



HAL
open science

Simulation numérique d'un assemblage métal / composite thermoplastique par CMT pins

Simon Paroissien

► **To cite this version:**

Simon Paroissien. Simulation numérique d'un assemblage métal / composite thermoplastique par CMT pins. Matériaux et structures en mécanique [physics.class-ph]. École centrale de Nantes, 2016. Français. NNT : 2016ECDN0001 . tel-01836396

HAL Id: tel-01836396

<https://theses.hal.science/tel-01836396>

Submitted on 12 Jul 2018

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.



Centrale
Nantes

UNIVERSITÉ
BRETAGNE
LOIRE

Thèse de Doctorat

Simon PAROISSIEN

*Mémoire présenté en vue de l'obtention
du grade de Docteur de l'École Centrale de Nantes
sous le sceau de l'Université Bretagne Loire*

École doctorale : Sciences Pour l'Ingénieur, Géosciences, Architecture

Discipline : Mécanique des solides, des matériaux, des structures et des surfaces
Unité de recherche : *Institut de recherches en Génie Civil et Mécanique (GeM)*

Soutenue le : 14 novembre 2016

Simulation numérique d'un assemblage métal / composite thermoplastique par CMT pins

JURY

Président : **Jacques RENARD**, Directeur de recherche, Ecole des Mines Paris Tech
Rapporteurs : **Fodil MERAGHNI**, Professeur des universités, ENSAM Campus de Metz
Francis COLLOMBET, Professeur des universités, Institut Clément Ader
Invité : **Thierry RENAULT**, Senior expert composite, Faurecia
Directeur de thèse : **Patrick ROZYCKI**, Maître de conférence HDR, GeM Ecole Centrale de Nantes

Thèse de Doctorat

Simon PAROISSIEN

Simulation numérique d'un assemblage métal / composite thermoplastique par CMT pins

Numerical simulation of a metal / thermoplastic assembly by CMT pins

Résumé

Une méthode est proposée pour la modélisation d'un assemblage multimatériaux innovant visant des applications dans l'allègement structurel des véhicules. Dans cet assemblage une partie composite thermoplastique, est fixée à une plaque acier texturée par la technologie CMT pins. L'interface est particulièrement complexe et non linéaire : une représentation fine du comportement local serait extrêmement pénalisante en temps de calcul. Dans cette optique il a été choisi d'orienter la méthodologie vers une modélisation la plus simple possible tout en conservant de bons résultats globaux.

Pour ce faire, en s'inspirant de l'état de l'art existant sur les multimatériaux, une campagne expérimentale a été menée sur des éprouvettes longitudinales à double recouvrement afin de caractériser cette interface. Une fois les mécanismes locaux investigués, deux modèles sont proposés. Le premier numérique basé sur la méthode des éléments finis et l'introduction d'éléments cohésifs nous permet de valider les hypothèses de modélisation tout en quantifiant la répartition des efforts entre les picots. Le deuxième se base sur le calcul local d'un Volume Élémentaire Représentatif pour établir analytiquement la loi de comportement de l'interface. Cette loi est ensuite introduite sous la forme d'un ressort non linéaire au sein d'un modèle numérique simplifié de l'éprouvette. Pour finir ces approches sont appliquées au cas d'étude industriel et les résultats sont validés par une deuxième campagne expérimentale.

Mots-clés

Multimatériaux, CMT pin, Méthode des éléments finis, Méthode analytique

Abstract

A method is proposed to simulate an innovative multimaterial assembly which has applications in structural lightweight for vehicles. In this assembly, a thermoplastic composite part is fixed on a steel plate, textured by the CMT pins technology. This is an especially complex and nonlinear interface: a fine representation of local behaviour would be extremely costly for calculation. So, it has been chosen to investigate a model as simple as possible which still demonstrates accurate global results.

An experimental campaign on double lap shear specimen, inspired by existing state of the art on multimaterial has been set up to characterize this interface. Once local mechanisms have been understood, two models are proposed and compared. The first is numerical and based on finite elements method and cohesive elements. It allows us to validate the model hypotheses while describing the effort repartition between the pins. The second one is based on a Representative Volume Element. It establishes analytically the behaviour law of the interface. This law is then inserted inside a simplified numerical model of the specimen by means of a nonlinear spring. To conclude, these approaches are applied to the industrial case of study and the result have been validated by a second experimental campaign.

Key Words

Multimaterial, CMT pin, Finite Elements Method, Analytical Method

A l'heure de franchir la ligne d'arrivée, après trois ans de travail, des centaines de lignes de codes, et des dizaines d'éprouvettes rompues, il est temps de remercier ceux qui de près ou de loin, au quotidien ou ponctuellement, ont donné de leur temps, m'ont accompagné durant ce parcours.

J'adresse ainsi mes plus chaleureux remerciements à la tribune d'honneur : au professeur Jacques Renard pour m'avoir accepté de présider mon jury. Je remercie également les professeurs Fodil Meraghi et Francis Collombet pour leur travail de relecture. Leurs remarques et conseils avisés ont apportés toute la rigueur nécessaire à ce document permettant de tirer le meilleur de mon ouvrage.

Toute mon estime et ma gratitude vont également à Thierry Renault qui en plus de m'avoir suivi tout au long de cette thèse a eu la gentillesse d'accepter de participer à mon jury. Je te remercie pour la sérénité et le professionnalisme avec lesquels tu as dirigé le projet LIMECO, pour m'avoir encouragé dans les moments de creux et d'avoir su, tout en balisant le trajet, me donner la liberté nécessaire au bon avancement des travaux. J'en profite pour remercier également tous les autres partenaires du projet.

Il m'est plus difficile de trouver les mots pour te remercier Patrick car ta contribution ne se limite pas à l'aspect académique, pédagogique, ou moral. Tu as su en faire la synthèse tout en me poussant à donner le meilleur de moi-même. Tu as su orienter mes travaux sans pour autant te les approprier. Tu as su enfin m'accompagner tout au long de cette aventure et donner sans compter de ton temps et, à mon sens, aller au-delà du simple travail de coach. Pour tout cela je te remercie.

J'ai également une pensée pour chacun des coéquipiers de l'IRT avec qui j'ai pu échanger, discuter infliger des capots belotés et des gamelles. Dédicace à Lorenzo, Rémy, David, Sylvain, Khalid, Xavier, Olivier, Javier, Yannick, Linda, Sandy, Julio, Philippe, Marie et Charlotte. Un merci spécial à Thuanh Linh et Mamadou pour avoir assisté à ma soutenance ainsi qu'à Tanguy pour s'être lui aussi investi au-delà de son rôle de manager.

L'équipe Centrale Nantes n'a pas été en reste et comme je ne veux oublier personne je remercie les anciens doctorants Mathieu, Kevin, Andrès, Matthieu, Loïc, Béranger, les nouveaux, Dasha, Rohit, Benoit, Quentin, Jorge, Anh Tuan et les anciens-nouveaux Alina et Romain. Un grand merci pour les bons moments passés et pour m'avoir aidé régler les derniers détails lors des soutenances blanches. Je remercie enfin les membres de l'équipe encadrante qui a toujours été à l'écoute : Pascal, Laurent, Eric, Pierrick, Jean Michel et Cynthia.

Je souhaite inclure mes proches à cette liste. Mes parents et mon frère pour m'avoir lancé dans les meilleures conditions et le sac à dos bien rempli. A Audrey enfin pour avoir croisé mon chemin un certain soir de mars et avoir accepté de joindre sa route à la mienne.

CHAPITRE 0 : INTRODUCTION

1.	Cadre de l'étude	4
2.	Présentation de l'assemblage	5
3.	Problématique	6

CHAPITRE I : ETAT DE L'ART

1.	Technologies couramment utilisées industriellement	10
1.1.	Collage structurel	10
1.1.1.	<i>Une introduction.....</i>	<i>10</i>
1.1.2.	<i>Méthodes analytiques</i>	<i>11</i>
1.1.3.	<i>Méthodes numériques.....</i>	<i>12</i>
1.2.	Rivetage / boulonnage	14
1.2.1.	<i>Avantages et inconvénients</i>	<i>14</i>
1.2.2.	<i>Approches de modélisation</i>	<i>14</i>
1.3.	Assemblage Hybrides	15
2.	Technologies innovantes ou en cours d'introduction	16
2.1.	Z-pinning	17
2.2.	Feuille de métal optimisée en 3D	18
2.3.	Texturation fine de l'interface, Procédé Comeld.....	19
3.	Structuration de l'interface par dépose de picot.....	21
3.1.	Description du procédé	21
3.2.	Etudes du comportement	22
3.3.	Réalisation de picot par fabrication additive	24
4.	Adhésion directe polymère métal	25
4.1.	Mécanismes mis en jeu	25
4.2.	Modèles numériques	26
5.	Conclusion	28

CHAPITRE II : CAMPAGNE EXPERIMENTALE

1. Matériaux de l'étude et caractérisation	32
1.1. Acier.....	32
1.2. Composite	35
1.3. Picot de soudure.....	41
1.4. Conclusion	42
2. Description de la campagne expérimentale	43
2.1. Réalisation des éprouvettes.....	43
2.1.1. Géométrie choisie pour les éprouvettes	43
2.1.2. Texturation des plaques.....	45
2.1.3. Thermo estampage	46
2.1.4. Découpe des éprouvettes	47
2.2. Le banc d'essai.....	48
3. Résultats d'essai et discussion.....	50
3.1. Loi effort déplacement des éprouvettes	50
3.2. Discussion.....	51
4. Conclusion	55

CHAPITRE III : MODELISATION, LES DIFFERENTES APPROCHES

1. Modèle numérique de l'éprouvette double recouvrement	60
1.1. Géométrie & maillage.....	60
1.2. Conditions aux limites et de contact	61
1.3. Choix des modèles matériaux	62
1.3.1. Acier S500MC (partie métallique)	62
1.3.2. Acier picot	63
1.3.3. Composite Dynalite	64
1.3.4. Eléments cohésifs, loi d'adhésion métal/composite	66
1.3.4.1. Comportement selon le Mode I.....	67
1.3.4.2. Comportement selon le Mode mixte I/II.....	69

1.4.	Comparaison aux résultats expérimentaux	70
1.4.1.	<i>Résultats globaux</i>	70
1.4.2.	<i>Analyse des champs de déformation</i>	75
1.4.3.	<i>Effort en pied de picot</i>	76
2.	Modèle analytique des éprouvettes longitudinales	78
2.1.	Modèle à l'échelle du Volume Elémentaire Représentatif	78
2.1.1.	<i>Le modèle</i>	78
2.1.2.	<i>Etude paramétrique</i>	79
2.1.2.1.	<i>Maillage</i>	79
2.1.2.2.	<i>Dimensions du VER</i>	80
2.2.	Algorithme analytique calcul du comportement global du ressort	82
2.2.1.	<i>Présentation du problème</i>	82
2.2.2.	<i>Modèle équivalent</i>	82
2.2.3.	<i>Mise en équation</i>	84
2.2.4.	<i>Non linéarité des lois d'interface</i>	84
2.3.	Intégration en tant que loi d'interface.....	85
2.4.	Extension du modèle et optimisation.....	87
3.	Conclusion	89

CHAPITRE IV : EXTENSION DU MODELE AU CAS D'ETUDE INDUSTRIEL

1.	Campagne d'essai expérimentale	92
1.1.	Description du plan d'expérience	92
1.1.1.	<i>L'éprouvette</i>	92
1.1.2.	<i>Les configurations testées</i>	93
1.1.3.	<i>Banc d'essai</i>	94
1.1.4.	<i>Etalonnage du banc d'essai</i>	94
1.2.	Post-traitement et analyse	96
1.2.1.	<i>Résultats d'essai</i>	96
1.2.2.	<i>Discussion</i>	97
2.	Modèle numérique	99
2.1.	Modèle volumique interface	99

2.2.	Modèle volumique Volume Élémentaire Représentatif.....	101
2.2.1.	<i>Géométrie</i>	101
2.2.2.	<i>Conditions limites</i>	102
2.2.3.	<i>Loi couple angle</i>	102
2.2.4.	<i>Impact des différents facteurs</i>	103
2.2.4.1.	<i>Orientation des fibres</i>	103
2.2.4.2.	<i>Conditions limites</i>	104
2.2.5.	<i>Loi d'interface retenue et formulation analytique</i>	105
3.	Modèle analytique	106
3.1.	Préambule	106
3.1.1.	<i>Schématisation et hypothèses</i>	106
3.1.2.	<i>Loi d'interface, picot et cohésif</i>	107
3.1.3.	<i>Composite Dynalite</i>	107
3.2.	Construction de l'algorithme	108
3.2.1.	<i>Calcul du moment</i>	108
3.2.2.	<i>Equilibre local</i>	108
3.2.3.	<i>Généralisation à l'interface</i>	110
3.3.	Prise en compte de la plasticité.....	111
3.4.	Post traitement des résultats et comparaison aux résultats numériques.....	111
4.	Modèle complet	112
4.1.	Loi matériau du surmoulage	112
4.2.	Maillage et conditions limites.....	112
4.3.	Loi d'interface.....	113
4.4.	Résultats.....	113
5.	Modèle multicouche	114
5.1.	Limites de la méthode analytique	114
5.2.	Éléments multicouches	115
6.	Conclusion	117

CHAPITRE V : BILAN & PERSPECTIVES

1. Bilan 121

2. Perspectives 123

Bibliographie 126

Figure 0.1. Normes d'émission de CO ₂ : comparaison entre les indices européen, Américains et Chinois	4
Figure 0.2. Solution état de l'art de l'assemblage de l'articulation du siège sur un flasque de dossier .	5
Figure 0.3. Géométrie de l'assemblage telle que proposée par le projet LIMECO.....	6
Figure I.4. Le collage accompagne les premiers pas de l'aéronautique.....	10
Figure I.5. Sollicitation hors plan dans les joints à simple recouvrement.....	11
Figure I.6. Modes de propagation de fissure.....	13
Figure I.7. Flexibilité d'une fixation [32]	15
Figure I.8. Comparaison des résultats d'essais numériques et expérimentaux dans [33].....	16
Figure I.9. Schéma de fonctionnement du Z-pinning , tiré de [52].	17
Figure I.10. Modélisation de l'interface Z pin [53]	18
Figure I.11. Arrow pinning [58].....	18
Figure I.12. Schéma du procédé surfi sculpt	19
Figure I.13. Vue macroscopique de la surface texturée par la technologie Surfisculpt et joint COMELDTM métal-fibre de verre.....	20
Figure I.14. Volume élémentaire représentatif tel que proposé par Zhang	20
Figure I.15. Brevet Alstom.....	21
Figure I.16. Brevet Fronius, fonctionnement de la technologie CMT	21
Figure I.17. Différentes géométries de picot, cylindrique, pointe, sphérique. [73].....	22
Figure I.18. Epreuve picot cylindrique, post rupture.....	22
Figure I.19. Feuille d'acier texturée par les technologies Arrow pinning (a) et CMT pin (b), [75].....	23
Figure I.20. Effort à rupture de l'éprouvette en fonction du nombre et du diamètre des picots [76].	24
Figure I.21. Comportement des éprouvettes selon la géométrie des picots [73]	24
Figure I.22. Assemblage de type HYPER.....	25
Figure I.23. Trois mécanisme d'adhésion, mécanique, moléculaire et thermodynamique.....	26
Figure I.24. Influence de la rugosité sur le type de rupture (a) texturation de la plaque acier (b) différentes ruptures	26
Figure I.25. Loi d'interface normalisée.....	27
Figure II.26. Usinage et géométrie de l'éprouvette de caractérisation métallique	32
Figure II.27. Eprouvettes métalliques.....	33
Figure II.28. (a) Un essai de traction, (b) Eprouvettes métalliques, post essai	33
Figure II.29. Résultat des essais de caractérisation de l'acier S500MC.....	34
Figure II.30. Un volume élémentaire représentatif du composite.....	35
Figure II.31. Géométrie des éprouvettes composites.....	36
Figure II.32. Eprouvette post rupture.....	36
Figure II.33. Résultat nominaux des essais de caractérisation.....	37
Figure II.34. Coefficient de de Poisson	38
Figure II.35. Eprouvette orientée à 45°	38
Figure II.36. Loi de comportement en cisaillement de la dynalite	39
Figure II.37. Micro structure d'un picot	41
Figure II.38. Caractérisation du G ₃ Si ₁ , fil.....	42
Figure II.39. Géométrie de l'éprouvette double recouvrement (EDR).....	44

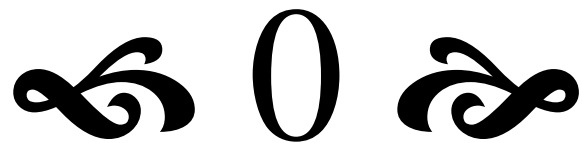
Figure II.40. Dispositions de picots testées (a) 24*2 picots, (b) 12*2 picots, (c) 4*2 picots, (d) 18*2 picots (en quinconce)	44
Figure II.41. Bloc final	44
Figure II.42. Robot équipé de la tête de soudage CMT	45
Figure II.43. Texturation des plaques et contrôle de la hauteur des picots.....	45
Figure II.44: Les différents composants de l'assemblage, avant l'estampage	46
Figure II.45: Bloc final, post estampage	46
Figure II.46. Défaut d'alignement des fibres, induit par le fluage de la résine	47
Figure II.47. Découpe jet d'eau	47
Figure II.48. Eprouvette découpée, bloc test à gauche, bloc final à droite	48
Figure II.49. Eprouvette indiquée, ici configuration 12 picot, 45°	48
Figure II.50. Montage expérimental.....	49
Figure II.51. Mesure des déplacements par corrélation d'image	49
Figure II.52. Influence des effets hors plan	50
Figure II.53. Instrumentation par jauge des éprouvettes	50
Figure II.54. Différence entre le déplacement machine et le déplacement mesuré par corrélation d'image.....	51
Figure II.55. Deux types de rupture : Rupture de la partie composite, Rupture de l'interface... ..	51
Figure II.56. Résultats expérimentaux, composite orienté à 0°	52
Figure II.57. Résultats expérimentaux, composite orienté à 45°	52
Figure II.58. Visualisation des déplacements hors plan de l'assemblage (vue de face).....	53
Figure II.59. Bloc test, Rupture de l'interface (a) pré-rupture, (b) post rupture.....	53
Figure II.60. Aspects post rupture de l'interface.....	54
Figure II.61. Comparaison des mesures effectuées par jauge et corrélation d'image, réalisées sur la configuration 24 picots, 0°	54
Figure II.62. Rupture asymétrique de l'éprouvette 24 picots, 0°	54
Figure II.63: Comparaison des mesures effectuées par jauge et corrélation d'image, réalisées sur la configuration 24 picots, 0°	55
Figure III.64. Géométrie du modèle numérique.....	60
Figure III.65. Décomposition de la géométrie du modèle	61
Figure III.66. Maillage de l'éprouvette (125000 nœuds, 116000 éléments).....	61
Figure III.67. Conditions aux limites de l'éprouvette longitudinale	62
Figure III.68. Loi de comportement acier S500MC.....	63
Figure III.69. Picot CMT	63
Figure III.70. Loi de comportement, Picot CMT	64
Figure III.71. Loi de comportement, dynalite.....	64
Figure III.72. Conditions limites	65
Figure III.73. Test traction 45°, loi matériau *MAT_LAMINATED_FRACTURE_DAIMLER_PINHO.....	66
Figure III.74. Différentes lois traction séparation normées [108].....	68
Figure III.75. Exemple de loi de traction séparation cohésive	69
Figure III.76. Loi de comportement 138 (issue du Keyword manual de LS Dyna).....	70
Figure III.77. Vue en coupe du comportement de l'éprouvette, contrainte de Von Mises	71
Figure III.78. Comportement des éléments cohésifs au sein de l'éprouvette	72

Figure III.79. Configuration 24 picots	72
Figure III.80. Configuration 12 picots	73
Figure III.81. Configuration 4 picots	73
Figure III.82. Influence de l'orientation des fibres sur le comportement global	74
Figure III.83. Bilan énergétique du système (modèle 24 picots).....	74
Figure III.84. Influence des termes d'inertie sur le modèle (modèle 24 picots)	75
Figure III.85. Comparaison expérimental numérique, configuration 24 picots, vue dessus, déformations longitudinales	75
Figure III.86. Comparaison expérimental numérique, configuration 12 picots, vue tranche, déformations longitudinales	75
Figure III.87. Comparaison expérimental numérique, configuration 4 picots, vue tranche, déformations longitudinales	76
Figure III.88. Effort en pied de picot, configuration 24 picots.....	76
Figure III.89. Effort en pied de picots	77
Figure III.90. Géométrie & maillage à l'échelle du picot (3700 nœuds, 3000 éléments).....	78
Figure III.91. Conditions aux limites	78
Figure III.92. Comparaison modèle picot unique / modèle éprouvette.....	79
Figure III.93. Différentes tailles de maille considérées	79
Figure III.94. Influence du maillage sur la loi de comportement	80
Figure III.95. Différentes dimensions de VER	81
Figure III.96. Différentes dimensions de VER	81
Figure III.97. Graphique de l'éprouvette à double recouvrement	82
Figure III.98. Schéma du VER.....	83
Figure III.99. Modèle équivalent du VER.....	83
Figure III.100. Schéma de l'éprouvette complète	84
Figure III.101: Géométrie et maillage de l'assemblage.....	85
Figure III.102: Comparaison des résultats expérimentaux, numériques et analytiques.....	86
Figure III.103: Comparaison des efforts numériques et analytiques en pied de picot	87
Figure III.104 : Evolution de la loi effort déplacement en fonction du nombre de rangées d'un unique picot.....	88
Figure III.105: Evolution de l'effort maximal admissible selon le nombre de picots par rangée.....	88
Figure IV.106. Géométrie du flasque d'articulation.....	92
Figure IV.107. Ancrage du composite sur le disque texturé	92
Figure IV.108. Assemblage triangle	93
Figure IV.109. Disposition de picot testées : (a) 168 picots, (b) 120 picots, (c) 117 picots, (d) 78 picots	93
Figure IV.110. Banc d'essai, vue générale	94
Figure IV.111. Comparaison des résultats numérique et expérimentaux sur la configuration triangles soudés	95
Figure IV.112. Résultats d'essais ; (a) Interface 1, (b) Interface 2, (c) Interface 3, (d) Interface 4, (e) Interface 5, (f) lisse	96
Figure IV.113. Les différentes phases de la rupture.....	97
Figure IV.114. Aspect post rupture de l'interface	97

Figure IV.115. Rupture de la soudure sur interface 2	98
Figure IV.116. Comparaison des moments à rupture et des pentes à l'origine	99
Figure IV.117. Géométrie & Maillage ; (a) vue d'ensemble, (b) zoom sur un picot et son voisinage .	100
Figure IV.118. Conditions limites.....	100
Figure IV.119. Loi couple - angle de l'interface	100
Figure IV.120. Comportement d'un picot au sein de l'assemblage	101
Figure IV.121. Loi couple - angle de l'interface	102
Figure IV.122. Conditions limites imposées au VER	102
Figure IV.123. Loi effort déplacement VER	103
Figure IV.124. Influence de l'orientation des fibres sur maillage sur la loi de comportement.....	104
Figure IV.125. Conditions aux limites : simulation du surmoulage	104
Figure IV.126. Influence du surmoulage sur le VER	105
Figure IV.127. Loi de comportement effort-déplacement picot.....	105
Figure IV.128. Géométrie & Notations.....	106
Figure IV.129. Numérotation des picots.....	108
Figure IV.130. Travail du composite ; (a) entre les picots d'une couronne, (b) en cisaillement entre les couronnes.....	109
Figure IV.131. Comparaison des résultats analytique et numérique, en torsion	111
Figure IV.132. Loi de comportement du surmoulage	112
Figure IV.133. Géométrie et maillage de l'assemblage.....	113
Figure IV.134. Modélisation de l'interface.	113
Figure IV.135. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux, éprouvette triangle 117 picots	114
Figure IV.136. Plastification des pattes du surmoulage lors d'une sollicitation en torsion	115
Figure IV.137. Schéma d'un élément multicouche.	115
Figure IV.138. Géométrie des modèles volumiques et multicouches.....	116
Figure IV.139. Loi couple angle du modèle multicouche.	116
Figure V.140. Méthodologie suivie lors des travaux.....	122
Figure V.141. Autres débouchés potentiels de la méthode : les fenêtres ou le soyage	123

Tableau II.1. Caractéristiques matériau de l'acier S500MC.....	35
Tableau II.2. Caractéristiques matériau en traction de la dynalite	37
Tableau II.3. Caractéristiques matériau en cisaillement de la dynalite	40
Tableau II.4. Caractéristiques matériau de la dynalite.....	40
Tableau II.5. Caractéristiques matériau fournisseur de la dynalite	41
Tableau II.6. Caractéristiques matériau G_3Si_1 , brut de soudage	41
Tableau II.7. Caractéristiques matériau G_3Si_1 , fil.....	42
Tableau II.8. Récapitulatif des caractéristiques matériaux	43
Tableau III.9. Caractéristiques matériaux, Acier S500MC	63
Tableau III.10. Caractéristiques matériaux, Picots	64
Tableau III.11. Caractéristiques matériaux, Dynalite	65
Tableau III.12. Paramètre matériaux adhésion directe.....	70
Tableau III.13. Temps de calcul pour les différents modèles	70
Tableau III.14. Comparaison des différents modèles.....	86
Tableau III.15: Evolution du nombre de picot nécessaires à la tenue de l'interface	88
Tableau IV.16. Interfaces testées	93
Tableau IV.17. Loi matériau du surmoulage.....	112
Tableau IV.18. Comparaison des résultats expérimentaux et analytiques, éprouvette triangle.....	114

Chapitre



Introduction



Chaîne de montage Citroën, 1919

Dans ce chapitre nous aborderons le cadre de l'étude, et la façon dont cette thèse s'ancre dans une réelle problématique industrielle. Nous détaillerons ensuite notre cas d'étude à savoir un assemblage multimatériaux liant la tête du mécanisme d'articulation au dossier de siège avant. La méthode employée pour répondre à la problématique et le plan du manuscrit sont données et explicités dans la dernière partie de cette introduction

Plan du chapitre

1.	Cadre de l'étude	4
2.	Présentation de l'assemblage	5
3.	Problématique	6

1. Cadre de l'étude

Toujours plus sûres, toujours plus équipées, telle aurait pu être la devise du secteur automobile lors de la précédente décennie. Cependant, les années 2010 vont marquer un tournant : en effet dans un contexte de réchauffement climatique et de globalisation, les normes sur les émissions de CO₂ des véhicules se durcissent de plus en plus tant pour les constructeurs (pénalités financières) que pour le consommateur (fiscalité bonus/malus écologique). Mieux, cette tendance n'est pas limitée à la seule Europe, bien qu'elle reste à la pointe en matière de législation, avec un objectif de 95g de CO₂/km maintenu à l'horizon 2020, mais s'inscrit dans un mouvement mondial : les Etats-Unis, mais aussi des nouvelles puissances économiques telles que le Brésil et la Chine lui emboîtent le pas comme le montre la Figure 0.1.

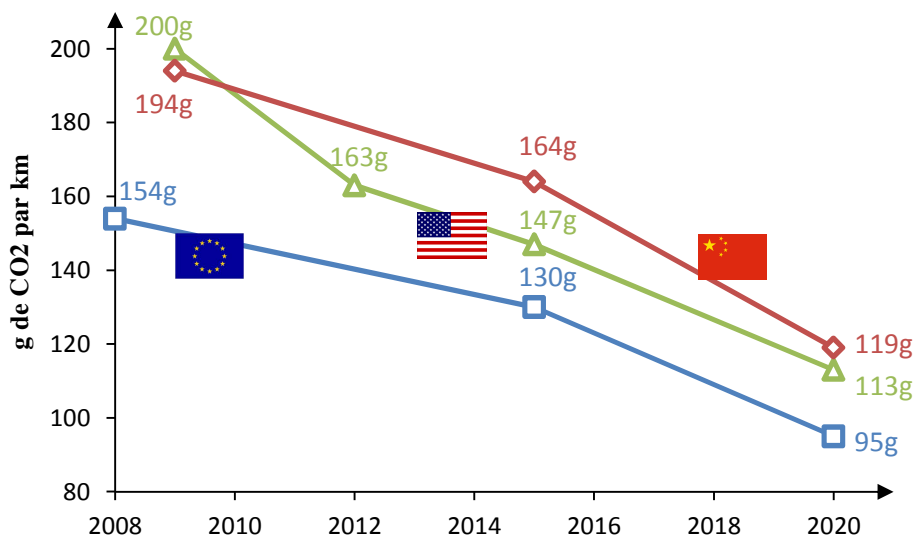


Figure 0.1. Normes d'émission de CO₂ : comparaison entre les indices européen, Américains et Chinois¹

Pour atteindre ces nouveaux objectifs, l'industrie automobile doit alors actionner différents leviers : optimisation de la chaîne de traction, allègement structurel, aérodynamisme, diminution de la résistance au roulement, etc. Parmi ces possibilités, l'allègement présente l'un des plus importants potentiels. Cependant, une simple amélioration des technologies existantes ne permettra pas d'atteindre les objectifs fixés : des solutions de ruptures doivent être envisagées. Avec l'aluminium et les aciers HLE, les composites apparaissent comme une solution prometteuse. Dans une présentation de 2013, PSA évaluait à 200kg le gain de masse représenté par l'introduction de composite dans les parties structurantes de l'automobile. Comparé aux 50-70 kg et 150 kg potentiels pour respectivement les HLE et les alliages d'aluminium, l'avantage des composites apparaît plus clairement. Au sein des familles de composite et pour des raisons de coût de production, la fibre de carbone reste cantonnée au haut de gamme, les constructeurs lui préfèrent la fibre de verre qui bien que moins performante reste économiquement viable pour les larges séries.

Cependant les composites bénéficient d'un retour d'expérience bien moins long que celui des métaux. Ajouté à cela, leur comportement mécanique est bien plus complexe à maîtriser que dans le cas de matériaux homogènes. Leur mise en série en tant que partie structurante d'un véhicule devra ainsi lever de nombreux verrous. Parmi ceux-ci leur association avec les autres pièces qui, pour des raisons structurelles ou économiques, devront rester en métal reste un sujet ouvert. Un des verrous fort

¹ http://www.sra.asso.fr/sites/default/files/PDF/1_PSA_0.pdf

concernant les assemblages multimatériaux est leur généralisation aux larges séries du monde de l'automobile. En effet, chaque véhicule est assemblé à partir d'un grand nombre de composants (3000 à 4000 selon le véhicule), les usines produisant plusieurs centaines de véhicules par jour. Le temps de mise en œuvre de l'assemblage est donc un paramètre clef pour ce secteur.

L'automobile a une expérience importante dans les technologies de soudage pour le métal et les technologies de collage structural sont en cours d'introduction. En revanche le manque de solution adaptée aux multimatériaux pénalise le secteur. La synergie liée à l'utilisation de matériaux aux comportements mécaniques très différents l'un de l'autre concentre la problématique technique à l'interface de ces matériaux. Si des applications nombreuses ont d'ores et déjà été industrialisées pour des applications non structurales, le virage évoqué plus haut vise à les étendre aux applications dites structurales pour lesquelles les efforts à transmettre par les liaisons sont multipliés par un facteur 10 ou 100. A ce jour, les bureaux d'étude ne disposent pas des informations nécessaires à la conception de structures incorporant des solutions multimatériaux : abaques de résistance, outils de prédimensionnement et de simulation numérique.

2. Présentation de l'assemblage

Le projet LIMECO, financé par l'IRT Jules Verne en partenariat avec Faurecia, Le Cetim, Compose, et le GeM-Centrale Nantes, au sein duquel s'intègre cette thèse se propose d'adresser certains de ces verrous. Plus particulièrement, une application au siège automobile avant, est proposée dans le projet. Actuellement la solution technique est un dossier acier. Un premier prototype, décrite dans la Figure 0.2, consiste à souder par laser la tête du mécanisme d'articulation en acier à une pièce intermédiaire A. Cette pièce intermédiaire est ensuite vissée à une seconde pièce B, elle-même surmoulée dans le dossier du siège composite. Ce prototype satisfait le cahier des charges technique mais est trop onéreux notamment en raison du principe d'assemblage de l'interface métal composite.

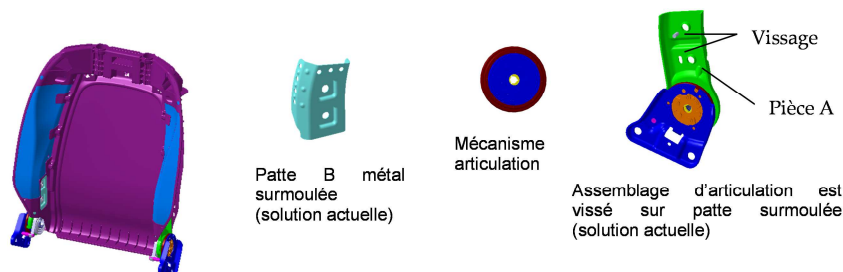


Figure 0.2. Solution état de l'art de l'assemblage de l'articulation du siège sur un flasque de dossier

L'objectif du projet est de fixer directement l'articulation au flasque, supprimant ainsi les deux pièces métalliques intermédiaires A et B, réduisant ainsi la masse du dossier de 1kg. Les matériaux concernés dans le projet sont limités à l'acier et au composite thermoplastique polyamide (PA6) - fibre de verre (dénomination commerciale dynalite). La solution propose d'utiliser la technologie de soudage **Cold Métal Transfer (CMT)** brevetée par Fronius, afin de texturer un disque métallique. Cette technologie, explicitée dans la suite du manuscrit, consiste à souder de fin picots sur une surface métallique au moyen d'une torche de soudage robotisée. Ce disque est ensuite soudé au laser sur la tête d'articulation. L'ensemble est ensuite directement thermo-estampé dans le composite afin de verrouiller l'assemblage en torsion. Une opération de surmoulage renferme la liaison, empêchant le déchaussement du composite le long des picots. Un éclaté de l'assemblage est proposé en Figure 0.3.

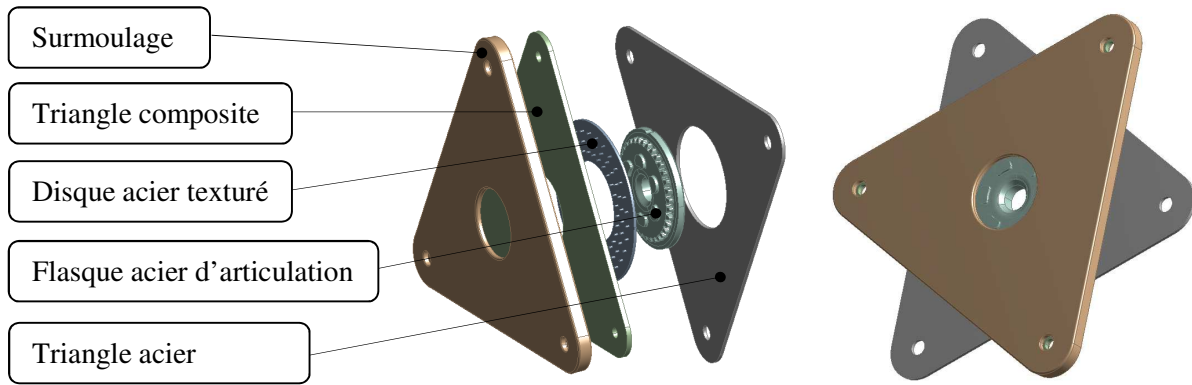


Figure 0.3. Géométrie de l'assemblage telle que proposée par le projet LIMECO.

Le projet étudie également d'autres types de texturation du disque, (crevés, soyages, fenêtres...) ainsi que des solutions de collage mais nous nous limiterons dans cette thèse à une interface de type CMT.

3. Problématique

Au sein du projet cette thèse s'attache à proposer un modèle numérique permettant décrire le comportement global en torsion de cet assemblage

A partir des premières observations, l'hypothèse (vérifiée par la suite) est faite que le comportement global de l'interface est régi par l'interface CMT, les autres interfaces pouvant être considérées comme parfaitement collées sans perte de raideur. L'essentiel des travaux se concentrera donc sur l'interface métal composite de l'assemblage. Son comportement est fonction de la disposition des picots. En effet le moment de torsion imposé se traduit par un effort de cisaillement réparti sur l'ensemble de la texturation aboutissant dans un premier temps à l'inclinaison des picots puis au déchaussement du composite. La loi de comportement globale de l'assemblage dépend donc d'un phénomène local à la fois complexe et non linéaire : la loi de flexion des picots. Cette différence d'échelle rend le problème inadapté à un modèle éléments finis classique. En effet la prise en compte de l'aspect local conduira à un maillage extrêmement fin dans ces régions en regard de l'échelle du problème et par conséquent à des temps de calcul prohibitifs.

Pour lever ce verrou, cette thèse propose une méthode de modélisation efficace pour ce type d'assemblage, et satisfaisant le cahier des charges industriel, à savoir de déterminer par une mise en œuvre aisée et un temps de calcul minimal le comportement global de l'interface, soit la relation liant pour une interface donnée, l'angle de torsion imposée au moment résultant.

On s'attache ainsi à étudier le comportement local, à l'échelle d'un pin, de l'interface puisque c'est lui dicte la réponse globale. Cette étude est essentielle à la maîtrise de notre modèle. De plus, pour notre cas d'étude, la modélisation du comportement d'un unique picot au sein du composite ne se heurtera pas aux difficultés d'échelle préalablement mentionnées. Il s'agit ensuite de déterminer analytiquement le comportement global de l'interface à partir de cette loi locale et de la disposition des picots. Cet algorithme se caractérise par sa simplicité de mise en œuvre tout en donnant une estimation précise et surtout rapide du moment admissible par la structure ce qui en fait autant d'atouts pour des calculs de prédimensionnement et d'optimisation.

La problématique de cette thèse est alors la suivante :

« Comment obtenir rapidement et efficacement le comportement global représentatif de l'interface CMT à partir d'un calcul plus local basé sur le comportement d'un unique picot »

Pour répondre à cette question, ce mémoire se découpe en 4 chapitres :

Un état de l'art des différents joints métal-composite et de leurs modélisations est proposé dans le premier chapitre de ce manuscrit. Nous partirons des méthodes les mieux maîtrisées que sont le boulonnage et le collage puis nous élargirons notre spectre en donnant quelques exemples de technologies récentes en cours d'introduction.

Dans un second chapitre nous chercherons à caractériser expérimentalement et surtout à comprendre le comportement local d'une interface de type CMT et les différents phénomènes impliqués. Ici le projet se heurte à un obstacle important, en effet la géométrie des éprouvettes décrite dans la Figure 0.3 interdit l'accès aux informations de l'interface. Que ce soit par le biais de capteur ou juste visuellement, le surmoulage de l'interface fait que nous devons nous contenter de données expérimentales globales. C'est pourquoi nous nous sommes orientés sur un autre type d'éprouvette, par ailleurs couramment employé dans la caractérisation d'interface, l'éprouvette à double recouvrement. Ces éprouvettes longitudinales soumises à un chargement unidirectionnel nous permettront d'étudier plus efficacement le comportement local de l'interface CMT

Le chapitre III résume lui les travaux de modélisation menés sur cette nouvelle géométrie d'éprouvette. Un premier modèle élément finis général de l'éprouvette est proposé et permet la validation des lois de comportements des différents composants de l'assemblage. Ce modèle permet en outre une étude plus fine de l'influence de chaque picot sur la tenue de l'éprouvette. Nous développons ensuite une méthode analytique efficace permettant de lier ce comportement local aux résultats globaux expérimentaux et numériques. L'algorithme est obtenu en isolant chaque picot puis en effectuant un bilan des efforts afin d'obtenir une relation liant le déplacement imposé à l'effort global résultant. Les performances du modèle éléments finis « classique » sont ensuite comparées à celle d'un modèle analytique-numérique. Pour finir un exemple d'optimisation d'interface est donné pour ce cas de figure.

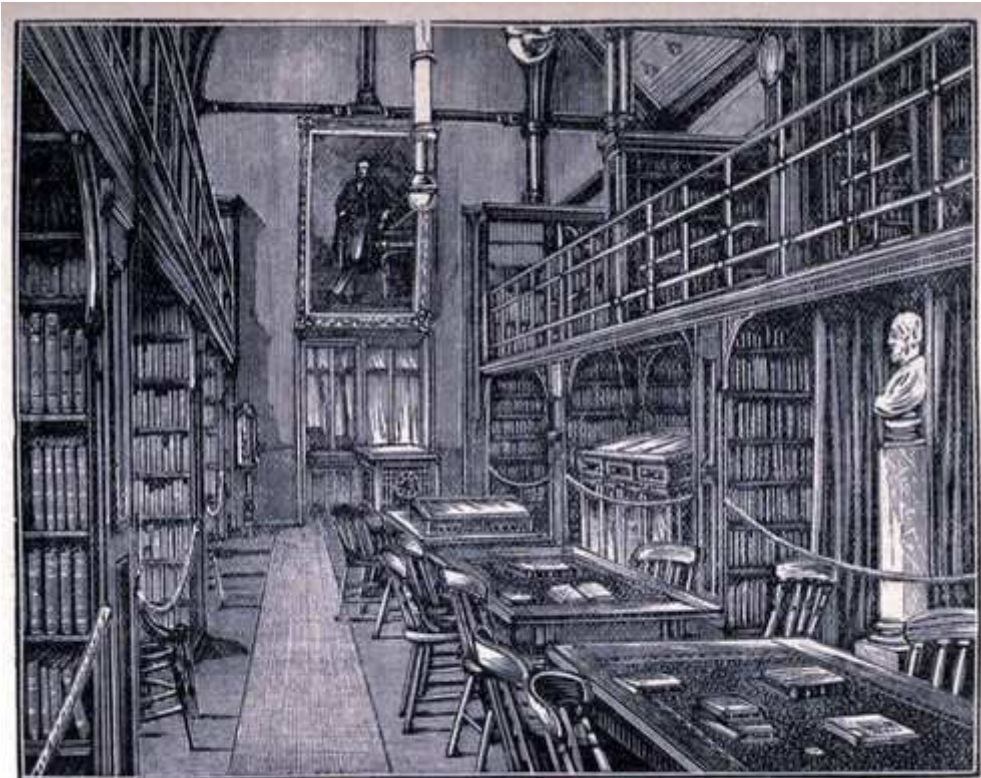
Pour finir le quatrième chapitre de ce mémoire étend ces modèles au cas d'étude industriel, sur les éprouvettes triangles. La campagne expérimentale menée lors du projet LIMECO y est décrite, on s'attardera alors sur le post traitement des résultats pour donner une description phénoménologique des essais. Un modèle numérique reprenant les choix de modélisations fait dans le chapitre précédent est ensuite proposé et servira de référence au modèle analytique décrit par la suite. Ce dernier, toujours basé sur le calcul local d'un picot unique est ensuite explicité et comparés aux résultats expérimentaux et numériques.

Ce rapport se termine par un bilan des principaux apports de cette thèse et élargi le champ d'investigation en soulignant les forces mais également des perspectives ouvertes par le travail.

Chapitre

I

Etat de l'art



REFERENCE LIBRARY, WIGAN.

Dans cette partie un état de l'art des technologies d'assemblage métal composite existantes est donné. On s'intéressera aux technologies déjà éprouvées industriellement que sont le collage, le boulonnage et leur utilisation en synergie. Pour chacune d'entre elle on relèvera les approches de modélisation adaptées. Par la suite nous étendrons notre champ d'investigation à d'autres technologies en cours d'introduction ou moins matures industriellement mais plus proches de notre cas d'étude. Ainsi le z-pinning utilise de fines tiges métalliques pour renforcer les propriétés hors plan du composite tandis que des technologies comme le Procédé Comeld ou le Arrow-pinning permettent également de structurer une interface métal composite. Elles ont également donné lieu des méthodes de modélisation originales que nous essaierons de lier à notre cas d'étude. Nous détaillerons pour finir les technologies propres à notre cas d'étude, la texturation de surface par dépose de picot ainsi que les méthodes de surmoulage. Ce champ d'étude relativement restreint n'a donné lieu qu'à peu de publication et nous tenterons de cerner les manques. En rapprochant ces diverses solutions bibliographiques de notre cas d'étude, nous essaierons d'en extraire une méthodologie appropriée.

Plan du chapitre

1.	Technologies couramment utilisées industriellement.....	10
1.1.	Collage structurel	10
1.2.	Rivetage / boulonnage	14
1.3.	Assemblage Hybrides.....	15
2.	Technologies innovantes ou en cours d'introduction	16
2.1.	Z-pinning	17
2.2.	Feuille de métal optimisée en 3D	18
2.3.	Texturation fine de l'interface, Procédé Comeld.....	19
3.	Structuration de l'interface par dépose de picot	21
3.1.	Description du procédé.....	21
3.2.	Etudes du comportement	22
3.3.	Réalisation de picot par fabrication additive	24
4.	Adhésion directe polymère métal	25
4.1.	Mécanismes mis en jeu.....	25
4.2.	Modèles numériques.....	26
5.	Conclusion	28

1. Technologies couramment utilisées industriellement

1.1. Collage structurel

1.1.1. Une introduction

Le collage est une technique séculaire dont l'utilisation remonte bien avant l'époque industrielle. Dès la préhistoire, en 200 000 avant notre ère, on retrouve l'utilisation d'adhésifs naturels, en l'occurrence le brai végétal issu de l'écorce de bouleau, pour la réalisation d'outils agricoles ou de guerre. Avec le temps les techniques se sont perfectionnées, industrialisées et le XX^{ème} siècle voit l'apparition des colles de synthèse modernes qui se déclinent à présent selon de larges gammes (cyanoacrylates, époxyde, polyuréthane, polyamide...). C'est avec la naissance de l'aéronautique (Figure I.4) et surtout son développement lors de la première guerre mondiale que le collage structural moderne apparait. Dans les années 60, c'est au tour de l'automobile d'adopter cette technologie avec le collage de raidisseurs [1]. En raison des grandes cadences de production le procédé doit s'adapter à un cahier des charges bien différent. En premier lieu, le temps de mise en œuvre de l'adhésif, relativement lent, oblige l'utilisation d'une fixation supplémentaire qui permettra de maintenir l'assemblage en place le temps que les deux parties soient rigidement liées. En outre son utilisation dans les ateliers, à l'atmosphère souvent chargée en poussières et autres particules, rend le traitement de la surface plus incertain. Pour finir l'assemblage ne doit pas être affecté par les autres étapes de production et notamment dans le cas automobile le passage en cataphorèse. Malgré toutes ces contraintes, il reste encore largement utilisé dans le domaine automobile en raison de ses nombreux atouts : son utilisation permet de préserver l'intégrité des substrats ainsi assemblés. Il s'adapte également à la plupart des matériaux utilisés industriellement tout en garantissant une répartition de contrainte homogène sur l'ensemble de l'interface. Son faible coût lui permet également d'être considéré comme une solution économiquement viable pour la majorité des problématiques. D'autres propriétés comme l'amortissement des vibrations, l'étanchéité ou l'amortissement des dilatations différentielles peuvent encore trouver leur intérêt selon les applications visées.

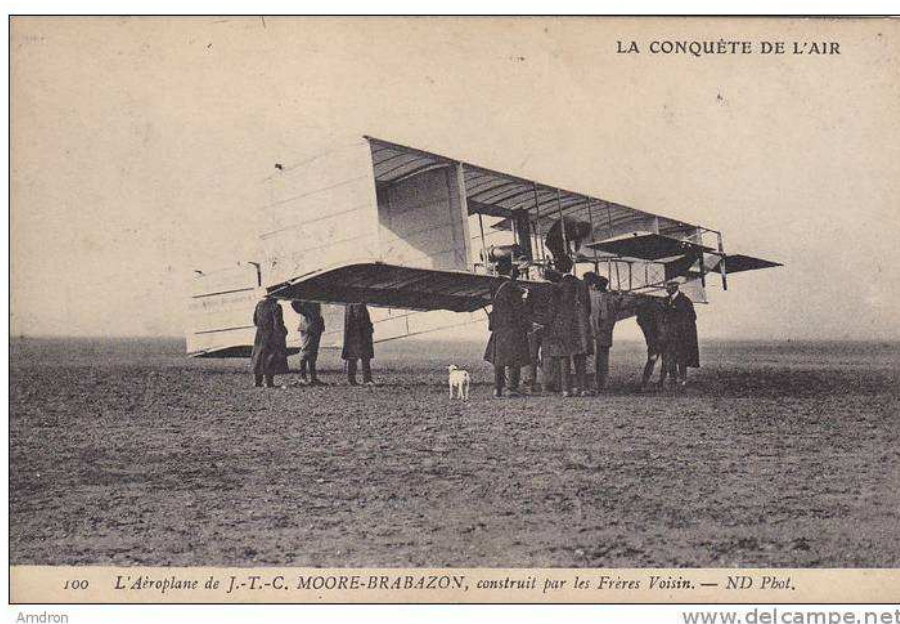


Figure I.4. Le collage accompagne les premiers pas de l'aéronautique

Si ces caractéristiques ont permis aux assemblages collés de se généraliser au cours des dernières décennies, certains verrous technologiques restreignent encore son utilisation. Son caractère

permanent est source de difficultés : un assemblage collé est indémontable une fois la polymérisation achevée ce qui complique l'utilisation de pièces de rechange. Ensuite, et bien que sa tenue mécanique soit validée en environnement standard, elle chute sitôt qu'elle est plongée dans un environnement agressif. Les assemblages collés sont particulièrement sensibles aux conditions de température et d'humidité. Intéressons-nous à présent aux méthodes de modélisation, analytiques et numériques efficaces pour ce type de liaison et l'usage qui pourrait en être fait dans notre cas d'étude.

1.1.2. Méthodes analytiques

De nombreuses méthodes analytiques décrivant la tenue des joints collés existent dans la littérature. La première approche fut donnée par Volkersen [2] en 1938. Dans ces travaux, seul le comportement en cisaillement d'un adhésif isotrope linéaire est considéré. L'étude réussit tout de même à mettre en avant la concentration de contrainte aux extrémités de l'interface. Plusieurs autres travaux [3] ; [4] prolongent cette approche, cependant la précision de ces modèles reste limitée par les efforts hors plan, inévitables dans le cas de joints à simple recouvrement. Ces effets hors plan sont dus à l'excentricité du chargement comme illustré en Figure I.5.

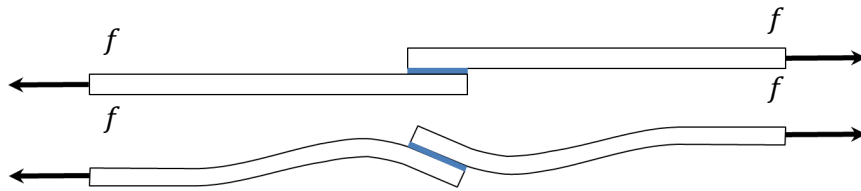


Figure I.5. Sollicitation hors plan dans les joints à simple recouvrement

Dans Goland et Reissner [5], si l'adhésif et le substrat sont toujours considérés comme parfaitement élastiques, l'excentricité du chargement est prise en compte par l'introduction d'un moment de flexion. Ce moment a pour effet direct d'introduire une contrainte de pelage $S(x)$ normale au plan d'assemblage en plus des contraintes de cisaillement $T(x)$. Ces travaux aboutissent à la formulation suivante des contraintes :

$$T(x) = -\frac{1}{4bl} \left[(1 + 3k) \frac{\beta L}{2e_1} \frac{ch\left(\frac{\beta x}{e_1}\right)}{sh\left(0.5 \frac{\beta L}{e_1}\right)} + 3(1 - k_{GR}) \right] f \quad (I. 1)$$

Avec :

$$\beta^2 = 8 \frac{G}{E_1} \frac{e_1}{e} \quad (I. 2)$$

Et :

$$S(x) = -\frac{e_1}{4L^2 b \Delta} \left[\begin{aligned} & (0.5R_2 \lambda^2 k_{GR} + \lambda k' ch(\lambda) \cos(\lambda)) ch\left(\lambda \frac{2x}{L}\right) \cos\left(\lambda \frac{2x}{L}\right) \\ & + (0.5R_1 \lambda^2 k_{GR} + \lambda k' sh(\lambda) \sin(\lambda)) sh\left(\lambda \frac{2x}{L}\right) \sin\left(\lambda \frac{2x}{L}\right) \end{aligned} \right] f \quad (I. 3)$$

Où :

$$\lambda = \sqrt[4]{6 \frac{E}{E_1} \frac{e_1}{e} \cdot \frac{L}{2e_1}} \quad (I. 4)$$

Et R_1, R_2, Δ des coefficients découlant de λ .

Par ce modèle et dans le cas de substrats indéformables, la contrainte de cisaillement maximale obtenue est deux fois supérieure à celle de Volkersen montrant ainsi l'importance des efforts hors plan pour ce type d'assemblage. Par la suite ce modèle analytique est enrichi par différentes contributions : Hart Smith [6] ; [7], ajoute la prise en compte du comportement élastique plastique de l'adhésif, Oplinger [8] & Tsai et Morton [9], appliquent les hypothèses de grands déplacements, Crocombe et Bigwood [10] étudient le cas d'un chargement hors plan, Smeltzer et Klang [11] travaillent sur des substrats non isotropes, enfin Delale et Erdogan [12] introduisent les caractéristiques viscoélastiques de l'adhésif.

Ceci constitue un aperçu non exhaustif des méthodes analytiques appliquées aux adhésifs. La précision de ces méthodes est fonction des hypothèses simplificatrices appliquées. Elles sont régulièrement utilisées pour des calculs de prédimensionnement sur géométries simples. Lorsque ces hypothèses sont trop contraignantes, ou si la géométrie étudiée sort des classiques du genre, un modèle numérique doit alors être mis en place.

1.1.3. Méthodes numériques

Si plusieurs méthodes numériques sont développées pour résoudre les équations aux dérivées partielles, la plus connue et la plus utilisée actuellement demeure la Méthode des Eléments Finis. Sa souplesse lui permet d'aborder de nombreux aspects des milieux continus allant de la thermique à l'électromagnétisme en passant bien sûr par le calcul de structure. Cette méthode a été largement employée dans la littérature pour la modélisation des joints collés. Ashcroft [13], a donné une description de la méthode appliquée aux joints adhésifs. Toute la difficulté dans ce type de modèle consiste à donner un critère satisfaisant sur la rupture du joint.

Une première approche de la rupture par la mécanique des milieux continus propose de donner un critère de rupture sur une grandeur locale de la structure, contrainte, déformation ou énergie de déformation. Dans le cas d'un comportement fragile de l'adhésif, un critère sur les contraintes est préconisé par les travaux d'Adams [14]. A l'inverse pour un adhésif plus souple ou ductile, un critère sur les déformations est plus approprié [15]. Ce type de critère reste toutefois à utiliser avec prudence. En effet, étant basé sur des grandeurs locales il implique une forte dépendance du modèle au maillage. De plus au voisinage de singularités géométriques (angle inférieur à 180° , fissuration), la contrainte numérique théorique devient alors infinie (phénomène de localisation), l'utilisation de tel critère est alors impossible.

