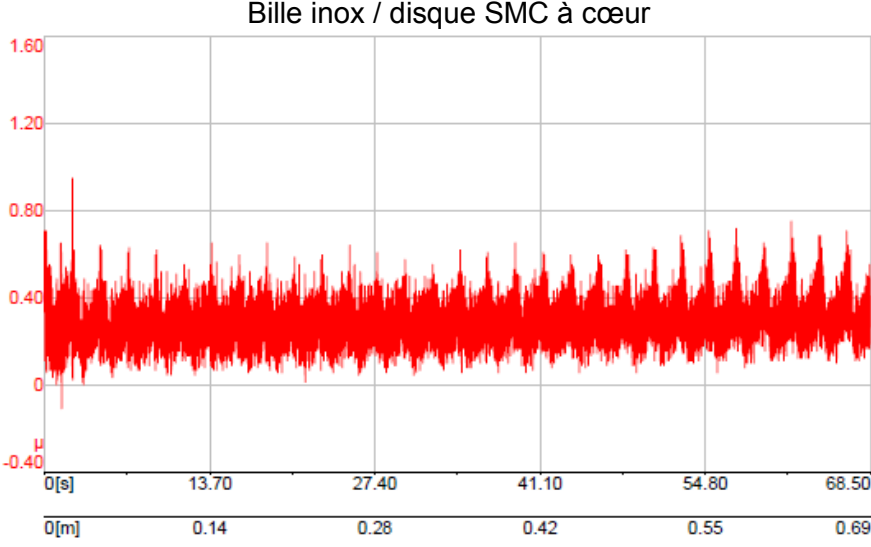
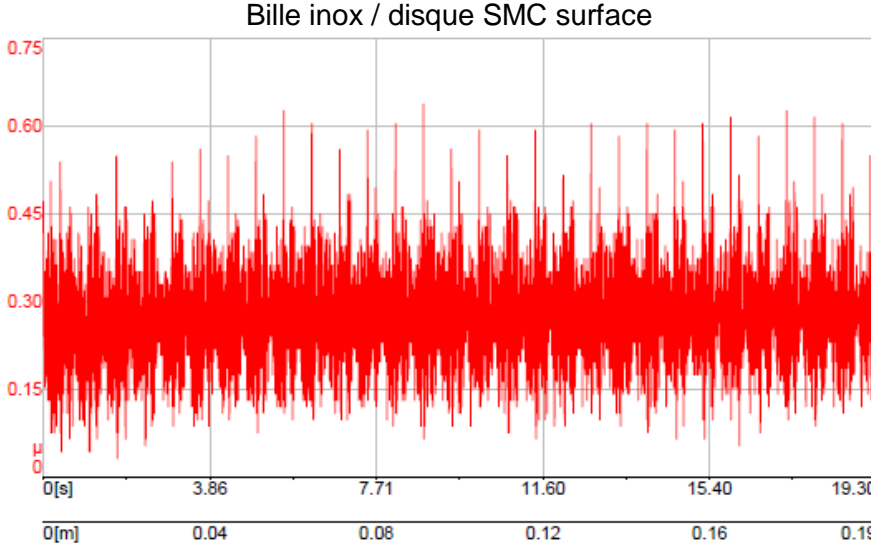
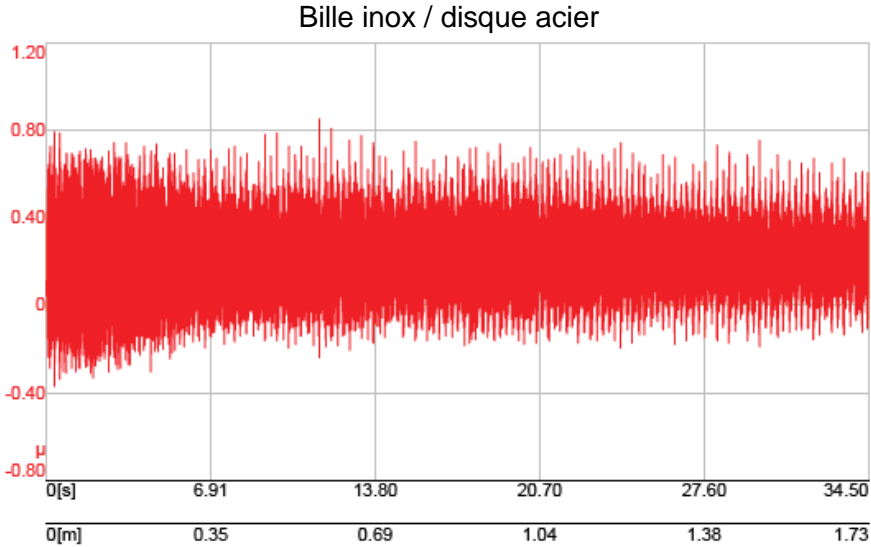
3-B Plan détaillé de la matrice TUCKER D 095 200 000



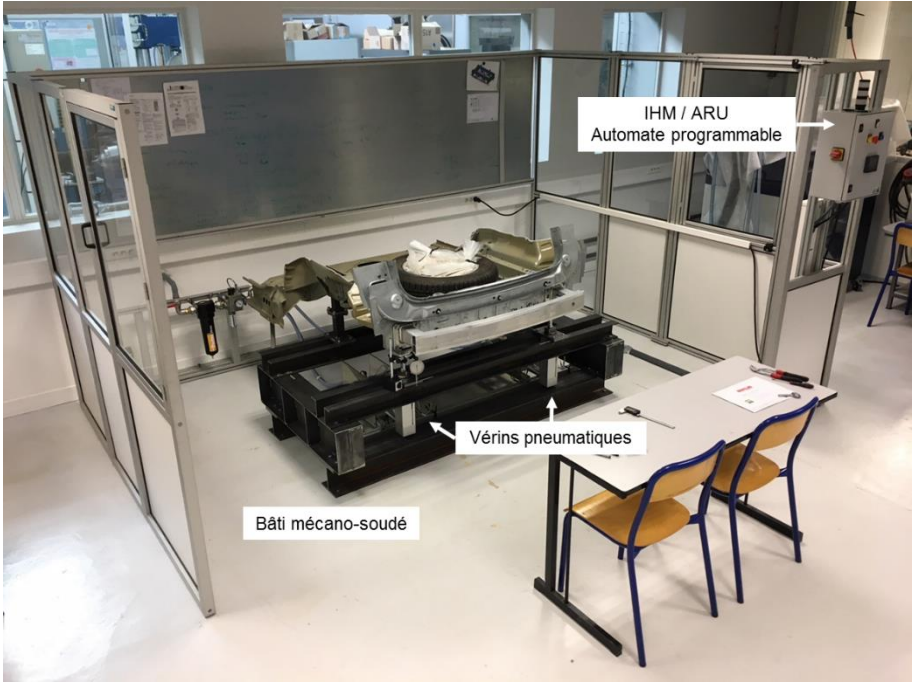
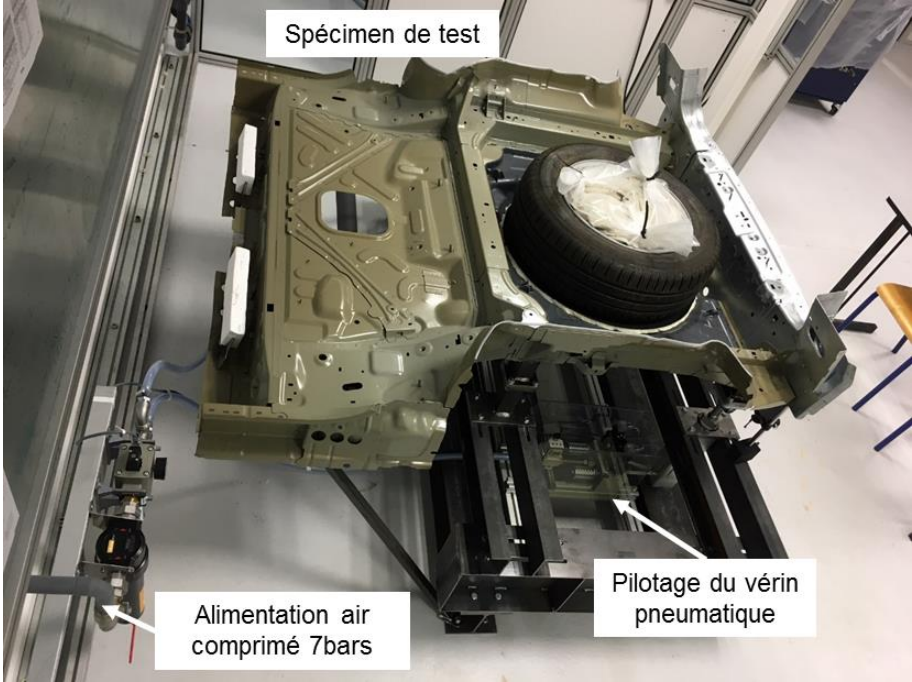
3-C Caractéristiques de la machine de calcul utilisée

Système	Processeur	N° de cœurs	Fréquence	RAM
PC Windows 7 x64	Intel Xeon E5-2609 v3	10	1.9 Ghz	32 Go DDR3 1333 Mhz