Pour de tel cas de figure c'est la mécanique de la rupture qui s'applique. Dans cette approche, l'hypothèse de continuité du matériau n'est plus prise en compte. Le solide est vu comme comportant des multitudes de microcavités. Il s'agit alors de déterminer l'énergie nécessaire à la propagation de fissures entre ces défauts. On s'intéresse alors au taux de restitution d'énergie V du matériau, qui représente l'apport d'énergie nécessaire à l'ouverture d'une fissure de surface libre A et se mesure en J/m^2 (I. 5).

$$G = -\frac{\partial V}{\partial A} \tag{I. 5}$$

Cette grandeur globale est caractéristique du matériau étudié. Elle permet d'étudier l'initiation ou la propagation de fissure, en vérifiant les conditions suivantes, soit γ l'énergie spécifique de rupture par unité de surface

Propagation si $G - 2\gamma \geq 0$
 Arrêt sinon

(I. 6)

Trois modes d'application des efforts donnés en Figure I.6 permettent à la rupture de se propager, de manière générale une fissure se propage selon une combinaison de ces modes :

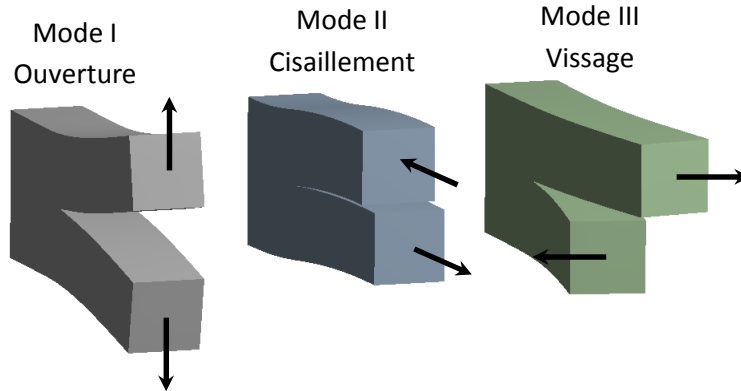


Figure I.6. Modes de propagation de fissure

C'est Griffith [16] qui le premier étudia cette approche et formula alors le critère de Griffith qui lie la contrainte à la rupture σ_f à la dimension du défaut a .

$$\sigma_f \sqrt{a} \approx C \quad (\text{I. 7})$$

C Étant un paramètre caractéristique du matériau.

Ces travaux restèrent longtemps inutilisés par les ingénieurs. En effet, ceux-ci ne s'appliquent qu'aux matériaux purement ductiles de type verre. Dans l'acier, et plus généralement dans les matériaux de construction courant de type ductile, une plastification a toujours lieu en pointe de fissure rendant caduque l'hypothèse d'élasticité. Pour ces matériaux, la valeur γ prédite par Griffith était irréaliste. Un groupe de travail mené par Irwin [17] qui, en 1956, prolongea ces travaux en ajoutant un terme correspondant à la dissipation d'énergie due à la zone plastique formée en pointe de fissure. Ces travaux établissent également la formulation locale du champ des contraintes en pointe de fissure, en fonction du facteur d'intensité de contrainte K dépendant du mode de chargement de la pièce.

Cette approche issue de travaux sur les matériaux ductiles s'applique aussi bien à l'initiation de fissure au sein d'un joint collé. Le plus souvent ce type de joint travaille selon une sollicitation mixte en raison de l'hétérogénéité des matériaux. Il faut alors trouver un critère, semblable à celui de la mécanique des milieux continus que l'on définit par [18] :

$$\left(\frac{G_I}{G_{Ic}}\right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIc}}\right)^\beta + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIc}}\right)^\gamma = 1 \quad (\text{I. 8})$$

Où G_I , G_{II} et G_{III} sont les taux de restitutions d'énergie respectifs des modes I, II et III.

Les critères les plus utilisés sont le critère linéaire ($\alpha = \beta = \gamma = 1$) ou celui quadratique ($\alpha = \beta = \gamma = 2$) mais d'autres formes peuvent toutefois être trouvées dans la littérature ([19], [20], [21]). Numériquement les taux de restitution de contraintes peuvent être calculés par la méthode de fermeture des fissures virtuelles [22]. L'inconvénient de ce critère est qu'il se place dans le domaine de la mécanique de la rupture linéaire. Afin de prolonger ces critères aux fractures de type élasto-plastique, Cherepanov et Rice [23] ; [24] introduisirent l'intégrale J définie comme :

$$J = \int_{\Gamma} \left(W dx_2 - t \frac{\partial u}{\partial x_1} ds \right) \tag{I. 9}$$

J représente alors le taux de relaxation d'énergie pour la propagation des fissures planes, Γ un contour de cette fissure, W la densité d'énergie de déformation, t le vecteur de traction, x_1, x_2 les directions principales du repère utilisé. Toutefois dans le cas d'un comportement ductile, les valeurs des G_{Ic} dépendent de la géométrie de l'interface et le calcul des contraintes est lui aussi lié à la dimension du maillage dans la zone concernée. Un maillage fin comportant plusieurs éléments dans l'épaisseur s'avère alors nécessaire, ce qui peut être prohibitif dans le cas d'un joint collé.

Une approche plus récente se basant sur le modèle des zones cohésives a été appliquée avec succès à la modélisation du comportement des joints collés. Cette méthode est décrite avec plus de précision dans la partie III de ce mémoire.

1.2. Rivetage / boulonnage

1.2.1. Avantages et inconvénients

Il s'agit du type d'assemblage le plus couramment rencontré en industrie. Si les premiers filetages ornementaux sont rencontrés dès l'âge du bronze (-2500 av. J.C.), leur introduction au sein d'assemblages mécaniques remonte à environ 300 av. J.C. dans le bassin méditerranéen. Toutefois, comme pour le collage, le vissage rivetage ne connaîtra son essor que bien plus tard à la fin du XIXème siècle lors de la révolution industrielle. C'est Joseph Whitworth (1841) en Angleterre puis William Sellers (1864) aux Etats-Unis qui standardisèrent la dimension des vis et du filetage. Les deux méthodes s'unifièrent au sortir de la Seconde Guerre Mondiale et donnèrent naissance aux normes actuelles. Le fait que ce type d'assemblage soit démontable et sa mise en œuvre relativement simple et peu onéreuse en font une solution technique de référence pour l'industrie automobile. En outre, son aspect extérieur massif peut être perçu comme sécurisant par l'utilisateur. Le rivetage se développe lui aussi avec l'essor des structures métalliques et s'il n'est pas démontable comme le vissage/boulonnage, il compense par sa simplicité de mise en œuvre tout en assurant une tenue mécanique comparable.

Toutefois l'utilisation de l'une ou l'autre de ces techniques implique l'ajout de la masse des éléments de fixation qui peuvent au final représenter un pourcentage non négligeable de la masse totale du véhicule. La situation se complique encore dès lors que l'une des pièces à assembler est en composite [25]. En effet, le procédé de perçage affaiblit considérablement le composite et crée des concentrations de contraintes aux bords des trous [26] ; [27] . La tenue dans le temps d'un assemblage composite boulonné doit également être éprouvée au phénomène de relaxation et de fluage du composite [28] ; [29] ; [30]. Pour finir ce type d'assemblage a le défaut de ne pas pouvoir compenser les différences de dilatation thermique ou de tolérance dimensionnelle entre les deux pièces [31].

1.2.2. Approches de modélisation

Concernant la tenue des assemblages boulonnés, deux paramètres apparaissent essentiels à la caractérisation de la liaison en cisaillement : la raideur/rigidité des fixations ainsi que son type de rupture. La raideur des fixations est définie par Huth [32] comme étant le rapport entre l'effort F appliqué à la fixation et le déplacement transverse induit u :

$$K = \frac{F}{u} \tag{I. 10}$$

Huth donne alors l'illustration suivante (Figure I.7) de la flexibilité d'une liaison boulonnée

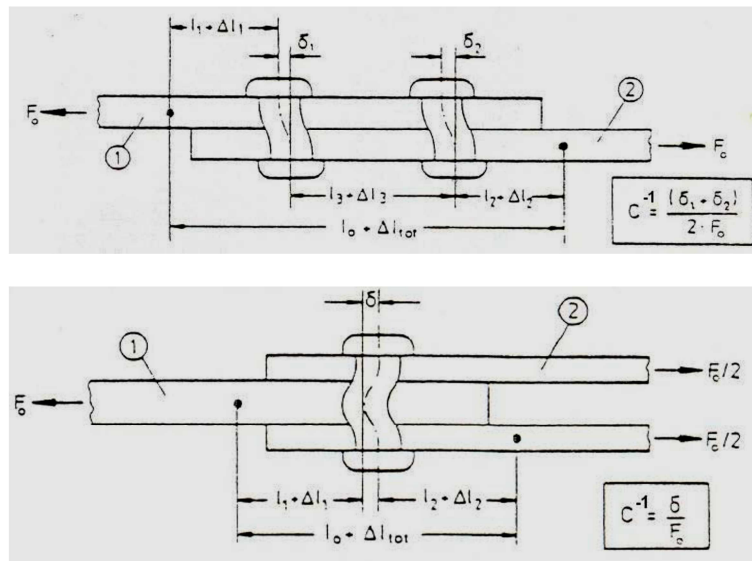


Figure I.7. Flexibilité d'une fixation [32]

La plupart des formules permettant de calculer cette flexibilité sont basées sur des approches partiellement si ce n'est totalement empirique. Selon Paroissien [33], de nombreuses formules émergent [34] ; [35] ; [36] ; [32] ; [37] ; [38] ; [39] ; [40] ; [41] mais on peine à trouver une formule faisant vraiment référence. Ces formules peuvent toutefois être découpées en deux familles : les formulations telles que celles de Tate et de Gore qui font intervenir directement les grandeurs élastiques des matériaux, les autres qui se basent sur des coefficients déterminés empiriquement au cours de diverses campagnes expérimentales. Irasarri [42], prolonge la bibliographie de Paroissien en comparant les approches analytiques précédemment citées à des modèles numériques. Il se dégage de ces travaux que la formulation de Huth est celle qui traduit le mieux le comportement de l'assemblage étudié. Ajoutons que comme pour les assemblages collés, la précision des modèles analytiques est tributaire des hypothèses simplificatrices prises.

$$\frac{1}{K} = \left(\frac{e_1 + e_2}{2\phi}\right)^{A_H} \cdot \frac{B_H}{m} \left(\frac{1}{e_1 E_1} + \frac{1}{m e_2 E_2} + \frac{1}{m e_1 E_f} + \frac{1}{2 m e_2 E_f}\right) \quad (I. 11)$$

Cette formule (I. 11) est valable en simple cisaillement ($m=1$) comme en double cisaillement ($m=2$), les coefficients e_1 et E_1 sont liés à la plaque intermédiaire tandis que les coefficients e_2 et E_2 sont liés aux plaques supérieures et inférieures. A_H et B_H sont des constantes dépendant du type de fixation.

1.3. Assemblage Hybrides

Un assemblage est dit hybride s'il combine plusieurs techniques d'assemblage au sein d'une même liaison. L'idée derrière cette approche est de faire travailler ensemble des méthodes complémentaires afin que chacune puisse palier aux limitations de l'autre. Ainsi une liaison collée pourrait se voir renforcer à ses extrémités par de la visserie afin de contrer les effets de pelage. Les cas de liaisons hybrides les plus fréquemment rencontrés dans la littérature concernent des liaisons boulonnées-collées, dites HBC.

La complémentarité n'est cependant pas toujours évidente ainsi Hart Smith [43] conclue-t-il au faible intérêt de telles liaisons. Dans sa thèse Paroissien [33] s'intéresse à ce type d'assemblage. Nous redonnons ici quelques éléments issus de sa bibliographie sur le sujet.

Les premières études de tels assemblages datent de 1966 [44]. Dans ce papier l'auteur compare la performance d'un tel assemblage à des collages métal/métal et étudie la distribution des contraintes de cisaillement au sein du film de colle et en dégage la valeur maximale. Paroissien résume également les travaux de Kelly [45] sur les assemblages hybrides composite-composite. Par une étude paramétrique celui-ci parvient à isoler l'influence de certains paramètres sur la charge transférée par le boulon. Il observe, par exemple, que celle-ci augmente lorsque l'épaisseur de l'adhésif augmente. Kelly étudie ensuite expérimentalement la tenue en fatigue d'une telle structure. Il montre alors que la performance de l'assemblage HBC est d'autant meilleure que la rigidité de l'adhésif est faible, en raison d'une meilleure répartition des contraintes entre fixation et adhésif. Pour finir l'auteur aborde le vieillissement humide et en température de telle structure. Là encore la jonction hybride présente de meilleurs résultats en termes de résistance et de durée de vie que son équivalent collé.

En plus d'une campagne expérimentale basée sur des cas de chargement en statique et en fatigue, Paroissien bâtit des modèles permettant de représenter analytiquement et numériquement ce type de liaison [46], [47]. Ces modèles analytiques se basent sur les travaux de Volkersen ainsi que l'approche de Goland et Reissner sur le comportement des adhésifs. Des systèmes d'équations linéaires dont les dimensions sont proportionnelles au nombre de fixations boulonnées permettent de décrire le transfert de charge au sein de la liaison. Deux nouveaux types d'éléments, « barre collée » et « poutre collée », permettant de modéliser deux substrats collés sont alors développés, les fixations étant alors modélisées par des ressorts. Ces ressorts travaillent seulement en cisaillement dans le premier cas mais également en flexion et traction dans le deuxième cas. Une extension aux comportements bilinéaires est ensuite donnée. Ce travail montre un bon accord entre les résultats expérimentaux et numériques (Figure I.8) et offre un modèle d'approche sur lequel baser nos travaux.

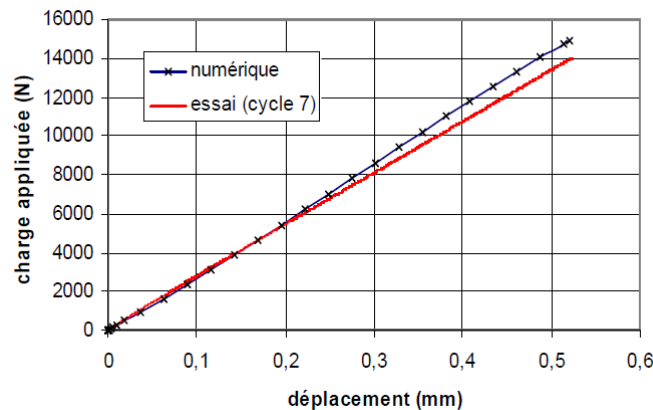


Figure I.8. Comparaison des résultats d'essais numériques et expérimentaux dans [33]

2. Technologies innovantes ou en cours d'introduction

D'autres technologies alternatives, moins matures industriellement, sont également étudiées dans la littérature.

2.1. Z-pinning

Cette technologie n'est pas à proprement parler une technologie d'assemblage, il s'agit ici d'un procédé permettant de renforcer les composites. En effet, si l'utilisation de composite stratifié s'est très largement répandue dans les milieux industriels ces dernières décennies, notamment en aéronautique, celui-ci possède des faiblesses intrinsèques notamment :

- Faible résistance aux chocs,
- Mauvaise tenue mécanique aux efforts hors plans,
- Risque de délaminage entre les couches.

Les solutions à ces problèmes les plus utilisées à ce jour sont le tissage, la couture et le tressage. Cependant, ces techniques ne peuvent s'appliquer qu'à des fibres sèches. Une méthode permettant de renforcer des pré-imprégnés est l'utilisation de la méthode Z-pinning qui consiste à introduire des clous métalliques ou en fibre de carbone [48] ; [49] de faible diamètre dans le but de renforcer mécaniquement la structure face aux sollicitations hors plan selon le procédé décrit en Figure I.9. Cette technologie émerge dans les années 80 suite aux travaux de Tomashevki et de Aztex Inc. [50] ; [51] qui développent le procédé UAZ® (Ultrasonically Assisted Z-Fibre™), procédé qui est encore le plus utilisé de nos jours dans l'industrie. Mouritz [52] donne un état de l'art général de la technologie. Elle permet d'augmenter significativement la résistance à la rupture interlaminaire du composite, ce qui entraîne une meilleure résistance du stratifié aux impacts et à l'endommagement et du joint de manière plus générale. Il s'agit plus d'une résistance à la propagation qu'à l'initiation de la rupture (mode I, II et mixte I/II). Ce procédé permet en outre de stabiliser le processus de rupture. Revers de la médaille, il entraîne également un affaiblissement des propriétés élastiques pour des sollicitations planes : ainsi une augmentation de l'ordre de 50% des propriétés hors plan est obtenue moyennant une perte de 5% des capacités mécaniques planes.

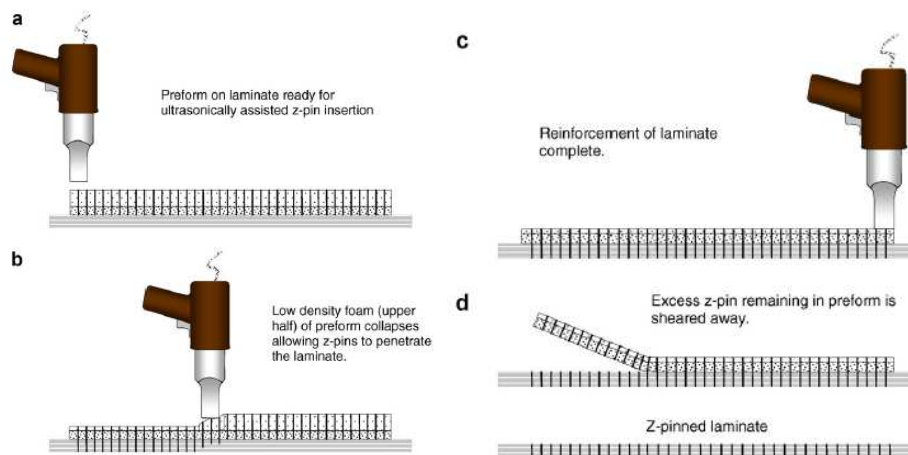


Figure I.9. Schéma de fonctionnement du Z-pinning , tiré de [52].

Afin de modéliser l'interface, Dantuluri [53] a utilisé une combinaison d'éléments cohésifs (pour représenter la liaison entre deux couches du stratifié) et de ressorts non linéaires (pour représenter le pin) soumis à un chargement d'ouverture en mode I. Un schéma du modèle est donné en (Figure I.10).

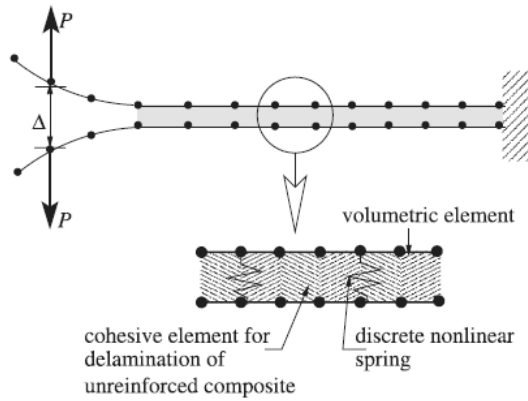


Figure I.10. Modélisation de l'interface Z pin [53]

Deux lois de comportement du ressort (déterminées empiriquement) sont étudiées et comparées avec succès aux résultats d'une campagne expérimentale. L'utilisation d'éléments cohésifs est reprise dans les travaux de Francesco Bianchi pour des cas de chargements en mode I [54] en mode II (cisaillement) [55]. L'auteur base sa loi de comportement du pin par un modèle de calcul à l'échelle locale, d'un unique pin. Une étude paramétrique sur la hauteur et la longueur permet de différencier les différents modes de ruine du modèle local (déchaussement ou cisaillement du pion) et de dégager sa loi de comportement. Cette approche évite de mailler le modèle global de l'interface à l'échelle du picot, réduisant sa dépendance au maillage et permettant ainsi un modèle plus précis et fiable. Cette approche peut être transposée à notre problématique. Ces deux cas d'études ont en effet de nombreux points communs : deux substrats liés entre eux par un nombre important de tiges plus rigides et où la différence d'échelle rend inappropriée une modélisation par éléments finis classique.

Cette approche se retrouve également dans les travaux de H. Cui [56] ; [57] et est étendue à un mode de sollicitation mixte I/II.

2.2. Feuille de métal optimisée en 3D

Cette technologie est étudiée par Heimbs et Nogueira [58], travaux dans lesquels une géométrie en forme de flèche est découpée au laser au sein d'une feuille métallique puis pliée par un équipement spécialement dédié. Les accroches ainsi obtenues pénètrent au sein d'un laminé en composite (Figure I.11).

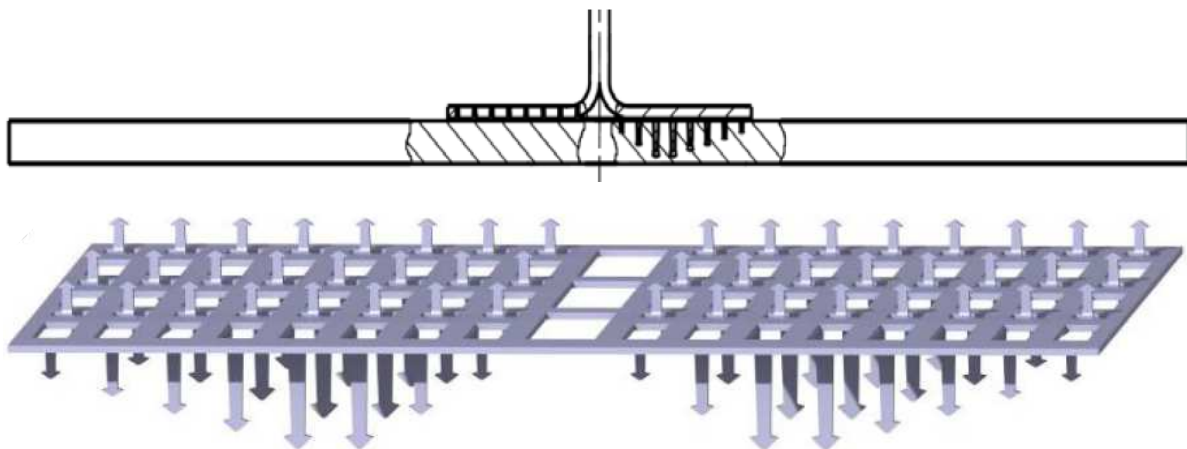


Figure I.11. Arrow pinning [58]

Les éprouvettes ainsi conçues sont comparées à une technologie de référence représentative de l'état de l'art de l'industrie à savoir la co-réticulation des deux parties de l'assemblage. En parallèle de cette campagne expérimentale, un modèle élément fini est alors proposé intervenant aux différentes échelles de l'interface A l'échelle globale, l'interface est représentée sous LS DYNA par des éléments coque de type 123 : une raideur initiale est donnée puis une courbe donnant le comportement post rupture de l'élément est renseignée à partir des résultats expérimentaux. Sans surprise les études montrent une nette amélioration des performances du joint ainsi qu'une bonne représentativité du comportement globale de l'interface par le modèle numérique pour des sollicitations à 0° ou 30°.

Les formes géométriques ainsi créées ont toutefois une dimension importante en regard de la dimension des mèches du composite et endommagent inévitablement le composite de façon importante. Une texturation plus fine permet de limiter cet endommagement.

2.3. Texturation fine de l'interface, Procédé Comeld

Un exemple pourrait être l'approche développée par the Welding Institute (TWI). Cet institut a breveté un procédé permettant de sculpter un métal au moyen d'un faisceau d'électron [59] ; [60], le procédé Surf Sculpt décrit en Figure I.12.

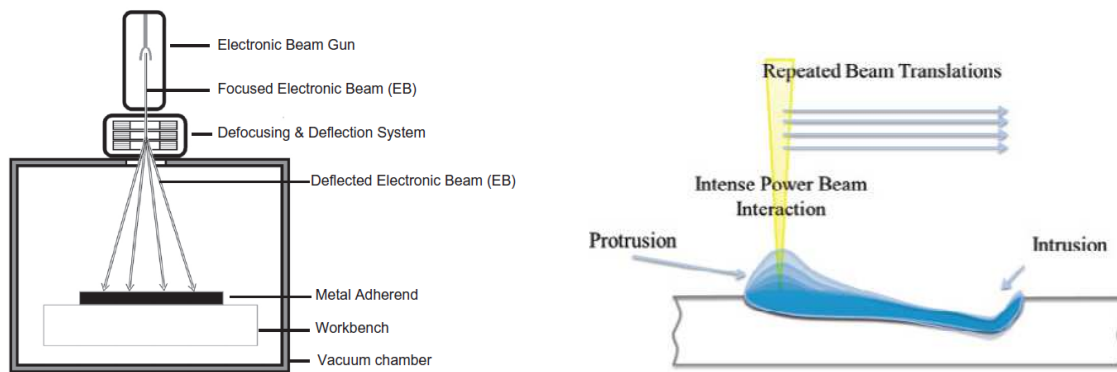


Figure I.12. Schéma du procédé surf sculpt [60] [68]

Le procédé et son paramétrage est explicité dans de nombreux articles [61] ; [62] ; [63]. Une fois la surface métallique ainsi sculptée, elle peut être assemblée avec un composite (procédé d'assemblage ComeldTM). Un aperçu de la structure ainsi formée est donné dans la Figure I.13. Cette technologie est viable pour différentes combinaisons de métaux (titane, aluminium, acier inoxydables) et de composites aussi bien thermodurcissable que thermoplastique. La formation d'un ergot de 1mm se fait en environ 1s et peut nécessiter un traitement de surface (dégraissage, sablage). L'angle d'implantation des protrusions peut également être contrôlé et Wei Tu [64] ; [65], se basant sur un modèle élément fini, propose un angle optimal de 20-30°. Il propose également un modèle local à l'échelle d'une protrusion permettant d'étudier la distribution des contraintes et l'initiation de la rupture sur une cellule élémentaire d'une unique pultrusion. L'auteur applique également une approche sans maillage à ce type de configuration.

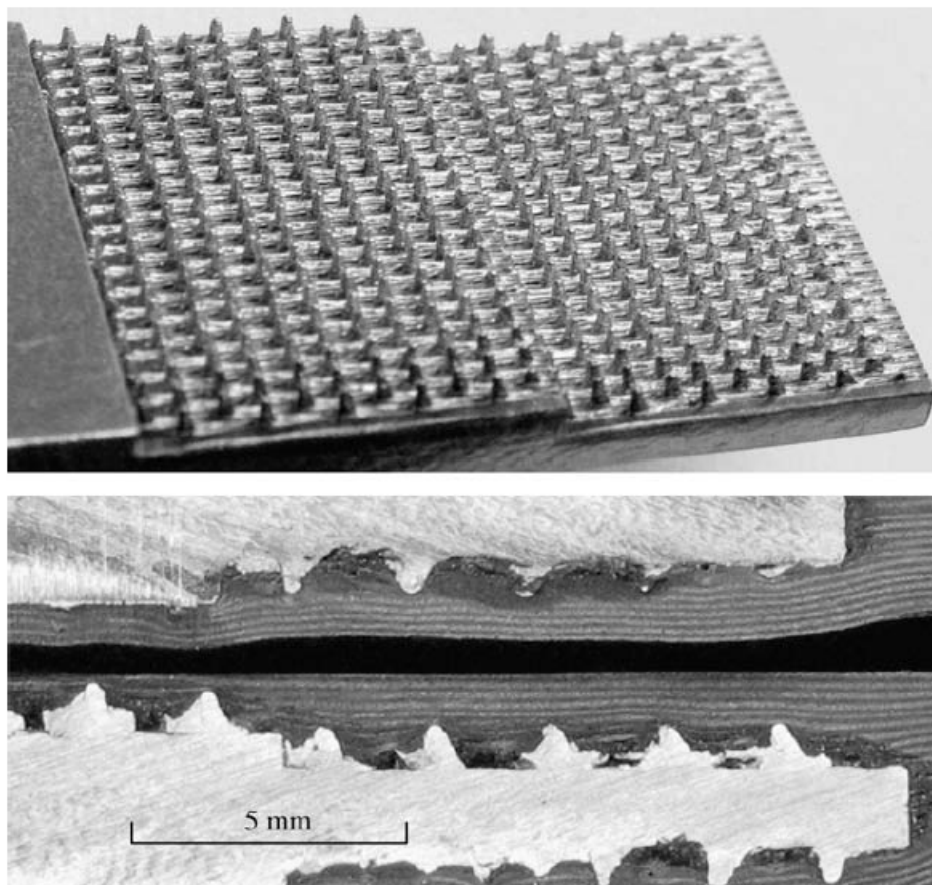


Figure I.13. Vue macroscopique de la surface texturée par la technologie Surfisculpt et joint COMELDTM métal-fibre de verre

Plusieurs auteurs [66] ; [67] empruntent également cette approche multi-échelles en déterminant le comportement global de l'interface à partir de la détermination d'un Volume élémentaire Représentatif (VER) (Figure I.14). Zhang [66] propose de baser la rupture de ce type d'assemblage sur un critère de Tsai Wu et arrive à reproduire les résultats expérimentaux avec une bonne précision (<7%). Li [67] base lui son modèle sur l'utilisation d'éléments cohésifs, et parvient également à établir un modèle représentatif. Il note dans son travail que les contraintes à rupture ainsi que le mode de rupture sont affectés par la densité des protrusions ainsi que leur hauteur mais pas de leurs diamètres. Wei Xiong [68] étudie lui l'influence de l'orientation des composites sur ce type de joint. Les plis à 45° montrent une meilleure tenue et il parvient à un rapport optimal de 55.6% de plis à $\pm 45^\circ$.

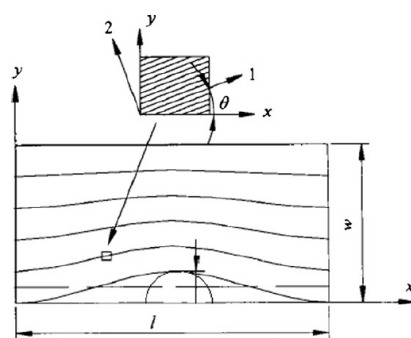


Figure I.14. Volume élémentaire représentatif tel que proposé par Zhang

Le procédé ne permet toutefois pas une maîtrise optimale de la forme des pultrusions ainsi créées. D'autres technologies, décrites ci-après, proposent un bien meilleur contrôle de la texturation de l'interface.

3. Structuration de l'interface par dépose de picot

3.1. Description du procédé

La technologie CMT pins, étudiée dans la suite de cette thèse, a été développée par Fronius, le brevet a été déposé en 2008 et publié en 2009 [69]. Cette technologie découle elle-même d'un brevet d'Alstom (Figure I.15, [70]). Ce dernier décrit la texturation d'une plaque métallique par un procédé de soudage à l'arc avec un apport de fil continu. Les gouttes de métal ainsi disposées forment autant de points d'ancrage visant à fixer un matériau plastique ultérieurement moulé sur la surface. La taille et la forme des points d'ancrage est contrôlable via les paramètres de soudage.

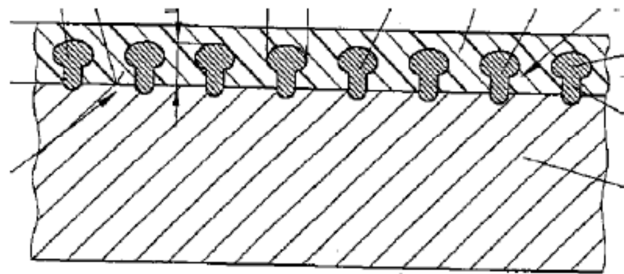


Figure I.15. Brevet Alstom

Fronius s'est inspiré de cette méthode en l'adaptant à son procédé de soudage à froid ou Cold Metal Transfer (CMT). Ce nouveau procédé, s'il reprend l'idée de base de structuration d'une interface via un métal d'apport, permet un bien meilleur contrôle des géométries ainsi créées (Figure I.16).

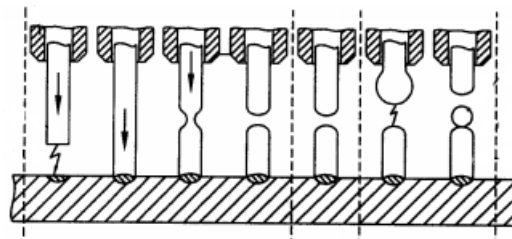


Figure I.16. Brevet Fronius, fonctionnement de la technologie CMT

Un fil de soudure est soudé à une plaque métallique par un procédé de soudure à arc spécifique appelé Cold Metal Transfer (CMT) permettant de ne pas altérer les propriétés mécaniques de la plaque support. Ce procédé tire son nom du fait que, contrairement à d'autres procédés de soudage, la température du métal varie constamment au cours du processus, alternant phase chaude et froide. Cette technologie est explicitée dans les travaux de Wittwer et Somoskői [71] ; [72]. Le soudage se déroule en plusieurs étapes. Tout d'abord, le fil de soudure est positionné en limite de la surface support, un arc électrique se forme préchauffant ainsi le métal d'apport. Une fois l'extrémité de la tige fondue, le transfert de matière se fait par un phénomène de tension de surface entre le bain de soudure et la goutte en fusion. Un processus STT (Surface Tension Transfert), déjà utilisé pour réaliser les passes profondes sur des cordons de soudures, est alors employé pour réguler le courant au cours du

processus avec une grande précision. A ce moment la phase d'échauffement se termine en même temps que s'arrête l'arc électrique. La tige est ensuite tirée en arrière de manière à obtenir la longueur de picot souhaitée durant cette phase, la tige se refroidit. L'introduction brutale d'un fort courant permet de séparer le picot ainsi formé du reste de la structure, tout en donnant à son extrémité libre la géométrie souhaitée. La tête du picot peut alors prendre une forme de pointe, cylindrique, ou sphérique (Figure I.17). Dans les travaux de Somoskői les auteurs étudient l'influence des paramètres de soudage sur la forme du pin ainsi créée.



Figure I.17. Différentes géométries de picot, cylindrique, pointe, sphérique. [73]

La principale différence entre le procédé CMT et les autres technologies de soudage, vient du mouvement du métal d'apport. En effet, au mouvement continu permettant d'alimenter le robot en fil, se double un second déplacement, qui permet des allers retours haute fréquence du fil au sein de la torche. Cela permet au système de contrôle de supprimer, pour quelques fractions de secondes l'arc électrique lors des phases de courts circuits où le fil vient au contact, empêchant ainsi tout phénomène d'éclaboussures.

3.2. Etudes du comportement

La technologie étant assez récente et encore peu connue des milieux industriels et scientifiques, peu d'études ont été menés sur ce sujet. L'une d'elles [74], fait tout de même référence et est citée par la grande majorité des travaux menés sur ce sujet. Dans ces travaux, les fibres sont déposées sur une plaque métallique, texturée par des picots à tête sphérique et cylindriques, la résine est ensuite directement polymérisée au contact du métal (Figure I.18). Les auteurs notent à ce sujet que le temps de dépose de la résine sur les fibres est trop important et doit être amélioré pour se conformer aux cadences de production industrielles. Les performances de l'assemblage multimatériaux ainsi créé sont ensuite comparées à celle d'un assemblage collé équivalent, les matériaux considérés sont l'acier et un composite à fibre de carbone.

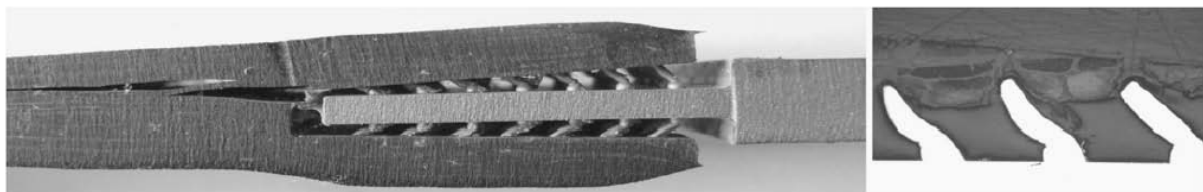


Figure I.18. Epreuve picot cylindrique, post rupture

Il ressort de cette étude une forte amélioration des performances lors des essais de traction. La charge maximale admissible augmente de 11% dans le cas de picots cylindriques et de 53% dans le cas de picots à tête sphérique. La contrainte locale moyenne quant à elle augmente respectivement d'un facteur 5 et 10 pour chacun des cas. Dans les deux cas la capacité d'absorption d'énergie augmente de

30%. Ce dernier résultat conduit les auteurs à une prédisposition de la technologie pour des applications de type crash test automobile.

S. Ucsnik poursuit l'étude de ce type d'assemblage [75]. Cette fois ci les performances de l'assemblage CMT Pin sont comparées à celles d'un autre assemblage innovant l'arrow pinning (2.2). Dans cet article les deux technologies sont éprouvées en tant que pièce d'interface permettant d'assembler deux parties composites sollicitées en cisaillement. Une feuille d'acier de 0.4mm d'épaisseur est texturée par les deux technologies (cf Figure I.19) :

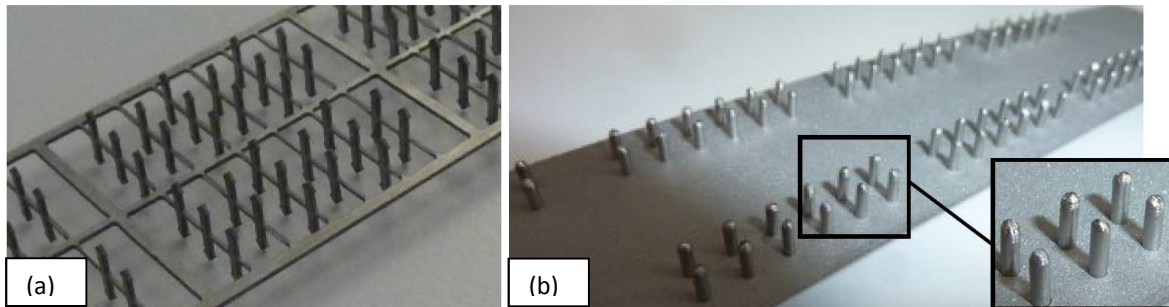


Figure I.19. Feuille d'acier texturée par les technologies Arrow pinning (a) et CMT pin (b), [75]

Un assemblage de deux composites co-cuits et un assemblage renforcé par la technologie Z-pinning (décrits dans 2.1) servent de référence pour ces essais. Les auteurs concluent là encore par une amélioration des propriétés de l'interface composite-composite par l'ajout de l'un ou l'autre des deux types d'insert. Si l'assemblage CMT pin n'atteint pas la charge maximale transmissible par l'assemblage arrow pin, sa capacité d'absorption reste supérieure. La mise en œuvre reste toutefois plus aisée dans le cas arrow pin.

Plusieurs autres articles de conférences traitent de la tenue mécanique d'assemblages CMT selon différentes dispositions de picots et géométries de chargement. Citons notamment Lotte et son équipe [76] qui au JEC 2015 présentèrent leurs travaux traitant de l'influence de différents paramètres d'interface CMT Pins sur le comportement mécanique de la structure. Dans cette présentation l'influence du nombre et de la forme des picots, mais également, du type de traitement de surface sont ainsi étudiés. Les picots à tête sphérique présentent les caractéristiques de résistance les plus intéressantes et sont donc retenues dans la suite de l'étude. L'étude montre que dans le cas de ces picots cylindre une relation linéaire relie l'effort maximal admissible par l'assemblage à la section moyenne du picot, mais également au nombre de picots présents sur l'interface (Figure I.20). La publication montre également la grande influence du traitement de surface sur la tenue globale de l'interface. Ceci conduit à penser que deux phénomènes synergiques interviennent sur la résistance globale de l'éprouvette. D'une part les picots qui reprennent les efforts de cisaillement auxquels est soumise l'éprouvette. D'autre part l'adhésion de la résine au métal et qui s'oppose au phénomène du pelage. Si le premier reprend l'essentiel des efforts, il est conditionné par la bonne tenue du second qui empêche le déchaussement du composite le long du picot. Le phénomène d'adhésion directe se retrouve dans la littérature et sera étudié dans I.4.)

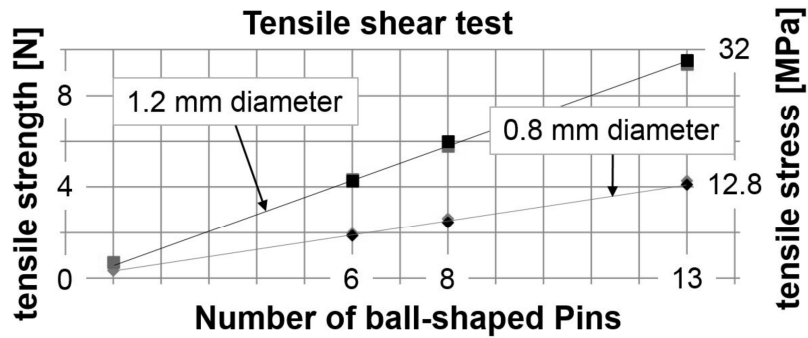


Figure I.20. Effort à rupture de l'éprouvette en fonction du nombre et du diamètre des picots [76]

S. Ucsnik se livre lui aussi à une étude comparative [73]. Dans cette étude, les paramètres les plus influents sur la tenue de l'éprouvette sont la forme et la quantité des picots, avec une confirmation là encore de la supériorité des picots à tête sphérique en termes de tenue mécanique (Figure I.21). Le traitement de surface et l'angle d'inclinaison du pin ont une influence importante mais seulement pour les géométries cylindriques et pointe. En effet ces paramètres jouent principalement sur le déchaussement du composite, et dans le cas d'une configuration sphérique, les picots sont naturellement ancrés dans le composite. La disposition des picots n'a pas une grande influence, et ceci quelle que soit la géométrie du picot. Un modèle numérique est ensuite mentionné, donnant des résultats proches de ceux observés pour les configurations cylindres.

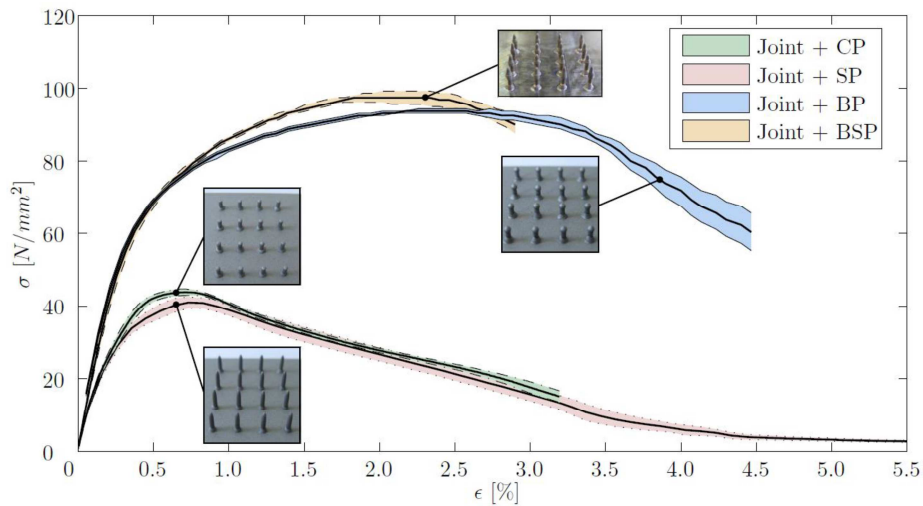


Figure I.21. Comportement des éprouvettes selon la géométrie des picots [73]

3.3. Réalisation de picot par fabrication additive

Alternativement au procédé CMT, quelques études proposent de réaliser les picots par un processus de fabrication additive. Asp [77] étudie ainsi la tenue d'une interface structurée par ce type de processus. Le papier ne détaille pas les avantages d'un tel procédé comparé au CMT pins, mais s'accorde également à reconnaître une large amélioration (d'un facteur quatre) des propriétés d'une interface structurée par picots en comparaison à une interface non structurée.

Parkes publie un article plus complet sur une interface structurée par fabrication additive [78] ; [79]. Un frittage laser permet de réaliser des picots à partir d'une couche de poudre de titane, la structure ainsi créée est nommée HYPER pour Hybrid Penetrative Reinforcement et brevetée par Airbus [80] (Figure I.22). Deux géométries de picots et deux traitements de surface sont comparés ici

à un assemblage collé de référence à simple recouvrement. Une méthode de contrôle non destructive par ultrason est utilisée pour déterminer les modes de ruptures. Il est montré que la texturation retarde l'initiation de rupture, ralentit la propagation de l'endommagement, et augmente l'effort à rupture des éprouvettes. L'allongement moyen augmente d'un facteur quatre et l'énergie absorbée d'un facteur 80. Ces propriétés restent fonction de la largeur des pins ainsi formés.

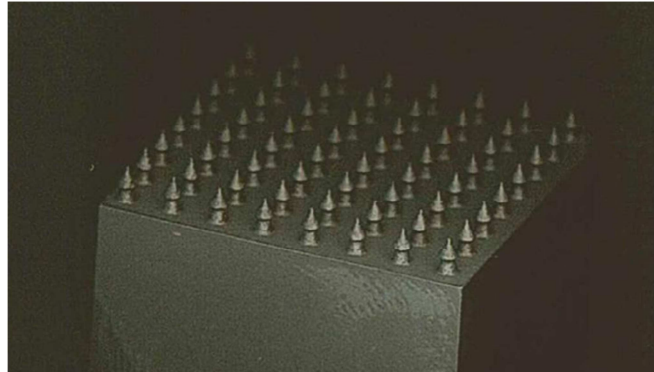


Figure I.22. Assemblage de type HYPER

Graham [81] propose également une étude expérimentale assez complète de joint de type picot. Il y croise les résultats plusieurs technologies de texturation : la fabrication additive, le CMT et une technologie inspirée du soudage des goujons, le soudage par déchargement de condensateur (SDC). L'utilisation industrielle de cette dernière technique remonte à 1918 [82], et l'on trouve dans le commerce des appareils permettant de souder des tiges d'un diamètre minimal de 3mm. Cependant de récentes avancées techniques ont permis de faire descendre ce diamètre à 1mm. En plus des essais quasi statiques sur échantillons neufs et vieillis, des essais d'impacts et de fatigue sont menés sur les différentes interfaces. Tous ces essais concluent à une amélioration des performances de l'interface pour une augmentation quasi nulle de la masse totale de l'assemblage. Mais ce n'est pas tant la question des performances que la question des coûts qui importe industriellement. Les auteurs se sont donc penchés sur la question et concluent à une non-rentabilité des techniques de fabrication additive basées sur le laser. En outre et bien que la technologie CMT apparaisse économiquement viable, l'auteur lui préfère la SDC, plus rapide à mettre en œuvre.

4. Adhésion directe polymère métal

L'assemblage triangle du projet LIMECO tel que décrit en introduction utilise en complément des technologies de structurations d'interface, une solution de surmoulage qui achève de verrouiller la liaison. L'introduction de ce surmoulage se fait par injection de résine au sein d'un moule spécialement conçu à cet effet. Ce surmoulage se lie aux parties métallique et composite de l'assemblage par un phénomène d'adhésion directe documenté dans la bibliographie. Le premier cas d'application industrielle est déjà l'œuvre d'Ecia, l'une des entités à l'origine de Faurecia, qui réalisa en 1996 une extrémité avant de véhicule dans une structure hybride combinant une plaque d'acier à une résine polyamide [83]. A présent ce type d'assemblage se généralise dans l'industrie automobile et des états de l'art sont disponibles dans la littérature [84].

4.1. Mécanismes mis en jeu

Trois mécanismes d'adhésions sont mis en avant dans les travaux d'Awaja [84], le couplage mécanique, les efforts moléculaires (aux niveaux des chaînes d'atomes donc) et l'adhésion thermodynamique (mouillabilité et tension de surface) (Figure I.23). Plusieurs études expérimentales

[85] ; [86] ont cherché à caractériser cette interface à différentes échelles, (micro pour le couplage mécanique, méso pour le moléculaire et macro pour la thermodynamique).

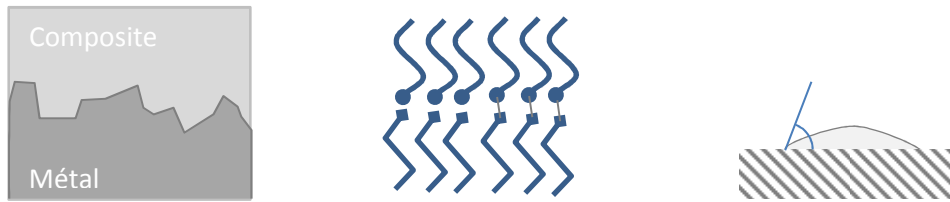


Figure I.23. Trois mécanisme d’adhésion, mécanique, moléculaire et thermodynamique

La théorie mécanique est la plus ancienne et la plus immédiate. Elle se base sur un ancrage physique de la résine dans les aspérités (à l’échelle microscopique) formées par le métal, Ainsi Lucchetta [87] étudie expérimentalement l’influence de la rugosité d’une plaque d’aluminium sur la tenue d’une adhésion directe d’un polypropylène. L’auteur ajoute que la température du substrat métallique est également un paramètre clef : une préchauffe de celui-ci évite que le polymère ne se refroidisse et se solidifie à son contact avant de pouvoir pénétrer au sein des cavités. Cette information se retrouve dans les travaux de Won-Seock Kim [88] lorsqu’il s’intéresse à la tenue mécanique de l’adhésion d’un polymère sur un métal préalablement texturé par un motif de l’échelle du micromètre (Figure I.24). En se basant sur la mécanique de la rupture, il ajoute toutefois que l’augmentation de la rugosité a un effet sur la résistance de l’adhésion uniquement si elle permet transition d’une rupture adhésive à une rupture cohésive (au sein du polymère).

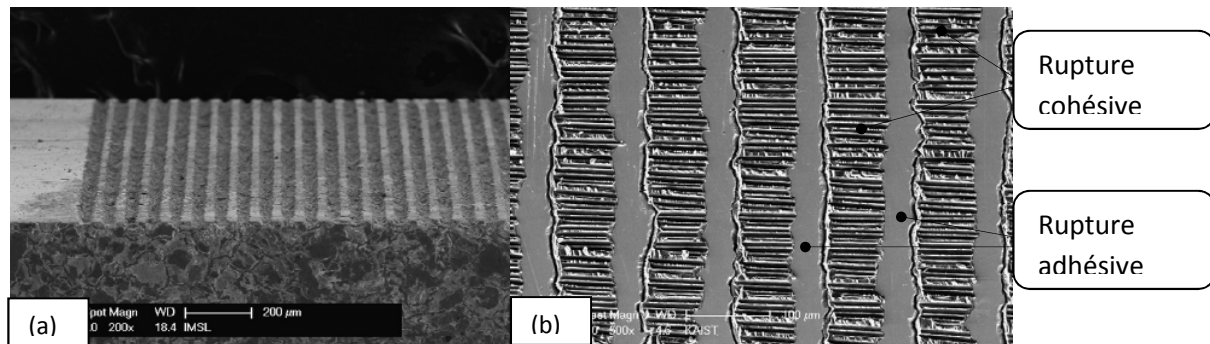


Figure I.24. Influence de la rugosité sur le type de rupture (a) texturation de la plaque acier (b) différentes ruptures

L’adhésion directe peut également être renforcée par des mécanismes chimiques. Carol Ochoa Pulman [89], utilise un traitement plasma pour déposer des radicaux de silicone, hydrogène et carbone à la surface du métal, de l’anhydride maléique est utilisé pour ajouter des groupes carbonyle (-C=O) sur un polypropylène. L’objectif est de créer des sites réactifs sur les deux substrats ajoutant une adhésion chimique à un ancrage mécanique. L’auteur note également que pour de telles adhésions, la mouillabilité ou énergie de surface n’est pas un paramètre déterminant.

De nombreuses autres technologies permettent le renforcement des processus d’adhésion. Citons notamment les travaux de Jung [90] sur les effets de l’irradiation ionique de la surface d’un polymère qui démontrent une amélioration des propriétés hydrophile par ce traitement.

4.2. Modèles numériques

Grujicic [91] ; [92] ; [93] a beaucoup publié sur l’adhésion directe métal composite, rattachant ses travaux à la problématique de la caisse en blanc automobile. S’intéressant à la fois aux questions

de faisabilité, de procédés et de tenue structurelle, il préconise l'utilisation d'éléments cohésifs pour la modélisation de ce type d'interface en s'appuyant sur les travaux de Needleman [94] pionnier dans le domaine.

Dans ces travaux les expressions de l'effort normal $F_n(U_n, U_t)$ et l'effort tangentiel $F_t(U_n, U_t)$ dérivent du potentiel d'interface $\hat{\psi}$.

$$\psi = \hat{\psi}(U_n, U_t) \tag{I. 12}$$

$$F_n(U_n, U_t) = \frac{-\partial \hat{\psi}(U_n, U_t)}{\partial U_n} \tag{I. 13}$$

$$F_t(U_n, U_t) = \frac{-\partial \hat{\psi}(U_n, U_t)}{\partial U_t} \tag{I. 14}$$

En utilisant l'expression du potentiel d'interface proposé par Socrate [95].

$$\hat{\psi}(U_n, U_t) = \left(-e\sigma_{max}\delta_n + \frac{1}{2}\tau_{max}\delta_t \log \left[\cosh \left(2 \frac{U_t}{\delta_t} \right) \right] \right) \cdot \left(e^{-U_n/\delta_n} \left[1 + \frac{U_n}{\delta_n} \right] \right) \tag{I. 15}$$

Il aboutit aux expressions suivantes des efforts illustrés par la Figure I.25.

$$F_n(U_n, U_t) = \left(e\sigma_{max}\delta_n - \frac{1}{2}\tau_{max}\frac{\delta_t}{\delta_n} \log \left[\cosh \left(2 \frac{U_t}{\delta_t} \right) \right] \right) \cdot \left(-\frac{U_n}{\delta_n} e^{-U_n/\delta_n} \right) \tag{I. 16}$$

$$F_t(U_n, U_t) = \left(\tau_{max} \tanh \left(2 \frac{U_t}{\delta_t} \right) \right) \cdot \left(e^{-U_n/\delta_n} \left[1 + \frac{U_n}{\delta_n} \right] \right) \tag{I. 17}$$

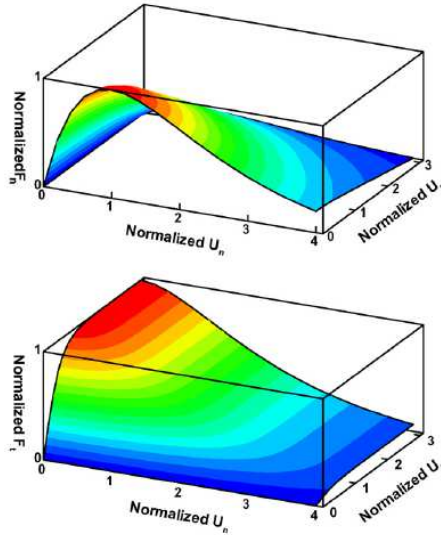


Figure I.25. Loi d'interface normalisée

Ainsi la loi de comportement peut-elle être caractérisée par un jeu de quatre paramètres : σ_{max} , τ_{max} les pics respectifs en traction normale pure et en cisaillement pur, δ_n le déplacement correspondant au pic dans la direction normale, δ_t la longueur caractéristique en cisaillement. La loi est ensuite implémentée dans la bibliothèque abaqus (User Element Library (UEL)).

L'avantage ces éléments est qu'ils permettent, moyennant un chemin ou un plan de fissuration connu, de modéliser l'initiation et la propagation d'endommagement pour des temps de calculs raisonnables. En outre, cela permet de faire varier le comportement de l'adhésion selon la direction de sollicitation (Figure I.25, utilisée dans [91]). Un ordre de grandeur de 20MPa est donné comme contrainte à la rupture pour ce type d'adhésion utilisant des matériaux et procédés comparables à ceux de notre étude, aussi nous garderons cet ordre de grandeur lors de la définition de la résistance de notre interface.

5. Conclusion

Un état de l'art des différentes technologies d'assemblage métal composite a été présenté, des plus maîtrisées aux plus innovantes. Pour chaque technologie un accent a été mis sur les méthodes de modélisation employées et sur la possibilité de les intégrer dans notre problématique. De cette étude nous retenons les points suivants :

Toutes les études présentées dans ce chapitre ont cependant ceci en commun qu'elles s'attachent à décrire et comprendre localement les phénomènes structurant l'interface. Or dans notre cas d'étude la géométrie d'éprouvette triangle proposée ne permet pas ce type d'approche. L'interface est alors comme une boîte noire de laquelle on ne mesure que des données globales. Pour pouvoir investiguer le comportement local nous rapprocherons notre méthodologie de celle de S. Ucsnik et les éprouvettes longitudinales à double recouvrement qui permettent une analyse fine de l'interface tout en limitant les effets hors plan grâce à leur symétrie. Nous étudierons alors les différents mécanismes de l'interface recensé dans ce chapitre : l'ancrage mécanique induit par la pénétration du picot au sein du composite, et l'adhésion directe du composite sur le métal par l'opération de thermo estampage. Il s'agira ensuite de traduire numériquement ces observations.

Numériquement, la différence d'échelle entre les picots et la surface d'interface rend une simulation par éléments finis coûteuse. On peut alors s'inspirer des méthodologies analytiques de calcul issues des liaisons boulonnées et modéliser ces picots par artefacts numériques liant les déplacements de la tête du picot à sa base. Le nombre de degrés de liberté de notre système serait alors proportionnel au nombre de picots utilisés, donnant lieu à un système d'équations soluble analytiquement. La loi de comportement serait alors donnée par un modèle local, similairement à ce que l'on retrouve dans certaines études du Z pinning ou du procédé Comeld.

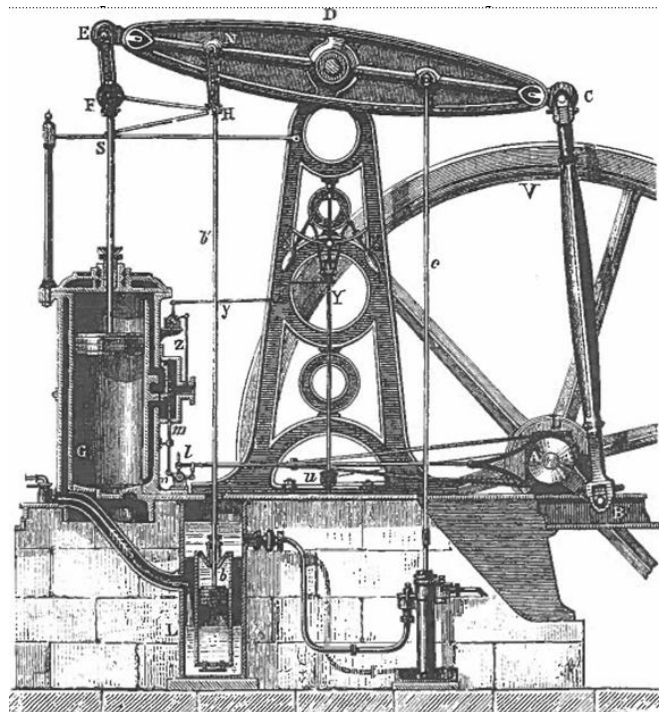
L'effet d'adhésion directe est lui aussi difficilement modélisable par des éléments finis classiques. Comme pour les assemblages collés, l'utilisation de modèles à zone cohésive semble ici naturelle. En effet la localisation de la rupture, tout comme sa propagation, sont connues pour cet assemblage (le long de l'interface métal /composite). Ce type d'approche nous autorise à représenter à la fois l'initiation et la propagation de l'endommagement dans cette zone. Elle s'appliquera tant sur un calcul global de l'interface qu'au niveau local s'opposant au déchaussement du composite le long du picot.

Une fois ces modèles validés sur les éprouvettes uniaxiales, ils seront étendus aux cas de d'étude industriel : la liaison du dossier siège avant soumise à un chargement de torsion. Dans ce modèles le comportement orthotrope du composite sera une difficulté supplémentaire, à intégrer à notre modèle.

Chapitre

❧ II ❧

Campagne expérimentale



Manivelles conduisant un balancier à mouvement alternatif.
Paris : Gauthier-Villars, 1874, p. 143.

Cette thèse s'attache à décrire et modéliser le plus simplement possible une interface multimatériaux de type CMT pin. Les essais de torsion retenus lors du projet, s'ils permettent de valider efficacement la tenue de la liaison, ne donnent que peu voire pas d'informations sur le comportement local de l'interface. En conséquence une campagne expérimentale basée sur une autre géométrie d'éprouvette permettant d'observer et comprendre ses différents mécanismes constitutifs a été conçue et réalisée. Dans l'optique des futurs modèles numérique, les paramètres matériaux des différents constituants (acier, composite, picots) sont investigués. Le procédé de réalisation des éprouvettes ainsi que la mise en place du banc d'essai sont ensuite explicités. Un post traitement complet des essais, des résultats globaux à l'analyse phénoménologique, viennent conclure ce chapitre. Nous mettrons alors en évidence la façon dont se répartissent les efforts au sein de l'interface ainsi que l'influence de l'adhésion directe sur la résistance ultime de l'assemblage. Le rôle prépondérant de l'étape d'estampage dans la réalisation des éprouvettes et leur résistance finale est également souligné.

Plan du chapitre

1.	Matériaux de l'étude et caractérisation	32
1.1.	Acier	32
1.2.	Composite.....	35
1.3.	Picot de soudure	41
1.4.	Conclusion.....	42
2.	Construction de la campagne expérimentale	43
2.1.	Réalisation des éprouvettes	43
2.2.	Le banc d'essai	48
3.	Résultats d'essai et discussion	50
3.1.	Loi effort déplacement des éprouvettes.....	50
3.2.	Discussion	51
4.	Conclusion	55

1. Matériaux de l'étude et caractérisation

Avant de maîtriser le comportement de l'assemblage multimatériaux, nous devons caractériser le comportement de ses matériaux constitutants. Afin d'étendre les résultats de cette campagne d'essai à ceux issus de la campagne originale, c'est à dire sur les triangles multimatériaux évoqués en introduction et décrits en Partie IV, nous conserverons les matériaux utilisés alors, ou, dans le cas de l'acier la gamme la plus proche possible.

- Acier : acier à S500MC, une gamme d'acier très proche en comportement du S460MC utilisé lors de la campagne triangle. Un calcul de prédimensionnement précise en effet que les contraintes ne doivent pas dépasser les 400MPa ce qui reste inférieure aux limites élastiques des deux aciers.
- Composite : Matrice thermoplastique polyamide 6 chargée à 47% en fibres de verres, Tepex ®Dynalite 102-RG600(6) /47% black Type B.
- Picot : Fil de soudure G₃Si₁, matériau d'apport utilisé pour la formation des picots par le procédé CMT.

Si le comportement de l'acier est plutôt bien connu et maîtrisé, celui du composite est beaucoup plus variable selon les conditions environnementales (température et hygrométrie). Afin que ces conditions soient les mêmes lors des essais de caractérisation et des essais multimatériaux, ceux-ci sont conduit en parallèle sur une même période de temps.

1.1.Acier

Afin de caractériser l'acier S500MC, des éprouvettes de traction sont usinées, au sein des mêmes plaques qui serviront à réaliser les éprouvettes multimatériaux. Elles ont été réalisées à L'Ecole Centrale de Nantes et reprennent la géométrie d'éprouvette de traction statique donnée par la norme NF EN 10002-1 d'octobre 2011 intitulée « Essai de traction – Partie 1 : Méthode d'essai à température ambiante » pour une épaisseur de 3mm. Les dimensions de l'éprouvette sont données en Figure II.26

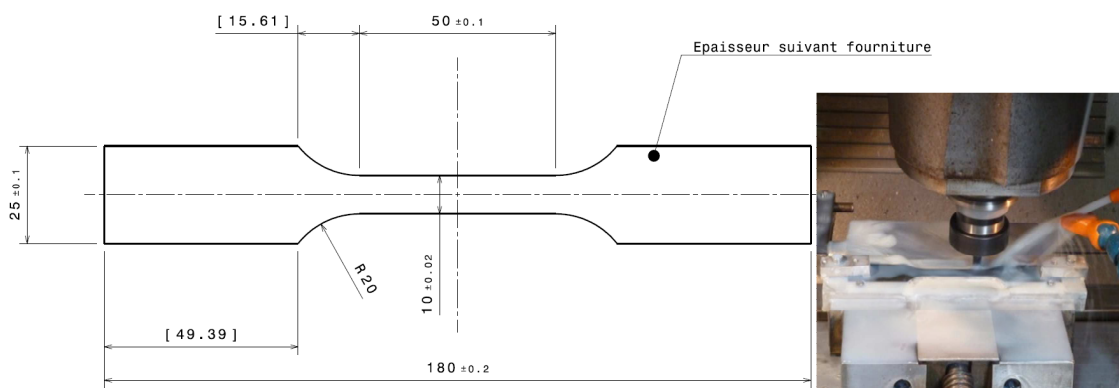


Figure II.26. Usinage et géométrie de l'éprouvette de caractérisation métallique

La section utile de l'éprouvette est de 30 mm² sur une longueur de 50 mm. Le raccordement avec les extrémités de l'éprouvette se fait par un congé d'un rayon de 20 mm. Une photographie des éprouvettes ainsi formées est donnée en Figure II.27.



Figure II.27. Eprovettes métalliques

Les essais de traction sont menés au CRED sur la machine de traction quasi statique INSTRON 5584. Les efforts sont mesurés par la cellule force de la machine d'une capacité de 150 kN tandis que les déplacements sont relevés par le biais d'un extensomètre uniaxial² de type 1488 de chez INSTRON (gamme 12.5, 25 et 50 mm). Trois éprouvettes ont été testées à une vitesse de sollicitation de $0.05\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$, correspondant à une vitesse de déformation de 0.001s^{-1} . Une vue post rupture du montage et des éprouvettes est donnée en Figure II.28.

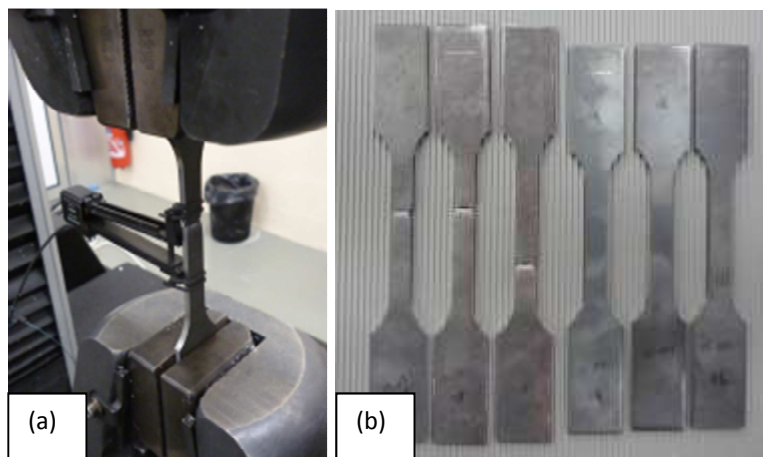


Figure II.28. (a) Un essai de traction, (b) Eprovettes métalliques, post essai

Lors d'un essai de traction, les contraintes et déformations mesurées ne correspondent pas aux contraintes et déformations vraies vues par le matériau. En effet les contraintes nominales, celles mesurées directement, sont obtenues en divisant l'effort enregistré par la cellule force et en le divisant par la section de l'éprouvette. Or sous l'effet d'un effort de traction F et du coefficient de Poisson, cette section diminue avec la montée en charge. Afin de prendre en compte cette variation, on considère que le volume global de l'éprouvette reste constant au cours de l'essai, ainsi tout allongement entraîne une diminution proportionnelle de la section. Soit en notant S la section de l'éprouvette, l sa longueur, S_0 la section à l'origine et l_0 la longueur d'origine :

$$S \cdot l = S_0 \cdot l_0 \quad (\text{II.18})$$

Ainsi, si on obtient les grandeurs nominales ε_N , σ_N par :

$$\sigma_N = F/S_0 \quad (\text{II.19})$$

² Le coefficient de Poisson, commun à tous les aciers, n'est ici pas investigué et supposé égal à 0.3.

$$\varepsilon_N = (l - l_0)/l_0 \tag{II.20}$$

Les grandeurs vraies sont, elles, données par les formules suivantes :

$$\sigma = \frac{F}{S} = \frac{F \cdot l}{S_0 \cdot l_0} = \sigma_N \cdot (1 + \varepsilon_N) \tag{II.21}$$

$$\varepsilon = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) = \ln(1 + \varepsilon_N) \tag{II.22}$$

Les résultats d'essais sont présentés dans le graphique suivant (Figure II.29) en contrainte vraie - déformation vraie. La courbe présente un palier entre la phase élastique et la phase plastique.

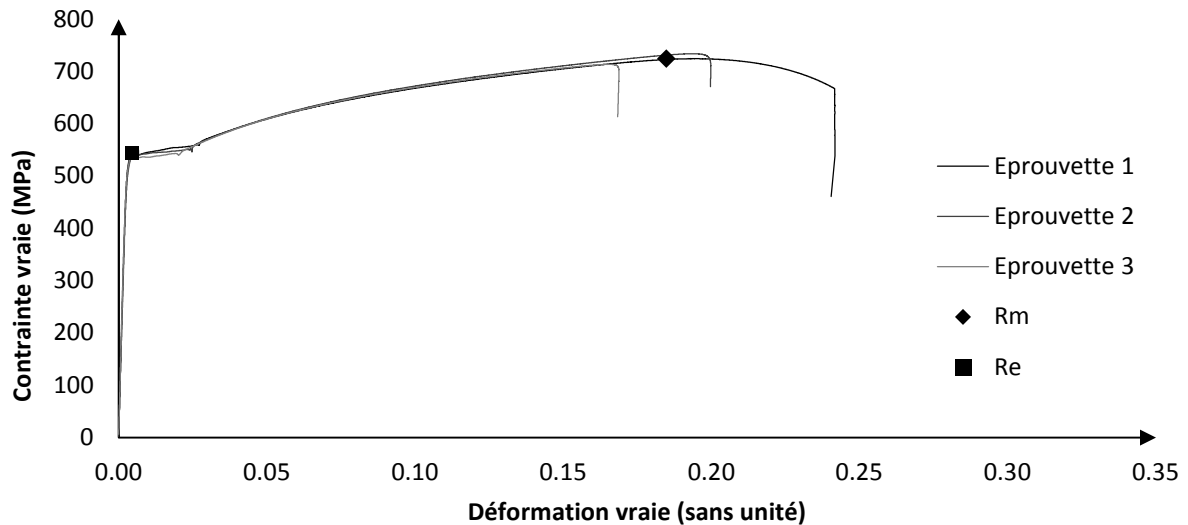


Figure II.29. Résultat des essais de caractérisation de l'acier S500MC

La rupture de l'éprouvette se fait au niveau de zones de striction très localisées sur l'éprouvette (Figure II.28.b). Si cette striction advient en dehors de la zone de mesure de l'extensomètre, elle n'est alors pas prise en compte par celui-ci. L'allongement à rupture mesuré est alors plus faible ce qui explique les écarts observés sur ce paramètre. Le module d'Young est obtenu par une régression linéaire sur les premiers points de la courbe (ayant une contrainte vraie inférieure à 200MPa). La limite élastique $Re_{0.2}$ de notre matériau est obtenue à l'intersection de la courbe avec une droite affine de pente égale au module d'Young mesurée et coupant l'axe des abscisses au point 0.2. R_m représente le maximum des contraintes mesurées, et ε_m les déformations mesurées en ce point.

Les résultats très homogènes des différents essais sont résumés dans le Tableau II.1 ci-dessous.

L'ordre de grandeur de la limite élastique, 500MPa, est celui attendu pour un acier de type S500. Les écarts sur l'allongement à rupture peuvent être expliqués par la position de la zone de striction en regard de l'extensomètre. Si celle-ci survient au milieu de l'extensomètre on mesure un allongement à rupture plus important que si elle apparait en dehors.

Eprouvette	Vitesse de déformation	Caractéristiques matériau				
		Module d'Young ± 1000	Limite élastique ± 1	Contrainte max ± 1	Déformation correspondante ± 0.001	Allongement à rupture ± 0.001
	$\dot{\epsilon}$ /s	E_1 MPa	$Re_{0.2}$ MPa	R_m MPa	ϵ_m -	A% -
15-071-1	0.001	210 192	550	725	0.195	0.242
15-071-2	0.001	204 306	540	734	0.194	0.200
15-071-3	0.001	222 417	541	714	0.166	0.169
Valeur moyenne		212 305	544	724	0.185	0.203
<i>Ecart type</i>		<i>9 238</i>	<i>5</i>	<i>10</i>	<i>0.017</i>	<i>0.037</i>

Tableau II.1. Caractéristiques matériau de l'acier S500MC

1.2. Composite

Les éprouvettes composites sont conçues à partir du même composite qui servira aux éprouvettes multimatériaux de type triangle données en introduction. Leur géométrie est donnée par la Figure II.31. La dynalite est un composite à matrice polyamide 6, chargé à 47% en fibres de verre, tissé en sergé et équilibré selon les orientations 0° et 90° (Figure II.30). La section est composée de 6 plis de 0.5mm d'épaisseur chacun pour une épaisseur totale de 3mm et une largeur de 25mm. Afin de vérifier le bon équilibre du composite et son comportement en cisaillement trois directions de sollicitations sont testées : 0° , 45° et 90° . La résine polyamide est sensible à l'humidité (bien plus qu'à la température) et voit son comportement se dégrader fortement en cas de vieillissement humide voire simplement après une période de stockage à l'air libre. Cependant la caractérisation de tous les matériaux aux environnements extrêmes n'entraîne pas dans le champ de notre thèse. C'est pourquoi il a été choisi de réaliser les essais de caractérisation matériaux en parallèle des essais sur les éprouvettes multimatériaux longitudinales (et pour les mêmes conditions environnementales, celles de la salle d'essai soit une température moyenne de 23°C et un taux d'humidité de 35%) .

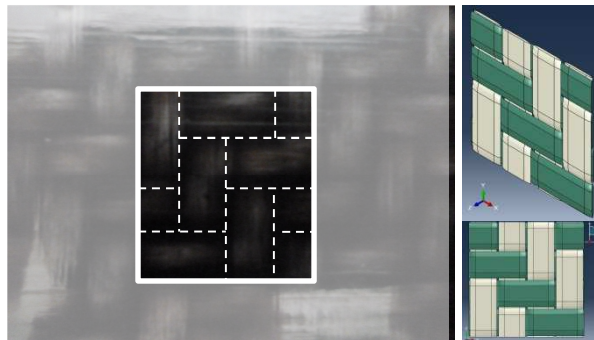


Figure II.30. Un volume élémentaire représentatif du composite

Les comportements en traction à 0 et 90° attendus sont ceux d'un composite élastique fragile. A savoir, une augmentation linéaire de la contrainte aboutissant à la rupture de l'éprouvette. Le comportement plastique est inexistant. La valeur maximale admissible par le composite est difficilement identifiable car très sensible aux phénomènes de surcontraintes locales. Afin de mieux maîtriser la zone de rupture, plusieurs options sont possibles. Les éprouvettes métalliques avaient ainsi été conçues de manière à ce que la section la moins large soit située en leur milieu afin que la rupture ait lieu dans la zone instrumentée. Pour les éprouvettes composites, cette diminution de largeur n'est plus possible car elle entraînerait une découpe des mèches de composite et donc une dégradation du

tissage des fibres. Dans ce cas, on préfère utiliser des talons en aluminium, d'une épaisseur de 3mm, qui sont sablés et dégraissés à l'aide d'une solution d'acétone avant d'être collés aux extrémités de l'éprouvette (Figure II.31). Ainsi en augmentant la section de l'éprouvette on diminue d'autant les surcontraintes induites par le serrage des mors. Les essais sont réalisés sur le même banc d'essai que les éprouvettes métalliques pour une vitesse de sollicitation de 0.15 mm/s soit une vitesse de déformation de $0.001s^{-1}$, L'essai est ainsi considéré quasi statique.

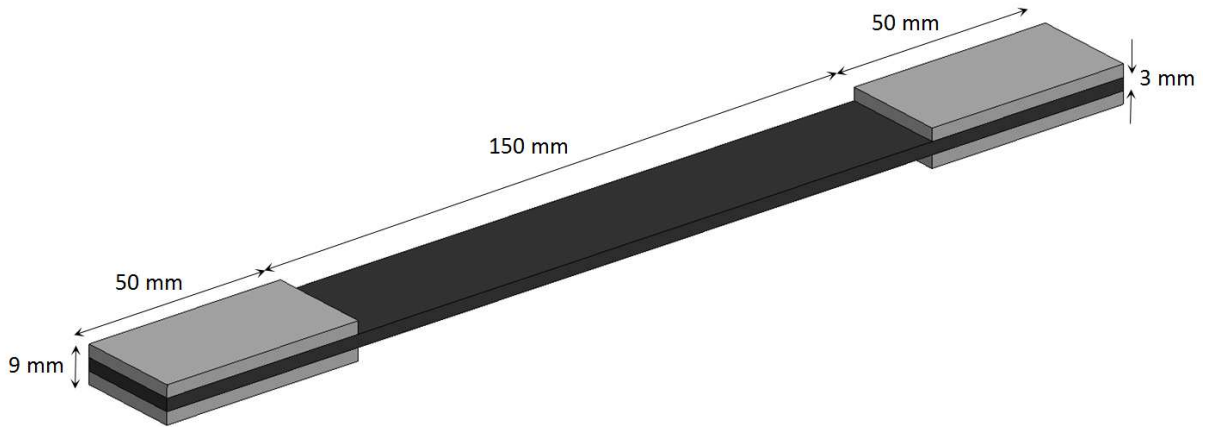


Figure II.31. Géométrie des éprouvettes composites

Comme dans le cas de l'acier, les efforts sont mesurés par la cellule force du banc d'essai. Les contraintes sont ensuite obtenues en divisant les efforts obtenus par la section utile de l'éprouvette 25*3mm. Les déformations sont obtenues grâce à une mesure par corrélation d'image réalisée au moyen d'une caméra vidéo haute définition Stemmer AVT GT6600 munie d'un capteur CMOS N&B d'une résolution de 6576*4384 pixels, avec une vitesse maxi de cinq images par seconde. Cette méthode est un outil de mesure relativement récent, apparu dans les années 80 aux Etats Unis. Elle permet la mesure d'un champ de déformation ou de déplacement via une caméra haute définition dirigée vers la surface étudiée. En assurant un contraste suffisant, par l'utilisation d'un mouchetis ainsi que d'un éclairage optimal, chaque pixel est ainsi suivi image par image et l'utilisation d'un logiciel, Vic2D dans notre cas, permet de retracer l'évolution des différents champs mentionnés précédemment. Le mouchetis (noir) est réalisé sur une première couche de peinture blanche maximisant ainsi le contraste (Figure II.32). Cette méthode permet d'obtenir le champ de déformation de l'éprouvette dans toutes les directions avec une précision de 0.01pixel, et ainsi un post traitement plus complet qu'une mesure par jauge. Afin de contrôler la validité de ces mesures, deux essais sont instrumentés par des jauges de type rosette (référence FRA-3-350-11).

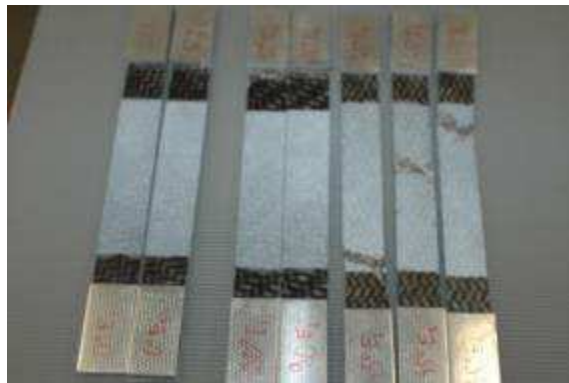


Figure II.32. Eprouvette post rupture

Pour les éprouvettes à 45° l'allongement a été suffisant pour entraîner une réduction de la section au centre de l'éprouvette. Les ruptures sont donc apparues sur la zone instrumentée. En revanche et malgré les talons, la rupture intervient au voisinage des mors pour les configurations à 0 et 90°. Nous ne sommes donc pas parvenus à éliminer totalement les surcontraintes. En conséquence la limite à rupture de ces éprouvettes est sous-évaluée lors des essais. Les résultats d'essais sont donnés selon les grandeurs locales ci-dessous (Figure II.33).

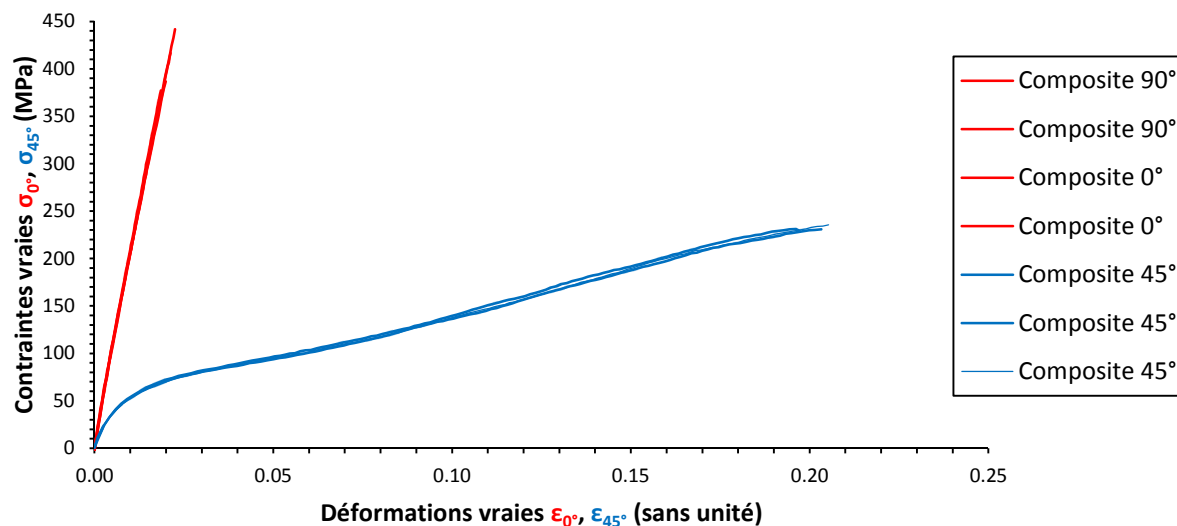


Figure II.33. Résultat nominaux des essais de caractérisation

Les comportements à 0° et 90° sont équivalents prouvant que le composite est bien équilibré. Le comportement dans ces directions est élastique fragile et les modules d'Young sont conformes aux données fournisseur (Bond Laminate). Les données retenues pour cette direction sont décrites par le Tableau II.2.

L'évolution du coefficient de Poisson au cours du temps est donnée par deux essais jaugés présenté en Figure II.34.

Eprouvette	Vitesse de déformation	Caractéristiques matériau	
		Module d'Young ±10MPa	Limite à rupture ±1MPa
	$\dot{\epsilon}$ /s	E_{ll}, E_{tt} MPa	$Re_{0,2}$ MPa
0°- 1	0.001	20 474	442
0°- 2	0.001	20 966	377
Valeur moyenne		20 720	410
<i>Ecart type</i>		<i>348</i>	<i>46</i>
90°- 1	0.001	20 467	387
90°- 2	0.001	20 447	417
Valeur moyenne		20 457	402
<i>Ecart type</i>		<i>14</i>	<i>21</i>

Tableau II.2. Caractéristiques matériau en traction de la dynalite

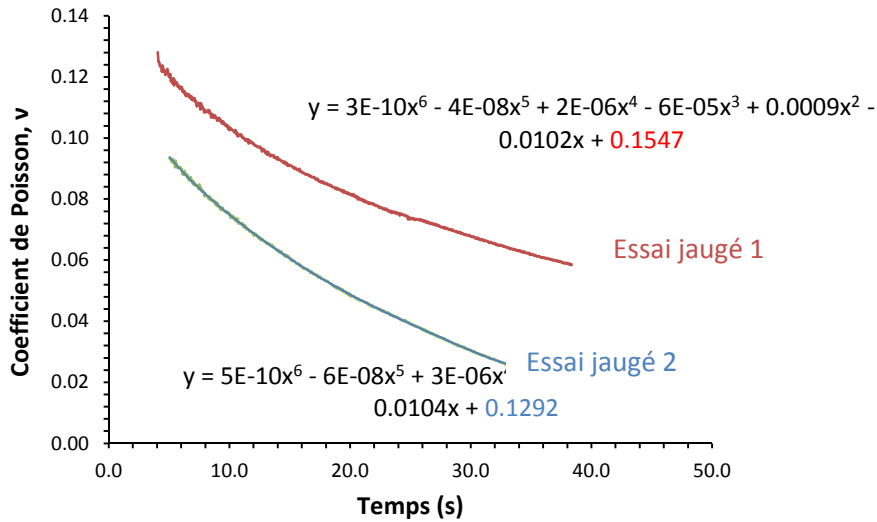


Figure II.34. Coefficient de de Poisson

On constate une diminution du rapport des déformations longitudinales et transverses au cours du temps. En interpolant la courbe obtenue par un polynôme d'ordre 6, on obtient les valeurs expérimentales du coefficient de Poisson pour le composite au repos avec l'ordonnée à l'origine. On mesure ainsi des valeurs de 0.15 et 0.13. La baisse par rapport aux données fournisseur (à savoir 0.17) pourrait être imputable à l'endommagement inter torons ou à la désorientation des torons. La dispersion des résultats (20%) est toutefois telle qu'elle ne permet pas de conclure. On conservera alors la valeur fournisseur de référence.

Les données à 45° ont été post traitées dans le repère global et doivent être ramenées dans le repère local du composite pour pouvoir être exploitées et donner le comportement en cisaillement du composite. Pour cela et grâce aux mesures réalisées par corrélation d'image, nous avons extrait les déformations longitudinales et transverses, soit les mesures à +45° et -45° des directions des fibres. On prend les notations suivantes :

- On donne aux directions d'orthotropie longitudinales et transverses les indices l et t.
- Le repère global est orienté par les directions x et y.

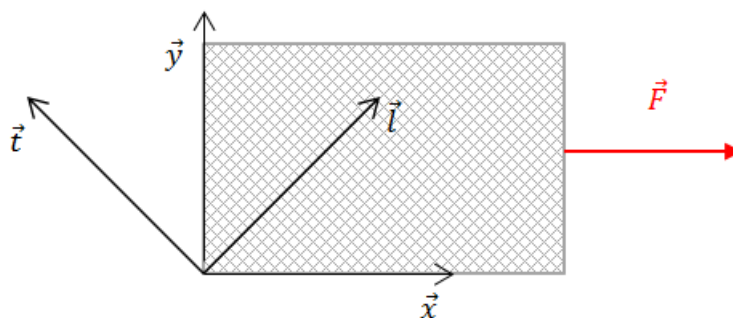


Figure II.35. Eprouvette orientée à 45°

D'après la formule de changement de base donnée par Daniel Gay [96] :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & cs \\ s^2 & c^2 & -cs \\ -2cs & 2cs & (c^2 - s^2) \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_l \\ \varepsilon_t \\ \gamma_{lt} \end{pmatrix} \quad (\text{II.23})$$

Ce qui équivaut après inversion à :

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_l \\ \varepsilon_t \\ \gamma_{lt} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & -cs \\ s^2 & c^2 & cs \\ 2cs & -2cs & (c^2 - s^2) \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} \quad (\text{II.24})$$

Nous sommes dans le cas d'une sollicitation à 45° soit $c = s = \frac{\sqrt{2}}{2}$

$$\begin{pmatrix} \varepsilon_l \\ \varepsilon_t \\ \gamma_{lt} \end{pmatrix} = \frac{1}{2} \begin{bmatrix} 1 & 1 & -1 \\ 1 & 1 & 1 \\ 2 & -2 & 0 \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} \quad (\text{II.25})$$

D'où :

$$\gamma_{lt} = \varepsilon_x - \varepsilon_y \quad (\text{II.26})$$

Similairement en contrainte :

$$\begin{pmatrix} \sigma_l \\ \sigma_t \\ \tau_{lt} \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} c^2 & s^2 & -2cs \\ s^2 & c^2 & 2cs \\ cs & -cs & (c^2 - s^2) \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} \quad (\text{II.27})$$

Or la sollicitation étant unidirectionnelle, $\sigma_y = \tau_{xy} = 0$, soit :

$$\tau_{lt} = \frac{\sigma_x}{2} \quad (\text{II.28})$$

En effectuant ces changements de repère on obtient la loi de cisaillement suivante (Figure II.36) donnée par les trois essais à 45° :

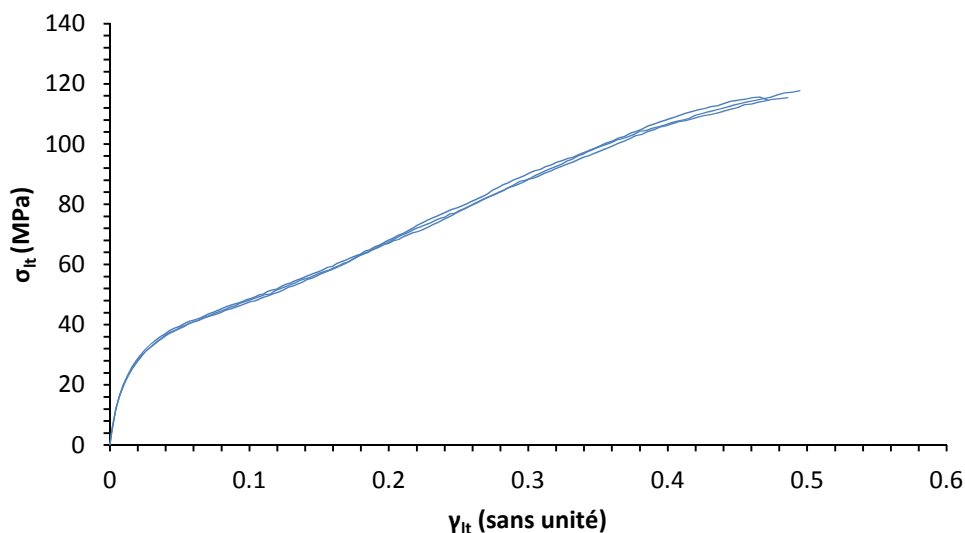


Figure II.36. Loi de comportement en cisaillement de la duralite

Par régression linéaire sur les premières valeurs de la courbe on obtient le module de cisaillement du composite. On retient également la contrainte à rupture moyenne :

Eprouvette	Vitesse de déformation	Caractéristiques matériau		
		Module de cisaillement ±1MPa	Contrainte à rupture ±1MPa	Déformation à rupture ±1MPa
	$\dot{\epsilon}$ /s	G_{lt} MPa	$\sigma_{lt,max}$ MPa	$\epsilon_{lt,max}$ -
45°-1	0.001	1 859	116	0.47
45°-2	0.001	1 803	115	0.49
45°-3	0.001	1 803	118	0.46
Valeur moyenne		1 822	116	0.47
<i>Ecart type</i>		<i>32</i>	<i>2</i>	<i>0.02</i>

Tableau II.3. Caractéristiques matériau en cisaillement de la dynalite

On peut comparer le résultat à la formule analytique donnée par Daniel Gay.

$$E_x = \frac{1}{\frac{c^4}{E_l} + \frac{s^4}{E_t} + c^2 s^2 \left(\frac{1}{G_{lt}} - 2 \frac{\nu_{lt}}{E_t} \right)} \tag{II.29}$$

La valeur du coefficient de Poisson retenue est donnée par le fournisseur dans la fiche technique du produit soit $\nu_{lt} = 0.17$ ce qui ce qui donne en approximant $E_l = E_t$ (tissu équilibré).

$$G_{lt} = \frac{E_x E_l}{4E_l + 2E_x(\nu_{lt} - 1)} \tag{II.30}$$

On obtient alors une valeur moyenne de 1840 MPa (1850MPa en utilisant les coefficients de Poisson expérimentaux), soit 1% d'écart avec la valeur trouvée précédemment ce qui est cohérent avec l'écart type mesuré expérimentalement et vient confirmer les mesures prises. On remarque néanmoins que le comportement en cisaillement est loin d'être linéaire. Ceci est dû au fait que les fibres originellement à 45°, s'orientent au fur et à mesure de l'essai la direction de sollicitation et les futurs modèles devront pouvoir prendre en compte cette spécificité. Les caractéristiques identifiées pour le composite sont résumées dans le Tableau II.4 suivant :

Coefficient de Poisson	Module d'Young		Limite à rupture		Module de cisaillement	Limite à rupture
	E_{ll}	E_{tt}	$\sigma_{ll,max}$	$\sigma_{tt,max}$		
0.17	20720MPa	20457MPa	410 MPa	402MPa	1840 MPa	116MPa

Tableau II.4. Caractéristiques matériau de la dynalite

En comparant les caractéristiques du Tableau II.4 aux données issues de la fiche matériau fournisseur (composite sec, Tableau II.5) on constate un bon accord sur les données dans les directions longitudinales et transverses mais un affaiblissement de la tenue en cisaillement plan. Cet affaiblissement est probablement dû à une reprise en eau de la matrice du composite, le polyamide étant particulièrement sensible à l'humidité, ainsi que l'a montré Arif [97]. Les paramètres de cisaillement

dépendant particulièrement de la résistance de celles-ci, ce sont eux qui apparaissent les plus affectés (diminution de 50% des propriétés).

Coefficient de Poisson	Module d'Young		Limite à rupture		Module de cisaillement	Limite à rupture
	ν	E_{ll}	E_{tt}	$\sigma_{ll,max}$		
0.17	22400MPa	21500MPa	404MPa	390MPa	3904 MPa	230MPa

Tableau II.5. Caractéristiques matériau fournisseur de la dynalite

1.3. Picot de soudure

L'élément fondamental dans la tenue de la liaison CMT reste le picot métallique structurant l'interface. Pour rappel ceux-ci sont formés à partir du métal d'apport G_3Si_1 , du fil de soudure couramment employé dans l'industrie. Or peu de paramètres matériaux sont donnés par les fournisseurs et la plupart d'entre eux se basent sur des essais menés sur du fil fondu et caractérisé à l'état massif. Les données suivantes (Tableau II.6) sont ainsi présentées, à titre indicatif par France soudage :

Limite élastique	Contrainte maximale	Allongement à rupture
$R_{e0.2}$	R_m	A %
460 MPa	560 MPa	27

Tableau II.6. Caractéristiques matériau G_3Si_1 , brut de soudage

Cependant les articles traitant du procédé de soudage CMT [71] précisent bien que seule la partie du picot en contact avec le substrat entre en fusion lors du procédé (i.e. le cône de soudure). La tige du picot, elle, conserve continuellement son état solide. De plus lors de la mise en bobine du fil de soudure, celui-ci subit un étirement qui a une influence sur l'alignement des grains de métal en son sein. Cela induit une variation dans la microstructure du métal et donc des propriétés matériaux entre les deux zones tête de picot et cône de soudure (Figure II.36) :



Figure II.37. Micro structure d'un picot

Le comportement du métal de soudure sous forme de fil doit lui aussi être testé. Trois essais de traction ont donc été menés sur la machine INSTRON. Les efforts sont mesurés par la cellule force

tandis qu’une mesure des déformations est faite par un extensomètre, le même que celui utilisé pour la caractérisation de l’acier S500MC. Le montage est décrit dans la Figure II.38. La vitesse de déformation est là encore de $0.001s^{-1}$ afin que les essais restent quasi statiques :

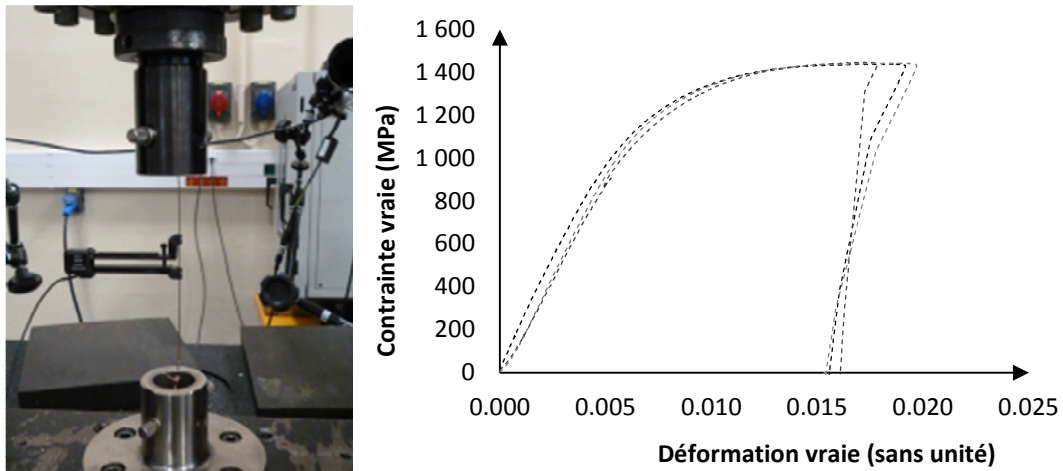


Figure II.38. Caractérisation du G_3Si_1 , fil

On constate que les données mesurées montrent un écart important avec celles issues des caractérisations brutes de soudage. Nous identifions ainsi deux parties du picot aux comportements mécaniques distincts. La première (Tableau II.6) est le cône de soudure dont la limite d’élasticité est largement inférieure à celle de la deuxième, à savoir la tige du picot dont les caractéristiques mécaniques sont résumées dans le Tableau II.7.

Eprouvette	Caractéristiques matériaux					
	Module d'Young	Limite élastique	Contrainte max	Déformation correspondante	Allongement à rupture	Module tangent
	E MPa	Re_{0.2} MPa	Rm MPa	ε_m -	A% -	Etan MPa
15-071-1	221 000	1215	1439	0.018	0.0192	13 800
15-071-2	172 000	1302	1446	0.017	0.0178	9 360
15-071-3	180 000	1308	1443	0.019	0.0197	7 980
Valeur moyenne	191 000	1275	1442	0.018	0.019	10 364
<i>Ecart type</i>	26 385	52	4	0.00074	0.00096	3 020

Tableau II.7. Caractéristiques matériau G_3Si_1 , fil

Le module d’Young n’étant pas donné par la fiche technique du produit nous conserverons le même module d’Young, celui identifié, pour le cône et pour la tige.

1.4. Conclusion

Les différents matériaux constitutifs de notre assemblage sont à présent caractérisés. Si le comportement de l’acier S500MC est conforme à celui attendu, certains écarts par rapport aux données fournies ont pu être constatés sur les autres matériaux. Cela conduit à supposer une forte sensibilité de notre assemblage à l’humidité, notamment en raison de sa composante polyamide. Sur ce composite on constate que le comportement linéaire en cisaillement n’est valable que pour des déformations très

faibles (inférieures à 0.01). Le modèle matériau choisi devra pouvoir prendre en compte la partie non linéaire de son comportement.

Très peu de données étaient disponibles concernant la loi matériau des picots CMT, aussi des essais de traction pure ont été conduits sur le fil de soudure et on constate une limite élastique bien plus élevée que celle donnée par les fournisseurs. Cette différence a été attribuée au changement de microstructure du métal lors de la fusion de celui-ci. Deux zones distinctes, le cône de soudure et la tige du picot, ont ainsi été identifiées et caractérisées.

Les masses volumiques n'ont pas été mesurées et nous reprendrons ici les données issues du fournisseur. L'ensemble des informations matériaux est récapitulé dans le Tableau II.8.

Acier	Caractéristiques matériaux							
	ρ T/mm ³	ν -	E MPa	Re _{0.2} MPa	Rm MPa	ϵ_m -	A% -	Etan MPa
S500MC	7.85 10 ⁻⁹	0.3	212 305	544	724	0.185	0.203	-
G3Si1 (cône)	7.85 10 ⁻⁹	0.3	191 000	460	560	0.270	0.270	360
G3Si1 (tige)	7.85 10 ⁻⁹	0.3	191 000	1 275	1 442	0.018	0.019	10 364
Composite	Caractéristiques matériaux							
	ρ T/mm ³	ν -	E _{ll} MPa	E _{tt} MPa	G _{lt} MPa	$\sigma_{ll,max}$ MPa	$\sigma_{tt,max}$ MPa	$\tau_{lt,max}$ MPa
Dynalite	1.8 10 ⁻⁹	0.17	20 720	20 457	1 840	410	402	116

Tableau II.8. Récapitulatif des caractéristiques matériaux

2. Description de la campagne expérimentale

2.1. Réalisation des éprouvettes

2.1.1. Géométrie choisie pour les éprouvettes

Il s'agit de déterminer la géométrie d'éprouvette la plus adaptée à l'étude du comportement de l'interface métal composite - CMT pins. Celle-ci doit permettre d'isoler le comportement d'un picot unique, ainsi que l'influence du nombre et de la disposition des picots sur le comportement mécanique. En outre, l'instrumentation doit être aisée afin d'obtenir un maximum d'information sur le comportement local de l'interface.

Dans la littérature, et particulièrement dans les travaux de S. Ucsnik [74] on retrouve l'utilisation d'éprouvette de cisaillement à double recouvrement (EDR) classique dont la zone de recouvrement est texturée par la technologie CMT pins. Cette éprouvette est composée en réalité de deux interfaces, située en recto et verso d'une extrémité de la partie métallique. Deux plaques composites sont estampées en vis à vis et une cale métallique est laissée entre les deux parties composites afin de garantir leur maintien lors du serrage de l'éprouvette sur le banc d'essai (Figure II.39). Ce type d'éprouvette a en effet l'avantage de limiter les sollicitations hors plan de l'interface. Afin de valider le comportement local de l'interface, une campagne d'essai utilisant cette géométrie d'éprouvette a été mise en place. Les mêmes épaisseurs que pour le cas triangle sont employées (3 mm) on laisse une longueur suffisante de part et d'autre de l'interface (100mm) pour faciliter la prise par les mors.

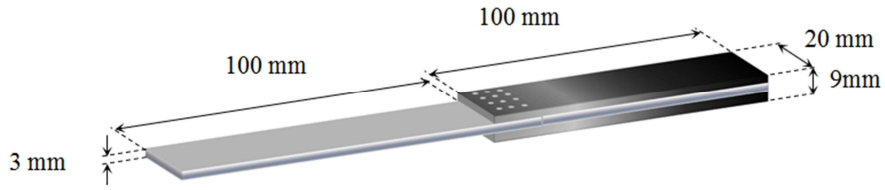


Figure II.39. Géométrie de l'éprouvette double recouvrement (EDR)

Cette campagne cherche à qualifier le comportement de l'interface CMT pins pour plusieurs dispositions de picots et pour plusieurs orientations de composite (0 et 45°). On essaie autant que possible de rapprocher les configurations des interfaces des EDR de celles des éprouvettes triangles. Pour cette raison on conservera un espacement inter picot de 5 mm qui avait été retenu alors. De la même façon le diamètre et la hauteur des picots sont respectivement de 1mm et 3mm. On cherchera à isoler l'influence d'un seul picot au sein de chaque interface, ainsi on étudiera le comportement de six, trois puis une rangée de quatre picots (Figure II.40 (a), (b) et (c)). Afin d'étudier l'effet de l'ordonnement des picots, une disposition en quinconce est étudiée (Figure II.40 (d)). Pour la répétabilité des essais, cinq éprouvettes sont testées pour chaque configuration.

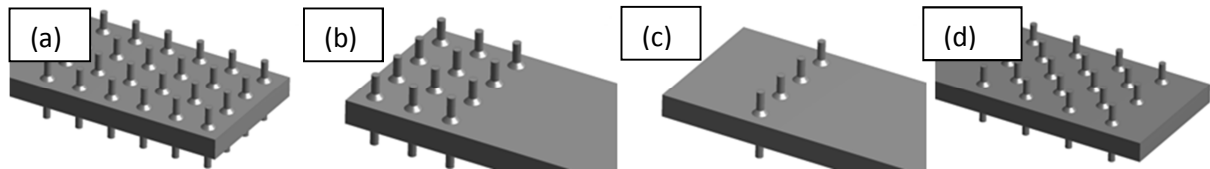


Figure II.40. Dispositions de picots testées (a) 24*2 picots, (b) 12*2 picots, (c) 4*2 picots, (d) 18*2 picots (en quinconce)

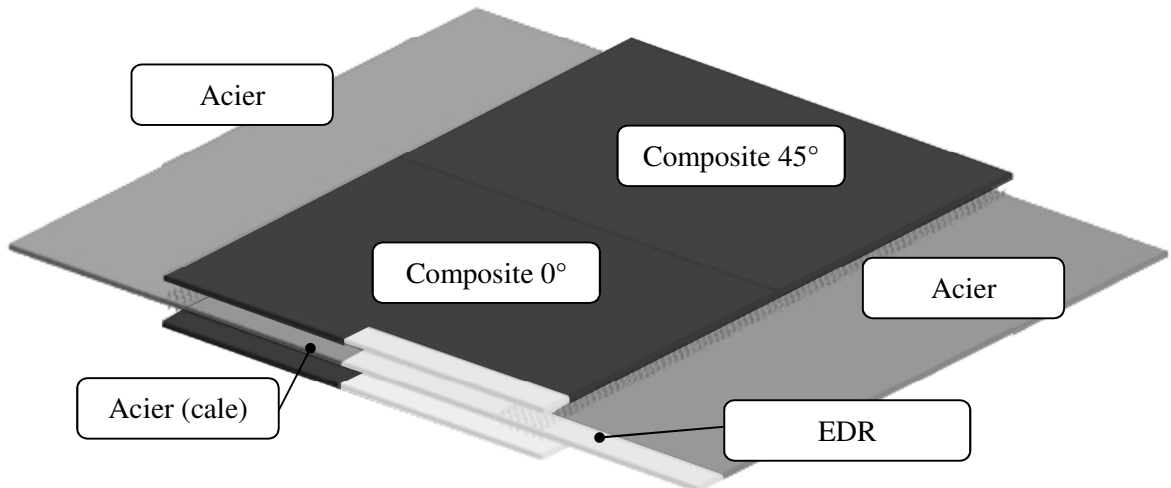


Figure II.41. Bloc final

Un total de quarante éprouvettes est donc testé. Afin d'optimiser le temps de conception et le nombre d'opérations d'estampage, toutes les éprouvettes sont réalisées au sein d'un même bloc décrit par la Figure II.41 que l'on découpe ensuite par jet d'eau afin d'obtenir les éprouvettes désirées. Les opérations se déroulent dans l'ordre suivant :

- Texturation des bords de deux plaques métalliques par la technologie CMT.
- Estampage des plaques composite (0 et 45°) sur les plaques métalliques
- Découpe des éprouvettes au sein du bloc ainsi formé.

2.1.2. Texturation des plaques

La texturation a été effectuée par la société Yaskawa (Figure II.42). Le procédé utilisé est le procédé CMT développé par Fronius.



Figure II.42. Robot équipé de la tête de soudage CMT

Au cours de l'opération il est apparu difficile de souder des picots dont la taille est inférieure à 3mm. En effet, pour une hauteur si faible, la décharge électrique ne suffit pas toujours à détacher le picot du reste du fil de soudure notamment en début de cycle lorsque le fil est encore froid. Le problème a été résolu en réalisant les deux premiers picots sur une pièce martyre extérieure à notre plaque texturée. Le fil avait ainsi suffisamment de temps pour monter en température et l'on obtenait une taille de picot satisfaisant nos critères. Un aperçu du procédé est donné par la Figure II.43.

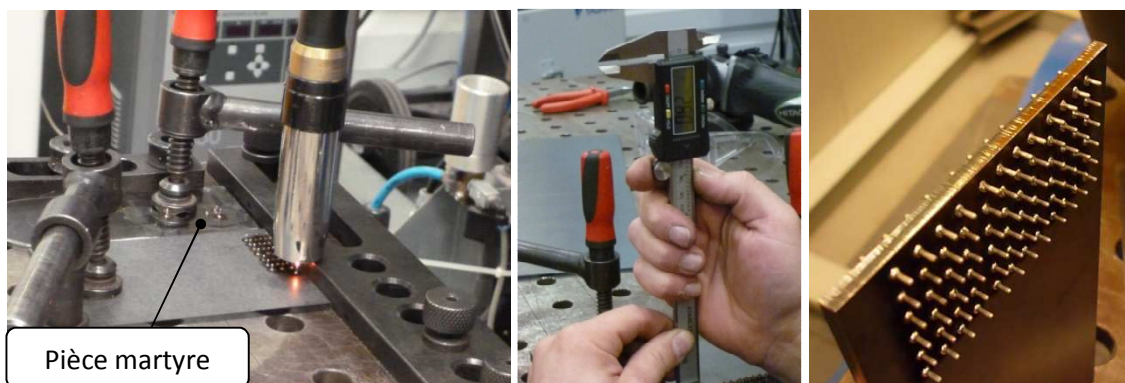


Figure II.43. Texturation des plaques et contrôle de la hauteur des picots

Une opération de contrôle manuelle a permis de s'assurer que les picots ainsi formés restaient bien inférieurs aux 3 mm (2.8-2.9 mm) d'épaisseur de la plaque composite afin de ne pas les endommager lors de l'opération d'estampage à suivre.