3-D Coefficients de frottement mesurés avec tribomètre pion-disque



4-A Banc d'essai de fatigue



AVIS DU JURY SUR LA REPRODUCTION DE LA THESE SOUTENUE

Titre de la thèse:

Simulation Numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur et étude expérimentale : Application à un assemblage multi-matériaux polymère-acier issu de l'industrie automobile

Nom Prénom de l'auteur : AMRO ELIAS

Membres du jury :

- Monsieur COLLOBET Francis
- Monsieur EL HAMI Abdelkhalak
- Monsieur GUIN Jean-Pierre
- Monsieur FURET Benoît
- Monsieur WALRICK Jean-Christophe
- Monsieur RENAULT Thierry
- Madame KOUADRI-HENNI Afia

Président du jury : *Jean-Pierre GUIN*

Date de la soutenance : 11 Septembre 2019

Reproduction de la these soutenue

- Thèse pouvant être reproduite en l'état
 Thèse pouvant être reproduite après corrections suggérées

Fait à Rennes, le 11 Septembre 2019

Signature du président de jury

Le Directeur,

M'hamed DRISSI



A handwritten signature in black ink, appearing to be "JP Guin".

Titre : Simulation numérique du procédé de rivetage auto-poinçonneur et étude expérimentale : application à un assemblage multi-matériaux polymère-acier issu de l'industrie automobile

Mots clés : rivetage auto-poinçonneur, assemblage multi-matériaux, homogénéisation, modèle élasto-plastique endommageable, simulation numérique

Résumé : Ces travaux de thèse portent sur la question de l'assemblage multi-matériaux polymère-acier. Dans un environnement automobile grande série, le rivetage auto-poinçonneur est le procédé d'assemblage proposé qui permet de répondre à la problématique industrielle. Dans un premier temps, la faisabilité de la technique a été étudiée en recherchant l'influence de la vitesse de rivetage et de l'effort serre-flan sur les caractéristiques géométriques du joint riveté et sur la tenue mécanique. Ainsi, il se révèle que l'augmentation de la vitesse de rivetage a un effet favorable : l'effort à la rupture en traction pure augmente de +10% en accord avec l'augmentation de l'ancrage mécanique. Par contre, l'augmentation de l'effort serre-flan a un effet défavorable : l'effort à la rupture en traction pure et en traction-cisaillement diminue de -6.6%. Par la suite, un modèle numérique 2D axisymétrique a été

mis au point dans le but de simuler l'opération de rivetage. Les propriétés mécaniques effectives du matériau composite sont estimées par une méthode d'homogénéisation tandis que le comportement mécanique du matériau acier par un modèle élasto-plastique endommageable. Comparée à la coupe transversale issue d'un essai expérimental, la simulation effectuée sous Abaqus 6.10-1® démontre être capable de correctement prédire la déformée en particulier pour la valeur d'ancrage mécanique. Enfin, un modèle numérique 3D a été développé et permet de simuler des chargements destructifs et asymétriques. L'effort à rupture et les déformées macroscopiques estimées sont en bon accord avec les résultats expérimentaux, grâce notamment à la prise en compte de l'endommagement local de la couche composite.

Title : Numerical simulation of self-piercing riveting process and experimental investigation : application to a multi-material polymer-steel assembly from the automotive industry

Keywords : self-piercing riveting, multi-material joining, homogenization, elastic-plastic model with damage, numerical simulation

Abstract : This thesis work is dealing with the issue of multi-material polymer-steel joining. Within a large-scale automotive environment, self-piercing riveting is the proposed joining technique to tackle the industrial challenge. Firstly, the feasibility of the technique is studied by investigating the influence of the riveting velocity and the sheet holder load on the geometrical characteristics of the riveted joint and the mechanical strength. Thus, it turns out that the increase in riveting velocity has a favorable effect: the joint strength in cross tension mode increases by +10% in agreement with the increase in mechanical anchoring. However, the increase of the sheet holder load has an unfavorable effect: the joint strength in cross tension and in shear tension modes decreases by -6.6%. Subsequently, an axisymmetrical 2D numerical model has been created enabling the simulation of the riveting

operation. The effective mechanical properties of the composite material are estimated by a homogenization method while the mechanical behavior of the steel material is managed through an elastic-plastic model with damage. Compared with a cross section resulting from an experimental test, the simulation carried out under Abaqus 6.10-1® demonstrates being able to correctly predict the deformations, the anchoring value more particularly. Finally, a 3D numerical model has been developed and allows the simulation of destructive and asymmetrical loadings. The joint strength and the macroscopic deformations estimated are in good agreement with the experimental results, especially when taking into account the local damage of the composite layer.