2.1.3. Thermo estampage

Le thermo estampage s'est effectué sous la presse chauffante de l'Ecole Centrale de Nantes. Des cales permettent de contrôler la pression imposée, un thermocouple contrôle la température au sein de l'assemblage. Des capteurs vérifient également la température des deux plateaux de la presse.



Figure II.44: Les différents composants de l'assemblage, avant l'estampage

Afin de limiter au maximum le fluage de la résine lors de l'opération d'estampage, plusieurs mesures sont prises :

- Limiter la température de la presse à 240°C.
- Faire déborder la plaque composite au-delà de la zone d'interface afin que celle-ci ne chevauche pas la zone de fluage de la résine
- Un film antiadhésif est déposé pour empêcher l'adhésion de la matrice sur l'acier hors de la zone d'interface.



Figure II.45: Bloc final, post estampage

Les différents constituants présentés en Figure II.44 sont maintenus par un ruban adhésif avant leur introduction au sein de la presse afin de limiter les déplacements au cours de la manutention. La

Figure II.45 donne à voir le bloc final au sortir de la presse. Un certain fluage est toujours visible, notamment pour les éprouvettes à 0°, (Figure II.46.). Des répercussions sur la tenue mécanique des structures sont donc attendues en post traitement des essais.

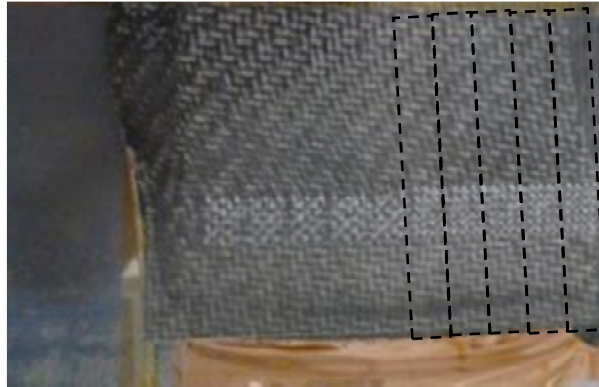


Figure II.46. Défaut d'alignement des fibres, induit par le fluage de la résine

2.1.4. Découpe des éprouvettes

La découpe s'est effectuée par jet d'eau dans les locaux d'Omega Système (Figure II.47). Pour cette technologie, le jet d'eau est mêlé à un abrasif, ici le sable, qui lui permet de découper efficacement une tôle d'acier allant jusqu'à 600 mm d'épaisseur. La vitesse d'avance de 1 mm /s a été calibrée selon la découpe du matériau le plus rigide à savoir l'acier et s'adapte aux problématiques de découpe des multimatériaux qui peuvent entraîner une décohésion de l'assemblage voire un délaminage du composite [98] ; [99].

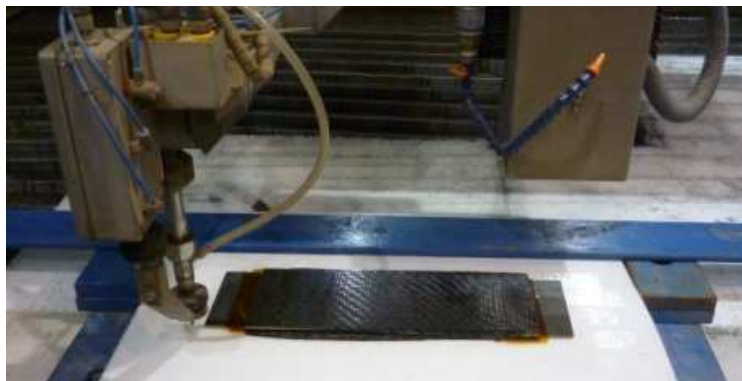


Figure II.47. Découpe jet d'eau

Une découpe en bande a par la suite été adoptée : une première passe sépare le bloc de droite (disposition (b) et (c)) du bloc de gauche (disposition (a) et (d)), les éprouvettes sont ensuite découpées une à une. Ce parcours permet en outre d'éviter un mauvais découpage en cas de défaut d'alignement des deux blocs.

Des porosités ont pu être observées à l'œil nu au sein du composite des éprouvettes issues du bloc test, en raison des mauvaises conditions d'estampage. Ce phénomène n'apparaît plus (ou à une échelle bien plus faible) pour les éprouvettes issues du bloc final ce qui témoigne de l'efficacité des précautions prises lors de l'estampage. On remarque néanmoins que le passage du jet entre la partie

métallique et la cale a laissé l’empreinte d’un cône sur le composite en raison du changement de densité de matière (Figure II.48).



Figure II.48. Eprouvettes découpées, bloc test à gauche, bloc final à droite

Les éprouvettes sont repérées, selon l’orientation du composite et la disposition d’interface choisie, puis indicées (Figure II.49). On pourra ainsi selon les résultats d’essai retrouver la position de l’éprouvette au sein du brut et mesurer en conséquence l’influence du défaut d’alignement des fibres sur la tenue globale de l’éprouvette.



Figure II.49. Eprouvettes indicées, ici configuration 12 picot, 45°

2.2. Le banc d’essai

Les essais ont été réalisés sur une machine de traction quasi statique INSTRON 5584 illustrée en Figure II.50. On oriente l’éprouvette comme suit : partie composite en bas sur le mors fixe, partie métallique en haut, sur le mors mobile. Ces deux parties sont chacune enserrées par des mors auto serrant. Sur la partie composite, les mors sont serrés à une distance de 50 mm du début de l’interface. Cela a une influence sur la réponse de l’assemblage, car une partie du déplacement proviendra de l’allongement du composite. L’éprouvette est ici multimatériaux et possède un champ de déformation non homogène, par conséquent l’utilisation de la vitesse de déformation n’est ici pas plus pertinente que la vitesse de déplacement. Celle-ci est fixée à 1mm/min et est imposée à la partie métallique. On considèrera cette sollicitation comme quasi statique.

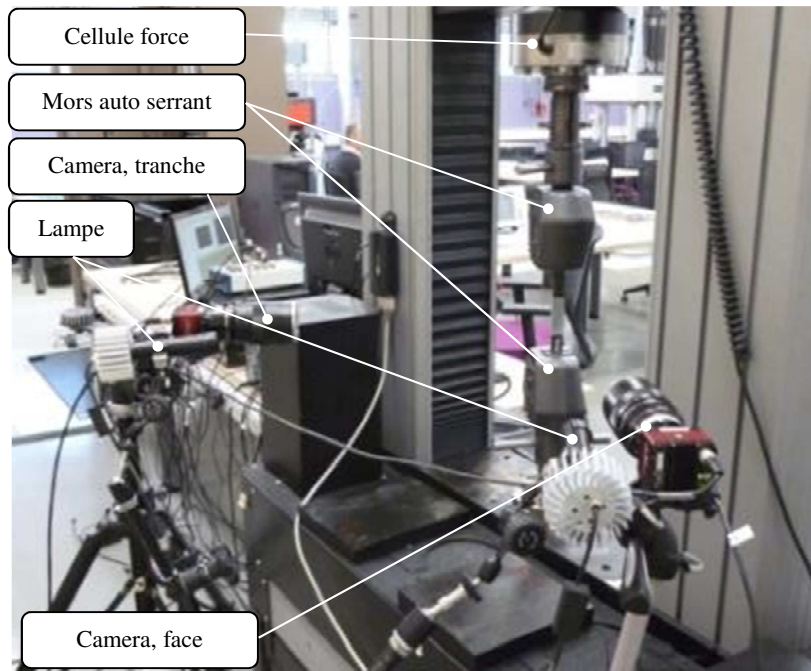


Figure II.50. Montage expérimental

Les efforts résultants sont mesurés par la cellule de force, tandis qu'une mesure des déplacements est obtenue par corrélation d'image. Deux caméras ont été utilisées : l'une filmant la tranche de l'éprouvette, l'autre filmant une des deux faces. La durée d'essai étant assez longue, un temps d'échantillonnage allant de 0.5 à 2 images par seconde selon l'essai est choisi. La mesure des déplacements au niveau de l'interface se fait sur la tranche en mesurant le déplacement entre deux points, l'un situé sur la partie métallique de l'éprouvette, l'autre situé sur la cale métallique (Figure II.51).

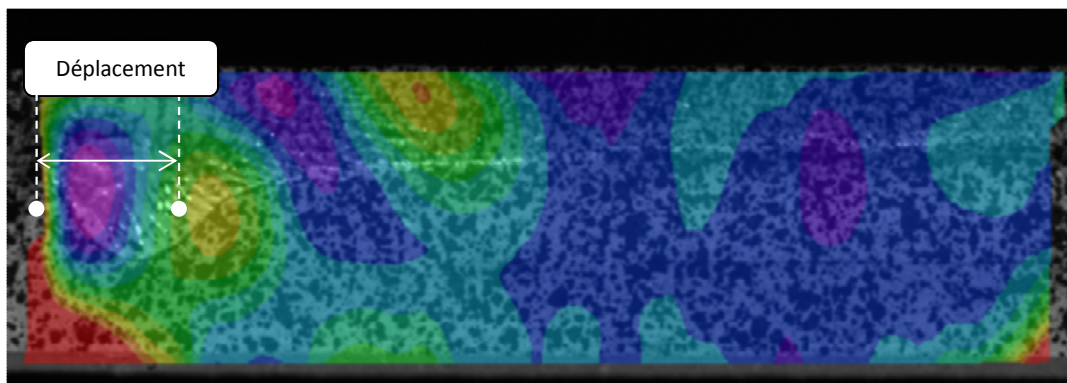


Figure II.51. Mesure des déplacements par corrélation d'image

Cette méthode est d'une grande précision, de l'ordre de 0.01 pixel (soit de 0.00015mm à 0.0006mm selon la résolution du logiciel), cependant elle peut être affectée par les déplacements hors plan. Ainsi si au cours de l'essai, l'éprouvette se rapproche de la caméra, celle-ci verra la surface totale augmenter et mesurera des déformations faussement augmentées (Figure II.52).

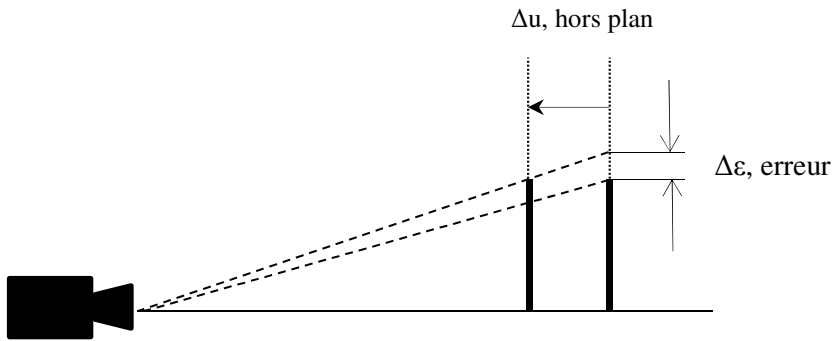


Figure II.52. Influence des effets hors plan

Pour quantifier cette erreur, des jauges de type rosette (référence FRA-3-350-11) ont été appliquées sur une face de la partie composite. En raison de la faible largeur des éprouvettes au regard d'un Volume Élémentaire Représentatif, il n'était pas possible de sélectionner une jauge adaptée à la dimension du VER. Cependant, la mesure par jauge intervient ici en complément et comme instrument de contrôle de la mesure par corrélation d'image. C'est pourquoi nous nous satisferons ici d'une longueur de grille de 3mm. Seule une des cinq éprouvettes de chaque configuration sera instrumentée ainsi. La jauge est positionnée, sur la face opposée au mouchetis, au plus proche de l'interface picot (Figure II.53)

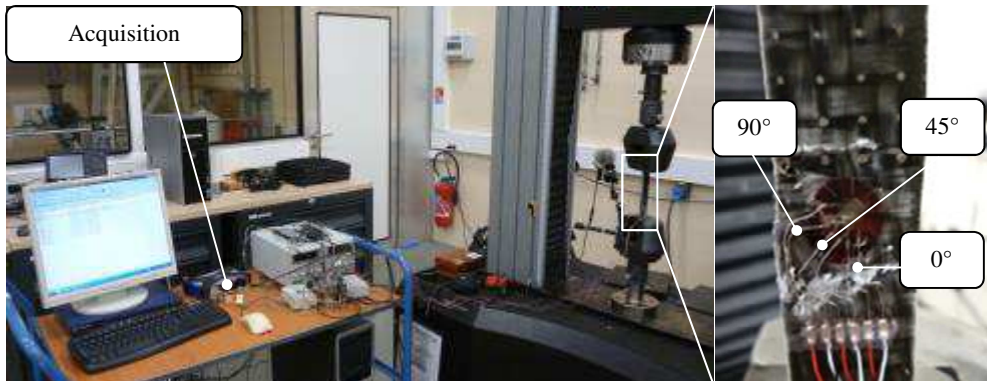


Figure II.53. Instrumentation par jauge des éprouvettes

3. Résultats d'essai et discussion

3.1. *Loi effort déplacement des éprouvettes*

Les résultats d'essais sont donnés en Figure II.56 et Figure II.57 ci-après.

En premier lieu, on constate un important écart entre le déplacement réel imposé à l'interface et le déplacement machine. Le graphique donné en Figure II.54 illustre cet effet avec le cas d'un essai sur la configuration « 24 picots 0° ». Le déplacement final machine atteint 4.5mm quand celui mesuré par corrélation d'image n'atteint pas les 2.5mm. Ces écarts s'expliquent par la raideur machine mais surtout par la course - ou jeu - présent dans les mors auto-serrant. La présence des jeux se caractérise par un décalage de l'origine de la courbe rouge, le glissement entre les mors par une inflexion aux environs de 10s.

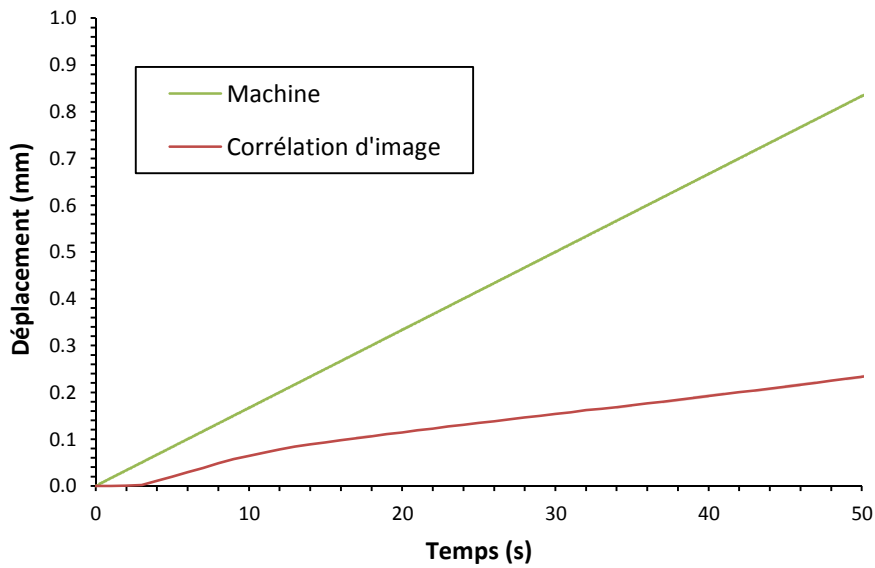


Figure II.54. Différence entre le déplacement machine et le déplacement mesuré par corrélation d'image

3.2. Discussion

Les résultats obtenus sont beaucoup plus dispersés sur les éprouvettes à 0° que sur les éprouvettes à 45° . Ceci peut s'expliquer par le fait qu'à 45° la partie composite de l'éprouvette, hors interface, travaille en cisaillement plan et admet un comportement plus souple qu'à l'interface. La partie composite est donc davantage sollicitée que l'interface.

Sous un chargement de traction, la réponse de l'éprouvette est tout d'abord linéaire, puis un adoucissement de la pente est observé jusqu'à atteindre un maximum au moment de la rupture de l'éprouvette. Deux types de ruptures sont alors observés : une rupture de la partie composite de l'éprouvette ou une rupture de l'interface (Figure II.55).

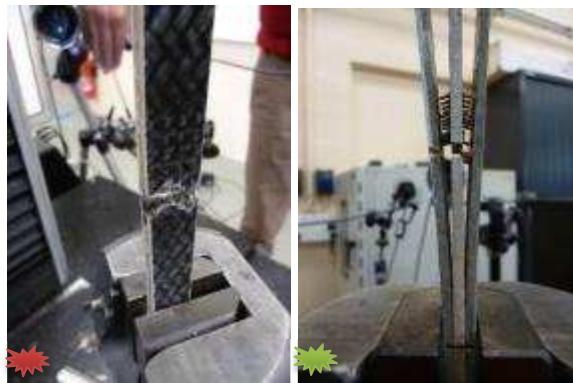




Figure II.55. Deux types de rupture :  Rupture de la partie composite,  Rupture de l'interface.

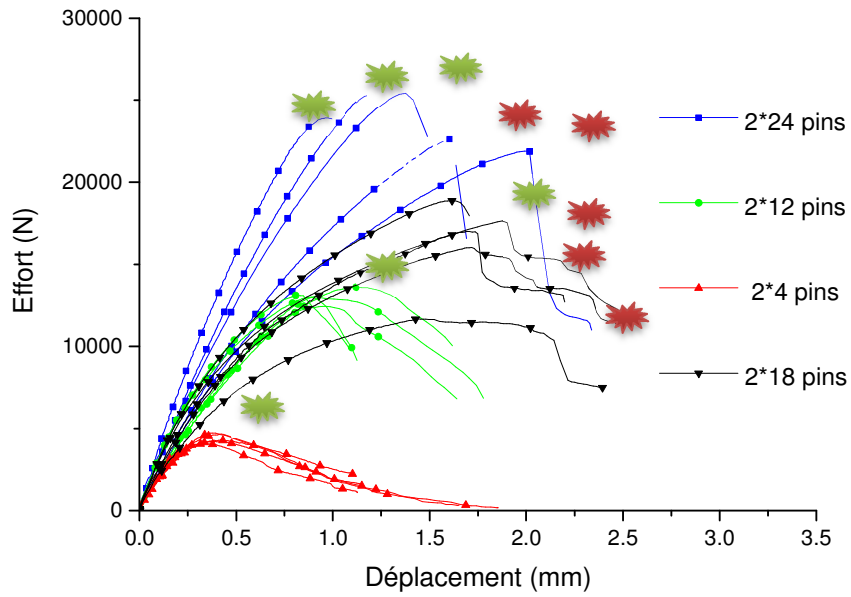


Figure II.56. Résultats expérimentaux, composite orienté à 0°

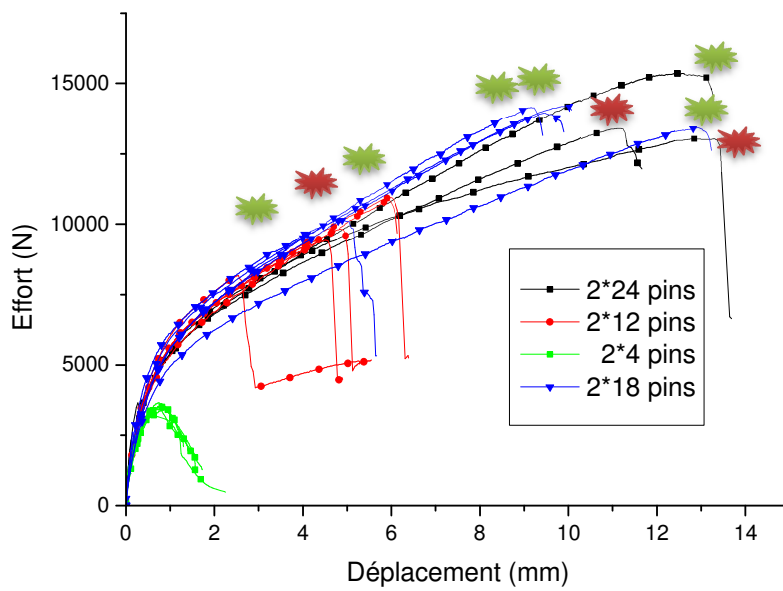


Figure II.57. Résultats expérimentaux, composite orienté à 45°

Le premier type de rupture intervient pour des niveaux de sollicitation élevés et pour les cas où les fibres sont les plus désorganisées. En effet, pour le cas 18 picots, ceux-ci sont disposés en quinconce, par opposition à l'orientation des fibres dans le cas 0° , ce qui a tendance à désorganiser le tissage en sergé des fibres. De plus comme indiqué dans le paragraphe II.2.1.3., l'opération d'estampage et le fluage qui en a résulté ont conduit à la désorganisation des fibres de la partie composite. Si l'on se place face à la tranche cela se traduit par des mouvements hors plan de l'assemblage. La Figure II.58 permet une meilleure visualisation des conséquences de ce comportement hors plan sur les 5 éprouvettes 24 picots 0° : celles de gauche ne sont quasiment pas impactées tandis que celles de droite se déplacent latéralement.

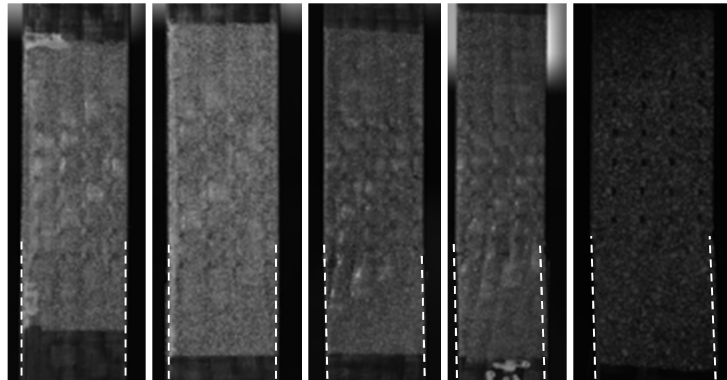


Figure II.58. Visualisation des déplacements hors plan de l'assemblage (vue de face)

La rupture interfacique met en évidence le rôle structurel joué par l'adhésion directe des deux substrats dans la tenue mécanique de l'assemblage. La ruine de l'interface intervient juste à la suite de celle de cette adhésion. Le temps d'échantillonnage important utilisé par la corrélation d'image, ne permet pas de capturer les différentes phases et donc l'instant de la rupture. L'image ci-après (Figure II.59) est donc issue d'un film réalisé lors des essais sur les éprouvettes issues du bloc test.

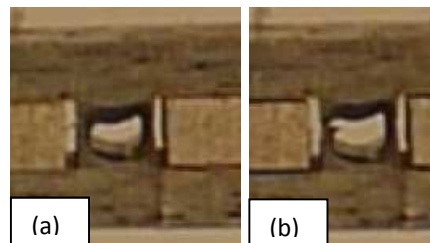


Figure II.59. Bloc test, Rupture de l'interface (a) pré-rupture, (b) post rupture

En l'absence de surmoulage cette adhésion directe semble régir la tenue de l'éprouvette. Phénoménologiquement, la partie composite sollicite les picots en cisaillement. Ceux-ci vont progressivement s'incliner, et un effort hors plan de pelage va alors solliciter l'adhésion directe des deux parties jusqu'à forcer la ruine de celle-ci. La partie composite se déchausse ensuite le long des picots. Les aspects post ruptures de l'interface conduisent à négliger la dégradation du composite par les picots (Figure II.60), à l'inverse, plusieurs essais ont conduit au cisaillement total des premières rangées de picots.

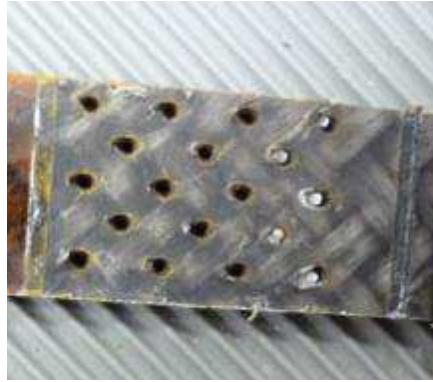


Figure II.60. Aspects post rupture de l'interface

Les mesures effectuées par jauge ont validé (Figure II.61) celles issues de la corrélation d'image.

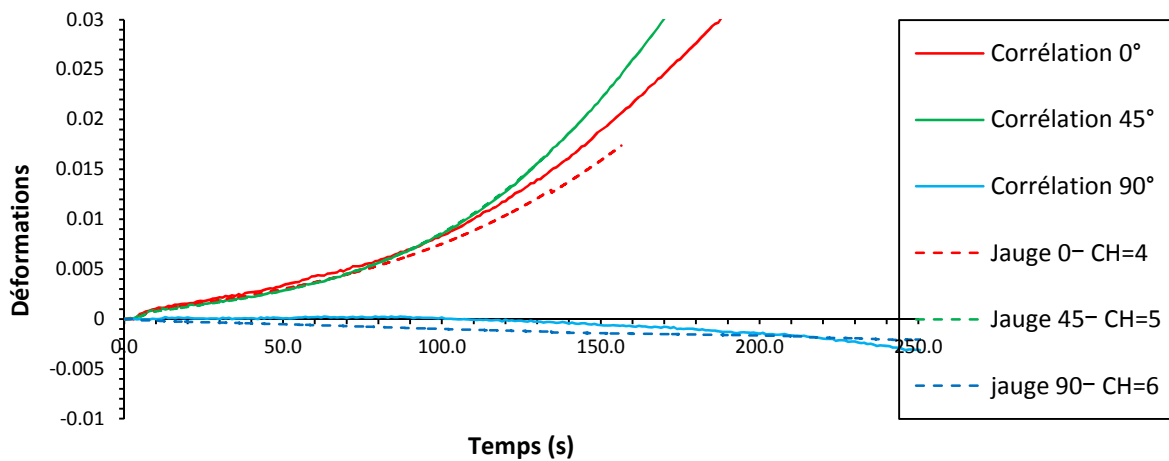


Figure II.61. Comparaison des mesures effectuées par jauge et corrélation d'image, réalisées sur la configuration 24 picots, 0°

On constate un léger écart entre les déformations mesurées, notamment dans la direction 0°. L'éprouvette jaugée étant celle qui a le plus été affectée par la mauvaise orientation des composites, ces écarts peuvent être expliqués par ces effets hors plan (cf Figure II.58). De plus les mesures sont effectuées sur des faces opposées, et bien que théoriquement symétriques, une différence de réaction des deux faces n'est pas exclue. Quelques cas de rupture asymétrique ont ainsi été constatés (Figure II.62).



Figure II.62. Rupture asymétrique de l'éprouvette 24 picots, 0°

Une relation linéaire a également pu être établie avec une bonne corrélation entre le nombre de picots et l'effort maximal admissible par l'interface dans le cas de fibre orienté à 0°. Les résultats sont plus dispersés sur les éprouvettes orientées à 45 ° et nous sommes également limités par le fait qu'une seule des 5 éprouvettes 24 picots ait vu une rupture au niveau de son interface, ce qui limite la

représentativité de l'essai. Néanmoins, en suivant ces indications, le comportement non linéaire en cisaillement du composite semble avoir une influence sur ces résultats. Le nombre de picots indiqué en abscisse est celui des deux faces additionnées (Figure II.63).

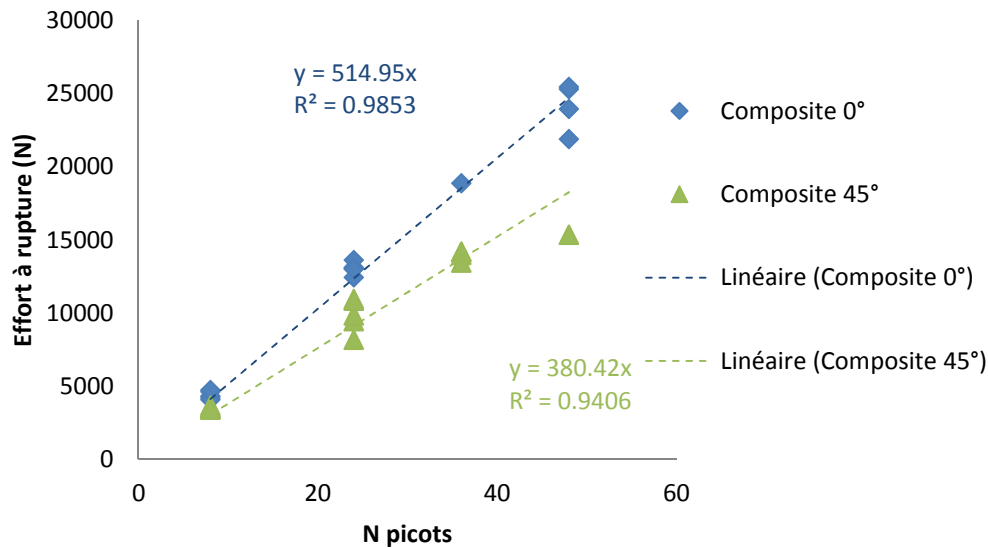


Figure II.63: Comparaison des mesures effectuées par jauge et corrélation d'image, réalisées sur la configuration 24 picots, 0°

4. Conclusion

Afin de modéliser le comportement de l'interface picot sur les éprouvette multimatériaux triangles, une campagne expérimentale a été menée afin de caractériser ce type d'interface. Il s'agit de mettre en place une méthodologie de caractérisation de l'interface CMT pin permettant par la suite de construire un modèle simple et optimisé. En effet la géométrie d'assemblage initialement proposée par le projet LIMECO ne permet pas une étude fine du comportement de l'interface, celle-ci étant inaccessible aux mesures. Le choix a ainsi été fait de travailler sur une géométrie d'une éprouvette à double recouvrement, sollicitant l'interface en cisaillement. Les symétries de celle-ci permettent de limiter les effets hors plan. Une campagne expérimentale visant à caractériser le comportement mécanique de l'assemblage et de ses différents constituants a été menée.

Les conditions de température et d'hygrométrie sont différentes de celles indiquées par le fournisseur, aussi la caractérisation des matériaux s'est faite sous les conditions du laboratoire. Un affaiblissement des propriétés du composite a alors été observé notamment en cisaillement mettant en avant la sensibilité du composite aux conditions environnementales. Concernant le picot, deux zones, le cône de soudure et la tige ont été différenciées et présentent des limites élastiques très distinctes l'une de l'autre en raison du changement d'état subit par la base du picot.

Une fois les comportements de chacune des parties de l'assemblage identifiés, une description du processus de fabrication des éprouvettes a été donnée, soulignant le rôle majeur de l'opération d'estampage sur la tenue de l'interface.

Concernant la campagne elle-même, plusieurs points importants ont été soulignés :

- Une relation linéaire liant la tenue de l'éprouvette au nombre de picots structurant l'interface a été observée.
- La bonne orientation des fibres joue également un rôle majeur dans la tenue de cette interface. A ce titre l'opération d'estampage doit être mieux maîtrisée
- L'adhésion directe de la matrice du composite sur l'acier de l'éprouvette régit la résistance ultime de la liaison.

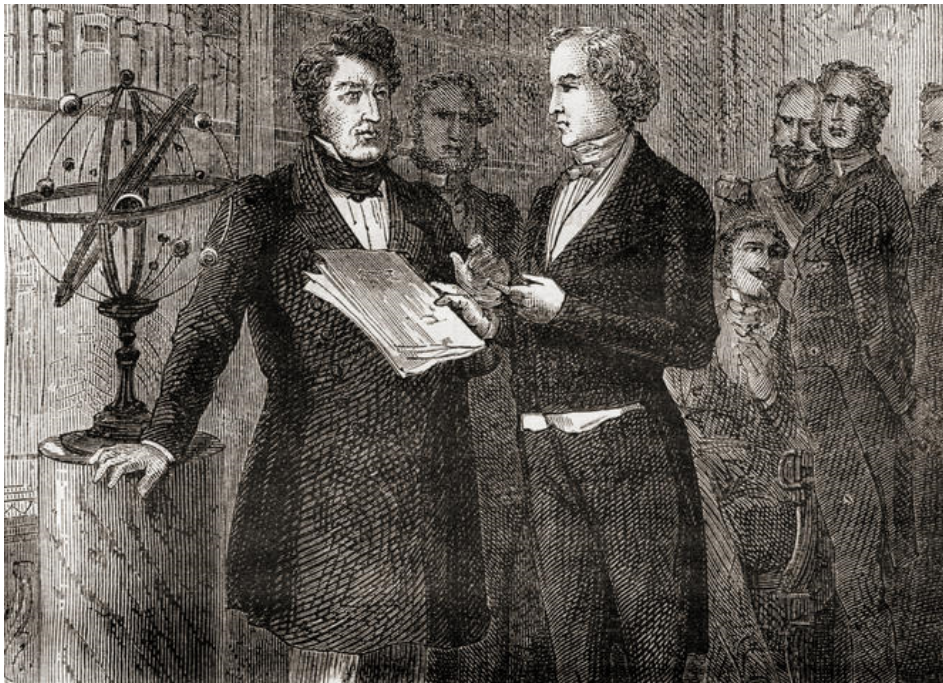
La suite des travaux propose deux types de modélisation de cette éprouvette. L'une est un modèle élément finis réalisé sous LS Dyna. Cependant ce type de modélisation est assez lourd et au final peu adapté à la modélisation d'une interface CMT. En effet la différence d'échelle entre la texturation et la surface totale de l'interface fait que le modèle nécessite un nombre important d'éléments. De plus le modèle à vocation à s'étendre à des sollicitations de type crash donc des calculs explicites. Le temps CPU du calcul est alors fonction du pas de temps critique qui serait drastiquement diminué par ces problématiques de maillage. C'est pour palier à ces manques qu'un second modèle analytico numérique, basé sur le comportement local d'un picot est proposé.

Les modèles s'attacheront à décrire les configurations, 4, 12 et 24 picots, orientés à 0°.

Chapitre

❧ III ❧

Modélisation, les différentes approches



Urbain Le Verrier, ici reçu par le roi Louis-Philippe, aux Tuileries, après sa grande découverte de 1846 : la planète Neptune. (Gravure tirée de l'ouvrage "Les Merveilles de la Science", 1870)

Dans ce chapitre nous abordons la modélisation de notre interface CMT picot dans le cadre d'un chargement uni-axial. Deux modèles distincts y sont proposés : l'un numérique, basé sur la méthode des éléments finis, l'autre analytique basé sur le comportement en flexion d'un picot au sein d'un volume élémentaire représentatif. Après avoir développé les principales hypothèses du modèle numérique nous nous assurerons de la représentativité des lois matériaux utilisées. Les résultats de ce modèle sont ensuite comparés à ceux obtenus expérimentalement. Dans un deuxième temps nous expliciterons le modèle analytique proposé ainsi que ses limites. Nous verrons en quoi celui-ci peut être complémentaire voire avantageux par rapport au modèle précédent et nous nous attarderons sur sa potentielle généralisation à d'autres type de sollicitation ou d'autres texturations.

Plan du chapitre

1.	Modèle numérique de l'éprouvette double recouvrement	60
1.1.	Géométrie & maillage	60
1.2.	Conditions aux limites et de contact.....	61
1.3.	Choix des modèles matériaux.....	62
1.4.	Comparaison aux résultats expérimentaux.....	70
2.	Modèle analytique des éprouvettes longitudinales	78
2.1.	Modèle à l'échelle du Volume Elémentaire Représentatif.....	78
2.2.	Algorithme analytique calcul du comportement global du ressort.....	82
2.3.	Intégration en tant que loi d'interface.	85
2.4.	Extension du modèle et optimisation	87
3.	Conclusion	89

1. Modèle numérique de l'éprouvette double recouvrement

1.1. Géométrie & maillage

La géométrie est celle des éprouvettes à double recouvrement décrite dans le Chapitre II. Plusieurs symétries (géométrie et chargement) de notre modèle permettent de réduire efficacement la géométrie de l'éprouvette. En outre la partie acier de l'éprouvette, non située dans la zone d'interface, peut être considérée comme indéformable : pour un effort maximal de 25000 N, l'allongement correspondant est de :

$$\Delta L = L_o \varepsilon = L_o \cdot \frac{F}{E \cdot S} = 10 \cdot \frac{25000}{210000 \cdot 3.20} = 0.02 \text{ mm} \ll u_{interface} \quad (\text{III.31})$$

Sa prise en compte n'est par conséquent pas nécessaire. La géométrie suivante (Figure III.64) est alors retenue :

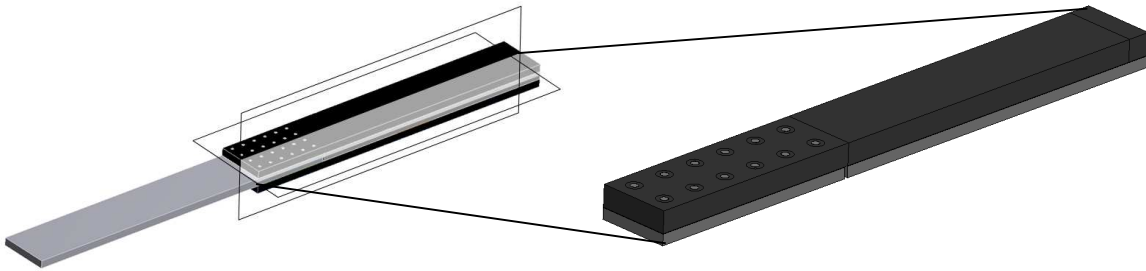


Figure III.64. Géométrie du modèle numérique

Quatre zones peuvent être distinguées dans ce modèle (Figure III.65). La partie composite représente la partie supérieure de l'éprouvette. Les picots métalliques sont eux décomposés en deux sous domaines : la tige et le cône de soudure dotés de comportements matériaux distincts ainsi que l'a explicité la caractérisation expérimentale (II.1.3.). Comme l'a suggéré Grujicic [91] (cf : I.4.), l'adhésion directe de la matrice sur le composite est modélisée par des éléments cohésifs. On n'utilisera pas de zone cohésive pour modéliser l'adhésion du composite sur le picot car les éléments cohésifs peuvent avoir un volume négatif et n'empêchent pas la pénétration du picot au sein du composite. On utilisera à la place une loi de contact donnée dans la suite de ce mémoire. La partie métallique constitue la partie inférieure de cette éprouvette. On en distingue deux portions : celle sur laquelle sont soudés les picots et la cale métallique qui aura pour fonction d'empêcher les mouvements vers le bas de la partie métallique.

Le modèle, à l'exception de l'adhésion directe, est représenté par des éléments hexaédriques linéaires sous intégrés (Constant stress solid element (ELFORM =1) générés sous ANSYS Workbench à partir de la construction de domaines correspondant aux zones géométriques. Le maillage, d'une taille moyenne de 0.3 mm est raffiné au voisinage des picots jusqu'à 0.1 mm. Les nœuds composant les faces supérieures et inférieures des éléments cohésifs sont communs respectivement à la partie composite et la partie métallique. Un total de 116 000 éléments pour 125 000 nœuds composent ce modèle soit approximativement, en négligeant les conditions aux limites, 375 000 degrés de libertés. Un aperçu de ce maillage est donné dans la Figure III.66.

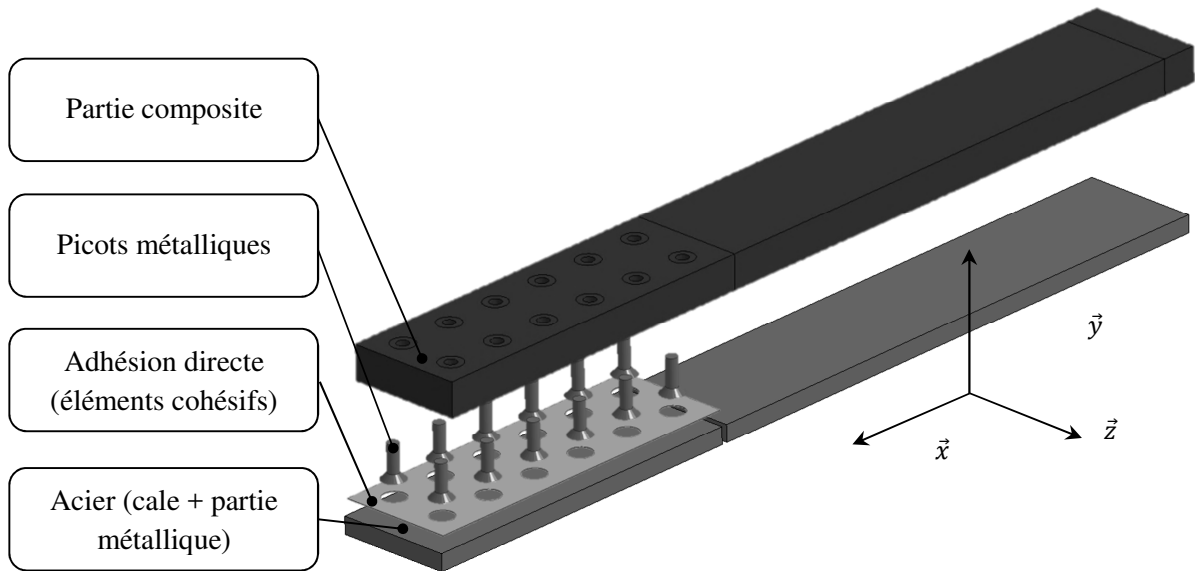


Figure III.65. Décomposition de la géométrie du modèle

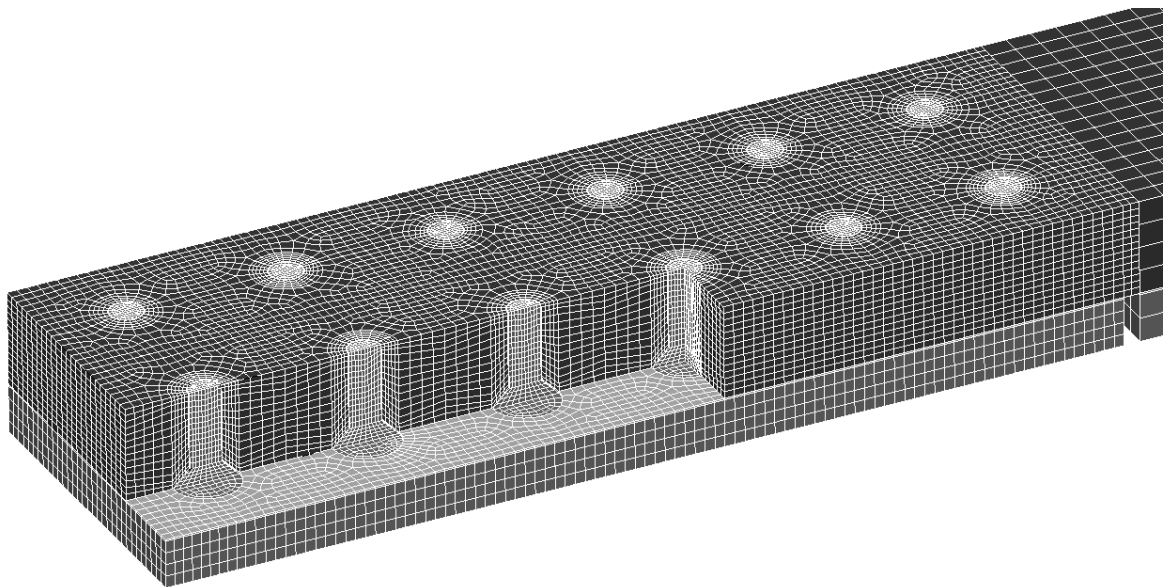


Figure III.66. Maillage de l'éprouvette (125000 nœuds, 116000 éléments)

1.2. Conditions aux limites et de contact

Les conditions aux limites suivantes (Figure III.67) sont appliquées afin de prendre en compte les symétries mentionnées au paragraphe précédent. Les conditions de symétries sont appliquées sur une faces normale à \vec{z} et sur la face normale à \vec{y} orientée négativement. L'extrémité de la partie composite est encastée tandis qu'une vitesse est imposée à l'extrémité de la partie acier.

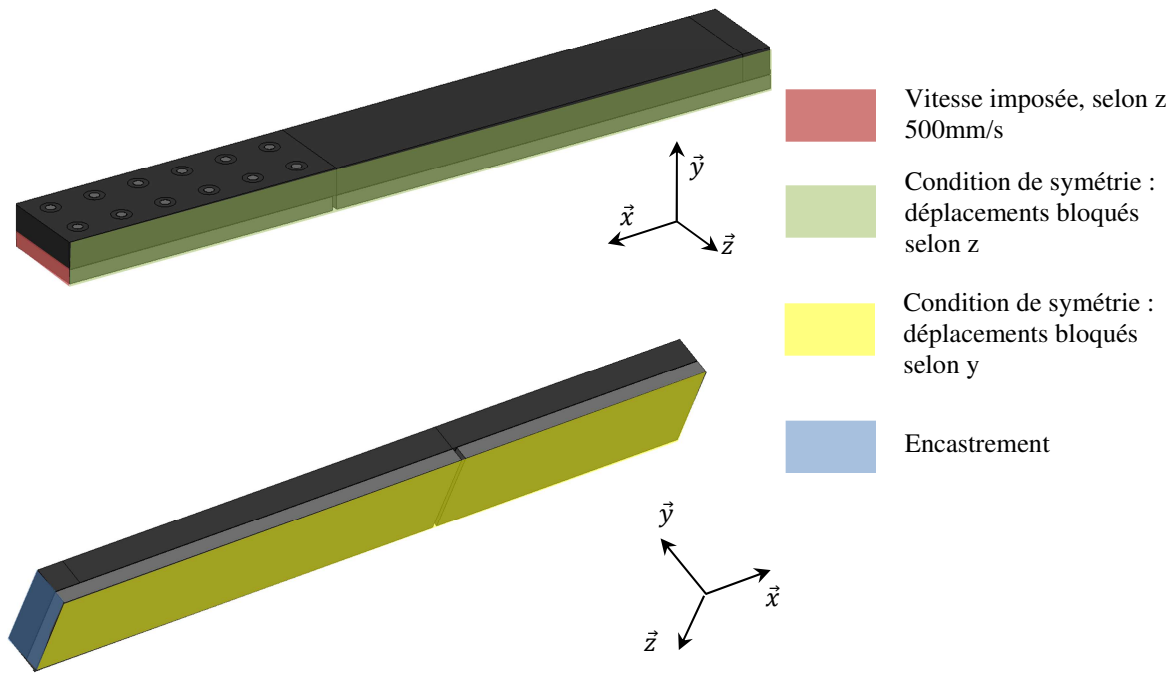


Figure III.67. Conditions aux limites de l'éprouvette longitudinale

Afin d'éviter les pénétrations initiales, un gap est laissé entre le picot et le composite avoisinant. Il est pris aussi petit que possible pour de limiter les jeux du modèle soit 0.025 mm. Le coefficient de frottement est une donnée difficile à valider tant il dépend des conditions environnementales, du type de polyamide employé, de la microstructure, de l'état de surface. Une identification inverse a conduit à une valeur de 0.05. Cette valeur est inférieure à celles ayant été relevées dans la littérature [0.1-0.2]³ cependant les conditions environnementales ainsi que la dégradation du composite ont pu conduire à une telle baisse. Notre assemblage est en effet très complexe et une investigation plus poussée de ces paramètres (largeur du gap et coefficient de frottement) est un exemple de perspective pour cette thèse et justifieraient de nouveaux travaux.

Une vitesse importante (allant de 100 à 500 mm/s selon les configurations) est imposée à la partie acier de l'éprouvette, afin de diminuer le temps de calcul. Pour que cette vitesse n'ait pas d'influence sur le comportement de notre structure, on ne modélise pas les effets de la viscosité. On contrôlera également que les effets d'inertie restent négligeables comparés à la raideur du modèle. De même on s'assurera que l'énergie cinétique reste elle aussi négligeable devant l'énergie totale du système.

1.3.Choix des modèles matériaux

1.3.1. Acier S500MC (partie métallique)

L'acier S500 MC a été caractérisé lors de la partie expérimentale. Lors des essais sur éprouvette aucune plastification n'a été observée sur cette zone aussi nous utiliserons une loi bilinéaire simple pour modéliser sa plastification (*MAT_MODIFIED_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY) dont les paramètres et la courbe de comportement sont donnés respectivement par le Tableau III.9 et la Figure III.68.

³ <http://www.goodfellow.com/F/Polyamide-Nylon-6.html>
<http://tpworks-place.com/documents/2295/medias/1425.pdf>
<http://dds.univ-lyon1.fr/webapp/website/website.html?id=2886239&pageId=207633>

Acier	Caractéristiques matériaux							
	ρ T/mm ³	ν -	E MPa	Re _{0.2} MPa	Rm MPa	ϵ_m -	A% -	Etan MPa
S500MC	7.85 10 ⁻⁹	0.3	212 305	544	724	0.185	0.203	1000

Tableau III.9. Caractéristiques matériaux, Acier S500MC

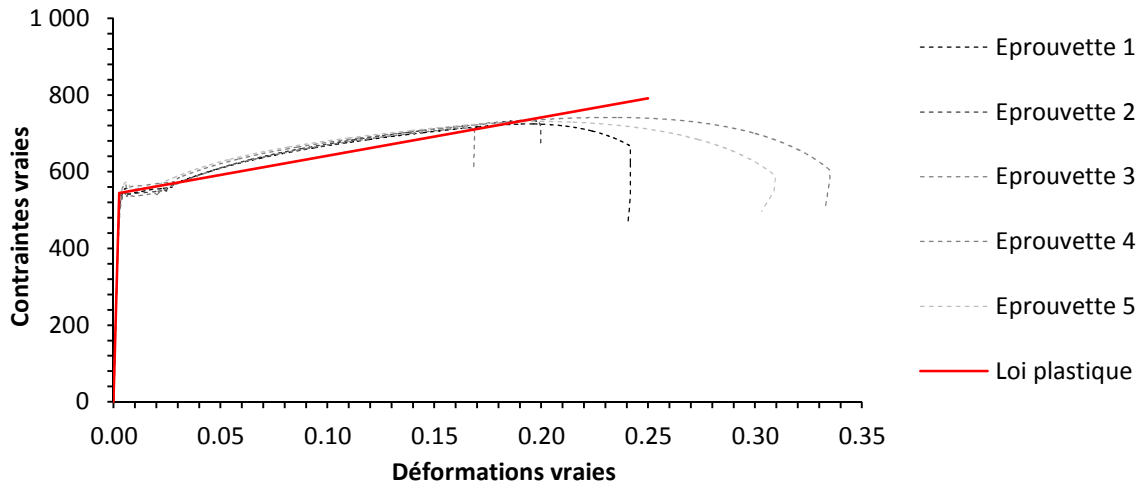


Figure III.68. Loi de comportement acier S500MC

1.3.2. Acier picot

On peut considérer deux parties dans un picot CMT : le cône de de soudure et la tige du picot (Figure III.69) ainsi que vu en II.1.3.



Figure III.69. Picot CMT

Les caractéristiques matériaux ont été évaluées expérimentalement pour les deux parties dans le chapitre précédent. On redonne les paramètres dans le Tableau III.10 et la loi de comportement dans la Figure III.70. La loi n°123 bilinéaire *MAT_MODIFIED_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY a été retenue pour représenter chacun des comportements.

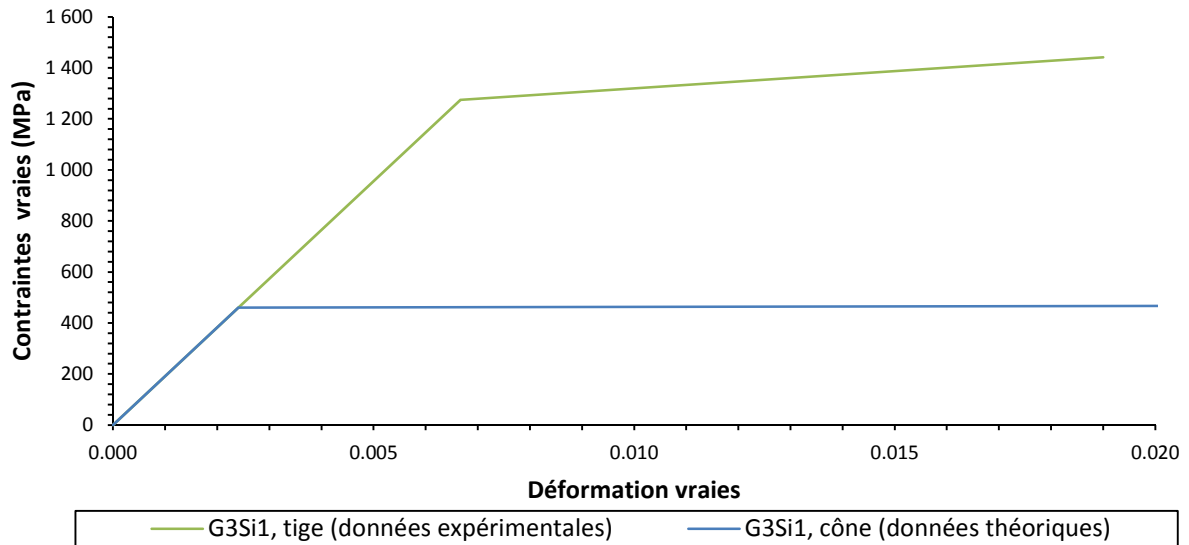


Figure III.70. Loi de comportement, Picot CMT

Les courbes Essai 1, 2 et 3 correspondent aux essais de traction sur fil de soudure, donc au G3Si1 (tige).

Acier	Caractéristiques matériaux							
	ρ T/mm ³	ν -	E MPa	Re _{0.2} MPa	Rm MPa	ϵ_m -	A % -	Etan MPa
G3Si1 (cône)	7.85 10 ⁻⁹	0.3	191 000	460	560	0.270	0.270	360
G3Si1 (tige)	7.85 10 ⁻⁹	0.3	191 000	1 275	1 442	0.018	0.019	10 364

Tableau III.10. Caractéristiques matériaux, Picots

1.3.3. Composite Dynalite

Les résultats expérimentaux sont rappelés en Figure III.71 et dans le Tableau III.11.

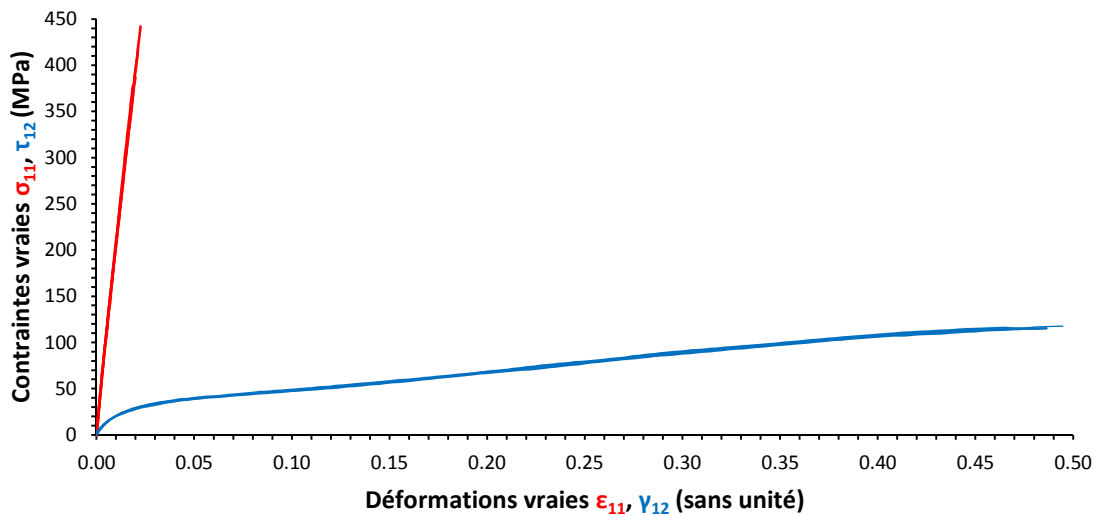


Figure III.71. Loi de comportement, dynalite

Composite	Caractéristiques matériaux							
	ρ T/mm ³	ν -	E_{11} MPa	E_{22} MPa	G_{12} MPa	$\sigma_{11, \max}$ MPa	$\sigma_{22, \max}$ MPa	$\tau_{12, \max}$ MPa
Dynalite	$1.8 \cdot 10^{-9}$	0.17	20 720	20 457	1 840	410	402	116

Tableau III.11. Caractéristiques matériaux, Dynalite

Pinho [100] a développé une loi matériau permettant d'intégrer le comportement non linéaire en cisaillement sous la forme d'une courbe liant la contrainte aux déformations de cisaillement. La loi matériau 261, *MAT_LAMINATED_FRACTURE_DAIMLER_PINHO a ainsi été choisie pour représenter le composite. Dans cette loi il est possible de renseigner une contrainte maximale au-delà de laquelle l'élément est supprimé, toutefois ainsi qu'il a été indiqué dans l'état de l'art sur les assemblages collés (I.1.1.) ce type de critère s'adapte mal aux singularités géométriques que sont les picots. On fait alors l'hypothèse, justifiée par les observations réalisées sur les échantillons post-rupture (Figure II.60), que le picot n'endommage pas le composite. Au voisinage de chaque picot, cette loi est remplacée par une loi orthotrope élastique, afin que les surcontraintes numériques n'endommagent pas artificiellement le composite.

Cette loi n'est utilisable que pour les éléments volumiques, aussi a-t-elle été testée sur un unique élément hexaédrique régulier sollicité à 0°. Au sein de cet élément les fibres sont orientées à 45°. Les conditions limites suivantes (Figure III.72) sont appliquées.

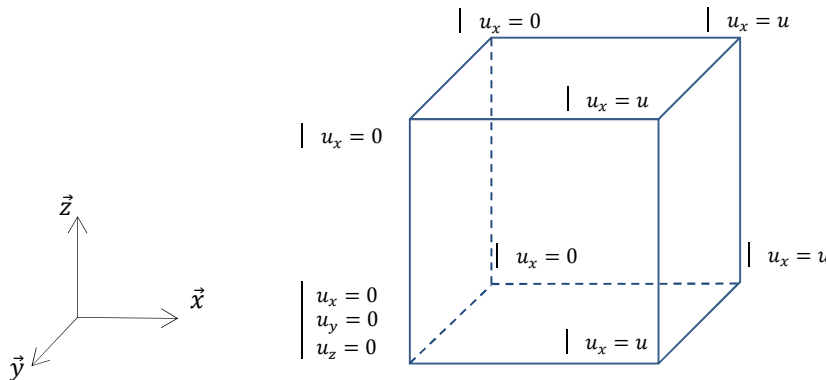


Figure III.72. Conditions limites

Ces conditions permettent de ne pas surcontraindre l'élément lors de la traction en le laissant libre de se contracter dans les directions transverses. On obtient le comportement décrit en Figure III.73, conforme aux essais.

La formulation du critère de rupture en tension transverse est :

$$f_{mat} = \left(\frac{\sigma_n}{\sigma_{11, \max}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{12}}{S_{12}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{13}}{S_{13}} \right)^2 = 1 \text{ si } \sigma_n \geq 0 \tag{III.32}$$

- τ_{12}, τ_{13} contrainte en cisaillement respectivement dans le sens longitudinal et transverse.
- S_{12}, S_{13} contrainte ultime en cisaillement respectivement dans le sens longitudinal et transverse.

- $\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_{11,max}}\right)^2$ représente la composante en traction compression dans la direction normale à l'interface du critère.

Or en post traitant les résultats de cette loi on constate que pour ce type de sollicitation $\sigma_n = \tau_{11}$ et $\tau_{22} = 0$.

Pour obtenir une rupture à $\tau_{12}=116\text{MPa}$ il faut donc un critère S_L de :

$$S_{11} = \sqrt{\frac{\sigma_{11,max}^2 \cdot \tau_{12}^2}{\sigma_{11,max}^2 - \tau_{12}^2}} = 120 \text{ MPa} \tag{III.33}$$

On obtient alors la courbe donnée en Figure III.73.

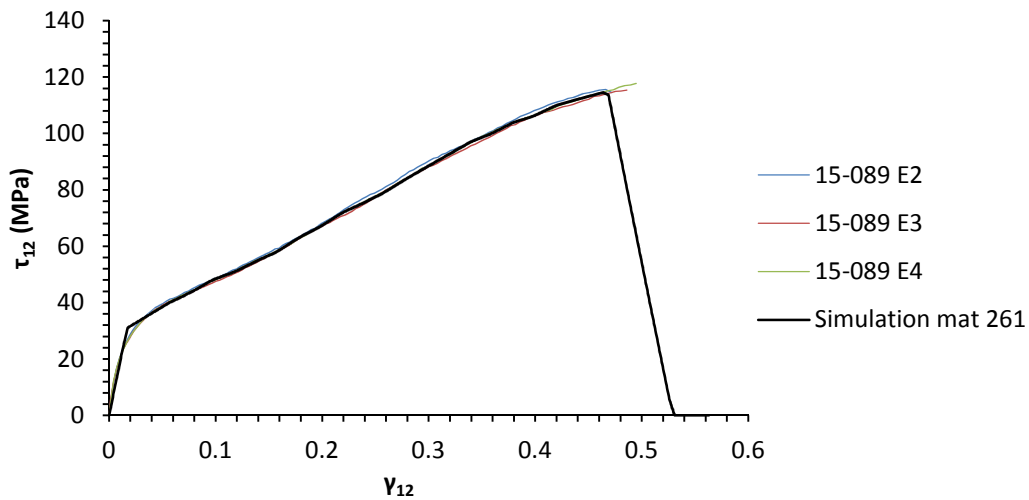


Figure III.73. Test traction 45°, loi matériau *MAT_LAMINATED_FRACTURE_DAIMLER_PINHO

1.3.4. *Éléments cohésifs, loi d'adhésion métal/composite*

LS Dyna offre deux possibilités pour simuler une rupture, le CONTACT_TIEBREAK sur lequel nous ne nous attarderons pas car il ne permet pas de modéliser un comportement post rupture. En effet, un critère de rupture peut être implémenté mais les nœuds restent rigidement liés et la raideur reste infinie avant la ruine de la liaison. Les possibilités sont réduites au regard de celles offertes par le deuxième : les modèles dits zone cohésive (CZM). La thèse de Sattumnuwong [101] introduit l'usage d'éléments cohésifs sur une thématique d'interface composite-composite collé. Nous reprendrons ici une partie des informations données dans ces travaux.

Les éléments cohésifs sont un type d'éléments finis utilisé en mécanique de la rupture ayant l'avantage de simuler non seulement la propagation de fissures mais également leur initiation. Cette méthode est largement employée pour modéliser les processus de décollement des joints collés ainsi que le délaminage des stratifiés dans le cas de rupture interlaminaire. Plus généralement cette méthode trouve son application dans la simulation d'interface, pour lesquels le chemin de la fissure est compris dans un plan connu et maîtrisé.

Contrairement aux éléments finis traditionnels, les contraintes au sein de l'élément cohésif sont calculées non plus en fonction des déformations au sein de l'élément mais selon les déplacements relatifs entre les nœuds supérieurs et inférieurs de l'élément. C'est cette propriété qui donne tout son intérêt à la méthode dans le cas d'un calcul en dynamique explicite [102] ; [103] ; [104] ; [105]. En

effet la stabilité de ce schéma numérique est soumise à la condition de Freidrich Levy Courant : le pas de temps doit être inférieur à une valeur critique définie par :

$$\Delta t \leq \Delta t_c = \frac{l_c}{c} \leq \frac{2}{\omega_{max}} \quad (\text{III.34})$$

Avec :

- l_c , longueur caractéristique de l'élément, directement fonction de la taille de maille.
- c , célérité d'une onde au sein de l'élément, facteur des propriétés matériaux.
- ω_{max} , fréquence propre maximale du système qui borne celle de l'élément.

Ainsi, le pas de temps est proportionnel à la taille de maille. Cet aspect (à l'instar algorithmes régissant les non linéarités) influe sur la durée du calcul. Pour un solver explicite comme LS Dyna, le pas de temps est borné par la plus haute des fréquences propres du système. Cette dernière est elle-même majorée par la plus haute des fréquences propres de l'ensemble des éléments du système. Un coefficient de 0.9 est ensuite appliqué afin de se prémunir de toute instabilité.

Au contraire, pour un élément cohésif, le calcul du pas de temps critique se fait similairement à celui d'un élément ressort [106] de raideur k liant deux masses ponctuelles m_1 et m_2 :

$$\Delta t_c = 2 \sqrt{\frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2} \frac{1}{k}} \quad (\text{III.35})$$

La raideur k est ici un paramètre du matériau et n'est plus liée à la longueur de l'élément (ce qui donne une plus grande liberté dans le choix du maillage) à l'inverse de l'élément poutre dans lequel la raideur est égale à :

$$k = \frac{E \cdot S}{l} \quad (\text{III.36})$$

Avec E le module d'Young, S la section et l la longueur de l'élément. On gardera toutefois à l'esprit, comme nous y invite Turon [107], que le maillage conserve toujours une influence sur le comportement global de l'interface

1.3.4.1. Comportement selon le Mode I

Le comportement de la zone cohésive est décrit par une loi traction séparation. Le profil classique de la loi de comportement consiste en une augmentation de la force de réponse par unité de surface de l'élément jusqu'à un pic correspondant à l'initiation de la rupture. Ensuite les contraintes diminuent parallèlement à l'élargissement de la fissure jusqu'à s'annuler une fois les deux corps totalement séparés. La littérature donne de nombreux exemples de profil pour cette loi le comportement (Figure III.74).

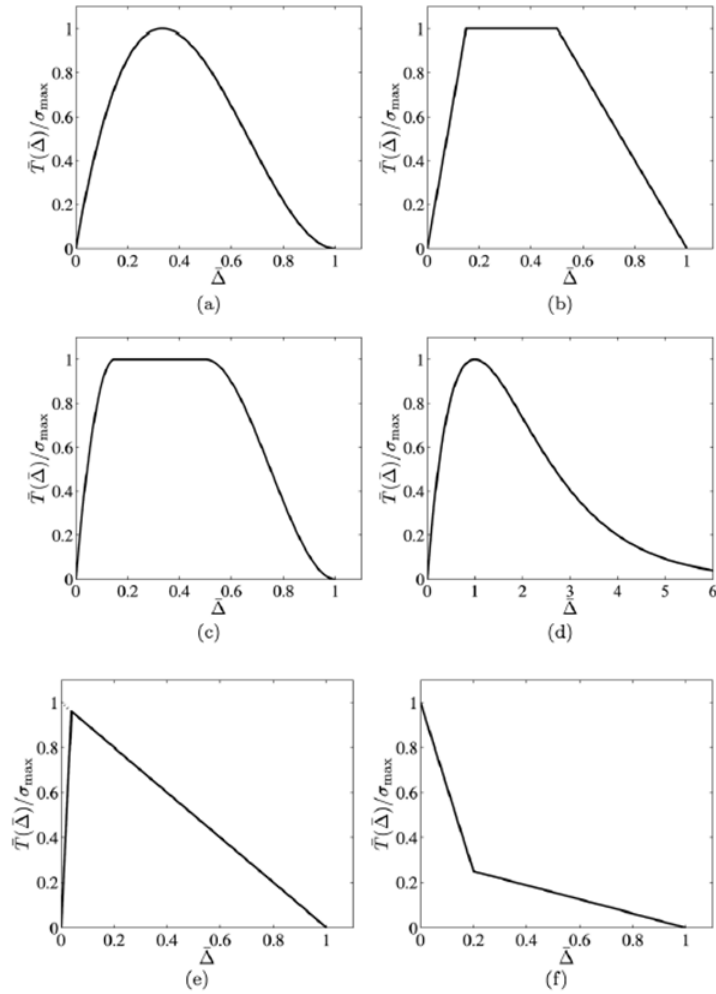


Figure III.74. Différentes lois traction séparation normées [108]

N’ayant peu ou pas d’informations expérimentales sur les paramètres de cette loi, nous nous placerons dans le cas le plus général possible à savoir la loi matériau 138 *MAT_COHESIVE_MIXED_MOD. Le comportement unidirectionnel est présenté en Figure III.75. Une traction linéaire selon la droite [0-1] est suivie d’un adoucissement également linéaire de cette courbe selon la pente [1-3]. Cet adoucissement correspond à un endommagement de l’adhésion : en cas de décharge la courbe suit alors la droite [0-2]. On observe alors une diminution de la raideur qui finit par s’annuler complètement une fois la séparation effective (au point 3). Trois paramètres suffisent à décrire le mode I de cette loi :

- Taux de restitution d’énergie G_{IC} correspondant à l’aire sous la courbe et à l’énergie nécessaire à la rupture de l’interface d’une surface unitaire.
- Raideur K de l’élément correspondant à la pente de la première partie de la courbe
- Au choix :
 - Valeur de contrainte maximale avant l’initiation de la rupture.
 - Valeur de déplacement ultime avant rupture complète.

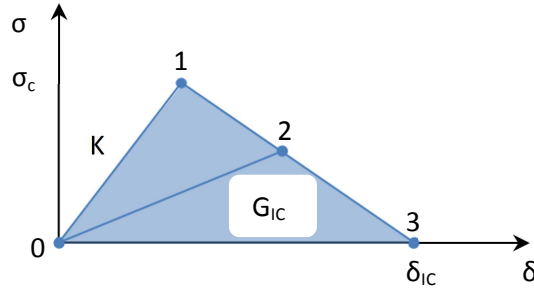


Figure III.75. Exemple de loi de traction séparation cohésive

Ce comportement s'applique aux cas de chargement unidirectionnels de traction pure. Une sollicitation tridimensionnelle nécessite le calcul des déplacements normaux et tangentiels afin de prendre en compte les modes de rupture mixtes I/II.

1.3.4.2. Comportement selon le Mode mixte I/II

Les déplacements relatifs des faces inférieures et supérieures de l'élément selon les directions tangentes sont combinés pour former un déplacement de cisaillement (mode II).

$$\delta_{II} = \sqrt{\delta_1^2 + \delta_2^2} \quad (\text{III.37})$$

Le déplacement normal est lui repéré par le déplacement δ_I

$$\delta_I = \delta_3 \quad (\text{III.38})$$

Le déplacement mixte δ_m et le rapport de mixité β sont définis par :

$$\delta_m = \sqrt{\delta_I^2 + \delta_{II}^2} \quad \beta = \frac{\delta_{II}}{\delta_I} \quad (\text{III.39})$$

La loi de comportement mixte est illustrée dans la Figure III.76. Le pic d'effort a lieu pour un déplacement mixte de :

$$\delta^0 = \delta_I^0 \delta_{II}^0 \sqrt{\frac{1 + \beta^2}{(\delta_{II}^0)^2 + (\beta \delta_{II}^0)^2}} \quad (\text{III.40})$$

Le déplacement ultime est alors de :

$$\delta^F = \frac{2 \left[GIC + (GIIC - GIC) \left(\frac{\beta^2 ET}{EN + \beta^2 ET} \right) \right]}{\delta^0 \left(\frac{1}{1 + \beta^2} EN + \frac{\beta^2}{1 + \beta^2} ET \right)} \quad (\text{III.41})$$

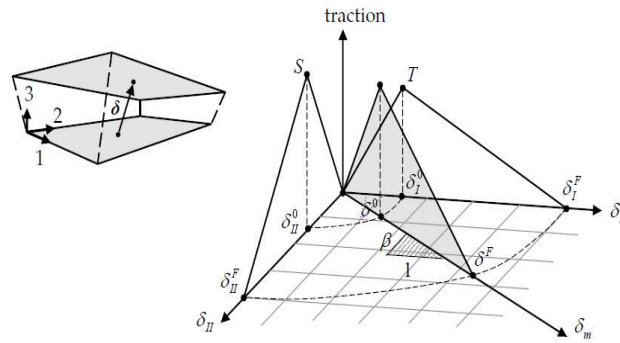


Figure III.76. Loi de comportement 138 (issue du Keyword Manual de LS Dyna)

L'épaisseur des éléments cohésifs n'ayant aucun impact sur leur comportement mécanique, on choisit une épaisseur très faible afin de rester au plus proche de la géométrie réelle de l'éprouvette. L'adhésion de la matrice sur le composite est ainsi représentée par une couche d'éléments cohésifs de 0.05 mm d'épaisseur. N'ayant pas d'information expérimentale sur les paramètres de cette loi, chacun d'entre eux est investigué et l'on cherche à optimiser le jeu de paramètres de façon à corrélérer au mieux aux essais expérimentaux sur les configuration 24, 12 et 4 picots. On conservera comme jeu initial de paramètre, l'ordre de grandeur d'une tenue max de 20MPa en contrainte donnée par Grujicic [91].

Les paramètres retenus sont les suivants (Tableau III.12) :

Caractéristiques matériaux, Adhésion directe					
Raideur normale	Raideur cisaillement	Taux de restitution d'énergie (I)	Taux de restitution d'énergie (II)	Déplacement ultime (traction)	Déplacement ultime (cisaillement)
<i>EN</i>	<i>ET</i>	<i>GIC</i>	<i>GIIC</i>	δ_I^F	δ_{II}^F
400 MPa/mm	7.5 MPa/mm	1 MPa.mm	0.7 MPa.mm	0.1 mm	1 mm

Tableau III.12. Paramètre matériaux adhésion directe

Les pics d'efforts correspondants sont de 20 MPa en mode I et 1.4 MPa en mode II.

1.4. Comparaison aux résultats expérimentaux

1.4.1. Résultats globaux

Le solveur LS Dyna v7.0 a été utilisé pour résoudre ces calculs. Ils ont été effectués sur le cluster de calcul titan de l'Ecole Centrale de Nantes sous 8 cœurs de quatre processeurs AMD Shanghai 2380 2.5 GHz Quadcore, avec 10 Go de RAM. Les temps de calcul sont donnés par le Tableau III.13 :

Temps CPU total		
24 picots	12 picots	4 picots
11h 14min	5h 57min	1h 36min

Tableau III.13. Temps de calcul pour les différents modèles

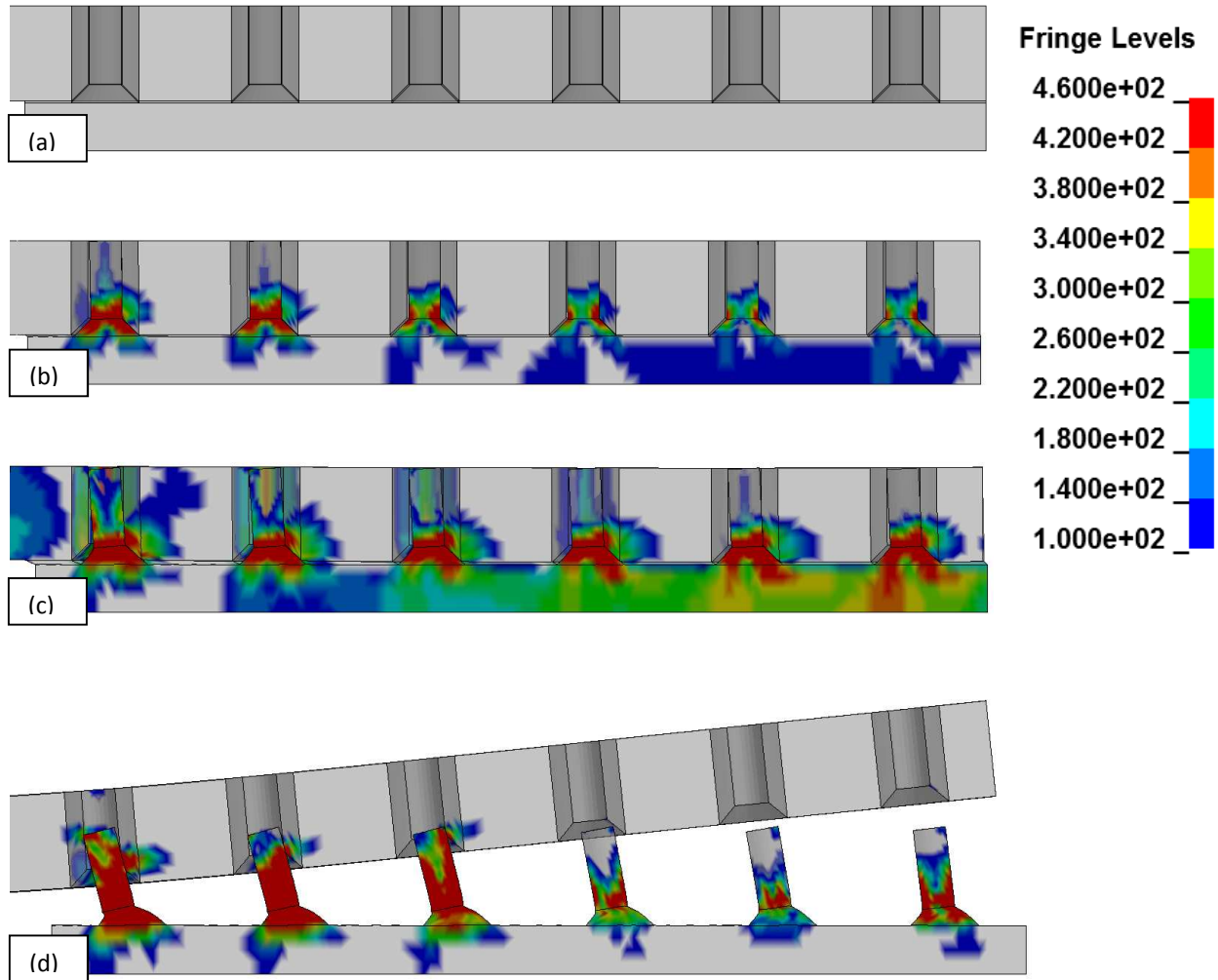


Figure III.77. Vue en coupe du comportement de l'éprouvette, contrainte de Von Mises

On retrouve en Figure III.77 le comportement observé lors de la campagne expérimentale. Cette fois ci le comportement local de l'interface est plus facile à analyser. La traction imposée induit une sollicitation en cisaillement des picots par le composite. Les rangées de picots les plus proches de l'interface (en amont) sont celles les plus sollicitées, ce qui conduit à la plastification successive des rangées de picots. Cette plastification se concentre sur les cônes de soudure qui possèdent une limite élastique plus faible que la tige. Un effort de pelage accompagne alors l'inclinaison des picots et sollicite l'interface cohésive selon un mode mixte. Le déplacement ultime en traction de cette interface étant bien plus faible qu'en cisaillement, il conduit à la rupture plus précoce de l'élément d'interface. Ainsi les premières ruptures ont lieu au voisinage de la première rangée de picots et s'étendent ensuite au reste de l'interface. En se rappelant que le pic atteint en contrainte correspond à l'initiation de l'endommagement, on peut suivre la progression de cette fissuration en analysant les contraintes en cisaillement des éléments situés au voisinage de chaque picot :

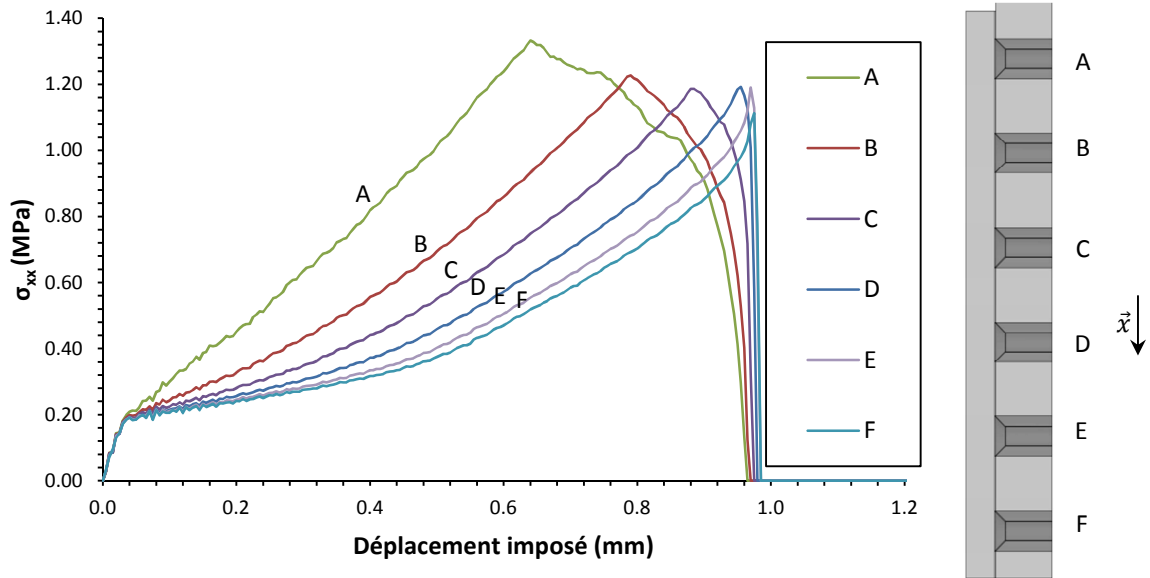


Figure III.78. Comportement des éléments cohésifs au sein de l'éprouvette

Dans la Figure III.78 les courbes A, B, C, D, E et F correspondent aux rangées 1, 2, 3, 4, 5 et 6.

Ainsi la rupture s'initie au voisinage de la première rangée aux environs de 0.64 mm, puis atteint la deuxième rangée vers 0.79 mm et la propagation s'accélère jusqu'à atteindre la dernière rangée à l'issue de quoi la rupture est achevée entre les deux parties de l'assemblage. Intéressons-nous à présent à la réponse globale de l'éprouvette. Sur les graphiques suivants « Ex » correspond à l'essai expérimental n°x de la configuration étudiée.

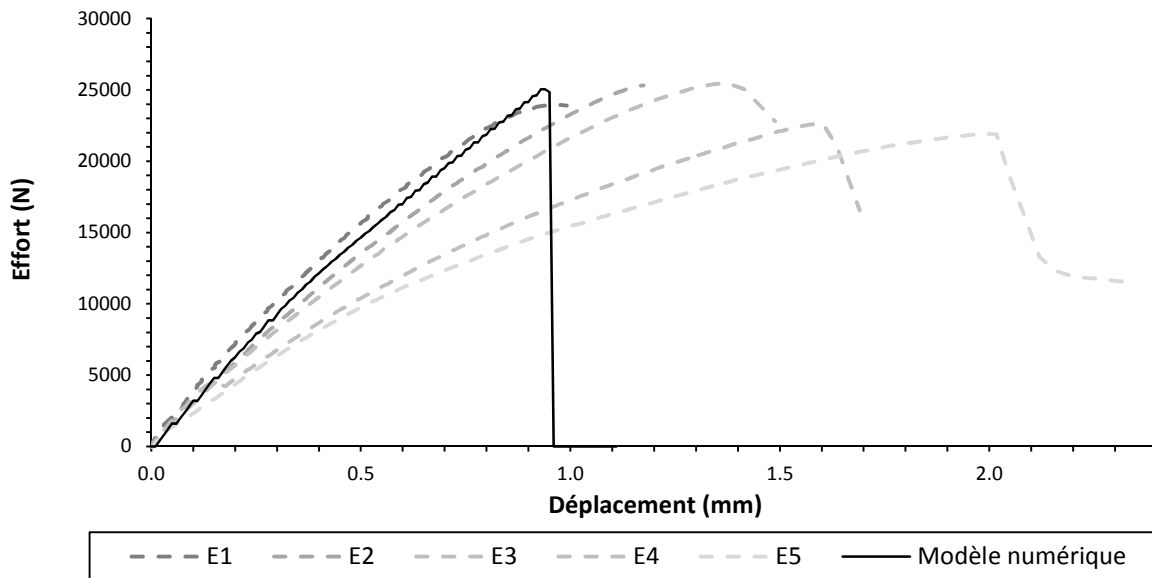


Figure III.79. Configuration 24 picots

On peut noter sur la Figure III.79 que pour la configuration 24 picots 0°, les essais ont tendance à s'adoucir lorsque le numéro de l'essai augmente. Cela est dû au fluage de la résine lors de l'estampage qui affecte différemment les éprouvettes selon leurs positions au sein du brut. En conséquence de quoi les modèles seront rapprochés de l'essai 1, qui est le plus proche d'un essai sain, non influencé par le fluage.

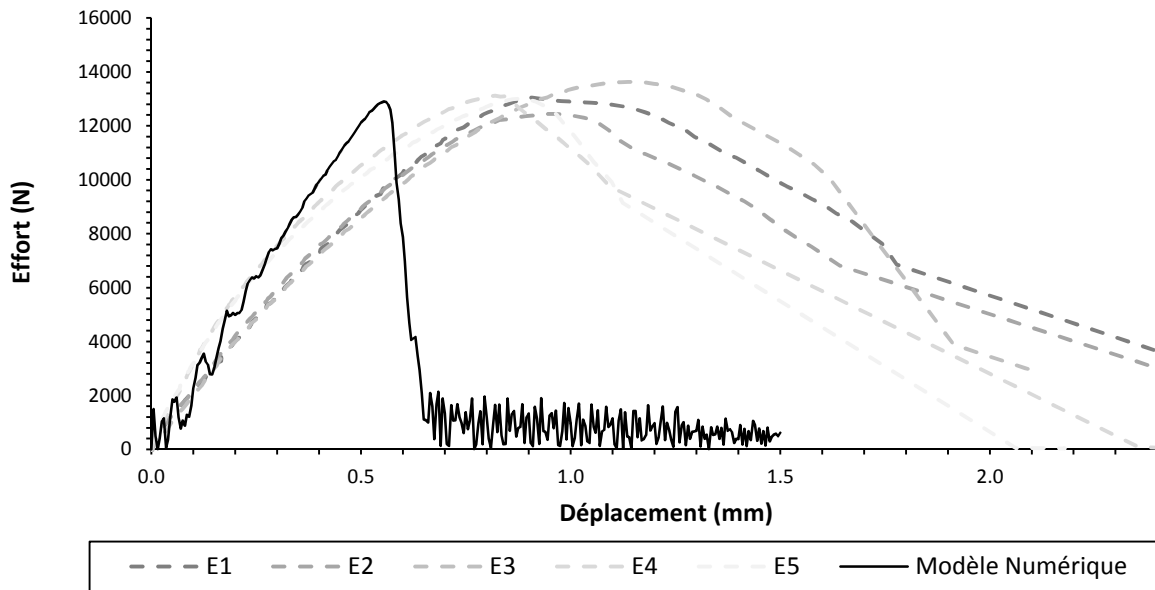


Figure III.80. Configuration 12 picots

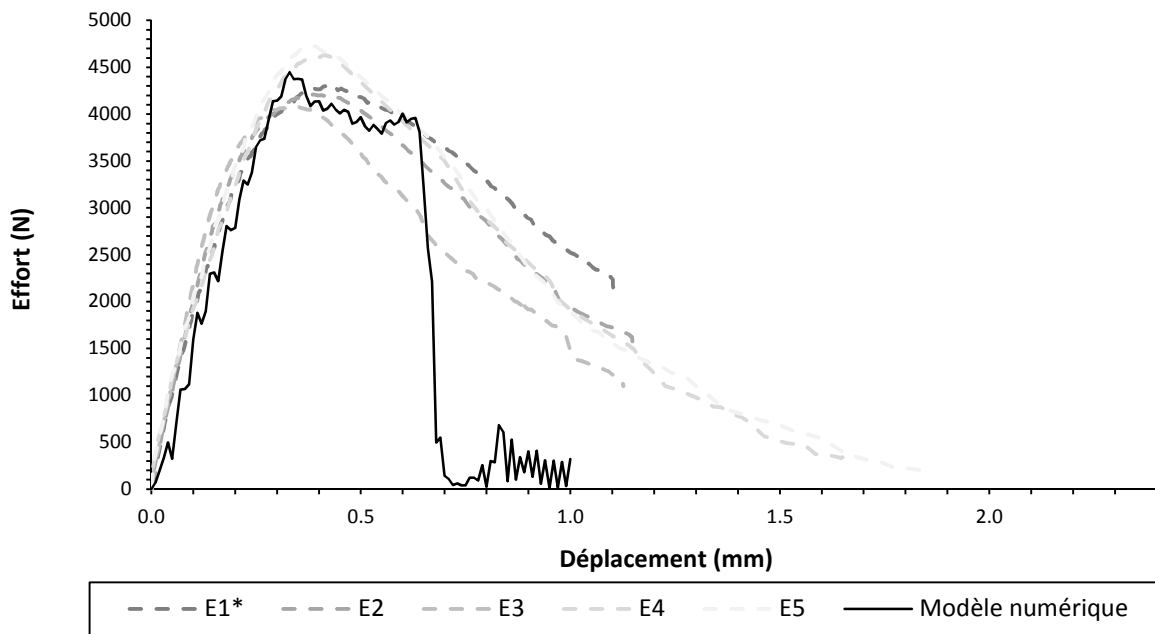


Figure III.81. Configuration 4 picots

On constate de manière générale une bonne corrélation entre les comportements numériques et expérimentaux, particulièrement l'effort à rupture qui est ici bien repéré par la simulation. Les résultats expérimentaux de la configuration 12 picots (Figure III.80) sont plus souples que ceux attendus par le modèle. Cela pourrait encore une fois être dû au désalignement des fibres. En simulant un écart d'alignement de des fibres de 5,10 et 15° on obtient le comportement décrit par la Figure III.82.

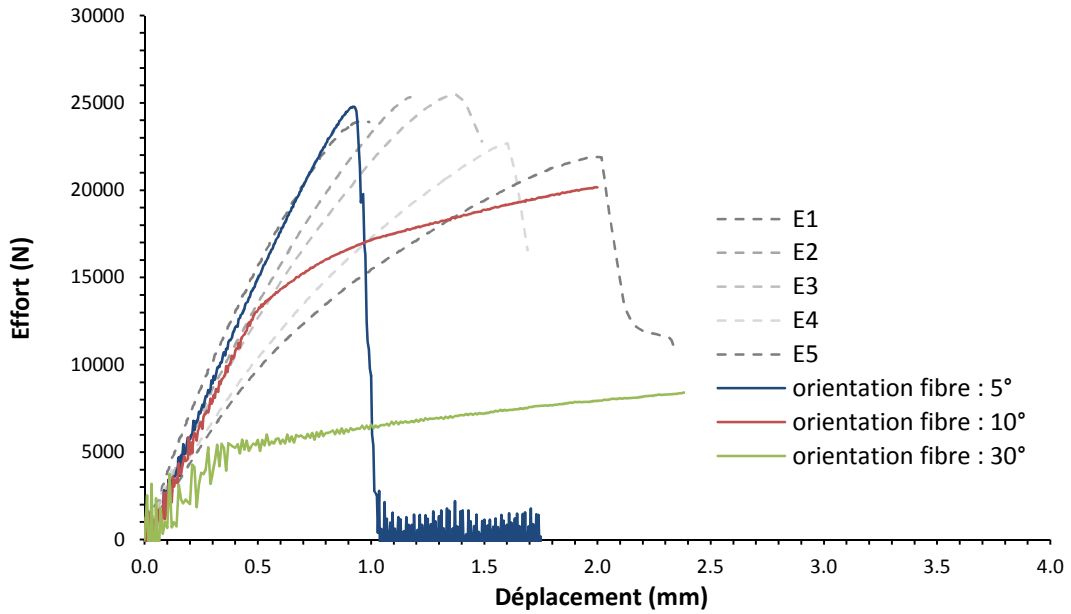


Figure III.82. Influence de l'orientation des fibres sur le comportement global

La Figure III.81 montre elle une bonne représentativité du modèle pour la configuration 4 picots, bien que la rupture totale de l'éprouvette soit plus brutale et précoce que celle observée expérimentalement. Cependant nous cherchons avant tout ici à caractériser le comportement pré rupture de l'éprouvette et celui-ci est correctement simulé numériquement.

On vérifie par la Figure III.83 que l'énergie cinétique du système reste bien négligeable devant l'énergie totale du système. On vérifie également que la forte vitesse imposée n'induit pas d'effets d'inertie prépondérants (Figure III.84) (on approxime l'inertie en multipliant la masse du système par son accélération moyenne).

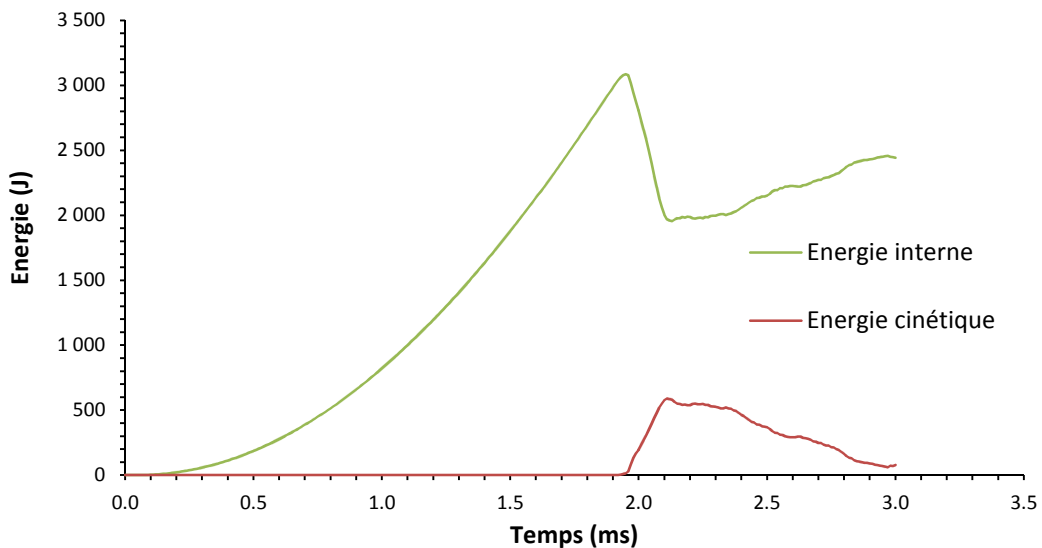


Figure III.83. Bilan énergétique du système (modèle 24 picots)

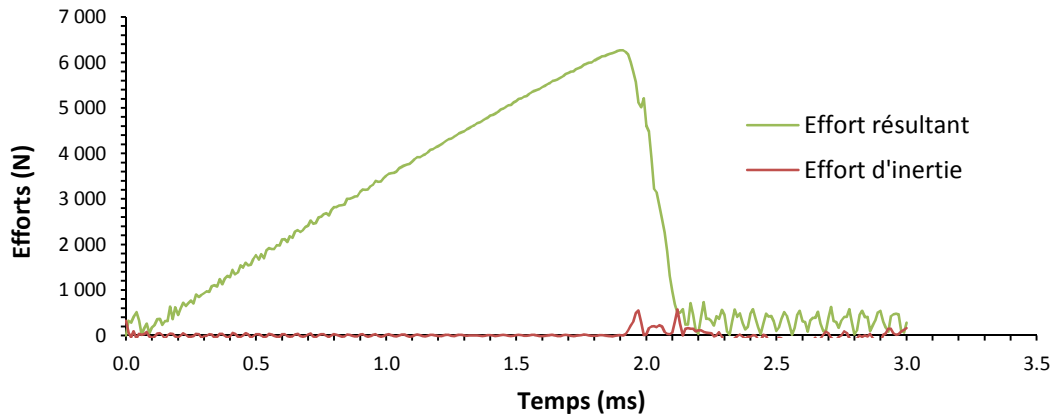


Figure III.84. Influence des termes d'inertie sur le modèle (modèle 24 picots)

1.4.2. Analyse des champs de déformation

Intéressons-nous à présent aux données locales, et plus particulièrement aux champs de déformation des différentes configurations.

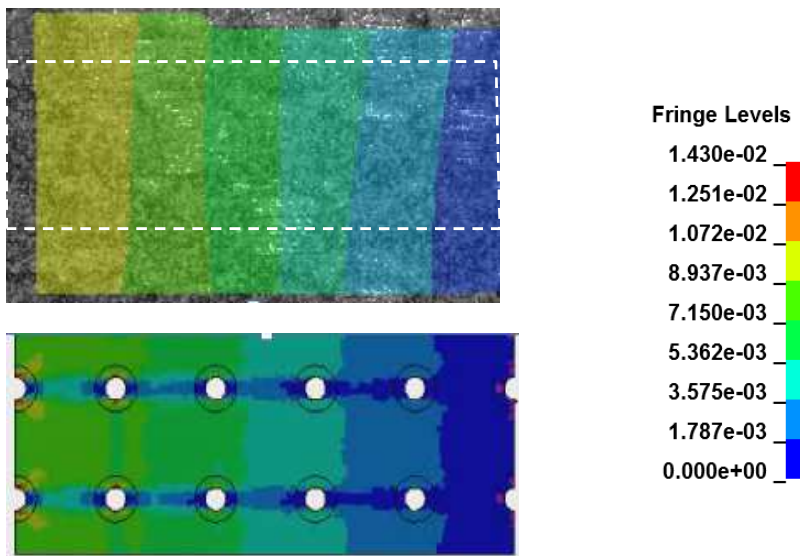


Figure III.85. Comparaison expérimental numérique, configuration 24 picots, vue dessus, déformations longitudinales

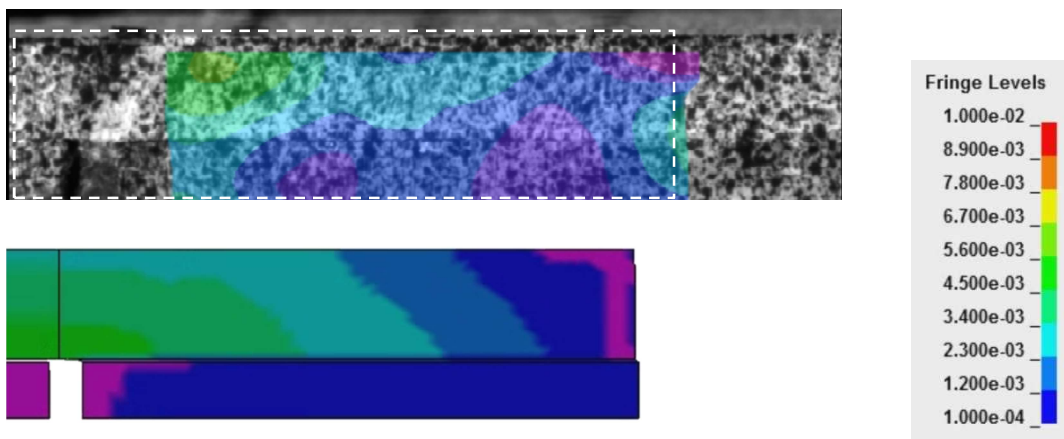


Figure III.86. Comparaison expérimental numérique, configuration 12 picots, vue tranche, déformations longitudinales

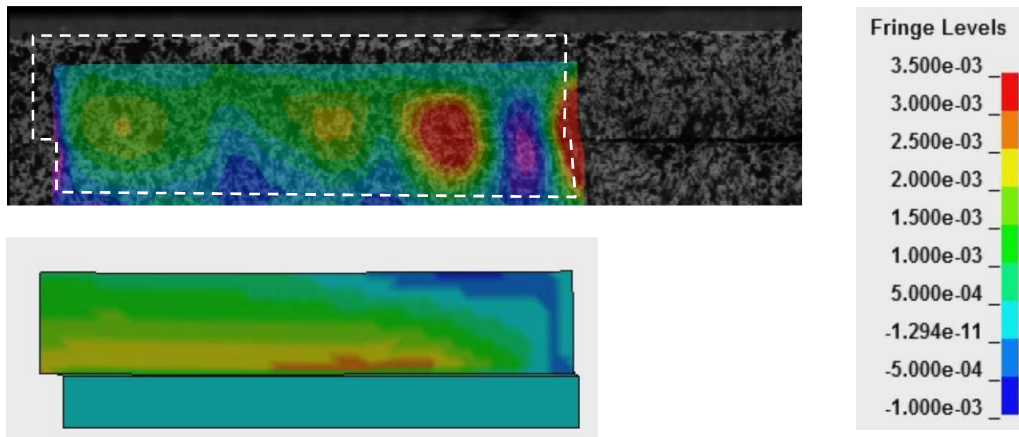


Figure III.87. Comparaison expérimental numérique, configuration 4 picots, vue tranche, déformations longitudinales

La loi de comportement du composite homogénéise le comportement local des fibres, ce qui donne un effet plus lissé pour le modèle numérique que pour la corrélation d’image. Cependant les Figure III.85, Figure III.86 et Figure III.87, présentées ci-dessus témoignent des bons ordres de grandeur des déformations numériques. La configuration 24 picots en particulier donne une estimation précise des champs.

1.4.3. Effort en pied de picot

Lors de la campagne expérimentale il était apparu que la résistance ultime de l’assemblage était fonction du nombre de picots. Il serait intéressant de constater pour ce modèle l’influence locale de chaque picot sur le comportement global.

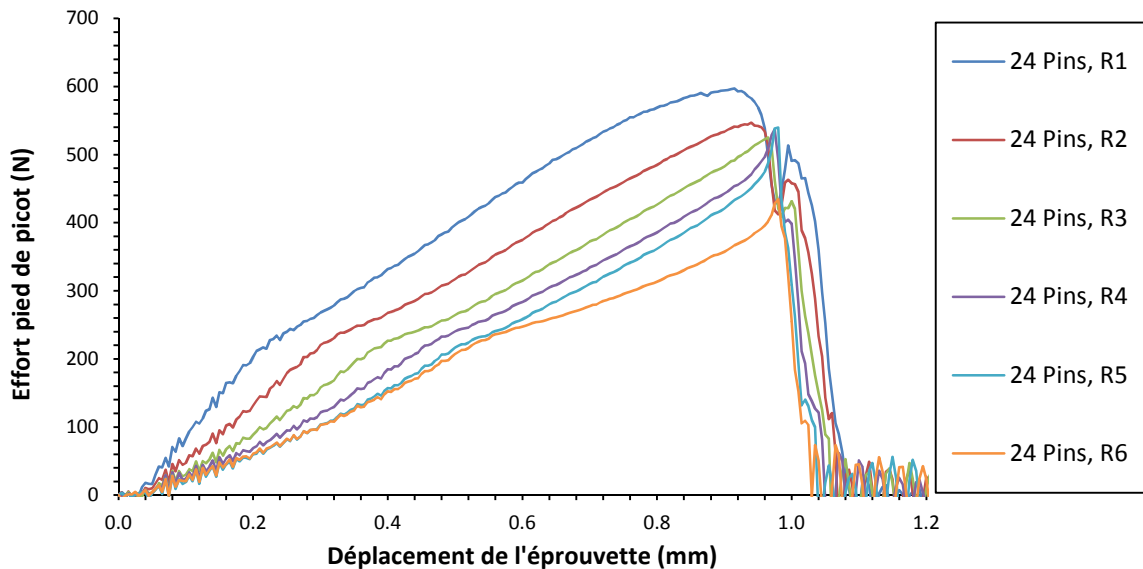


Figure III.88. Effort en pied de picot, configuration 24 picots

On s’aperçoit grâce à la Figure III.88 que chaque rangée de picot ne voit pas le même effort. La première rangée absorbe les efforts les plus importants et ceux-ci vont ensuite en décroissant lorsque l’indice de la rangée augmente. Ceci est dû au fait que la partie de l’effort totale transmise à la première rangée en amont n’est plus transmise aux rangées situées en aval.

En affinant le post traitement, il a été remarqué qu'une loi de comportement, valable pour chaque picot et pour chaque configuration, peut être identifiée (Figure III.89). On donnera au picot issu de la $i^{\text{ème}}$ rangée l'indice Ri. Cette loi relie le déplacement relatif de la tête du picot par rapport à sa base, à l'effort résultant à la base du picot. On observe que pour chaque configuration, la dernière rangée de picot (en pointillés) a un comportement plus souple que celui des autres rangées. Ceci est dû à une variation des conditions aux limites. En effet pour chaque rangée, exceptée la dernière, la partie composite est maintenue à la partie acier par les rangées situées en amont et en aval. Dans le cas de la dernière rangée, la face extérieure est laissée libre de translater selon la direction hors plan, modifiant ainsi la façon dont les efforts se répartissent le long du picot et donc la raideur en flexion de celui-ci (une poutre encastree à sa base et chargée en cisaillement à son autre extrémité se comportera de façon plus souple que si le même chargement est appliqué de façon répartie).

La zone en gris clair retrace le comportement des picots appartenant à la dernière rangée, celle gris foncé le comportement des picots n'y appartenant pas.

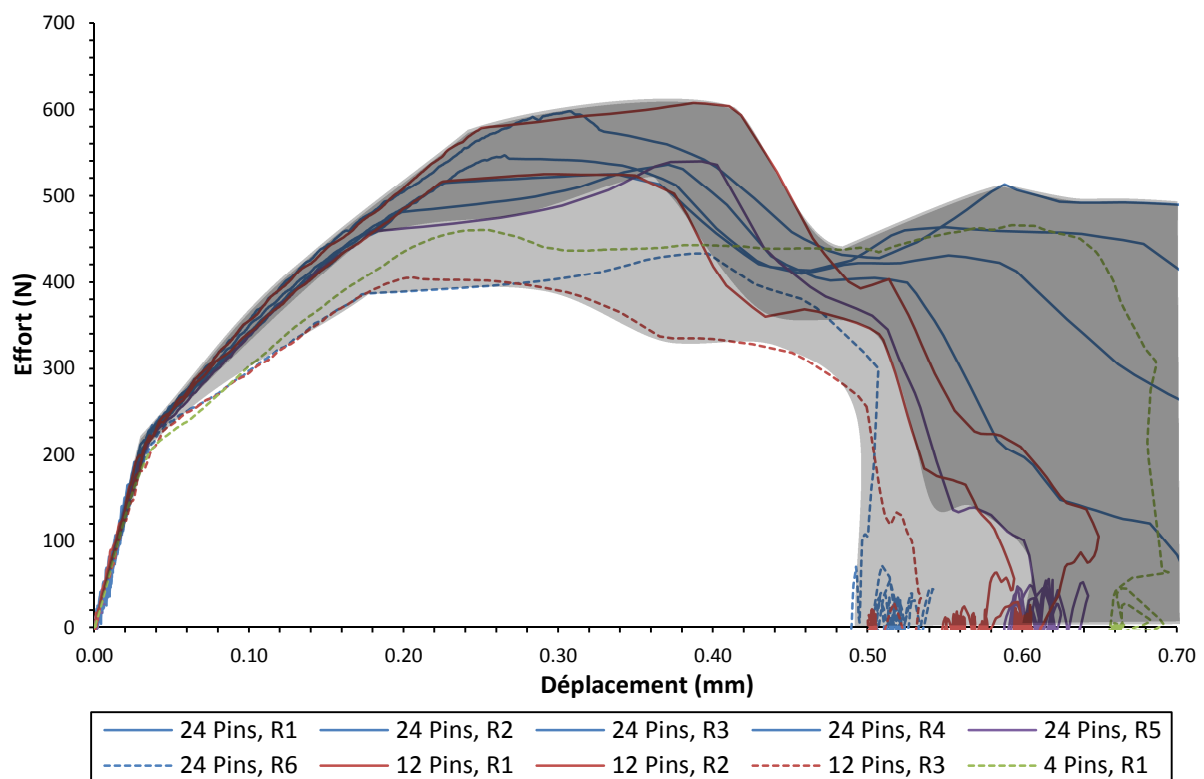


Figure III.89. Effort en pied de picots

Il est en effet cohérent que des picots partageant la même géométrie suivent la même loi de flexion. Celle-ci dépend toutefois de la section du picot sur laquelle le composite vient exercer une pression. Or dans notre cas, la rigidité de l'adhésion du composite est suffisante pour considérer comme négligeable le décollement du composite avant la rupture : la section est donc bien la même pour chaque picot.

L'objectif de ces travaux est de présenter un modèle permettant de donner le plus rapidement et le plus simplement possible le comportement général d'une interface de type CMT. Ce comportement est fonction non seulement de l'adhésion directe mais surtout du comportement de chaque picot ancré au sein du composite. Or on le constate ici numériquement, quelle que soit la position du picot au sein de l'éprouvette, celui-ci se comporte de la même façon. Est-il, selon ces hypothèses, possible de

retrouver le comportement global de l'interface à partir d'un calcul sur un unique picot ? C'est la question à laquelle nous nous sommes confrontés dans la partie suivante de ce chapitre.

2. Modèle analytique des éprouvettes longitudinales

2.1. *Modèle à l'échelle du Volume Élémentaire Représentatif*

2.1.1. *Le modèle*

On cherche à identifier un Volume Élémentaire Représentatif (VER) de cette éprouvette. On choisit ici un pavé de 5*5mm de composite autour d'un picot. Ainsi chaque interface modélisée dans cette partie peut être représentée à l'aide d'une combinaison de VER. Grâce aux symétries, on peut ne modéliser qu'une moitié de ce VER (Figure III.90). La plaque métallique est considérée suffisamment rigide par rapport à l'interface pour appliquer les conditions d'encastrement directement à la base du picot et des éléments cohésifs. On ne la modélisera pas dans ce calcul.

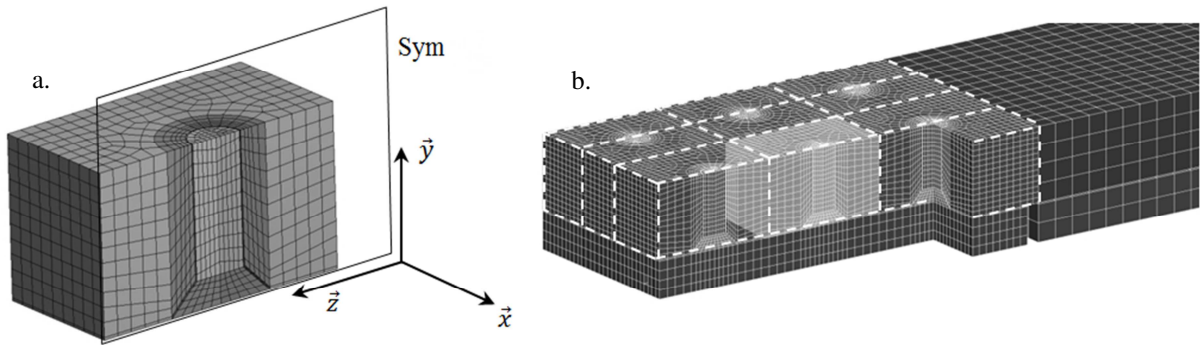


Figure III.90. Géométrie & maillage à l'échelle du picot (3700 nœuds, 3000 éléments)

Les lois matériaux et hypothèses de contact du modèle de l'éprouvette sont appliquées au modèle VER.

Les conditions aux limites et de chargement imposées sont décrites dans la Figure III.91 :

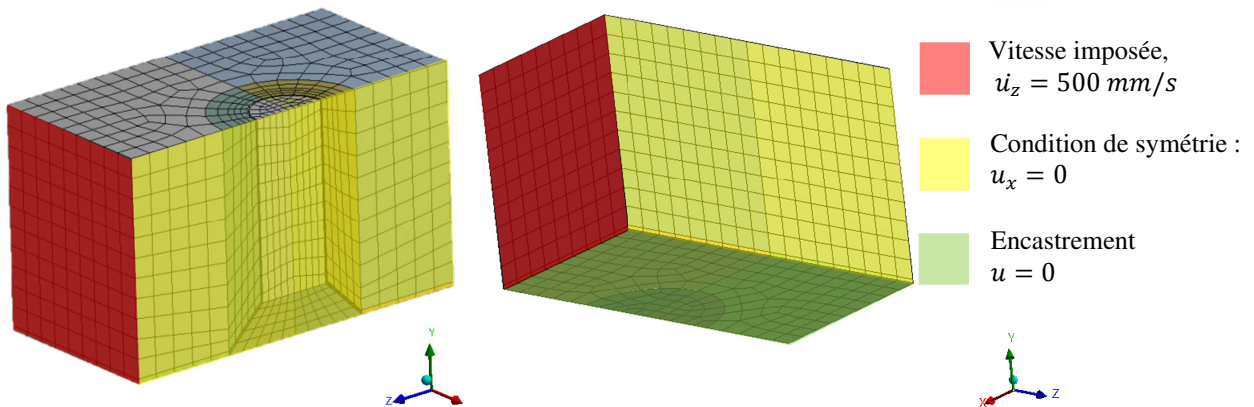


Figure III.91. Conditions aux limites

Le calcul est lancé sur un processeur Intel Core i7-3630QM @ 2.40 GHz et d'une mémoire vive (RAM) de 8 Go, pour un temps CPU d'environ 2 minutes.

On obtient par ce calcul le comportement en effort déplacement d'un picot (Figure III.92). Cette loi de comportement quoiqu'un peu plus raide peut être considérée représentative du comportement d'un picot au sein d'une éprouvette pour les trois configurations testées. De ce graphique, une loi linéaire par morceaux représentant le comportement du picot au sein du VER peut être extraite. Cette loi comporte quatre phases. La première phase (1) correspond à une sollicitation élastique du VER, elle est suivie de la phase plastique (2). Cette deuxième phase s'achève par l'initiation de la rupture (3), en phase (4) les deux composants du VER sont totalement dissociés. On trace cette loi de la façon suivante :

- Un point à l'origine
- Un point au premier changement de pente témoin de l'initiation du comportement plastique du picot.
- Un point à l'effort maximal, début de la ruine du VER
- Un point correspondant à la ruine totale du système.

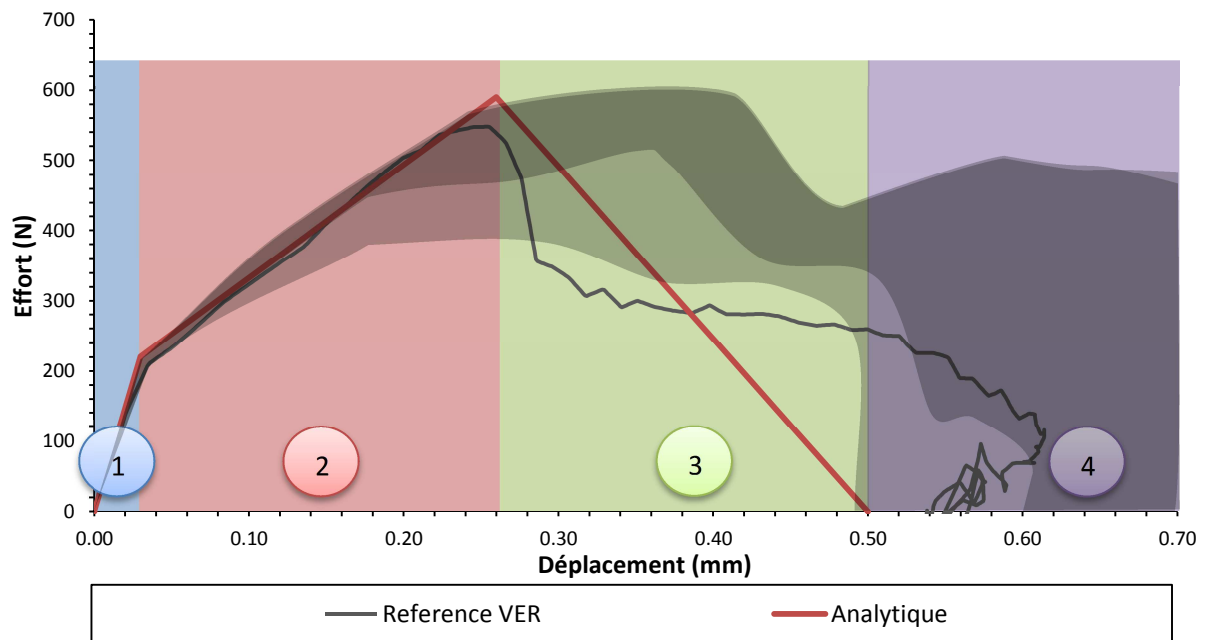


Figure III.92. Comparaison modèle picot unique / modèle éprouvette

2.1.2. Etude paramétrique

2.1.2.1. Maillage

Le fait de travailler à plus petite échelle donne l'avantage de pouvoir utiliser un maillage plus fin que lors du calcul sur l'interface. Quatre tailles de maillage sont donc testées pour les conditions limites mentionnées ci-dessus (Figure III.93).

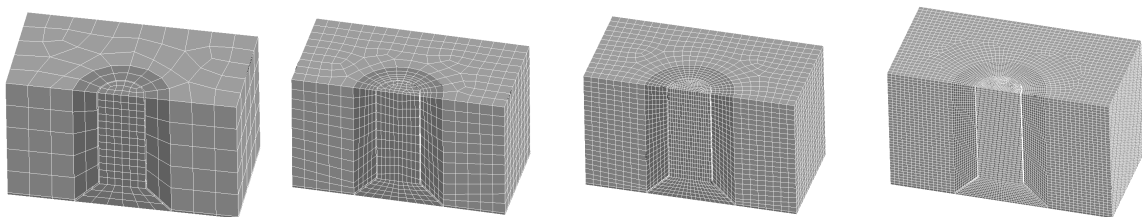


Figure III.93. Différentes tailles de maille considérées

Selon l'échelle choisie, le diamètre du picot est maillé par 6, 10, 18 et 34 éléments. Soit des tailles d'éléments respectives de 0.17, 0.10, 0.06 et 0.03 mm. Le maillage de 0.1 mm a la même dimension de maille que le modèle à l'échelle de l'interface. Les résultats de l'étude sont donnés en (Figure III.94) conjointement au comportement des picots sur les modèles éprouvette.

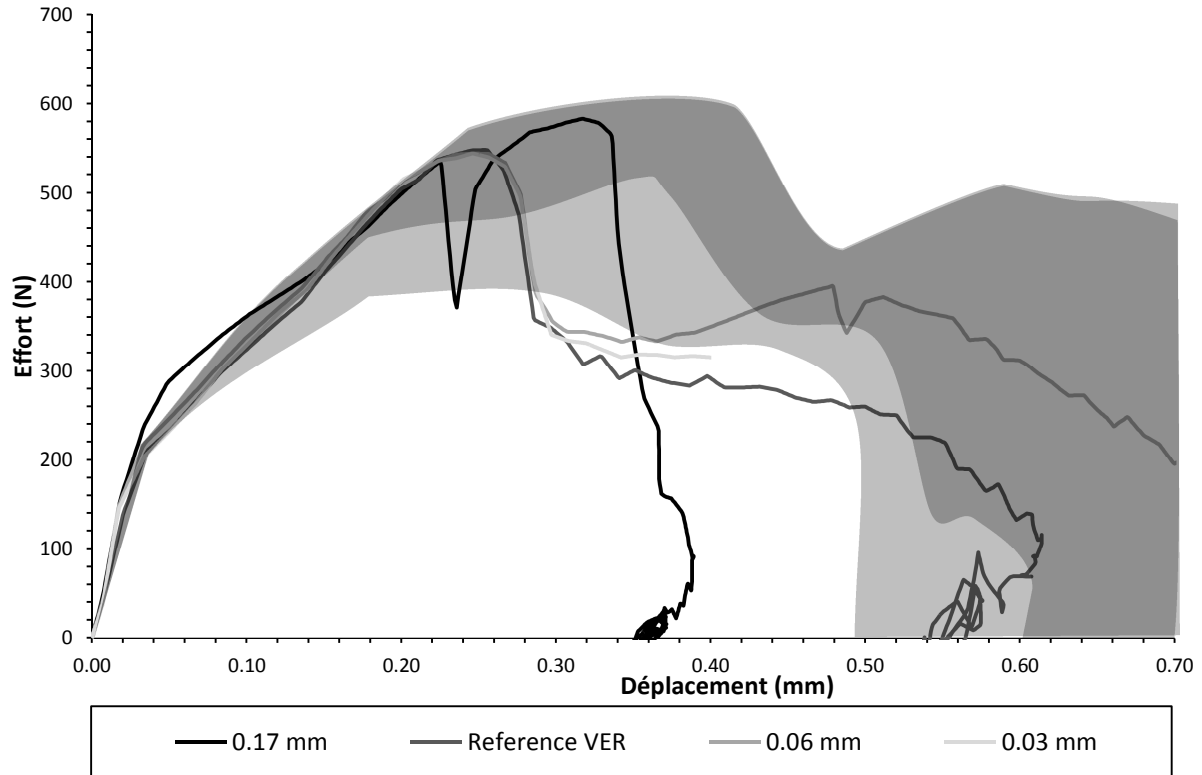


Figure III.94. Influence du maillage sur la loi de comportement

On observe qu'une dégradation du maillage conduit à une altération du comportement du VER. En plus de surestimer la limite élastique on constate une pré-rupture pour un déplacement approchant les 0.24 mm. A l'opposé un raffinement du maillage ne conduit à aucune modification sensible du comportement pré-rupture de notre VER. Nous retiendrons donc une taille de maille de 0.1 mm.

2.1.2.2. Dimensions du VER

Ici on cherche à valider que la loi d'interface reste invariante quelle que soit la dimension du VER. Les dimensions suivantes sont testées : la largeur avec $p = 2.5$ mm et la longueur avec $L = 5$ mm. Une taille de maille de 0.1 mm est utilisée (Figure III.95).

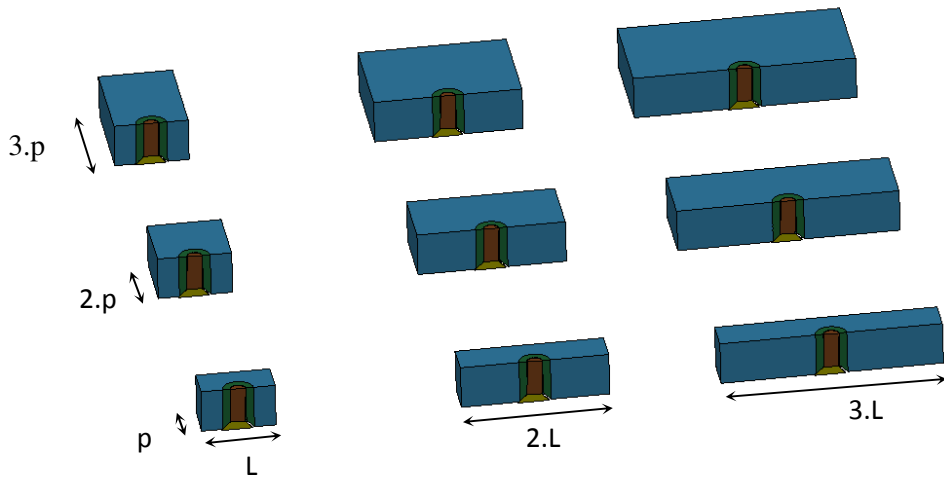


Figure III.95. Différentes dimensions de VER

On obtient les lois effort déplacement suivantes (Figure III.96) :

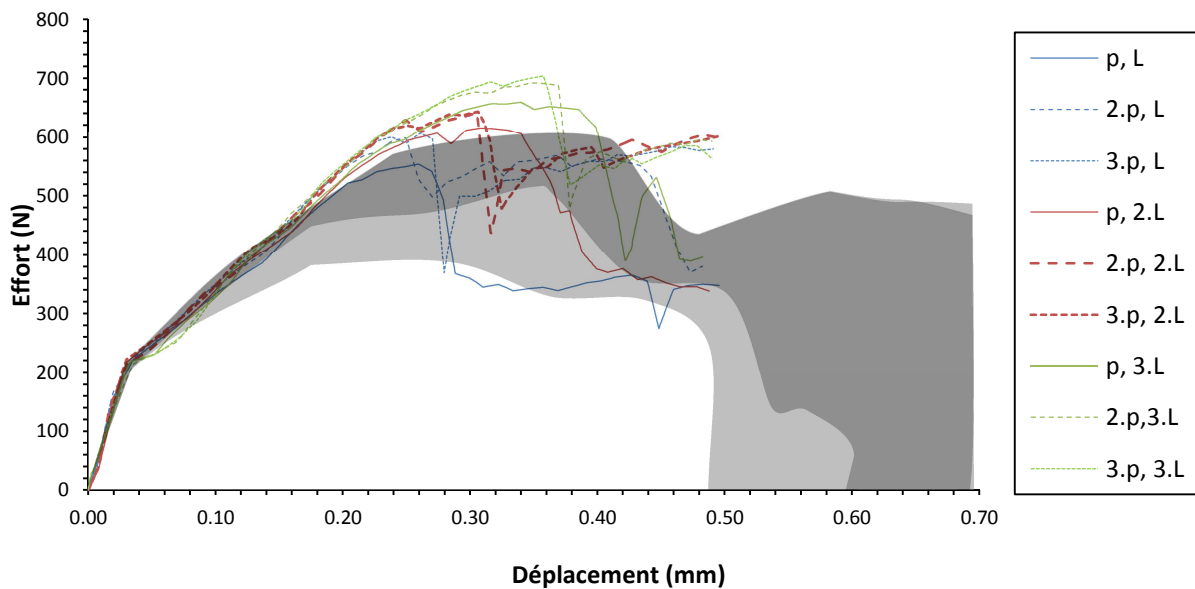


Figure III.96. Différentes dimensions de VER

On remarque que jusqu'à 0.2 mm, les neuf courbes se confondent. En passant d'une largeur de p à $2p$, le déplacement maximal ne varie pas mais l'effort admissible augmente. La longueur, elle, a une influence à la fois sur les efforts maximaux et les déplacements maximaux. On constate une augmentation de l'effort à rupture parallèlement à l'augmentation de la surface du VER, ceci est dû à une meilleure répartition des efforts le long du picot. Les performances d'un picot peuvent donc être meilleures que celles observées sur l'éprouvette (zone en gris). Notre cas d'étude se borne à un espacement régulier des picots correspondant au cas (p, L) toutefois une perspective intéressante serait de l'étendre à des configurations plus dispersées, l'influence de la dimension du VER devra alors être rigoureusement investiguée.

2.2. Algorithme analytique calcul du comportement global du ressort

2.2.1. Présentation du problème

Dans cette partie l'éprouvette sera représentée par le graphique suivant (Figure III.97) :

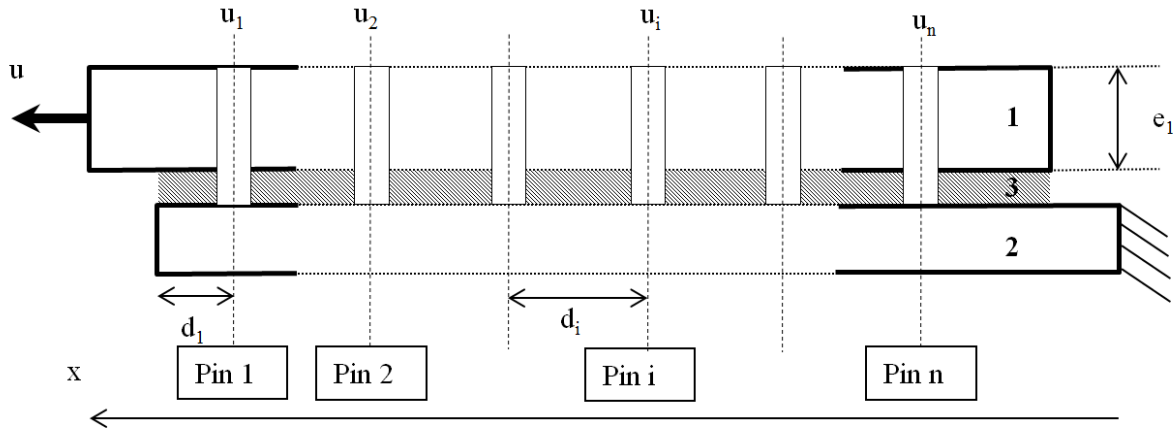


Figure III.97. Graphique de l'éprouvette à double recouvrement

Les notations employées sont :

- b (mm) : Largeur de l'éprouvette composite
- u (mm) : Déplacement de la partie métallique
- u_i (mm) : Déplacement de la tête du picot
- d_i (mm) : Distance interpicot

1 Composite

- e_1 (mm) : Epaisseur de la partie composite
- E_{Dyn} (MPa) : Module d'Young, dans la direction longitudinale

2 Acier

3 Adhésion directe

- K_{coh} (N/mm) : Raideur en cisaillement
- τ_{max} (MPa) : Contrainte maximale
- u_{fmax} (mm) : Déplacement correspondant à la contrainte maximale
- u_{max} (mm) : Déplacement ultime dans la direction tangente, obtenue à partir du calcul sur le VER

2.2.2. Modèle équivalent

Le modèle analytique s'appuie sur les hypothèses suivantes

- La partie acier de l'éprouvette est considérée rigide (H. 1)
- L'alignement des fibres est supposé parfait (H. 2)
- Le déplacement de la section du composite située au niveau de chaque picot est égal au déplacement de la tête du picot (H. 3)

Les développements suivants ne considèrent que des rangées composées d'un unique picot, sous l'hypothèse d'une répartition parfaite et régulière des picots au sein de la largeur de l'éprouvette.

L'effort total réel s'obtient alors simplement en multipliant l'effort obtenu pour le cas d'un picot par rangée, par le nombre réel de picot par rangée.

$$F_{total} = n_{picot/rangée} \cdot F_{1\text{ picot/rangée}} \quad (III.42)$$

Premièrement un VER est isolé au sein de l'éprouvette (Figure III.98)

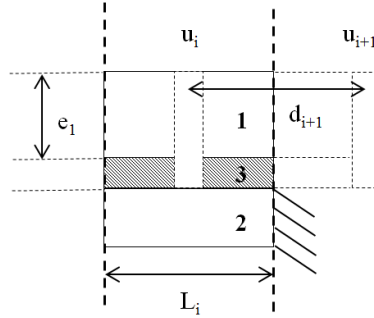


Figure III.98. Schéma du VER

En première approximation, nous considérerons les matériaux comme élastiques, ce qui donne :

$$F_{pin} = K_{pin} \cdot u_i \quad (III.43)$$

$$F_{coh} = S \cdot \tau_{coh} = b \cdot L_i \cdot K_{coh} \cdot u_i \quad (III.44)$$

$$F_{dyn} = S \cdot \sigma_{dyn} = \frac{b \cdot e_1 \cdot E_{dyn}}{d_{i+1}} (u_{i+1} - u_i) \quad (III.45)$$

Les équations ci-dessus conduisent à représenter le VER sous forme d'une combinaison de ressorts (Figure III.99) :

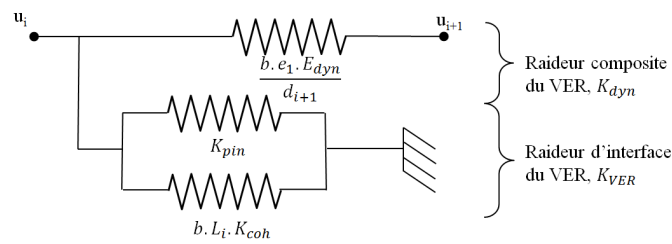


Figure III.99. Modèle équivalent du VER

Les raideurs sont alors définies par :

$$K_{dyn,i+1} = \frac{b \cdot e_1 \cdot E_{dyn}}{d_{i+1}} \quad (III.46)$$

$$K_{VER,i} = K_{pin} + b \cdot L_i \cdot K_{coh} \quad (III.47)$$

Et l'éprouvette peut être entièrement modélisée par le système suivant (Figure III.100) :

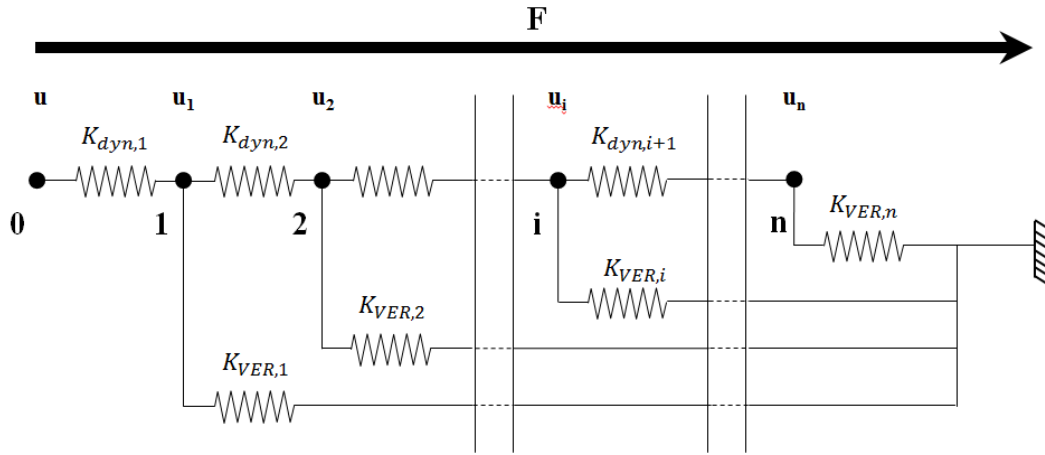


Figure III.100. Schéma de l'éprouvette complète

2.2.3. Mise en équation

En considérant que chaque nœud est à l'équilibre, on obtient le système d'équations suivant :

$$\begin{aligned}
 \text{Nœud 1 :} & \quad K_{dyn,1} \cdot u = K_{dyn,1} \cdot u_1 + K_{dyn,2} \cdot (u_1 - u_2) + K_{VER,1} \cdot u_1 \\
 \text{Nœud 2 :} & \quad 0 = K_{dyn,2} \cdot (u_2 - u_1) + K_{dyn,3} \cdot (u_2 - u_3) + K_{VER,2} \cdot u_2 \\
 \text{Nœud } i : & \quad 0 = K_{dyn,i} \cdot (u_i - u_{i-1}) + K_{dyn,i+1} \cdot (u_i - u_{i+1}) + K_{VER,i} \cdot u_i \\
 \text{Nœud } n : & \quad 0 = K_{dyn,n} \cdot (u_n - u_{n-1}) + K_{VER,n} \cdot u_n
 \end{aligned} \tag{III.48}$$

Qui se traduit par le système matriciel:

$$\begin{pmatrix} K_{1,1} & K_{1,2} & 0 & \dots & 0 \\ & \ddots & \ddots & & \vdots \\ & & \ddots & & 0 \\ \text{sym} & & & \ddots & K_{n-1,n} \\ & & & & K_{n,n} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} u_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ u_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_{dyn,1} \cdot u \\ 0 \\ \vdots \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \tag{III.49}$$

Où :

$$\forall i \in \llbracket 1, n-1 \rrbracket, \quad \begin{aligned} K_{i,i} &= K_{VER,i} + K_{dyn,i} + K_{dyn,i+1} \\ K_{n,n} &= K_{VER,n} + K_{dyn,n} \end{aligned} \tag{III.50}$$

$$\forall i \in \llbracket 1, n-1 \rrbracket, \quad K_{i,i+1} = -K_{dyn,i+1}$$

La dimension du système est proportionnelle au nombre de rangées de picots et se résout normalement. On obtient l'effort total par l'équilibre au nœud 0 :

$$F = K_{dyn,1} \cdot (u - u_1) \tag{III.51}$$

2.2.4. Non linéarité des lois d'interface

Les calculs précédents ont été faits sous l'hypothèse d'un comportement linéaire de l'interface. Or il a été montré en Figure III.92 que celui-ci est mieux approximé par une fonction linéaire par morceaux. Sa formulation devient alors la suivante :

$$F_{VER} = \begin{cases} K_{VER1} \cdot u & , \text{ si } 0 \leq u \leq u_p \\ K_{VER2} \cdot u + C_2 & , \text{ si } u_p \leq u \leq u_{fmax} \\ K_{VER3} \cdot u + C_3 & , \text{ si } u_{fmax} \leq u \leq u_f \\ K_{VER4} \cdot u + C_4 & , \text{ si } u_f \leq u \end{cases} \quad (III.52)$$

Ainsi en se plaçant dans les conditions où $u_p \leq u_1 \leq u_{fmax}$ et $\forall i \in \llbracket 2, n \rrbracket$ $0 \leq u_i \leq u_p$ le système (III.48) devient :

$$\begin{cases} \text{Nœud 1 :} & K_{dyn,1} \cdot u = K_{dyn,1} \cdot u_1 + K_{dyn,2} \cdot (u_1 - u_2) + K_{VER2,1} \cdot u_1 + C_2 \\ \text{Nœud 2 :} & 0 = K_{dyn,2} \cdot (u_2 - u_1) + K_{dyn,3} \cdot (u_2 - u_3) + K_{VER,2} \cdot u_2 \\ \text{Nœud } i : & 0 = K_{dyn,i} \cdot (u_i - u_{i-1}) + K_{dyn,i+1} \cdot (u_i - u_{i+1}) + K_{VER,i} \cdot u_i \\ \text{Nœud } n : & 0 = K_{dyn,n} \cdot (u_n - u_{n-1}) + K_{VER,n} \cdot u_n \end{cases} \quad (III.53)$$

Ce qui conduit au système matriciel suivant :

$$\begin{pmatrix} K_{1,1}' & K_{1,2} & 0 & \dots & 0 \\ & \ddots & \ddots & & \vdots \\ & & \ddots & \ddots & 0 \\ & sym & & \ddots & K_{n-1,n} \\ & & & & K_{n,n} \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} u_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \\ u_n \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_{dyn,1} \cdot u - C_2 \\ 0 \\ \vdots \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \quad (III.54)$$

Ce système se résout de la même façon que précédemment et on peut alors déterminer la réponse globale en effort de l'interface pour une sollicitation en déplacement donnée.

2.3. Intégration en tant que loi d'interface.

Afin de comparer les résultats analytiques à ceux issus de la campagne expérimentale (décrite en la partie II), la loi effort déplacement analytique est intégrée dans un ressort non linéaire de traction prenant ici le rôle de l'interface picot CMT. Ceci simplifie grandement la géométrie de l'interface et, par extension, le maillage de celle-ci. La taille de celui-ci n'est alors plus limitée par la dimension des picots et peut s'adapter plus aisément aux dimensions de l'éprouvette. Sans la texturation la géométrie des parties composite et métallique de l'éprouvette peuvent être considérées comme des plaques. Des éléments coques sont alors utilisés (Figure III.101).

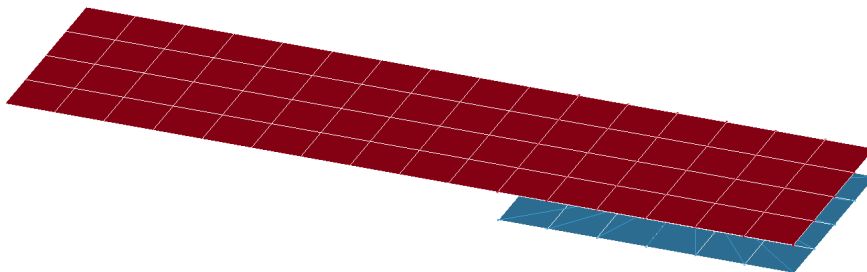


Figure III.101: Géométrie et maillage de l'assemblage

Un corps rigide est créé à partir des nœuds appartenant à la surface supposée texturée liant ainsi leurs degrés de liberté. Ces nœuds sont rattachés, par l'intermédiaire d'un ressort, aux nœuds appartenant à la surface en vis-à-vis, sur la partie composite (voir Figure III.101 Figure IV.133). Le

calcul est lancé sur un processeur Intel Core i7-3630QM @ 2.40 GHz et d'une mémoire vive (RAM) de 8 Go, pour un temps CPU d'environ 2 minutes :

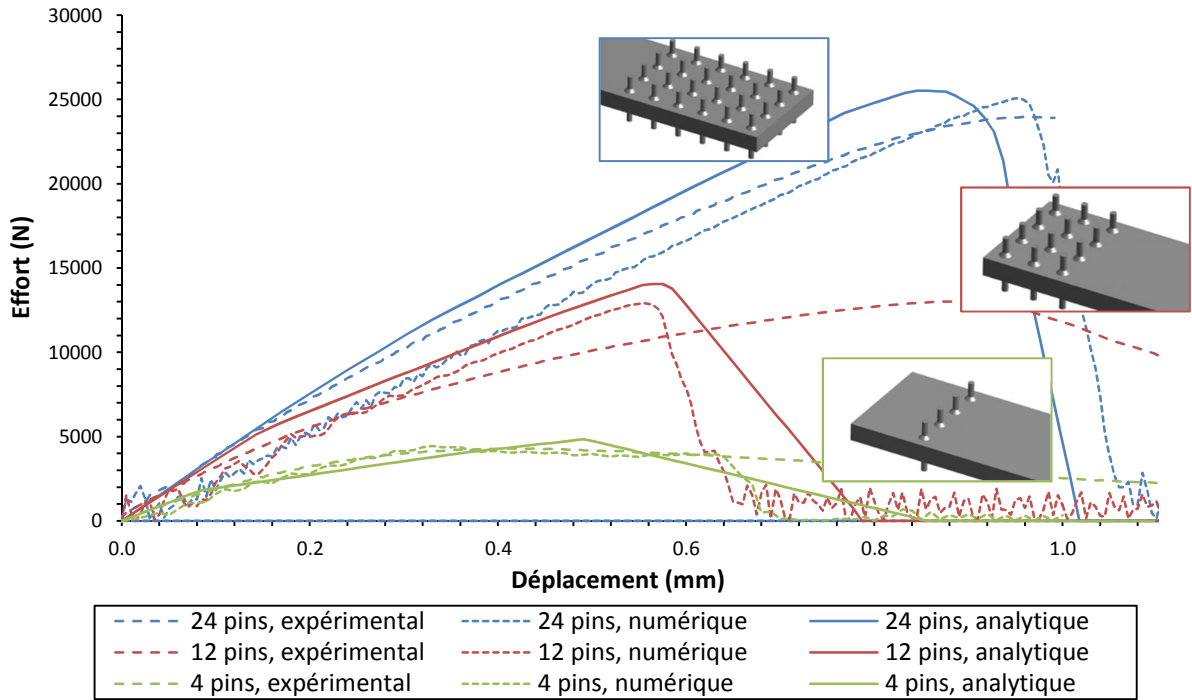


Figure III.102: Comparaison des résultats expérimentaux, numériques et analytiques

On remarque (Figure III.102) que les résultats globaux donnés par le modèle analytique sont conformes à ceux obtenus numériquement, et, par extension, aux résultats expérimentaux. Les modèles analytiques et numériques donnent les mêmes efforts maximaux que les résultats expérimentaux et numériques (environ 5 % d'écart (Tableau III.14)), bien que le comportement analytique soit légèrement plus raide dans le cas analytique pour les configurations 12 et 24 picots. De ce fait le déplacement à rupture n'est pas déterminé avec précision (20% d'erreur sur le cas 4 picots). Cependant on cherche avant tout ici à caractériser la tenue d'un assemblage de type CMT, et dans cette optique, le paramètre déterminant est bien la quantité d'effort admissible maximale

	24 pins			12 pins			4 pins		
	exp	num	ana	exp	num	ana	exp	num	ana
Fmax (N)	23 953	25 063	25 520	13 115	12 903	14 058	4 314	4 447	4 840
Ecart type (N)	806 ±3.24%			615 ±4.60%			273 ±6.03%		
Déplacement rupture (mm)	0.85	0.95	0.96	0.82	0.56	0.57	0.42	0.33	0.49
Ecart type (mm)	0.061 ±6.61%			0.147 ±22.66%			0.081 ±19.52%		

Tableau III.14. Comparaison des différents modèles

En s'intéressant à la distribution des efforts selon les rangées de picots (Figure III.103, R1 correspond à rangée i), on retrouve le comportement observé numériquement mais légèrement décalé en déplacement. Cela traduit le décalage obtenu entre les modèles analytique et numérique sur la Figure III.102.

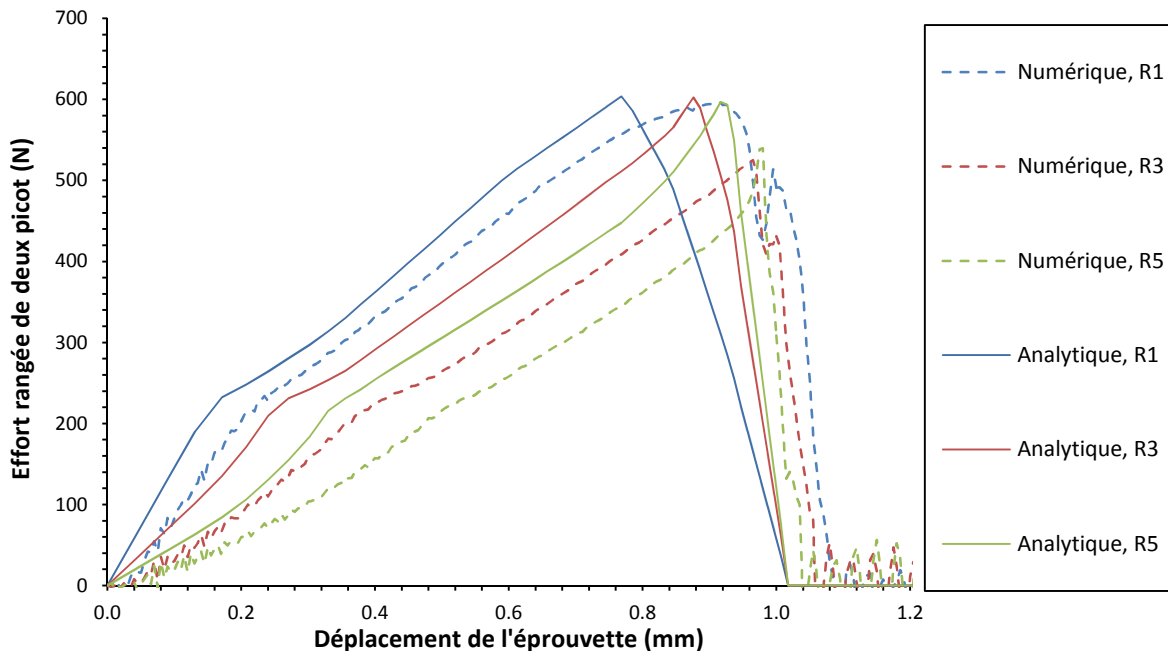


Figure III.103: Comparaison des efforts numériques et analytiques en pied de picot

2.4. Extension du modèle et optimisation

Le principal avantage du modèle analytique réside en son faible temps de calcul qui le rend facile à intégrer dans un processus itératif d'optimisation. Un temps de calcul de 5 minutes pour les trois opérations successives (calcul VER, calcul analytique, calcul du modèle ressort) contre plus de 11 heures pour le modèles éléments finis complet de la configuration 24 picots. On peut ainsi s'intéresser à l'évolution de la loi d'interface selon le nombre de rangées de picots. Prenons par exemple le cas de rangées composées d'un unique picot, on obtient alors les lois de comportement présentées en Figure III.104. On observe que, dans un premier temps, l'effort maximal admissible par l'éprouvette augmente linéairement avec le nombre de rangées. Puis un niveau seuil est atteint et la résistance maximale de l'interface se stabilise. Cet effet est mieux visualisé en Figure III.105 qui trace, pour un nombre variable de picots par rangée, l'évolution de l'effort admissible en fonction du nombre de rangées.

Une problématique d'optimisation pourrait être alors de déterminer la configuration d'interface capable de tenir un effort de 15000 N tout en minimisant le nombre de picots, avec un maximum de 10 picots par rangées (pour des questions d'espace). L'algorithme permet d'obtenir le Tableau III.15 suivant. En dessous de 4 picots par rangée, l'éprouvette ne peut pas tenir un tel effort. La disposition optimale permettant de passer un effort de 15000 N est donc 3 rangées de 9 picots. Soit un nombre minimal de 27 picots. D'autres paramètres peuvent être pris en compte tels une longueur de recouvrement maximale, la tenue du composite ou un espacement inter picot minimal, qui enrichiront encore l'algorithme.

Nombre de picots par rangée	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Nombre de rangées nécessaires à la tenue d'un effort de 15000 N	-	-	-	8	6	5	4	4	3	3
Nombre de picots total	-	-	-	32	30	30	28	32	27	30

Tableau III.15: Evolution du nombre de picot nécessaires à la tenue de l'interface

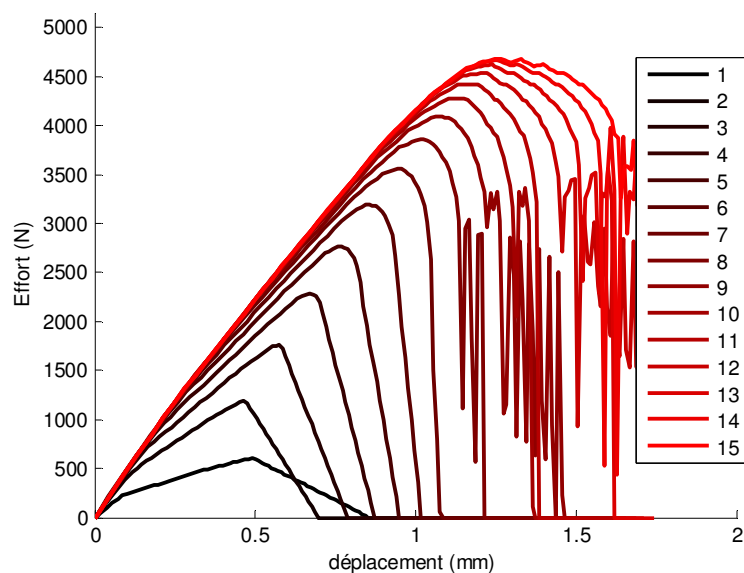


Figure III.104 : Evolution de la loi effort déplacement en fonction du nombre de rangées d'un unique picot

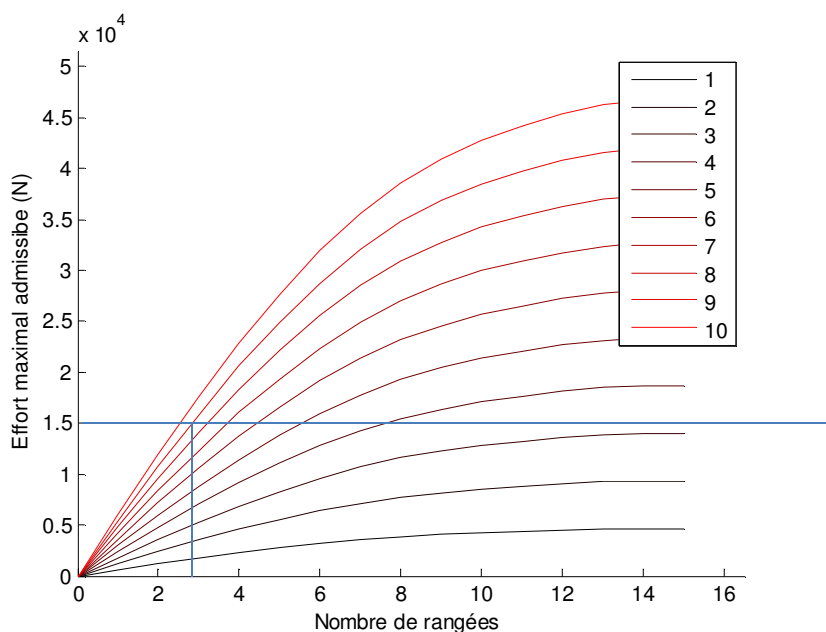


Figure III.105: Evolution de l'effort maximal admissible selon le nombre de picots par rangée

3. Conclusion

Les comportements des différents matériaux caractérisés expérimentalement ont pu être modélisés par les lois matériaux disponibles dans le code de calcul LS Dyna. Il a été vérifié que le comportement de ces lois était bien conforme aux résultats expérimentaux. A partir de celles-ci, un modèle volumique des éprouvettes à double recouvrement a été proposé. Une couche d'éléments cohésifs a été utilisée pour modéliser l'adhésion directe de la matrice sur le métal et une loi de contact frottant régit l'interaction picot/composite. N'ayant pas eu la possibilité de caractériser expérimentalement ces paramètres, le choix a été fait de les calibrer sur les résultats expérimentaux. Des modèles numériques représentatifs des comportements expérimentaux observés ont ainsi été obtenus.

Un second modèle, analytique cette fois-ci, est proposé permettant de déterminer le comportement global de l'interface à partir de la loi de flexion d'un picot au sein d'un VER. Ce modèle permet de prendre en compte la non linéarité de la loi d'interface, ainsi qu'une disposition quelconque des rangées et de faire varier le nombre de picots au sein de celle-ci.

Ce modèle trouvera son application dans les phases de prédimensionnement que ce soit sous la forme d'un module d'optimisation ou sous la forme d'abaques. La simplicité et la rapidité de mise en œuvre de l'algorithme (Résolution quasi instantanée du problème par la méthode analytique contre un calcul de plusieurs heures pour le modèle élément fini complet) sont ses principaux atouts et en font un outil d'optimisation d'interface aisément accessible.

Ce modèle fonctionne selon l'hypothèse de représentativité du volume élémentaire choisi. Il serait intéressant d'investiguer les limites du modèle, l'influence des dimensions du VER notamment. Pour le cas où les picots seraient répartis de façon plus aléatoire, cela donnerait ainsi lieu à des VER de tailles variables au sein d'un même modèle. La loi de comportement du picot devrait alors s'adapter en fonction de sa position au sein de l'interface.

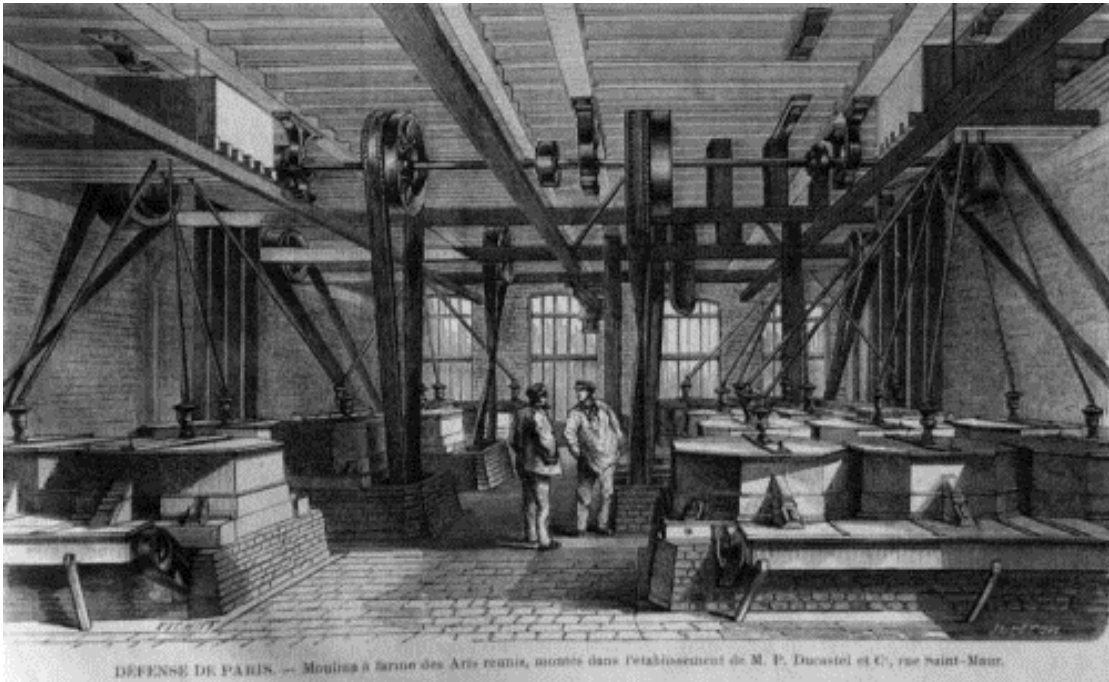
Les effets hors plan et l'ouverture de l'éprouvette ne sont également pas intégrés au modèle analytique. Un modèle 3D pourrait alors être envisagé pour remédier à ce manque. L'étude de l'influence de certains paramètres comme la largeur du gap entre picot et résine ou la valeur du coefficient de frottement, serait également une piste pour renforcer notre modèle

A présent que le comportement local de notre interface est connu et maîtrisé, cherchons à étendre ces résultats au cas industriel proposé par le projet à savoir un cas de chargement en torsion d'un mécanisme de liaison siège avant.

Chapitre

❧ IV ❧

Extension des modèles au cas d'étude industriel



Dans ce chapitre nous étendons le modèle analytique développé dans le chapitre précédent à un cas de chargement en torsion : la liaison siège avant. Une description de la campagne expérimentale menée au cours du projet et de ses principaux résultats est donnée. A la suite de quoi le modèle numérique du comportement de l'interface (disque en composite estampé sur des picots CMT) est développé. On comparera les résultats de ce modèle à ceux d'un modèle analytique équivalent basé sur la loi local et un bilan des efforts s'appliquant à l'ensemble des picots. Cette loi analytique est ensuite insérée dans la loi de comportement d'un ressort non linéaire, un artefact numérique qui permettra de simuler le comportement de l'interface sans avoir à modéliser la texturation CMT. Un important gain de temps à la fois sur la modélisation du problème et sur la durée du calcul est alors obtenu. La modélisation du comportement en torsion de l'assemblage est validée par comparaison avec les résultats expérimentaux.

Plan du chapitre

1.	Campagne d'essai expérimentale.....	92
1.1.	Description du plan d'expérience.....	92
1.2.	Post-traitement et analyse.....	96
2.	Modèle numérique	99
2.1.	Modèle volumique interface.....	99
2.2.	Modèle volumique Volume Elémentaire Représentatif	101
3.	Modèle analytique.....	106
3.1.	Préambule.....	106
3.2.	Construction de l'algorithme	108
3.3.	Prise en compte de la plasticité	111
3.4.	Post traitement des résultats et comparaison aux résultats numériques	111
4.	Modèle complet	112
4.1.	Loi matériau du surmoulage.....	112
4.2.	Maillage et conditions limites	112
4.3.	Loi d'interface	113
4.4.	Résultats	113
5.	Modèle multicouche	114
5.1.	Limites de la méthode analytique.....	114
5.2.	Éléments multicouches.....	115
6.	Conclusion	117

1. Campagne d'essai expérimentale

Les résultats expérimentaux présentés dans cette partie sont issus d'une campagne expérimentale réalisée par le CETIM, en coopération avec Faurecia et Compose Tool dans le cadre du projet LIMECO, au sein duquel s'inscrit cette thèse. L'objectif, décrit dans l'introduction de ce manuscrit, est de valider une liaison multimatériaux d'un siège avant automobile. Cette campagne interroge la tenue d'une large gamme de configurations d'interface (soyage, collage, crevé...), de conditions environnementales (température, humidité) et de sollicitations (statique, fatigue). Parmi celles-ci nous retiendrons les essais s'adressant directement à notre problématique à savoir les essais statiques en conditions normales de température et d'humidité, sur une interface de type CMT-pin. Nous allons présenter les conditions de réalisation de ces essais ainsi que les principaux résultats obtenus.

1.1. Description du plan d'expérience

1.1.1. L'éprouvette

L'objectif est d'assembler une partie composite, qui représentera la future structure du dossier, à un flasque d'articulation présenté en Figure IV.106.

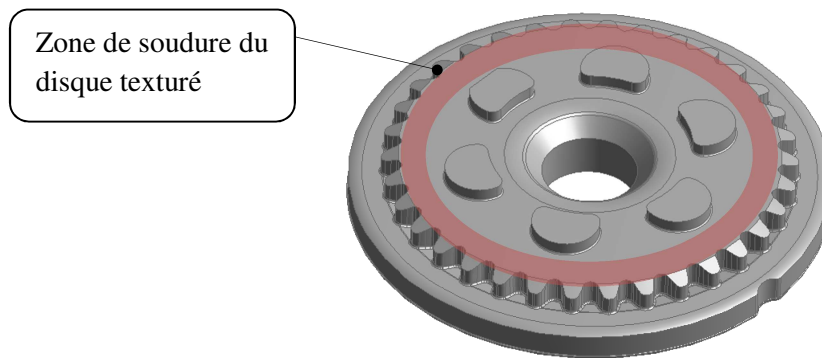


Figure IV.106. Géométrie du flasque d'articulation

Afin d'étendre la surface d'interface, un disque métallique intermédiaire texturé par la technologie CMT-pin est soudé sur ce flasque. L'ensemble flasque et disque est ensuite thermo estampé sur un triangle composite polyamide fibre de verre Dynalite. La texturation CMT ancre le composite sur le disque et s'oppose à toute sollicitation en torsion/cisaillement (Figure IV.107).



Figure IV.107. Ancrage du composite sur le disque texturé

Un surmoulage en résine polyamide faiblement chargée verrouille le déchaussement du composite le long des picots. Avant cette phase, le composite est préchauffé à 170°C afin de favoriser l'adhésion. Pour finir, un triangle métallique est soudé sur la face opposée du flasque afin de permettre la sollicitation en torsion (Figure IV.108).

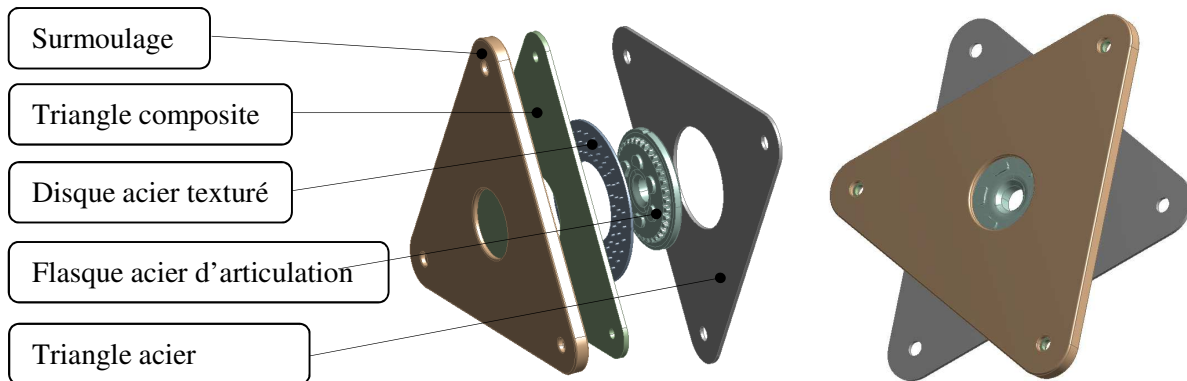


Figure IV.108. Assemblage triangle

1.1.2. Les configurations testées

Dans cette campagne, quatre dispositions de picots CMT sont testées (Figure IV.109) :

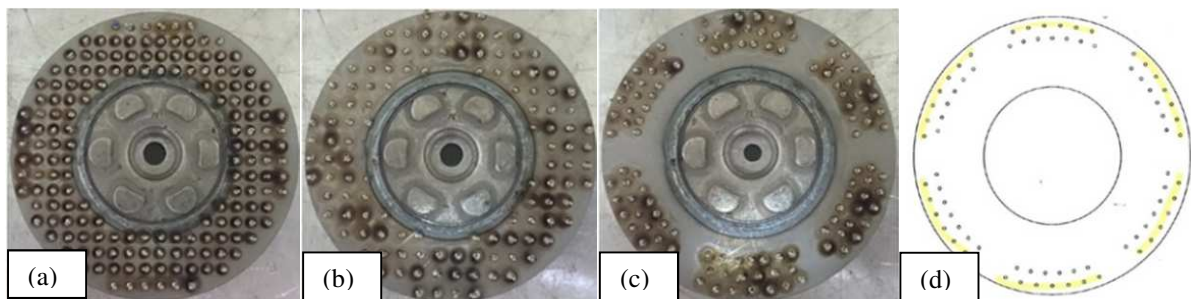


Figure IV.109. Disposition de picot testées : (a) 168 picots, (b) 120 picots, (c) 117 picots, (d) 78 picots

Dans la disposition (a) les picots sont répartis selon un quadrillage 5*5mm, 6*6mm pour la disposition (b). Dans les dispositions (c) et (d), les picots sont répartis selon des couronnes concentriques, 3 couronnes de 39 picots dans le cas (c), 2 couronnes de 39 picots dans le cas (d). Pour chacune des configurations, les picots ont un diamètre de 1 mm. L'interface (a) est testée pour deux longueurs de picot différentes : 2 et 3 mm. Ces différentes interfaces sont résumées dans le Tableau IV.16. Afin de servir de témoin, un essai a été mené sur une rondelle lisse.

Interface	Nombre de picots	Taille de picot	Disposition
1	168	2 mm	(a)
2	168	3 mm	(a)
3	120	3 mm	(b)
4	117	3 mm	(c)
5	78	3 mm	(d)
L	0	0 mm	Lisse

Tableau IV.16. Interfaces testées

1.1.3. Banc d'essai

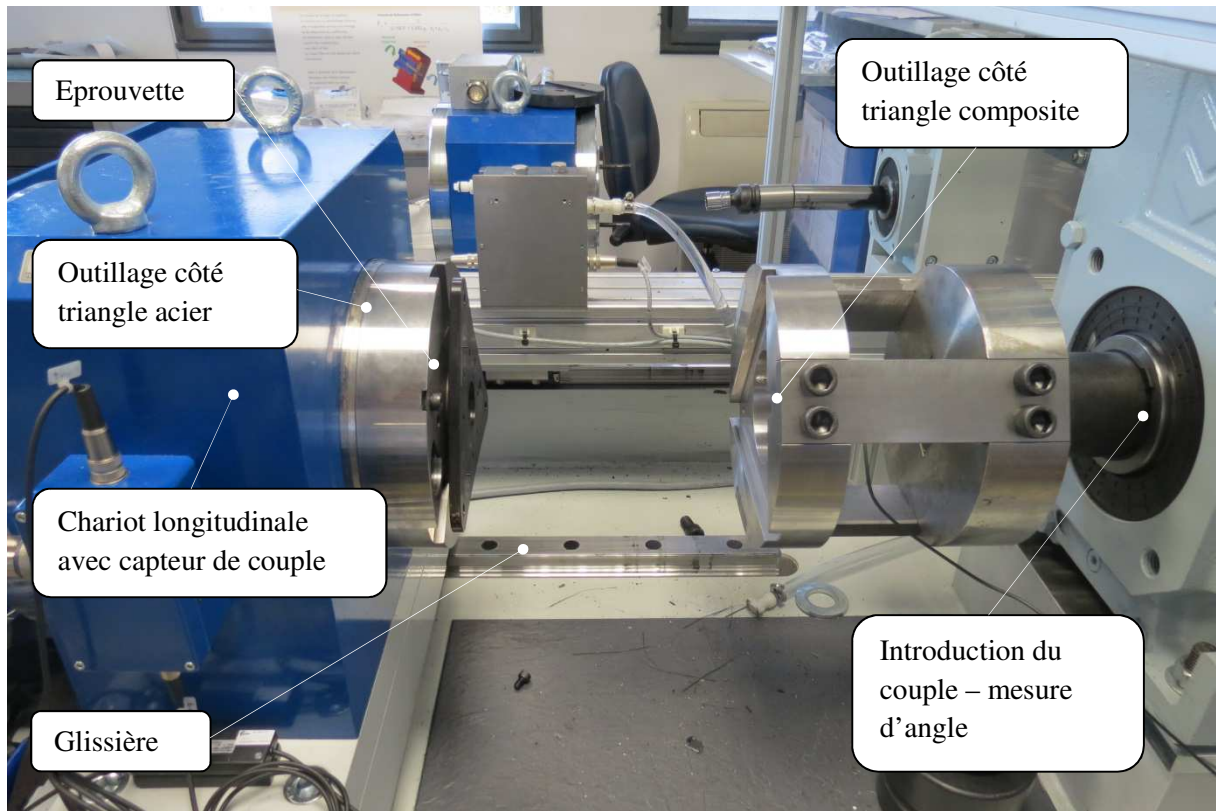


Figure IV.110. Banc d'essai, vue générale

L'objectif de l'essai est d'appliquer un couple de torsion à notre assemblage. Le banc d'essai, présenté en Figure IV.110 est originellement destiné à la caractérisation d'assemblages boulonnés. Avec une capacité de sollicitation en torsion allant jusqu'à 10000 N.m, pour une vitesse de rotation maximale de 500 tr/min, il reste adapté à la caractérisation de l'éprouvette et permet de déterminer la relation couple angle pour chaque éprouvette testée. Le chariot longitudinal est laissé libre de translater selon la glissière afin d'être plus représentatif des modes de sollicitation réels. La transmission du couple est assurée par des contreformes. L'outillage côté acier bloque l'assemblage en rotation tandis qu'une vitesse de rotation de 0.5 tr/min est imposée côté composite, dans le sens direct. Cette rotation imposée s'arrête dès lors que l'angle dépasse 30°.

1.1.4. Etalonnage du banc d'essai

Ainsi que nous l'avons vu lors des essais de traction sur éprouvette à double recouvrement du Chapitre II, il est primordial de connaître la raideur machine du banc d'essai pour post-traiter correctement les résultats. Afin d'étalonner celle-ci, nous allons comparer les résultats expérimentaux d'un test de torsion sur un assemblage de deux triangles métalliques soudés de part et d'autre du reclinier à un modèle numérique équivalent. Celui-ci est composé de deux triangles maillés en éléments coques ainsi que d'une géométrie simplifiée du reclinier. On ne considèrera que le comportement élastique de l'acier ($E = 210\ 000$ MPa, $\nu = 0.3$, $\rho = 7.85e-9$ t/mm³). Le calcul est fait en statique par le solveur Ansys Workbench V15.

L'essai expérimental a conduit au flambement du triangle métallique. Cependant la raideur initiale de l'éprouvette K_{exp} peut être exploitée. On constate que celle-ci est bien plus faible que la raideur K_{num} attendue numériquement (Figure IV.111) :

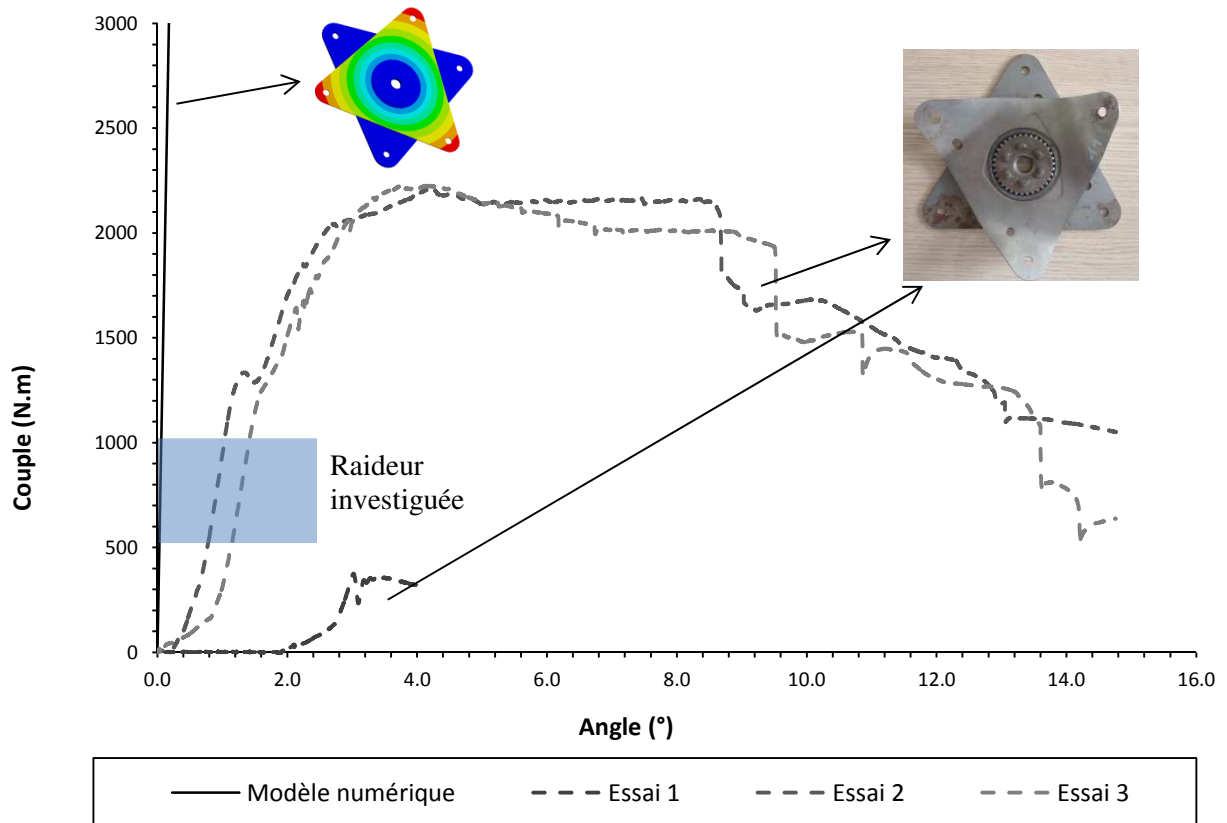


Figure IV.111. Comparaison des résultats numérique et expérimentaux sur la configuration triangles soudés

La première phase où les différents jeux se compensent au sein de l'assemblage n'est pas représentative de la raideur réelle de l'essai, aussi nous retiendrons la valeur obtenue par régression linéaire sur les portions de courbes comprises entre 500 N.m et 1000 N.m.

Les résultats suivants sont obtenus :

- $K_{num} = 16700 \text{ N.m}/^\circ$
- $K_{exp} = 1868 \pm 88 \text{ N.m}/^\circ$

On obtient la raideur machine par :

$$K_{machine} = \frac{K_{num} \cdot K_{exp}}{K_{num} - K_{exp}} = 2100 \text{ N.m}/^\circ \quad (\text{III.55})$$

Cette raideur devra être prise en considération lors des post-traitements suivants afin de caractériser la rotation réelle de l'assemblage. Pour ce faire, et pour une valeur de moment $M(\theta_{machine})$ donnée, il faut retrancher à la rotation correspondante $\theta_{machine}$ (obtenue expérimentalement), la portion due à la rotation du banc d'essai. À savoir $M(\theta_{machine})/K_{machine}$, ainsi :

$$\theta_{réel} = \theta_{machine} - M(\theta_{machine})/K_{machine} \quad (\text{III.56})$$

1.2. Post-traitement et analyse

1.2.1. Résultats d'essai

Les résultats d'essais sont présentés en Figure IV.112. La raideur du banc d'essai a été soustraite des résultats expérimentaux bruts. L'objectif est que la liaison soit capable de transmettre un couple d'une valeur de 3000 N.m sans ruine de l'interface. Cette limite est présentée sur chaque graphique. Trois essais sont présentés pour chaque interface CMT :

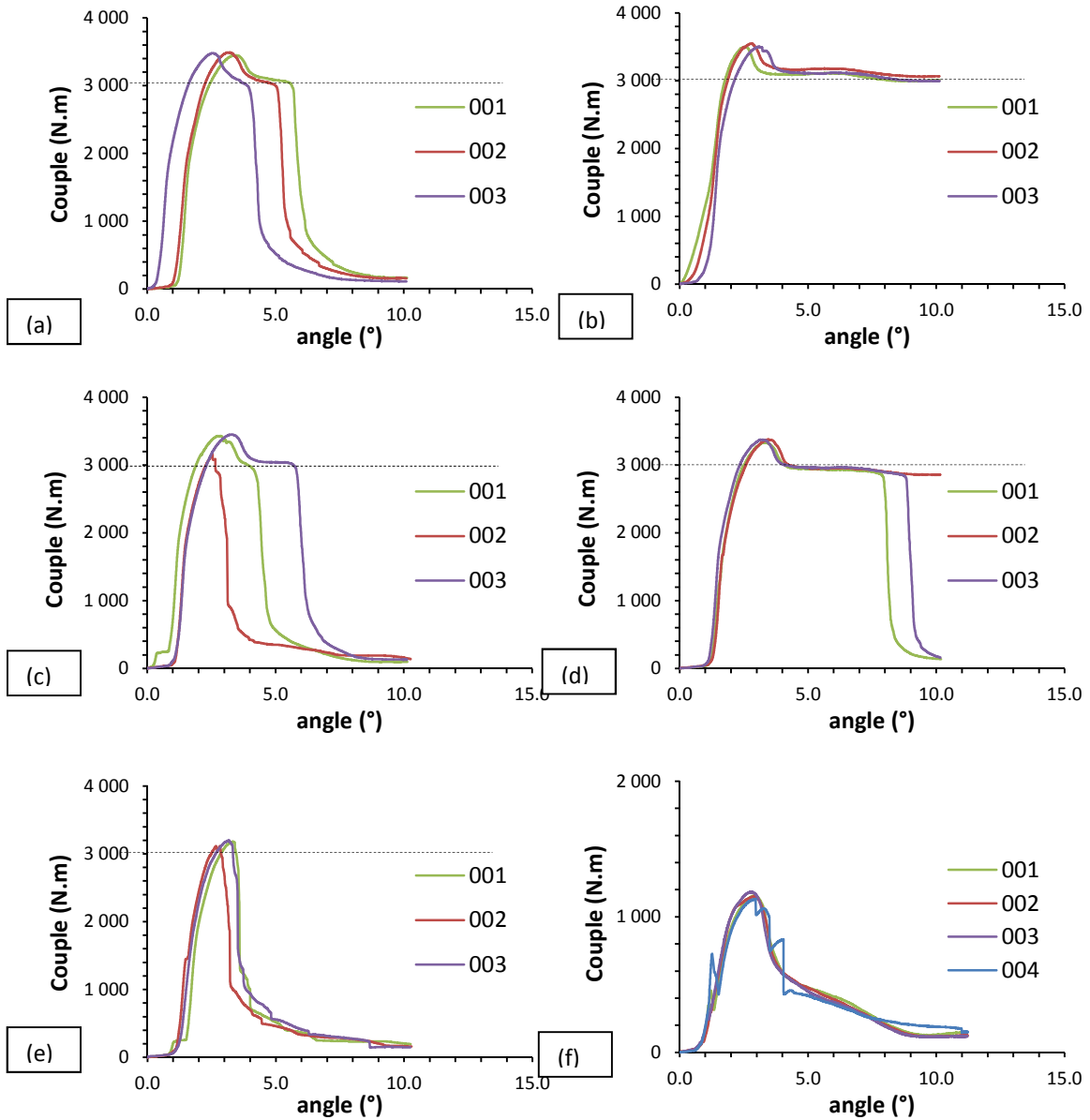


Figure IV.112. Résultats d'essais ; (a) Interface 1, (b) Interface 2, (c) Interface 3, (d) Interface 4, (e) Interface 5, (f) lisse

Une bonne répétabilité est observée pour chaque configuration. On constate de plus que chaque configuration satisfait les conditions du cahier des charges sur la valeur de couple transmissible. L'interface 2 notamment permet de tenir ce couple jusqu'à une rotation supérieure à 10°. La rondelle lisse, quoique ne permettant pas de transmettre un couple important, démontre tout de même que l'influence des parties autres que l'interface CMT (surmoulage, adhésion directe) n'est pas négligeable sur la tenue de l'assemblage.

1.2.2. Discussion

Nous prendrons l'exemple de la configuration 4 pour traiter les différentes phases de la rupture.

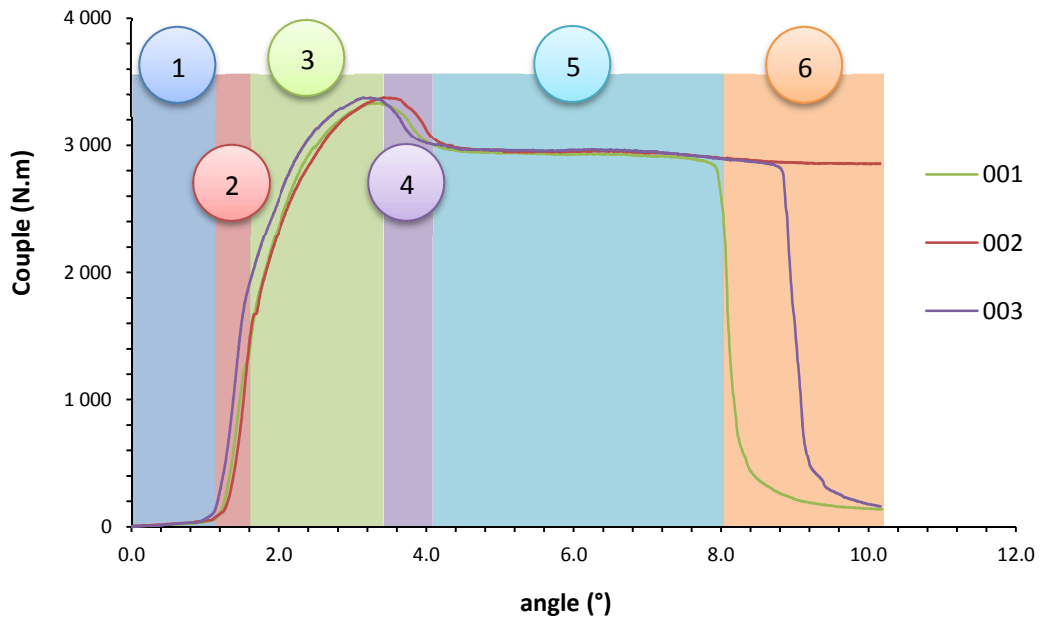


Figure IV.113. Les différentes phases de la rupture

N'ayant pas eu d'accès visuel au comportement local, la description phénoménologique des différentes phases de l'essai (Figure IV.113) est basée en grande partie sur une analogie avec les essais sur les éprouvettes longitudinales, ainsi que sur la modélisation éléments finis de l'interface qui suivra. L'essai débute par une phase (1) de compensation des jeux. S'en suit la phase (2) où l'assemblage répond linéairement à la sollicitation. La phase d'adoucissement (3) observée ensuite correspond alors à une flexion progressive des picots. Une fois les picots inclinés, la torsion imposée tend à faire glisser le composite le long des picots, ce qui sollicite l'adhésion du disque texturé sur le polymère dans la direction normale à l'interface. Cette adhésion a un comportement d'autant plus fragile que la direction de sollicitation est proche de la normale. La flexion du picot va donc conduire à une rupture de cette adhésion (4). Le pallier qui s'en suit (5) correspondrait alors au déchaussement progressif du composite le long des picots. Durant cette phase et contrairement à ce qui avait été observé sur les éprouvettes longitudinales, le picot endommage le composite et l'on peut voir, sur la Figure IV.114, les sillons laissés par le passage des picots au sien du composite.



Figure IV.114. Aspect post rupture de l'interface

L'assemblage est alors seulement maintenu par le surmoulage qui travaille en traction/cisaillement. La ruine de l'assemblage est achevée (6) lorsque le triangle est totalement déchaussé et / ou que les picots ont été totalement cisailés. Il est à noter que pour les essais sur l'interface 2, (168 picots de 3 mm) la rupture se produit non pas à l'interface comme dans le cas des autres configurations, mais au niveau de la soudure entre le disque métallique et le flasque d'articulation (Figure IV.115). Cette rupture précoce de la liaison indique un moment à rupture de l'interface potentiellement plus élevé. Elle témoigne également d'une plastification potentielle du disque texturé au niveau de la soudure pour les autres interfaces. Pour le cas de l'interface lisse, le disque, n'étant pas retenu par les picots, reste libre dans sa rotation une fois l'adhésion rompue. Pour un faible nombre de picots (interface 5), on remarque que les picots ont été cisailés à leur base dans la zone où le surmoulage a rompu. Ainsi si le nombre de picots n'est pas suffisant, ceux-ci sont cisailés par le composite plutôt que de laisser celui-ci se déchausser.



Figure IV.115. Rupture de la soudure sur interface 2

En résumé la rupture de l'interface se fait par le biais de plusieurs mécanismes :

- Flexion des picots
- Rupture de l'adhésion directe
- Endommagement/Déchaussement du composite
- Cisaillement du surmoulage
- Plastification du disque métallique
- Cisaillement, éventuel, des picots

Ainsi le surmoulage n'intervient pas tant dans la tenue pré rupture de l'éprouvette mais plutôt dans son comportement post rupture. Il augmente ainsi grandement l'énergie absorbée par l'assemblage, mais pas forcément la valeur du moment à rupture. Ceci peut être important pour des cas de crash ou d'endurance mais n'entre pas dans le cadre d'étude de cette thèse. Comme dans le cas de l'éprouvette double recouvrement nous nous concentrerons sur les phases 2 et 3 de l'essai.

Pour chacun des essais on extrait le couple à rupture, soit la valeur maximale observée sur la Figure IV.112. En outre, la pente à l'origine de chaque courbe, une fois les jeux compensés, est obtenue par régression linéaire.

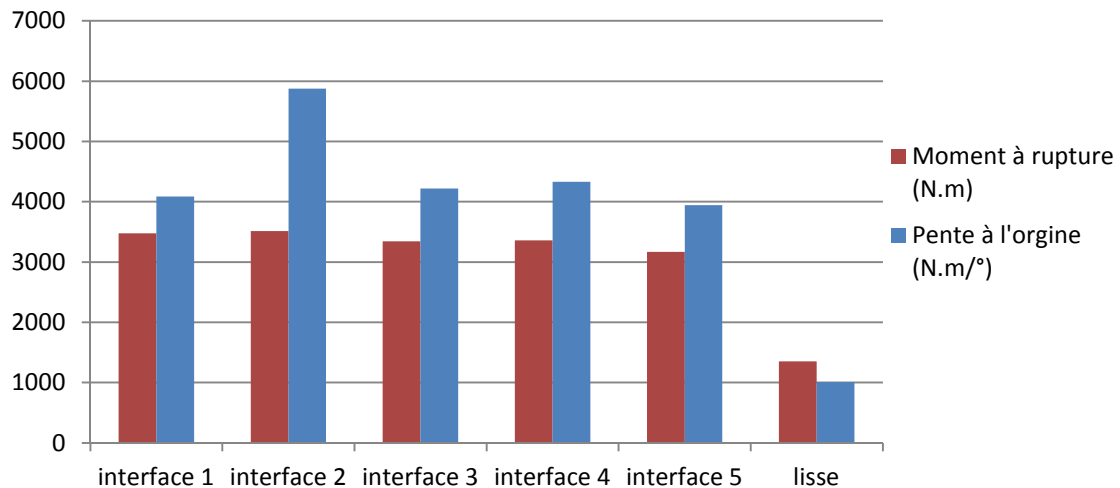


Figure IV.116. Comparaison des moments à rupture et des pentes à l'origine .

Dans la Figure IV.116 nous comparons les performances des différents assemblages en termes de couple à rupture et de raideur (en retenant les valeurs moyennes pour chaque configuration). Si l'interface 2 présente les meilleurs résultats dans ces deux catégories, on observe une forte homogénéité, malgré des dispositions de picots variées. La division par deux du nombre de picots (entre les configurations 2 et 5) se traduit par une légère baisse, d'à peine 10%, des performances de l'assemblage. De même, la taille du picot ne semble avoir qu'une faible influence sur ces deux paramètres. Cela confirme que ce n'est pas tant le nombre que la position des picots qui importe : plus un picot se trouvera excentré de l'axe de rotation de l'éprouvette, plus il contribuera à la tenue en torsion de l'assemblage.

2. Modèle numérique

2.1. *Modèle volumique interface*

Avant d'étudier le comportement de l'assemblage complet on s'intéresse à la modélisation volumique de l'interface. On considère un disque de composite dynalite, estampé sur un disque métallique texturé par la technologie CMT. On étudie un cas se rapprochant de l'interface cas 4 de notre modèle :

- Rayon intérieur du disque : $R_{int} = 23.5$ mm
- Rayon extérieur du disque : $R_{ext} = 47.5$ mm
- 3 couronnes de 39 picots chacune, équitablement répartis sur les couronnes ainsi formées ($R_1 = 44.5$ mm, $R_2 = 40.18$ mm, $R_3 = 35.75$ mm)

On reprendra les mêmes lois de comportement, et le même type d'éléments que dans le cas longitudinal. Le mailleur utilisé, Ansys, a des difficultés à mailler un nombre trop important de corps. Et au-delà de 0.17 mm au niveau des picots, la mémoire requise ainsi que le temps de maillage deviennent prohibitifs. La Figure IV.117 donne une vue générale du maillage ainsi généré, ainsi qu'un plan rapproché du maillage d'un picot.

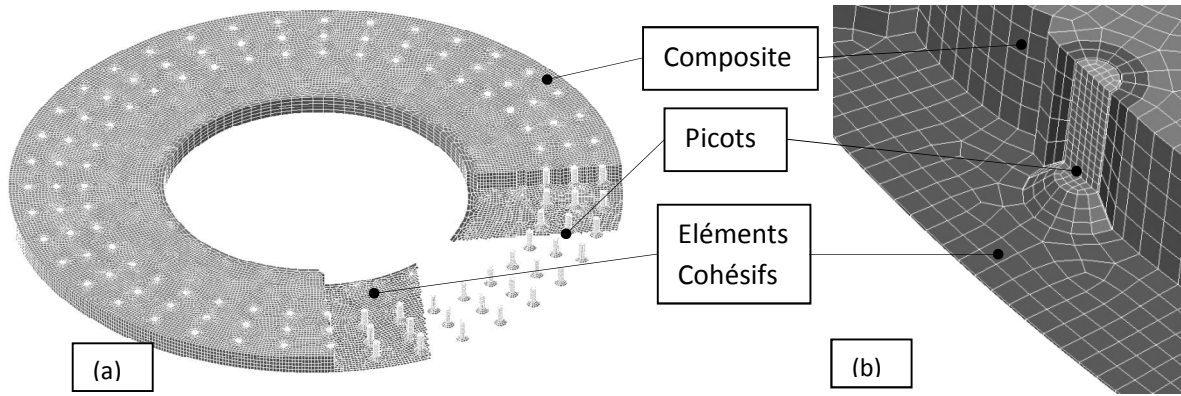


Figure IV.117. Géométrie & Maillage ; (a) vue d'ensemble, (b) zoom sur un picot et son voisinage

On considère que la base des picots ainsi que celle des éléments cohésifs sont encastrées. Une vitesse de rotation est imposée sur le bord extérieur du disque composite, via un ressort de torsion. La raideur du ressort est suffisamment importante pour considérer son impact négligeable sur la raideur de l'assemblage. Cet artefact numérique permettra notamment de post-traiter plus aisément le moment résultant. L'ensemble de ces conditions limites sont représentées par la Figure IV.118.

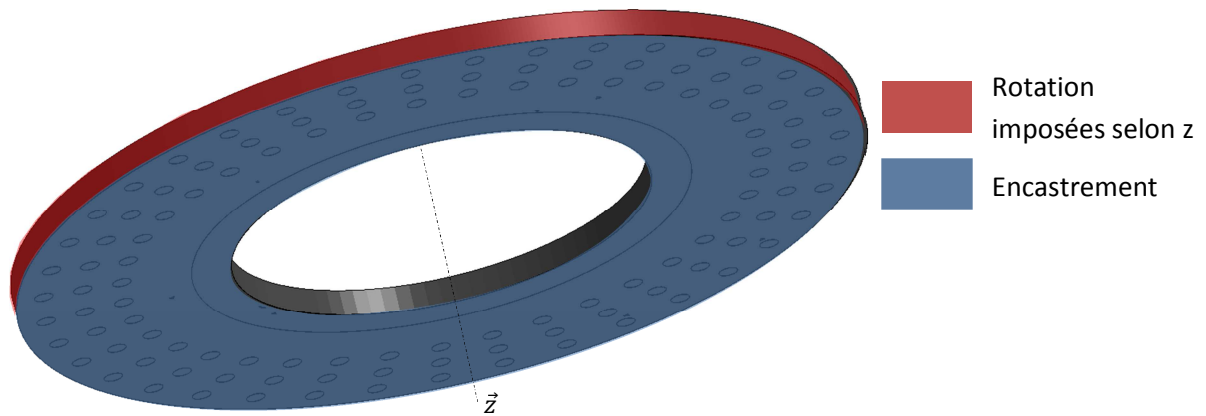


Figure IV.118. Conditions limites

On obtient la loi de raideur couple – angle suivante (Figure IV.119) :

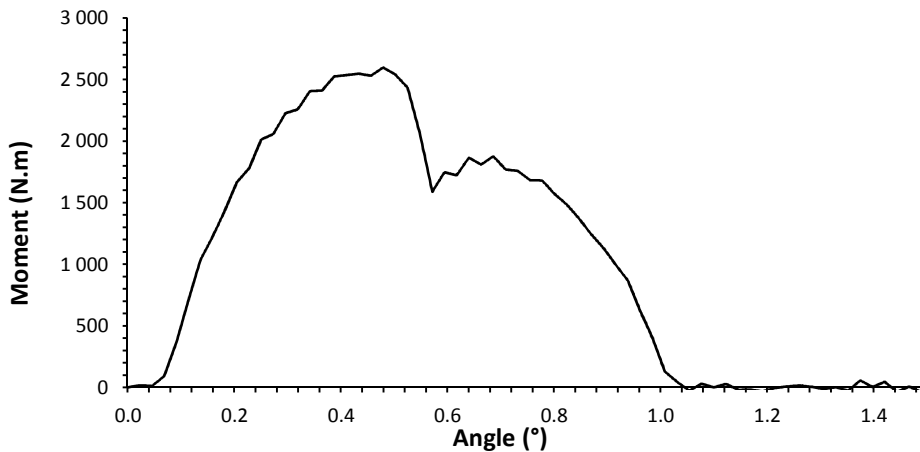


Figure IV.119. Loi couple - angle de l'interface

La loi de comportement en flexion des picots peut également être extraite de ce calcul. On s'intéresse aux comportements de neuf picots pris dans différentes zones de l'interface : 3 picots travaillant dans une zone de composite à 0°, 3 picots dans une zone de composite à 45°, 3 picots dans une zone de composite à 90°. A chaque fois, un picot de chaque couronne est sélectionné (R1, R2 et R3). On obtient les lois effort déplacement suivantes (Figure IV.120) :

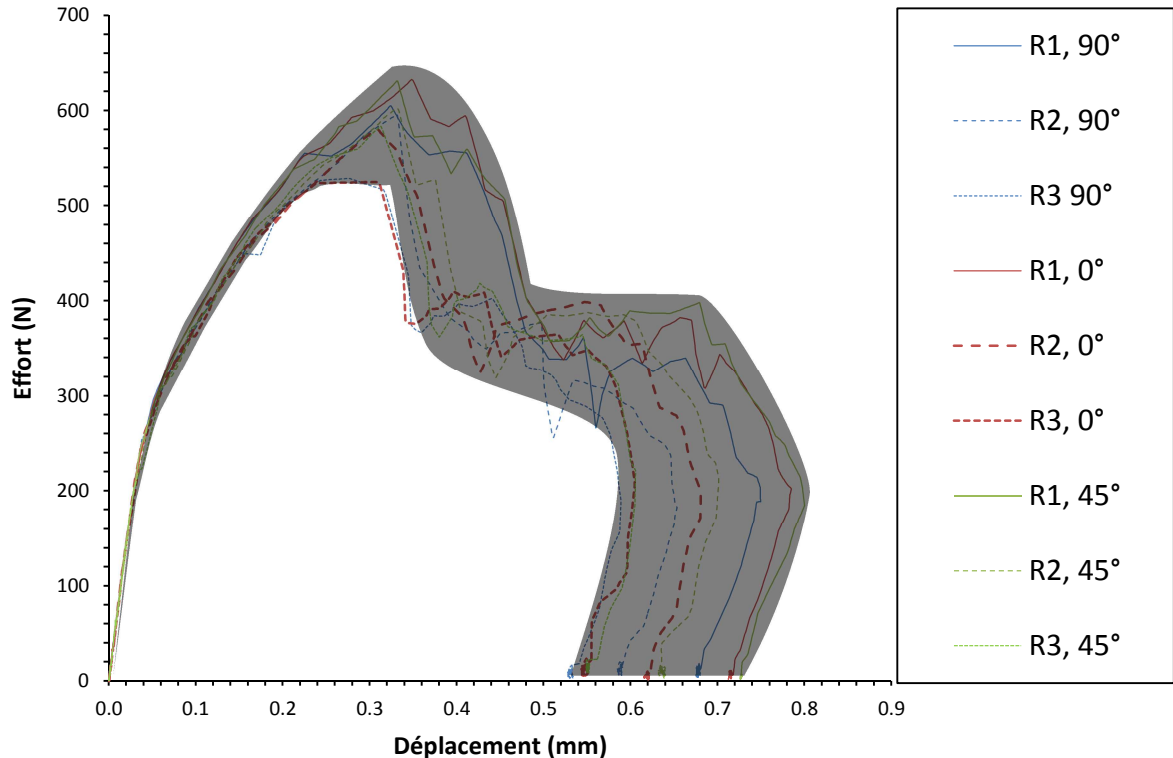


Figure IV.120. Comportement d'un picot au sein de l'assemblage

Comme dans le cas de l'éprouvette longitudinale, on observe une bonne homogénéité des lois de flexion, jusqu'à un déplacement de 0.3 mm. Les picots situés sur les couronnes extérieures admettent des efforts limites de flexion plus importants.

On cherche à obtenir la même loi de comportement en travaillant sur un VER.

2.2. Modèle volumique Volume Élémentaire Représentatif

2.2.1. Géométrie

Comme dans le cas de l'éprouvette longitudinale, un volume élémentaire se dégage au voisinage de chaque picot. On peut approximer la géométrie en arc de cercle du VER par une géométrie en pavé. Là encore, au vu des symétries, on peut ne représenter qu'une moitié de ce VER (Figure IV.121).

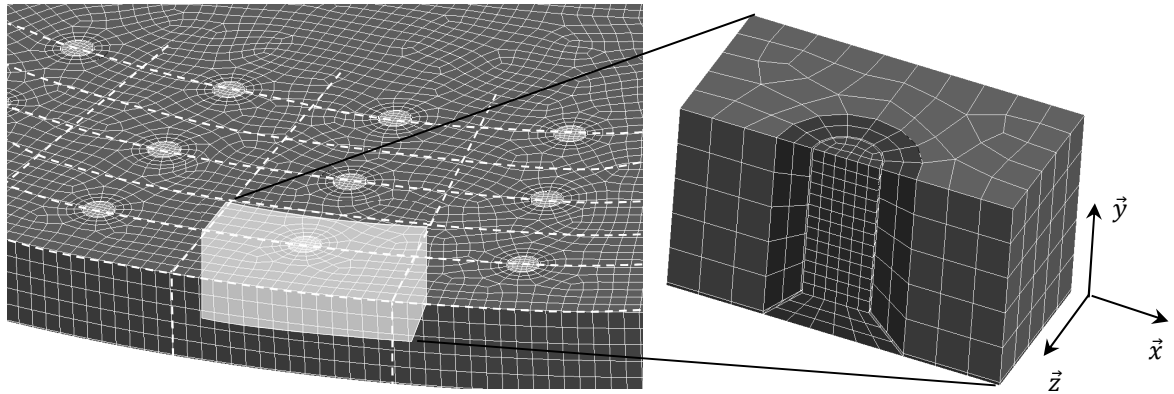


Figure IV.121. Loi couple - angle de l'interface

Les mêmes lois de matériaux, de contact et d'interface sont conservées. On désignera les différentes faces de ce VER selon leurs normales (\vec{x}^+ , \vec{x}^- , \vec{y}^+ , \vec{y}^- , \vec{z}^+ , \vec{z}^-).

2.2.2. Conditions limites

Le choix des conditions limites à appliquer est primordial pour la validité des résultats obtenus. Le choix intuitif semble être d'imposer des déplacements sur la face extérieure du VER, (\vec{z}^+), des conditions de symétries sur la face (\vec{z}^-), ainsi que des conditions de périodicité sur les faces (\vec{x}^+) et (\vec{x}^-). Cependant pour de telles conditions, on verra apparaitre un phénomène de pelage au niveau des faces (\vec{x}^+) et (\vec{x}^-) qui aura pour effet d'appliquer une densité d'effort supérieure en partie haute du picot qu'en partie basse. Cette variation de répartition des efforts entraine une modification de la loi de flexion. En effet, on sait prouver analytiquement que la raideur de flexion d'une poutre encastree à sa base varie selon que l'on applique l'effort ponctuellement au sommet libre de la poutre ou si au contraire il est réparti sur la longueur de la poutre. Ce type de conditions limites ne permet pas d'obtenir une unique loi de flexion pour notre interface et n'est donc pas intéressant.

Les conditions suivantes ont été appliquées (Figure IV.122) :

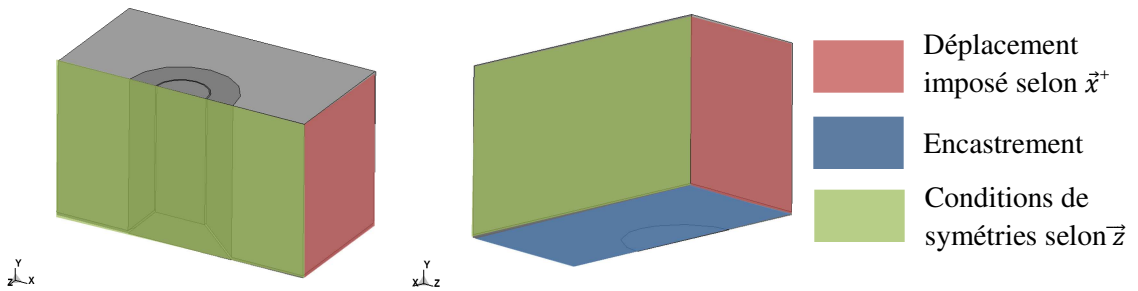


Figure IV.122. Conditions limites imposées au VER

2.2.3. Loi couple angle

Sur la Figure IV.123, on retrace le comportement du VER en comparaison de celui des picots au sein de l'interface. Deux courbes sont tracées : l'une pour un maillage grossier du VER, correspondant à la taille de maille utilisée pour le modèle à l'échelle de l'interface (0.17 mm), l'autre pour un maillage standard de 0.1 mm.

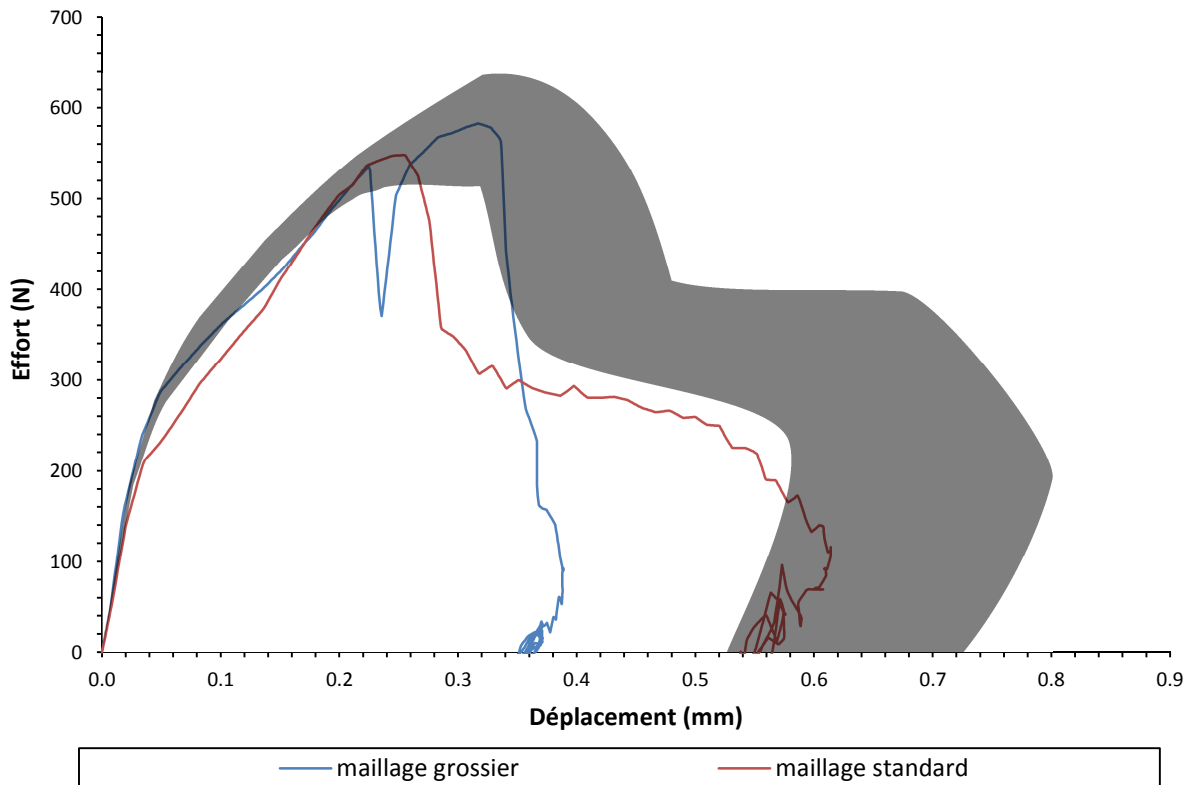


Figure IV.123. Loi effort déplacement VER

On constate que notre VER, pour peu que sa taille de maille soit proche de celle du modèle interface possède un comportement représentatif de celui d'un picot au sein de l'interface. Le maillage grossier était la taille de maille minimale pouvant être générée par notre mailleur, utilisée à l'échelle de l'interface (IV.2.1). Cette limite est repoussée à l'échelle du VER et on peut ainsi obtenir un modèle potentiellement plus précis que celui à l'échelle de l'interface. On voit que pour une telle taille de maille les performances mécaniques sont plus faibles (limite élastique et effort maximal moins élevés). Par conséquent, un modèle analytique tel que celui proposé pourrait être plus précis que le modèle numérique global car lui est moins limité sur sa taille de maille.

2.2.4. Impact des différents facteurs

On a déjà vu dans le chapitre précédent les influences respectives de la taille de maille et des dimensions du VER sur la réponse en flexion du picot (III.2.1.2). Dans ce paragraphe nous étudierons deux autres cas de figure : l'influence de l'orientation des fibres et l'action du surmoulage, qui empêche le composite de se déchausser naturellement.

2.2.4.1. Orientation des fibres

On investigate trois orientations de fibre par rapport au repère du VER selon le plan (\vec{x}, \vec{z}) : 15° , 30° et 45° . Les résultats sont comparés à ceux d'une orientation 0° dans la Figure IV.124.

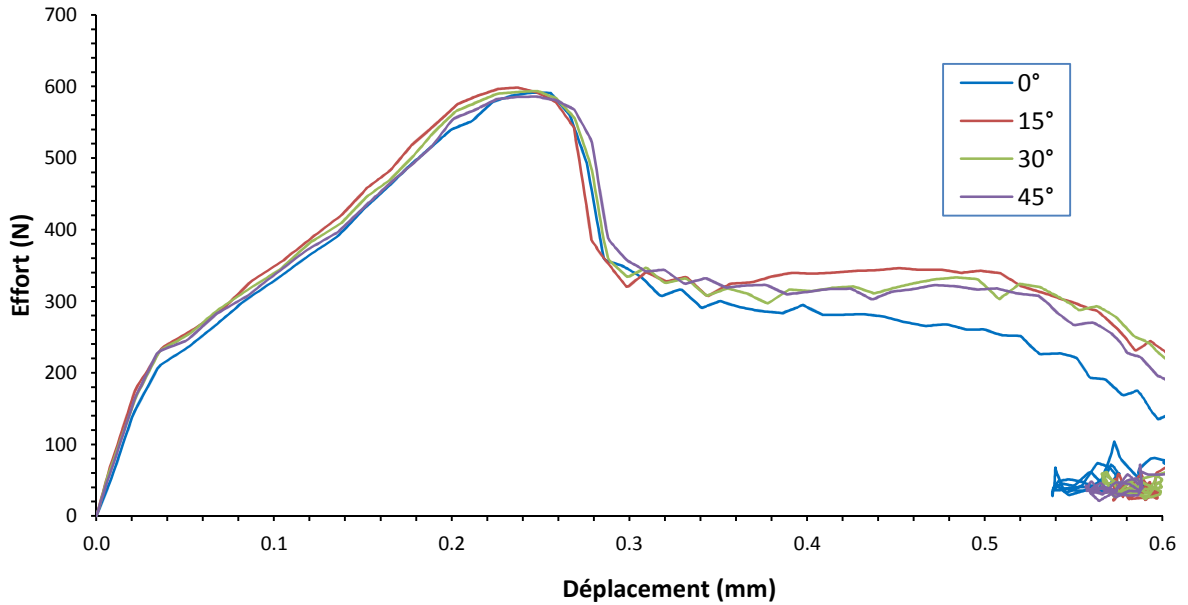


Figure IV.124. Influence de l'orientation des fibres sur maillage sur la loi de comportement

Comme constaté sur la Figure IV.120, on n'observe aucune influence significative de l'orientation des fibres sur le comportement local d'un picot. Cependant ces observations sont en opposition avec les résultats observés pour les éprouvettes longitudinales, orientées à 45° (Figure II.31 et II.38). Cela peut être l'effet des déformations transverses. En effet, pour les éprouvettes longitudinales à 45°, une importante déformation était observée dans la direction longitudinale et par conséquent dans la direction transverse. Ces déformations ont pu modifier la loi d'interface d'un picot en agissant sur la répartition des efforts le long du picot. Pour notre modèle VER et le modèle interface, les déformations sont plus faibles et les conditions limites plus régulières.

2.2.4.2. Conditions limites

Sur le modèle interface nous n'avons pas modélisé l'action du surmoulage. Au sein de l'assemblage, son rôle est de s'opposer au déchaussement du triangle composite le long des picots. Cette action a-t-elle également une influence sur la raideur de notre assemblage ? Et plus localement sur celle du VER ? C'est ce que nous étudions dans ce paragraphe. Pour cela on impose une condition limite supplémentaire au VER en bloquant les déplacements de la face supérieure dans la direction \vec{y}^+ (Figure IV.125).

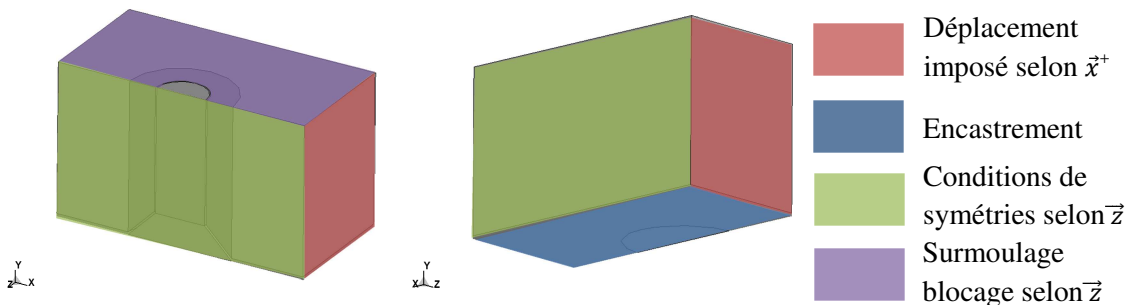


Figure IV.125. Conditions aux limites : simulation du surmoulage

On obtient la loi effort déplacement suivante (Figure IV.126) :

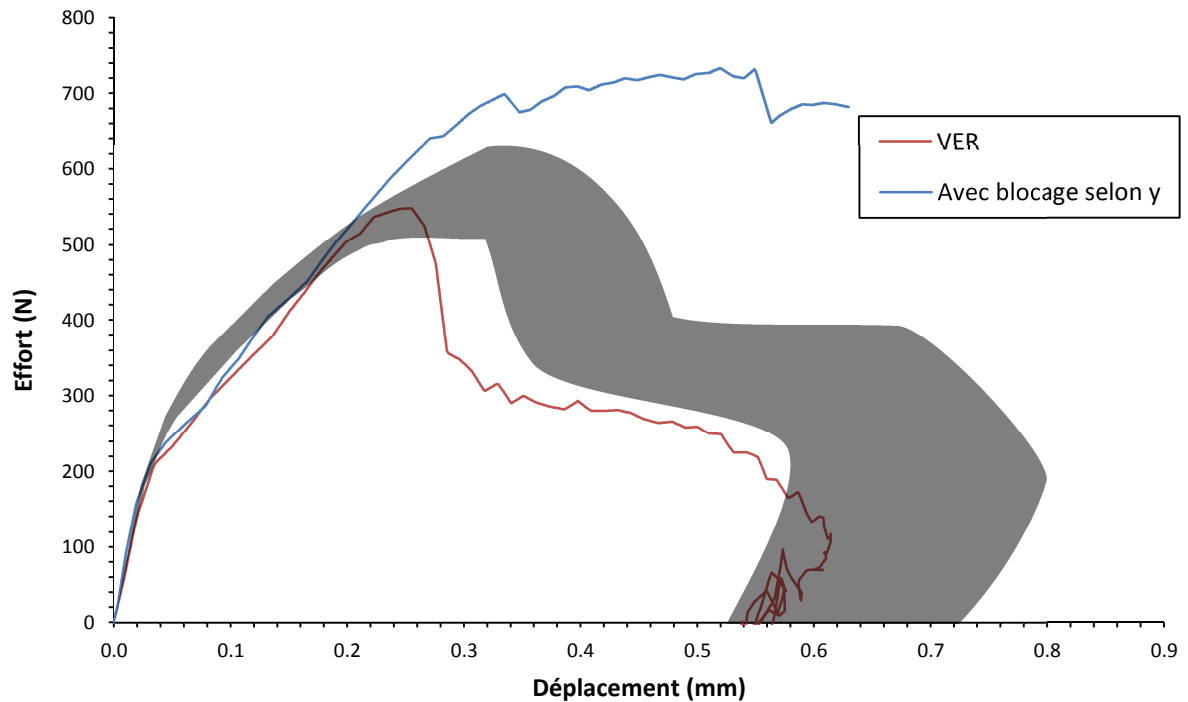


Figure IV.126. Influence du surmoulage sur le VER

Si elle ne change pas la raideur des deux premières pentes, cette condition supplémentaire retarde la ruine du VER en minimisant les efforts dans la direction \vec{y}^+ subis par le VER. Toutefois cette condition est peut-être trop sévère au regard des contraintes réelles exercées par le surmoulage sur l'interface. En effet celui-ci n'est pas exempt d'une certaine rigidité et les pattes qui relient la partie du surmoulage au contact du disque, à la partie au contact du triangle ont une certaine souplesse. Ainsi les déplacements, hors plan ne sont pas totalement bloqués

2.2.5. Loi d'interface retenue et formulation analytique

Dans un premier temps, nous allons chercher à valider que le comportement d'interface analytique est le même que le numérique. Pour cela, nous allons choisir une loi locale volontairement plus proche de celle obtenue par calcul numérique au niveau de l'interface (Figure IV.120) que celle du VER (Figure IV.123). Cette loi est décrite en Figure IV.127.

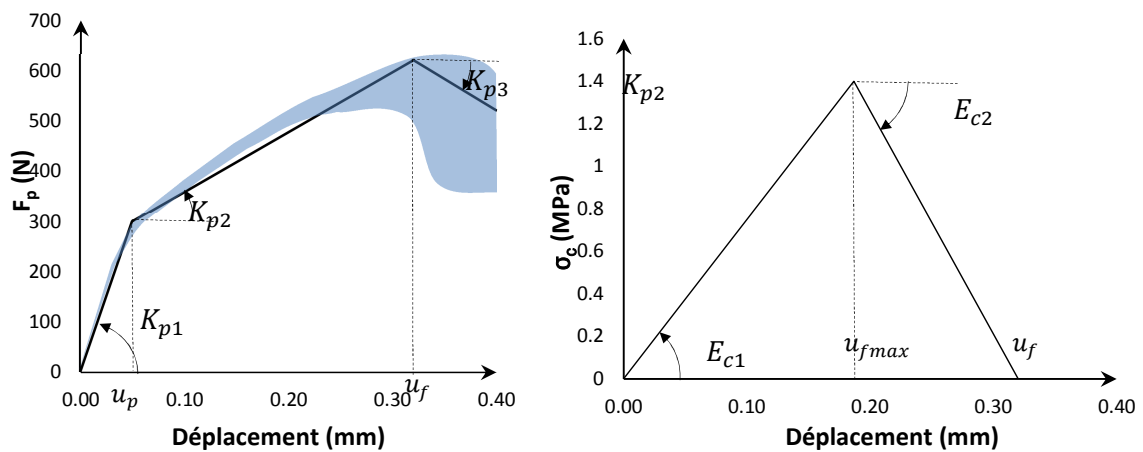


Figure IV.127. Loi de comportement effort-déplacement picot

Analytiquement la loi de comportement du picot s'écrit comme suit :

$$F_p = \begin{cases} K_{p1} \cdot u & , \text{ si } 0 \leq u \leq u_p \\ K_{p2} \cdot u + (K_{p1} - K_{p2})u_p & , \text{ si } u_p \leq u \leq u_f \\ K_{p3} \cdot u + (K_{p1} - K_{p2})u_p + (K_{p2} - K_{p3})u_f & , \text{ si } u_f \leq u \end{cases} \quad (IV.57)$$

Avec K_{p1}, K_{p2}, K_{p3} , les raideurs successives de la loi de comportement picot ($K_{p3} < 0$). De la même manière la loi de comportement des efforts cohésifs, pour un VER de surface $La.Lip$ s'écrit :

$$F_c = \begin{cases} (E_{c1} \cdot La.Lip) \cdot u = K_{c1} \cdot u & , \text{ si } 0 \leq u \leq u_{fmax} \\ (E_{c2} \cdot La.Lip) \cdot u + (K_{c1} - (E_{c2} \cdot La.Lip))u_{fmax} & , \text{ si } u_{fmax} \leq u \leq u_f \\ K_{c2} \cdot u + (K_{c1} - K_{c2})u_{fmax} & , \text{ si } u_f \leq u \\ 0 & , \text{ si } u_f \leq u \end{cases} \quad (IV.58)$$

Avec K_{c1}, K_{c2} , les raideurs successives de la loi de comportement cohésive ($K_{c2} < 0$).

3. Modèle analytique

3.1. Préambule

3.1.1. Schématisation et hypothèses

La Figure IV.128 propose un schéma de notre interface, et introduit les notations utilisées par la suite :

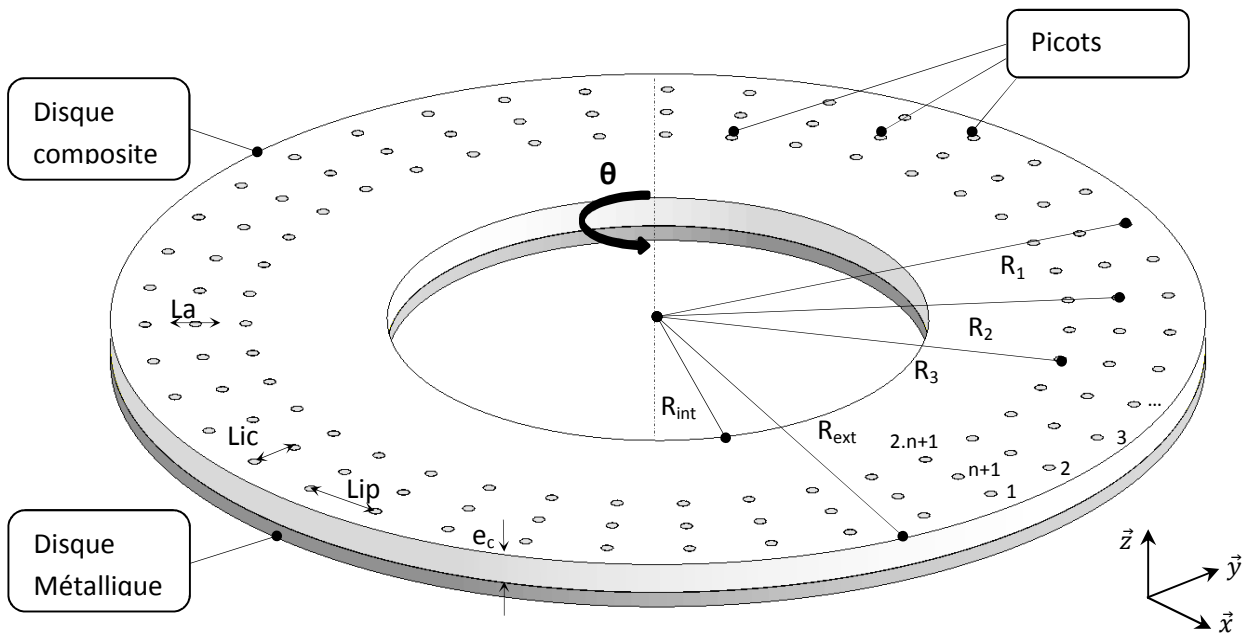


Figure IV.128. Géométrie & Notations

Les picots sont numérotés de 1 à n sur la première couronne, n+1 à 2.n sur la seconde couronne et ainsi de suite. La méthode proposée s'adapte à un nombre quelconque de couronnes de picots. Par souci de simplification on se limitera dans les développements à trois couronnes.

Le composite est orienté de tel façon que sa direction principale d'orthotropie corresponde à l'axe formé par le centre du disque et le premier picot.

Les notations suivantes sont prises :

R_{int}	(mm)	: Rayon intérieur du disque composite
R_{ext}	(mm)	: Rayon extérieur du disque composite
R_i	(mm)	: Rayon de la $i^{ème}$ couronne de picot
nc	(Sans unité)	: Nombre de couronnes
n_i	(Sans unité)	: Nombre de picots de la $i^{ème}$ couronne
N_{pin}	(Sans unité)	: Nombre de picots total
La_i	(mm)	: Largeur de la $i^{ème}$ couronne
Lip_i	(mm)	: Espacement interpicot de la $i^{ème}$ couronne
Lic_i	(mm)	: Espacement entre la $i^{ème}$ et la $i+1^{ème}$ couronne
e_c	(mm)	: Epaisseur du composite
u_i	(mm)	: Déplacement de la tête du $j^{ème}$ picot
θ	(rad)	: Angle de rotation imposé au triangle composite
M_{tot}	(N.mm)	: Angle résultant de θ

Les hypothèses suivantes sont prises :

- Le disque métallique est encastré au niveau de son rayon intérieur (H. 4)
- Une rotation, selon l'axisymétrie de la géométrie est appliquée, de façon homogène, sur le disque composite, au niveau de son rayon extérieur, soit pour les picots appartenant à la couronne extérieure, $\forall i \leq npc, u_i = R_1 \theta$ (H. 5)
- Chaque couronne possède le même nombre de picots : $\forall i, n_i = n$ (H. 6)
- L'espace entre chaque couronne est constant : $\forall i, Lic_i = Lic, La_i = La$ (H. 7)
- Le disque métallique considéré est parfaitement rigide (H. 8)
- Chaque picot travaille dans son domaine élastique (H. 9)

3.1.2. Loi d'interface, picot et cohésif

Au final pour le VER on obtient la loi d'interface suivante :

$$F_{VER} = F_p + F_c$$

$$F_{VER} = \begin{cases} K_{p1} \cdot u + K_{c1} \cdot u & , \text{ si } 0 \leq u \leq u_p \\ K_{p2} \cdot u + (K_{p1} - K_{p2})u_p + K_{c1} \cdot u & , \text{ si } u_p \leq u \leq u_{fmax} \\ K_{p2} \cdot u + (K_{p1} - K_{p2})u_p + K_{c2} \cdot u + (K_{c1} - K_{c2})u_{fmax} & , \text{ si } u_{fmax} \leq u \leq u_f \\ K_{p3} \cdot u + (K_{p1} - K_{p2})u_p + (K_{p2} - K_{p3})u_f & , \text{ si } u_f \leq u \end{cases}$$

On définit $K_{VER,i=1..4}$ et $C_{i=2..4}$ tels que

$$F_{VER} = \begin{cases} K_{VER1} \cdot u & , \text{ si } 0 \leq u \leq u_p \\ K_{VER2} \cdot u + C_2 & , \text{ si } u_p \leq u \leq u_{fmax} \\ K_{VER3} \cdot u + C_3 & , \text{ si } u_{fmax} \leq u \leq u_f \\ K_{VER4} \cdot u + C_4 & , \text{ si } u_f \leq u \end{cases} \quad (IV.59)$$

Dans la première partie de l'analyse, le comportement d'interface du VER est considéré élastique (H.10). Soit

$$F_{VER} = K_{VER1} \cdot u \quad (IV.60)$$

3.1.3. Composite Dynalite

Au sein du disque, le composite est amené à travailler selon différentes orientations. En accord avec D. Gay [109], nous introduisons les dépendances suivantes des coefficients élastiques à l'orientation du composite.

Soit ϕ , l'orientation de la sollicitation par rapport au repère d'orthotropie, on note :

$$c = \cos(\varphi), s = \sin(\varphi) \tag{IV.61}$$

On obtient alors les expressions suivantes :

$$E_{11}(\varphi) = E_\varphi = \frac{1}{\frac{c^4}{E_l} + \frac{s^4}{E_t} + c^2 s^2 \left(\frac{1}{G_{lt}} - 2 \frac{\nu_{lt}}{E_t} \right)} \tag{IV.62}$$

$$G_{12}(\varphi) = G_\varphi = \frac{1}{4c^2 s^2 \left(\frac{1}{E_l} + \frac{1}{E_t} + 2 \frac{\nu_{lt}}{E_t} \right) + \frac{(c^2 - s^2)^2}{G_{lt}}} \tag{IV.63}$$

3.2. Construction de l'algorithme

3.2.1. Calcul du moment

La rotation du composite transmet, via la flexion des picots, un moment de torsion au disque métallique. De par le calcul sur le VER, la loi effort déplacement locale du picot connue, (IV.60)

D'après (H.9), le moment résultant obéit à la loi suivante :

$$M_{tot} = \sum_{i=1}^{N_{pin}} R_i \cdot F_{VER}(u_i) \tag{IV.64}$$

Il s'agit donc pour chaque picot/VER de déterminer les déplacements $(u_i)_{i \in 1..N_{pin}}$. On cherche à présent à établir les relations liant ces différents déplacements. L'hypothèse prise (H.6) donne les déplacements des picots de la première couronne.

3.2.2. Equilibre local

Pour cette partie, on se positionne au voisinage du picot n+2 que l'on numérotera comme suit :

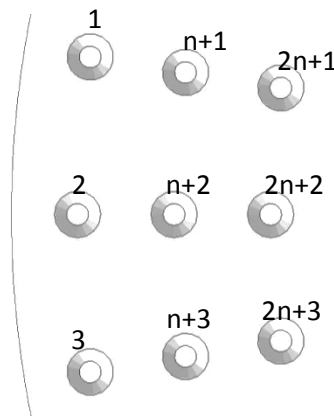


Figure IV.129. Numérotation des picots

On souhaite obtenir l'équation d'équilibre au niveau du picot n+2, pour cela nous avons les relations suivantes entre les picots, illustrées en Figure IV.130 :

- Entre les picots n+1 & n+2, et n+2 & n+3, le composite de la deuxième couronne travaille en traction/compression.
- Entre les picots 2 & n+2 et n+2 & 2n+2, le composite travaille en cisaillement entre chaque couronne.

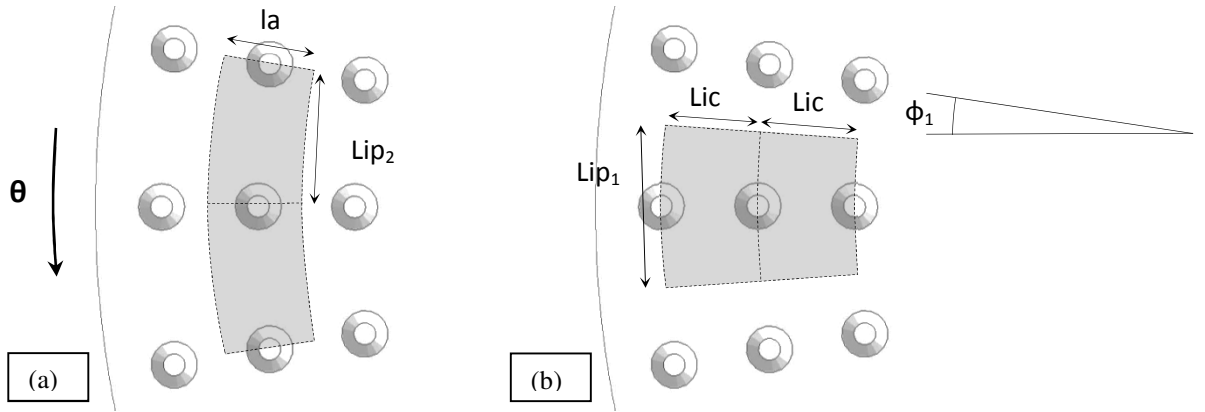


Figure IV.130. Travail du composite ; (a) entre les picots d'une couronne, (b) en cisaillement entre les couronnes

On en déduit les expressions suivantes des efforts de liaison entre picots, en traction compression.

$$\begin{aligned}
 F &= K_T \left(\frac{\varphi_1 + \varphi_2}{2} \right) \cdot (u_{n+2} - u_{n+1}) \\
 F &= K_T \left(\frac{\varphi_2 + \varphi_3}{2} \right) \cdot (u_{n+2} - u_{n+3})
 \end{aligned} \tag{IV.65}$$

Avec :

$$\begin{aligned}
 K_T \left(\frac{\varphi_1 + \varphi_2}{2} \right) &= \frac{E_{\varphi_1 + \varphi_2} \cdot La \cdot ep}{Lip_2} \\
 K_T \left(\frac{\varphi_2 + \varphi_3}{2} \right) &= \frac{E_{\varphi_2 + \varphi_3} \cdot La \cdot ep}{Lip_2}
 \end{aligned} \tag{IV.66}$$

Et en cisaillement :

$$\begin{aligned}
 F &= K_\tau(\varphi_2) \cdot (u_{n+2} - u_2) \\
 F &= K_\tau(\varphi_2) \cdot (u_{n+2} - u_{2n+2})
 \end{aligned} \tag{IV.67}$$

Avec :

$$K_T(\varphi_2) = \frac{G_{\varphi_2} \cdot Lip_1 \cdot ep}{Lic} \tag{IV.68}$$

Du fait de l'orthotropie du matériau composite, la raideur de la liaison entre les picots est fonction de leur position angulaire. Pour simplifier les notations on notera indifféremment :

$$\forall \varphi, K_T(\varphi) = K_{T,\varphi} \text{ et } K_\tau(\varphi) = K_{\tau,\varphi}.$$

En ajoutant l'hypothèse (H.10) on obtient l'équation suivante :

$$\sum F_{ext} = 0$$

$$K_{VER} \cdot u_{n+2} + K_{T,\varphi} \cdot (u_{n+2} - u_{n+1}) + K_{T,\varphi} \cdot (u_{n+2} - u_{n+3}) + K_{\tau,\varphi} \cdot (u_{n+2} - u_2) + K_{\tau,\varphi} \cdot (u_{n+2} - u_{2n+2}) = 0$$

Or d'après (H.6) on a $u_2 = R_1 \theta$. D'où :

$$\begin{aligned}
 &K_{VER} \cdot u_{n+2} + K_{T,\varphi} \cdot (u_{n+2} - u_{n+1}) + K_{T,\varphi} \cdot (u_{n+2} - u_{n+3}) + K_{\tau,\varphi} \cdot u_{n+2} + K_{\tau,\varphi} \cdot (u_{n+2} - u_{2n+2}) = K_{\tau} R_1 \theta \\
 &-K_{T,\varphi} \cdot u_{n+1} + (K_{VER} + 2 \cdot K_{T,\varphi} + 2 \cdot K_{\tau,\varphi}) u_{n+2} - K_{T,\varphi} \cdot u_{n+3} - K_{\tau,\varphi} \cdot u_{2n+2} = K_{\tau,\varphi} R_1 \theta
 \end{aligned} \tag{IV.69}$$

3.2.3. Généralisation à l'interface

En généralisant l'équation (IV.69) aux autres picots, et en reprenant la numérotation des (u_i) on obtient le système d'équation suivant :

$$\left(\begin{array}{cccc|cccc}
 A_{1,1} & A_{1,2} & 0 & A_{1,n} & B_{1,1} & 0 & & \\
 - & A_{2,2} & \diagdown & 0 & 0 & B_{2,2} & 0 & \\
 & - & \diagdown & A_{n-1,n} & 0 & \diagdown & 0 & \\
 & & - & A_{n,n} & & 0 & B_{n,n} & \\
 \hline
 & & & & A_{n+1,n+1} & A_{n+1,n+2} & 0 & A_{n+1,n} \\
 & & & & - & A_{n+2,n+2} & \diagdown & 0 \\
 & & & & & - & \diagdown & A_{2n-1,2n} \\
 & & & & & & - & A_{2n,2n}
 \end{array} \right) \begin{pmatrix} u_{n+1} \\ \vdots \\ u_{3n} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F_1 \\ \vdots \\ F_n \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \tag{IV.70}$$

Symétrie

La matrice raideur K , $(2n \times 2n)$ obtenue est une matrice symétrique, tridiagonale par bloc avec les blocs suivants :

$$(K) = \begin{pmatrix} [A_{1..n}] & [B_{1..n}] \\ [B_{1..n}] & [A_{n+1..2n}] \end{pmatrix} \tag{IV.71}$$

$$[A_{1..n}] = \begin{pmatrix} A_{1,1} & A_{1,2} & 0 & A_{1,n} \\ & A_{2,2} & \ddots & 0 \\ & & \ddots & A_{n-1,n} \\ sym & & & A_{n,n} \end{pmatrix}; [B_{1..n}] = \begin{pmatrix} B_{1,1} & 0 & & \\ 0 & \ddots & \ddots & \\ & \ddots & \ddots & 0 \\ & & 0 & B_{n,n} \end{pmatrix} \tag{IV.72}$$

On a :

$$\begin{aligned}
 \forall i \in [1, n], & \quad A_{i,i} = K_{VER} + 2 \cdot K_{T,\varphi} + 2 \cdot K_{\tau,\varphi} \\
 \forall i \in [n + 1, 2n], & \quad A_{i,i} = K_{VER} + 2 \cdot K_{T,\varphi} + K_{\tau,\varphi} \\
 \forall i, j \text{ tels que } i - j \equiv 1[n], & \quad A_{i,j} = -K_{T,\varphi}
 \end{aligned} \tag{IV.73}$$

$$\forall i, \quad B_{i,i} = -K_{\tau,\varphi} \tag{IV.74}$$

$$\forall i \in [1, n], \quad F_i = K_{\tau,\varphi} R_1 \theta \tag{IV.75}$$

Dans le cas de $k+1$ couronnes de picots successives (les déplacements étant toujours imposés à la première couronne), le système devient :

$$\begin{pmatrix} [A_1] & [B_2] & 0 & 0 \\ [B_2] & [A_2] & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & [B_{k-1}] \\ 0 & 0 & [B_{k-1}] & [A_k] \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} u_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ u_{Npin} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F_{ext} \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} \tag{IV.76}$$

De nombreuses méthodes numériques permettent de résoudre les systèmes tridiagonaux par bloc. Citons la décomposition LU particulièrement efficace pour ce type de configuration.

3.3. Prise en compte de la plasticité

Le modèle établi précédemment ne prend pas en compte la formulation non linéaire de la loi de comportement du picot (H. 10). Afin d'intégrer le comportement non linéaire, nous reprenons l'expression (IV.57) + (IV.58) de l'effort d'interface. Plaçons-nous dans le cas où $u_p \leq u \leq u_{fmax}$, on a alors :

$$F_{VER} = K_{VER2} \cdot u + C_2 \tag{IV.77}$$

En lui injectant cette expression, l'équation (IV.69) devient :

$$-K_{T,\varphi} \cdot u_{n+1} + (K_{VER2} + 2 \cdot K_{T,\varphi} + 2 \cdot K_{\tau,\varphi})u_{n+2} - K_{T,\varphi} \cdot u_{n+3} - K_{\tau,\varphi} \cdot u_{2n+2} = K_{\tau,\varphi} R_1 \theta - C_2 \tag{IV.78}$$

Ainsi en modifiant la matrice rigidité et la matrice des efforts extérieurs, il est possible de tenir compte des évolutions des rigidités d'interface K_{VERi} .

Le système (IV.76) devient alors :

$$\begin{pmatrix} [A_1]' & [B_2] & 0 & 0 \\ [B_2] & [A_2]' & \ddots & 0 \\ 0 & \ddots & \ddots & [B_{k-1}] \\ 0 & 0 & [B_{k-1}] & [A_k]' \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} u_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ u_{Npin} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} F_{ext} \\ 0 \\ \vdots \\ 0 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} C \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{pmatrix} \tag{IV.79}$$

Où $\begin{pmatrix} C \\ \vdots \\ \vdots \\ \vdots \end{pmatrix}$ représente, pour chaque picot, la contribution du comportement non linéaire aux efforts extérieurs et $[A_i]'$ la matrice rigidité $[A_i]$ prenant en compte les différents changements de pente.

3.4. Post traitement des résultats et comparaison aux résultats numériques

On se place dans le cas de la configuration étudiée en IV.2. En compensant les jeux du modèle numérique (gap laissé entre le picot et la matrice avoisinante pour éviter les interpénétrations) on obtient alors le diagramme suivant (Figure IV.131) :

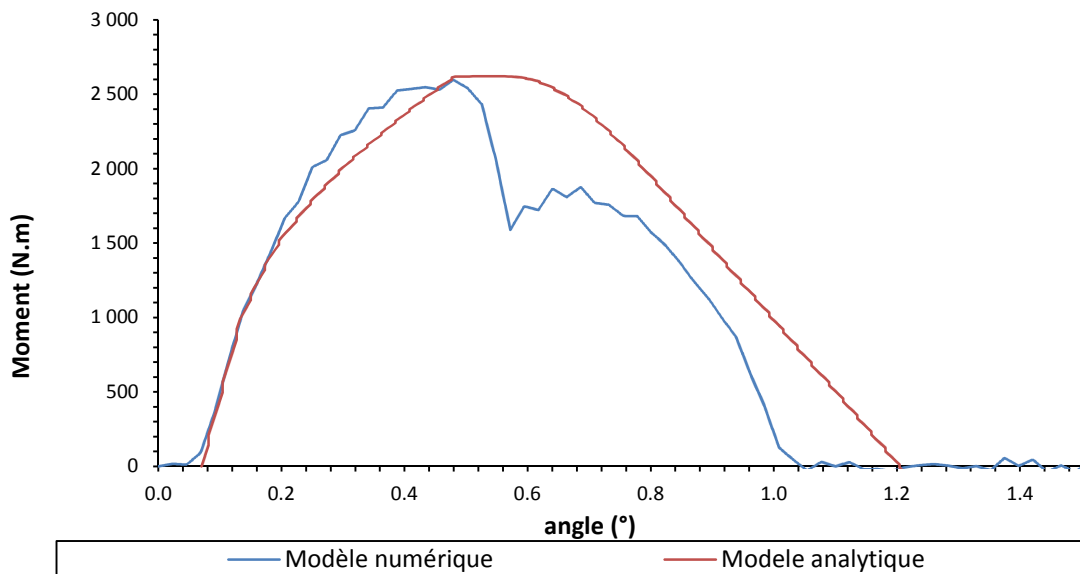


Figure IV.131. Comparaison des résultats analytique et numérique, en torsion

On obtient ainsi des résultats analytiques très proches des résultats numériques. En particulier la pente à l'origine ainsi que l'effort de maximal transmissible sont conformes à ceux attendus.

4. Modèle complet

4.1. *Loi matériau du surmoulage*

Afin de comparer les résultats analytiques à ceux issus de la campagne expérimentale décrite en IV.1., la loi de comportement moment/angle a été intégrée dans un ressort non linéaire de torsion, prenant ici le rôle de l'interface picot CMT au sein d'un modèle volumique complet de notre assemblage expérimental. La géométrie du surmoulage est simplifiée afin de permettre un maillage plus aisé, les croisillons reliant les coins du surmoulage à son centre ont notamment été supprimés. Le surmoulage est comme le triangle composite, formé par une matrice polyamide 6, chargée à 30% de fibre de verre (GINP Rhodia C246 V30 PA6-GF30). La loi matériau utilisée pour le surmoulage est une loi élastoplastique, fournie par Faurecia et résumée ci-dessous dans le Tableau IV.17 et la Figure IV.132.

Surmoulage	Caractéristiques matériaux						
	ρ T/mm ³	ν -	E1 MPa	Re _{0.2} MPa	Rm MPa	ϵ_m -	A % -
GINP Rhodia C246 V30 PA6-GF30 23C dry	1.32 10 ⁻⁹	0.37	9 500	85	150	0.25	0.45

Tableau IV.17. Loi matériau du surmoulage

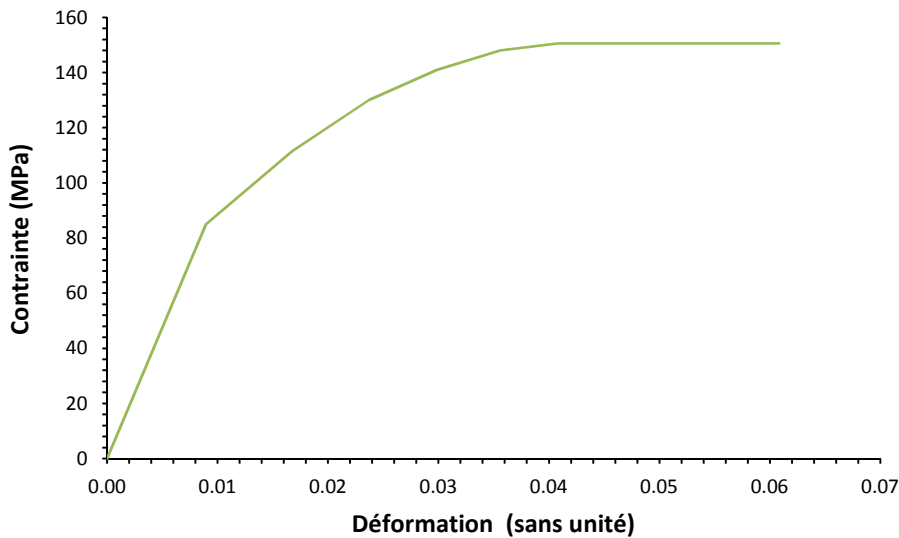


Figure IV.132. Loi de comportement du surmoulage

4.2. *Maillage et conditions limites*

La partie triangle acier et recliner sont suffisamment raides devant le reste de l'assemblage pour ne pas en tenir compte dans notre géométrie. On transfère donc l'encastrement au niveau de la zone de soudure du disque texturé sur le recliner. Dans l'essai expérimental, le couple est appliqué au moyen d'une contreforme. Afin de ne pas rigidifier artificiellement l'assemblage, cette contreforme sera directement simulée par un triangle modélisé en éléments coques rigides. Comme pour le modèle interface, on lie rigidement cette contreforme à un point distant situé en son barycentre qui lui est sollicité en torsion. On

veut conserver un maillage en éléments volumiques du triangle composite, avec un nombre minimum de trois éléments dans l'épaisseur pour apprécier les effets hors plan. Une taille de maille de 1 mm est sélectionnée soit un nombre total de 292 000 nœuds pour 442 000 éléments (Figure IV.133).

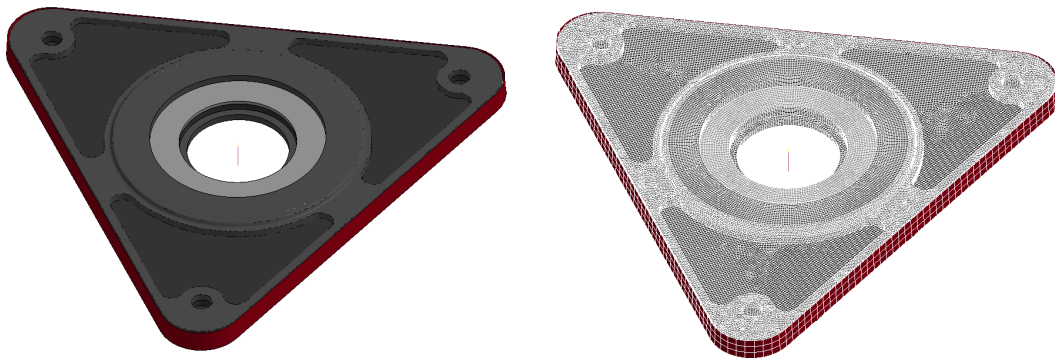


Figure IV.133. Géométrie et maillage de l'assemblage

4.3. Loi d'interface

Un corps rigide est créé à partir des nœuds appartenant à la surface supposée texturée liant ainsi leurs degrés de liberté. Ces nœuds sont rattachés, par l'intermédiaire d'un ressort, aux nœuds appartenant à la surface en vis-à-vis, sur le triangle composite voir Figure IV.134 :

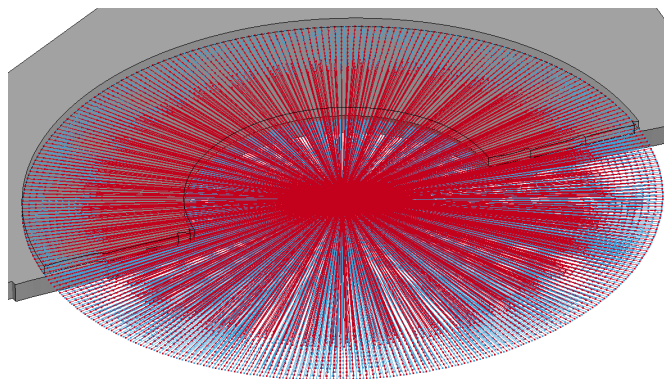


Figure IV.134. Modélisation de l'interface.

La loi couple-angle du ressort est celle issue du calcul analytique et est donnée en Figure IV.131.

4.4. Résultats

On compare les résultats obtenus analytiquement et expérimentalement dans le diagramme couple angle :

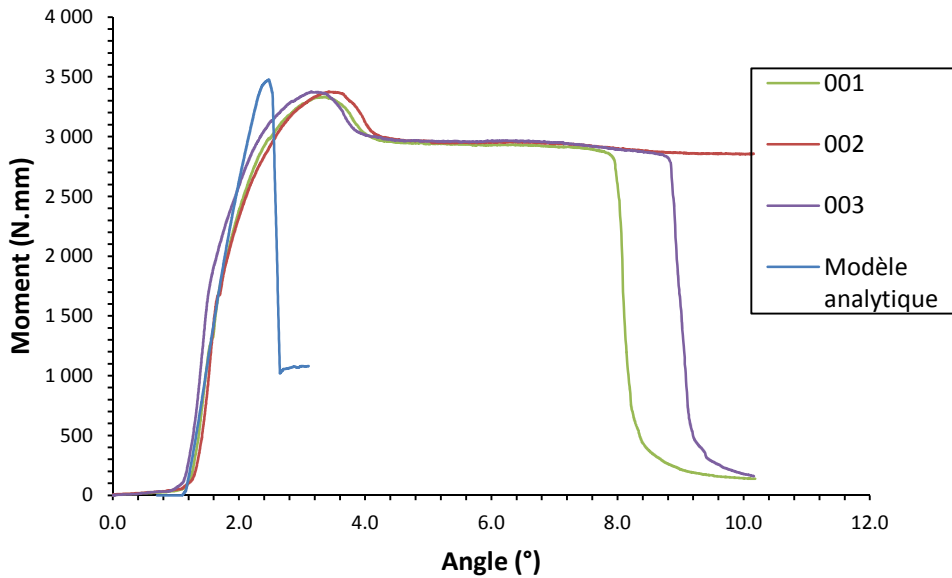


Figure IV.135. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux, éprouvette triangle 117 picots

On constate que le modèle obtenu est représentatif du comportement pré-rupture de nos essais. La pente à l'origine et l'effort max sont obtenus avec des précisions respectives données dans le Tableau IV.18.

	Expérimentale	Analytique	Erreur
Effort à rupture (N)	3 360 ±0.7 %	3477	3.4 %
Raideur (N.m/°)	3 746 ±5.7 %	3 225	13.9%

Tableau IV.18. Comparaison des résultats expérimentaux et analytiques, éprouvette triangle

Pour un modèle de prédimensionnement et tenu compte de la complexité de l'assemblage ces marges d'erreurs relativement faibles sont encourageantes pour de prochains travaux.

5. Modèle multicouche

5.1. *Limites de la méthode analytique*

Pour les éprouvettes de type triangles deux mécanismes assurent conjointement la tenue structurelle de l'assemblage : l'interface CMT et le surmoulage. En effet les pattes du surmoulage, si elles sont conçues pour empêcher le déchaussement du composite s'opposent également à la torsion de la structure (Figure IV.136). Cela limite l'intérêt du modèle analytique car il ne permet de modéliser que la seule composante due à l'interface CMT et non celle due surmoulage. Il est alors à nouveaux nécessaire de passer par un modèle élément fini volumique (Figure IV.133) pour simuler conjointement ces deux contributions. Ce modèle est certes moins couteux qu'une modélisation complète de l'interface et sa texturation mais le temps CPU reste important (de l'ordre de quelques heures). L'objectif serait d'aboutir l'expression analytique complète de la relation liant les deux parties de l'assemblage.

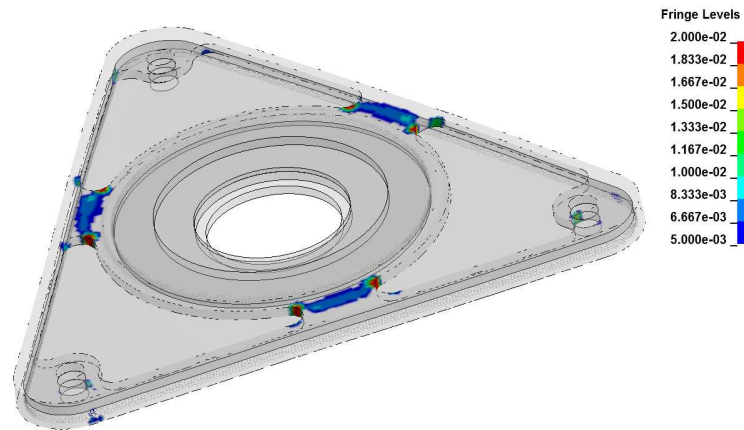


Figure IV.136. Plastification des pattes du surmoulage lors d'une sollicitation en torsion

5.2.Éléments multicouches

Une fois cette relation connue les deux parties pourraient alors être modélisées de façon simplifiée par des éléments coques, similairement à ce qui a été effectué dans la partie III.2.3 pour l'éprouvette longitudinale. Sauf que dans ce cas-ci les deux parties sont chacune constituées de différents matériaux (métal, composite, surmoulage). Nous proposons pour tenir compte de cette hétérogénéité de simuler les deux parties par des éléments multicouches, et de reproduire ainsi les séquences d'empilement des couches. On fait ainsi l'hypothèse d'un contact collé parfait au niveau des autres interfaces et que seule l'interface CMT a une réelle influence sur le comportement global.

La première pièce représentera l'ensemble surmoulage + triangle composite + disque métallique, la deuxième l'ensemble triangle métallique + reclinier. Une modélisation multicouche permet la définition de couches au sein d'un élément. Chacune de ces couches est définie par un ou plusieurs points d'intégration dans l'épaisseur, pour chacun desquels est associé un matériau. Ce modèle permet ainsi de modéliser un empilement de plusieurs matériaux au sein d'un même élément.

Le principe est donc, pour une section, d'empreindre sur une seule surface les profils géométriques de l'ensemble des pièces de l'assemblage. On reconstitue ensuite à l'aide d'éléments stratifiés la section de chaque portion de notre pièce (Figure IV.137).

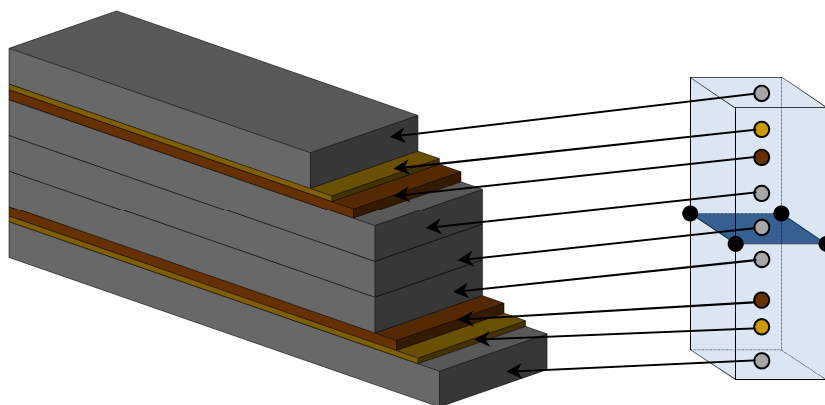


Figure IV.137. Schéma d'un élément multicouche.

Cette méthode permet un net gain de temps en simplifiant la géométrie (Figure IV.138) réduisant drastiquement le nombre d'éléments du modèle (de 240 000 à 11 000).

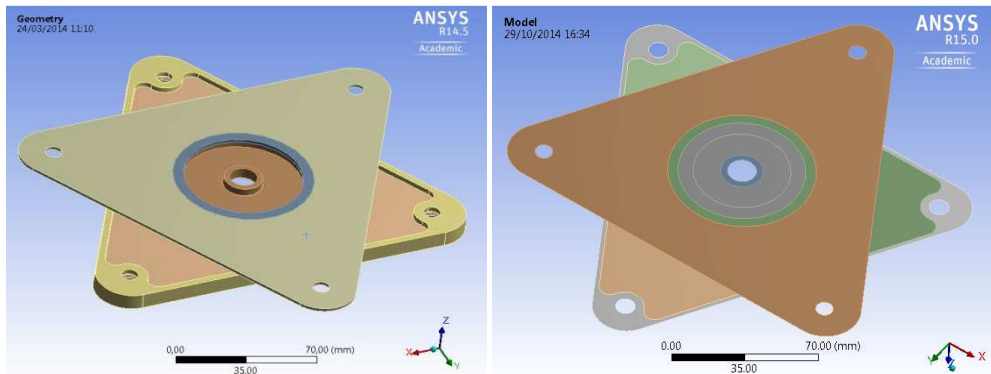


Figure IV.138. Géométrie des modèles volumiques et multicouches

Ce modèle peut se résoudre en quelques minutes seulement à l'aide du solveur implicite LS Dyna (Le calcul est lancé sur un processeur Intel Core i7-3630QM @ 2.40 GHz et d'une mémoire vive (RAM) de 8 Go). Cependant, la maîtrise de l'influence du surmoulage n'est pas encore acquise et reste encore un champ d'étude ouvert qui viendrait compléter notre étude sur l'interface CMT. On observe en effet que la raideur d'interface obtenue analytiquement n'est pas représentative de la raideur réelle de l'assemblage (Figure IV.139).

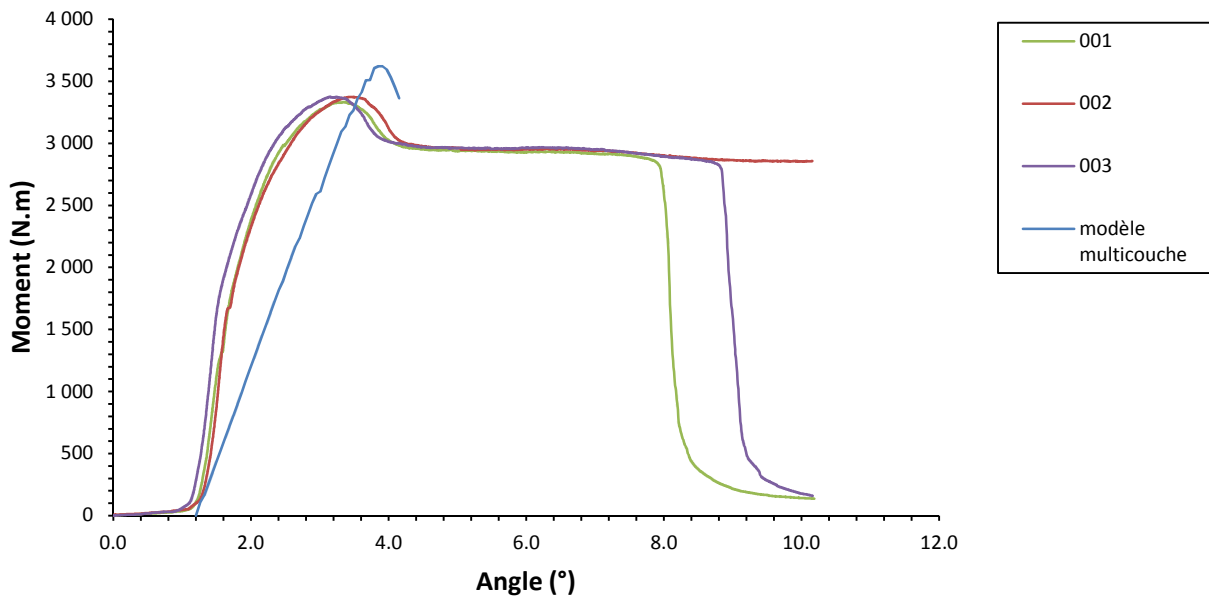


Figure IV.139. Loi couple angle du modèle multicouche.

Une fois l'incertitude levée sur le comportement du surmoulage, un modèle efficace de l'assemblage se résolvant en quelques minutes pourra être obtenu, ouvrant la voie des méthodes d'optimisation sur l'assemblage tout entier et non plus seulement sur l'interface CMT.

6. Conclusion

Dans cette partie le modèle analytique développé dans le Chapitre III a été étendu à un cas industriel étudié dans le cadre de cette thèse : une liaison siège avant automobile. Cette interface doit faire la liaison entre le dossier du siège, réalisé en composite, et le mécanisme d'articulation, lui réalisé en acier. Cet assemblage doit satisfaire les exigences du cahier des charges et notamment la tenue d'un couple de torsion de 3000 N.m. Les éprouvettes de la campagne expérimentale sont réalisées comme suit : un triangle composite est thermo estampé sur un disque préalablement texturé par la technologie CMT lui-même soudé sur le flasque de l'articulation appelé recliner. Afin de limiter les déchaussements, l'ensemble est surmoulé par une résine polyamide faiblement chargée en fibre de verre (30%). Une campagne expérimentale réalisée par le CETIM permet de valider la tenue d'un tel assemblage, et l'on se propose de la modéliser au moyen de la méthode développée dans le chapitre III. En effet plus encore que dans le cas des éprouvettes à double recouvrement, le nombre important de picots et la différence d'échelle entre la texturation et les dimensions globales de l'assemblage rendent sa modélisation mal aisée par un modèle éléments finis classique. Celle-ci conduirait à une faible taille de maille et un nombre important d'éléments au voisinage de chaque picot aboutissant à des temps de calcul prohibitifs.

On cherche alors à étudier la répartition des efforts au sein de l'interface par un premier modèle volumique. Il apparaît, comme dans le cas des éprouvettes à double recouvrement, que le comportement local d'un picot au sein du polyamide reste sensiblement le même quelle que soit sa position. Ce comportement peut être obtenu au moyen d'un calcul sur un VER. En isolant ces VER au sein de l'interface et en effectuant un bilan d'efforts, on parvient à obtenir une loi couple-angle analytique proche de celle obtenue numériquement. A la différence du cas des éprouvettes à double recouvrement, le comportement orthotrope du composite a ici une influence bien plus importante : le chargement de torsion amène le matériau à être sollicité dans toutes les directions et non plus uniquement les directions orthotropes. La loi d'interface ainsi obtenue est injectée sous la forme d'un ressort non linéaire de torsion, qui modélise l'interface au sein d'un modèle volumique complet de notre assemblage (surmoulage compris). Ce modèle simplifié se résout en un temps de calcul très faible comparé à un modèle global de l'interface et donne des résultats proches de ceux attendus expérimentalement validant ainsi la méthode pour des cas de chargement en torsion. Les premiers éléments d'un modèle multicouche de l'assemblage ont été posés, il faudra cependant lever le verrou du comportement du surmoulage en torsion avant de pouvoir utiliser pleinement ce modèle et étendre l'optimisation non seulement à l'interface mais également à l'ensemble de l'assemblage.

La méthode développée au sein de ce chapitre et du précédent a des débouchés évidents dans les phases de prédimensionnement et d'optimisation. Elle propose un modèle efficace de caractérisation d'une interface : ne demandant qu'un calcul sur une portion très réduite du modèle pour déterminer le comportement global de l'interface puis plus largement de l'interface. Ceci peut avoir des répercussions positives sur l'intérêt économique et industriel de la technologie. En effet pour être viable économiquement, le temps de mise en œuvre du procédé est primordial. Ceci est d'autant plus vrai dans le secteur automobile. Or la technologie actuelle de production d'une interface CMT soude les picots un par un. Avec un temps de cycle avoisinant les deux secondes par picot, le temps total de réalisation d'une pièce est trop important pour les cadences du secteur. Cependant avec cet outil efficace on peut à présent déterminer le nombre de picots minimum pour la tenue d'une interface et réduire d'autant le surdimensionnement ainsi que les coûts. On a par exemple vu que des assemblages de 168 où 78 (du simple au double) picots avaient un couple transmissible assez proche. Il est probable que la configuration optimale n'ait toujours pas été trouvée et on doit encore pouvoir optimiser l'interface.

On peut également ajouter que la précision et les faibles dimensions de la texturation CMT rendent son dimensionnement plus aisé et plus précis si on la compare à d'autres technologies plus efficaces en termes de temps de cycle mais plus aléatoires dans leurs résultats.

La technologie CMT n'est, de plus, pas la seule interface à laquelle cette méthode s'applique. Celle-ci sera d'autant plus valable que le motif géométrique est fin et régulier ce qui fait de l'interface CMT un candidat naturel mais n'exclue pas pour autant d'autres texturations, telles le arrow pinning ou le procédé Comelt vus dans la partie bibliographie de ce mémoire. Il serait par ailleurs intéressant d'étudier les limites d'une telle méthode que ce soit pour les dimensions du VER ou de la zone texturée.

Chapitre

❧ V ❧

Bilan & perspectives



Dessin de Gustave Doré, gravure sur bois d'Héliodore Pisan.

Gravure sur bois, 19,7 x 24,6 cm

Fumé d'une planche hors texte publiée dans *L'ingénieux hidalgo Don Quichotte de la Manche* de Miguel de Cervantès Saavedra avec les dessins de Gustave Doré.

Traduction de Louis Viardot, Hachette (Paris), 1863. Tome II, p. 52.

BnF, Réserve des livres rares, Smith Lesouëf R-6275

© Bibliothèque nationale de France

1. Bilan

L'allègement structurel est l'une des principaux enjeux de l'industrie automobile et amène les différents acteurs de ce secteur à unir leurs efforts autour de cette thématique. C'est le cas du projet LIMECO financé et managé par l'IRT Jules Verne, dans lequel s'inscrit cette thèse, qui réunit l'équipementier automobile Faurecia, le mouliste Compose, le centre technique CETIM ainsi que le laboratoire académique du GeM de l'Ecole Centrale de Nantes.

Afin d'accompagner l'introduction des composites dans ce secteur, le projet a pour but de concevoir un assemblage multimatériaux innovant ayant des visées structurelles. Le cas d'étude retenu est celui d'une liaison siège avant faisant le lien entre le dossier du siège, que l'on souhaite réaliser en composite polyamide-fibre de verre, et la tête d'articulation du mécanisme qui reste elle en acier. Pour ce type de problématique l'essentiel des difficultés se concentre sur la technologie d'interface choisie. Si le boulonnage ou le collage bénéficient d'un long retour d'expérience ils ne permettent plus forcément de répondre aux enjeux actuels ni aux contraintes spécifiques de notre configuration. C'est pourquoi une solution technologique innovante, la jonction par CMT pin est ici investiguée. Cette solution consiste à texturer une surface métallique par de fins picots grâce à un procédé de soudage à froid automatisé. Une fois la surface traitée on peut alors thermo estamper le composite dessus afin que les picots s'ancrent au sein du composite et verrouillent l'interface en cisaillement. L'ensemble est ensuite surmoulé par une résine polyamide afin d'empêcher tout déchaussement de la structure. Le projet LIMECO comporte une campagne expérimentale visant à valider et optimiser différentes dispositions d'interface. Cette thèse traite elle de la partie simulation mais ne s'est pas limitée à ce simple aspect. Une partie importante du travail a été expérimentale, que ce soit en post traitant les essais réalisés sur triangle ou en conduisant la campagne sur les éprouvettes longitudinales. La méthodologie suivie est décrite synthétiquement dans la Figure V.140 et est détaillée dans les paragraphes suivants.

Un état de l'art des assemblages multimatériaux et des méthodes de simulation est tout d'abord proposé permettant de situer la technologie dans le large spectre des solutions existantes. On s'aperçoit bien du faible nombre d'articles traitant directement de la modélisation d'assemblages multimatériaux innovant et du nombre encore plus restreint d'articles traitant de la technologie CMT pin. Nous y distinguons toutefois les différents mécanismes entrant en jeu pour ce type d'interface : L'ancrage mécanique induit par la pénétration du picot au sein du composite, et l'adhésion directe du composite sur le métal par l'opération de thermoestampage. Il apparaît également clairement que, d'un point de vue numérique, la principale difficulté de ce type de modélisation est la différence d'échelle entre la texturation et les dimensions de la zone d'interface. Elle rend tout modèle élément fini inefficace en raison du nombre important d'éléments requis. Une des approches les plus couramment employée consiste alors à mettre en place une solution multi échelle.

Un autre obstacle à la bonne compréhension des mécanismes d'interface est le manque de données exploitables pour notre modèle, de la campagne expérimentale du projet. En effet celle-ci vise plus la validation du comportement global de l'assemblage que l'étude du comportement local de notre interface. En complément de cela, une seconde campagne d'essai est lancée dans le cadre de cette thèse. Cette campagne vise à mettre en place une méthodologie de caractérisation de l'interface picots dans l'objectif d'établir un modèle simple et optimisé. Le comportement de l'interface est étudié au moyen d'essais de traction unidirectionnels sur des éprouvettes à double recouvrement. Différentes dispositions de picots sont alors investiguées et on observe une relation linéaire liant l'effort maximal admissible au nombre de picots. Cette relation suggère qu'une approche multi échelle serait bien appropriée à notre cas d'étude. Cette campagne nous permet également de caractériser les différents matériaux entrant en jeu dans l'interface et en particulier les picots métalliques pour lesquels aucune donnée n'était spécifiée. Enfin cette campagne

met en avant le rôle joué par l'adhésion directe de la matrice composite sur le métal, induite par le thermo estampage, sur la tenue de l'interface.

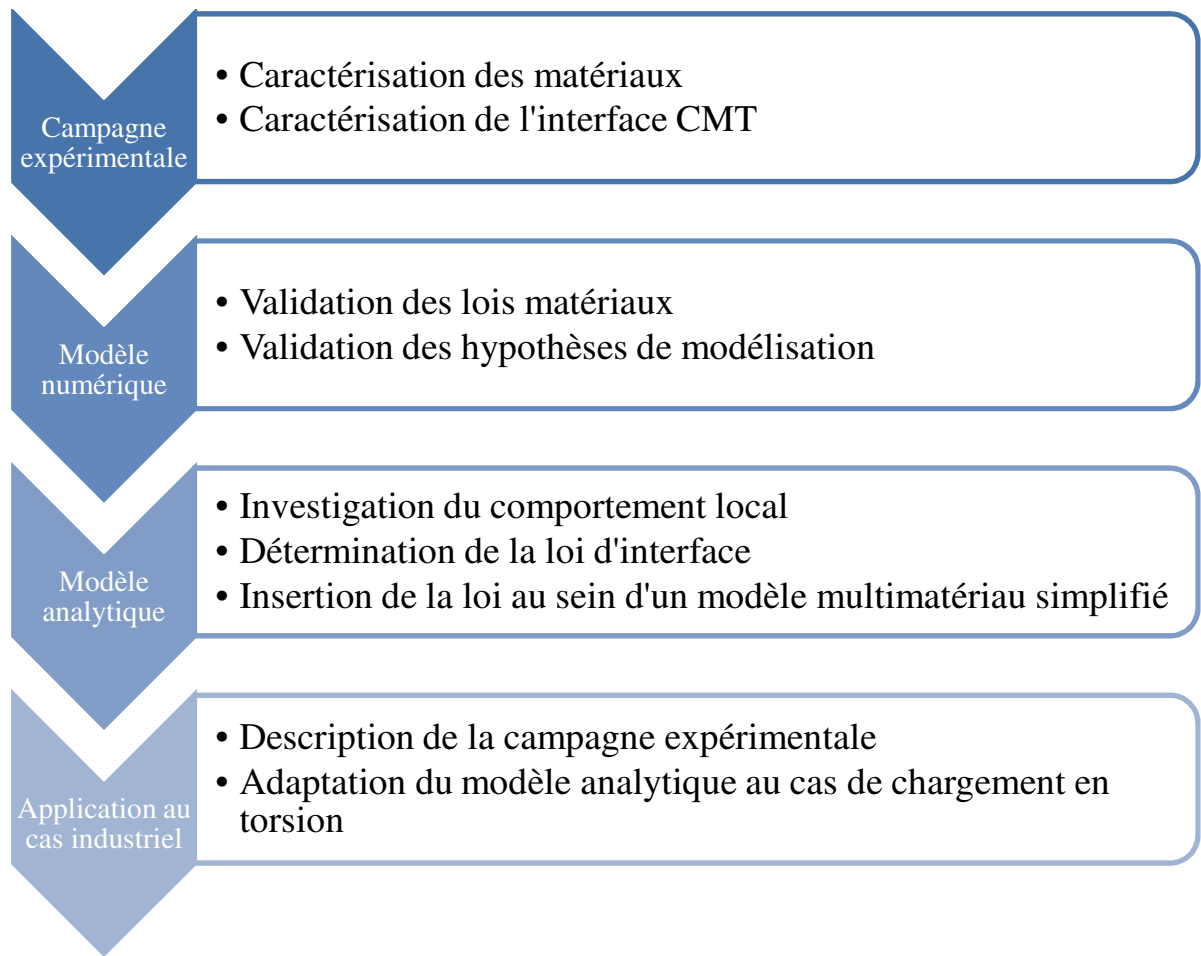


Figure V.140. Méthodologie suivie lors des travaux

Forts de ces nouvelles données nous proposons alors une modélisation éléments finis de cette géométrie d'éprouvette qui servira également de base à l'étude du comportement local de l'interface. L'adhésion directe y est représentée par une couche d'éléments cohésifs dont la loi matériau est calibrée de façons à corrélérer avec les résultats expérimentaux. On observe également sur ce modèle que la loi de comportement liant le déplacement longitudinal de la tête de chaque picot aux efforts transmis à sa base reste la même quelle que soit sa position au sein de l'éprouvette. On cherche alors à développer un modèle analytique liant cette loi locale au comportement global résultant de l'éprouvette. Pour ce faire effectue un calcul sur un volume élémentaire représentatif de notre éprouvette, à savoir un picot inséré au sein d'un cube de résine. La loi du VER se conforme aux résultats issus du modèle globale, et en effectuant un bilan des efforts sur ce VER on parvient à établir un système linéaire donnant la loi de l'interface. Un code de calcul, Matlab, est utilisé pour résoudre le système. Il est à noter que l'algorithme permet également de prendre en compte une loi VER linéaire par morceaux. Cette loi de comportement est ensuite insérée sous la forme d'un ressort non linéaire, dans un modèle global de l'éprouvette dans lequel la géométrie des picots a été gommée. Ce ressort tient lieu alors de loi d'interface et permet de restituer le comportement global de l'interface. Les atouts du modèle analytique résident dans sa simplicité d'implémentation et dans sa rapidité de calcul. Quand un temps de calcul de plusieurs heures est nécessaire au modèle éléments finis volumique complet, le modèle analytique se résout lui en quelques minutes pour des résultats globaux sensiblement équivalents.

Dans la dernière partie, nous étendons ces modèles au cas industriel étudié par le projet LIMECO : la liaison siège avant. Cette partie commence par une brève description de la campagne expérimentale menée par le CETIM en parallèle de cette thèse sur des éprouvettes de type triangle. Les résultats sont ensuite post traités et on étend l'algorithme mis en place dans la partie précédente à un cas de sollicitation en torsion. Les résultats obtenus nous permettent de valider le bon fonctionnement de notre algorithme pour ce nouveau cas de sollicitation et de répondre à la problématique du projet. Là encore les performances, en temps de calcul, du modèle analytique sont bien meilleures que celles de son équivalent numérique.

2. Perspectives

Il serait intéressant dans un premier temps d'étendre l'algorithme à des cas de sollicitations mixtes voire hors plan afin de modéliser les effets de pelage par exemple. En combinant les algorithmes des chapitres III et IV, on obtiendrait un système à plusieurs degrés de liberté par picot capable d'intégrer une gamme bien plus vaste de chargements. On pourrait également envisager de simuler des effets de fatigue ou d'endommagement.

La méthode développée au sein de cette thèse est une solution naturelle aux problématiques de pré dimensionnement et d'optimisations qui ont un processus itératif et nécessitent de faibles temps de calcul. Elle permet donner une estimation rapide du niveau de charge admissible par une disposition donnée. Réciproquement elle peut être utilisée afin d'optimiser le nombre de picots nécessaires à la tenue d'une sollicitation donnée ce qui aurait des retombées directes sur la compétitivité de la solution. En effet en comparant la solution CMT aux autres solutions techniques il est apparu qu'elle avait de meilleurs résultats en termes structuraux et de répétabilité. Cependant le temps de procédé reste un obstacle à son industrialisation face à des procédés one shot comme le soyage. En réduisant le nombre de picots on réduit d'autant le nombre de trajectoire de la torche et donc le temps de réalisation d'une pièce. On minimise ainsi les défauts du procédé en contrebalançant le temps machine par une connaissance plus fine du comportement local et un effet de nombre qui assure une bonne répétabilité.



Figure V.141. Autres débouchés potentiels de la méthode : les fenêtres ou le soyage

Grâce à un excellent contrôle de la géométrie créée et à la finesse de la texturation résultante, le CMT pin constitue un bon exemple d'application de notre méthode cependant il n'en est pas pour autant le seul. Il serait ainsi intéressant d'étudier une application de la méthode à des motifs géométriques plus volumineux comme les soyages ou le fenêtrage (Figure V.141) également étudiés dans la partie expérimentale du projet LIMECO. Ce pourrait même être là une occasion d'étudier plus en avant les limites de validité du modèle. Notre modèle est pour l'instant uniquement plan et il pourrait être intéressant d'étudier les aspects hors plan de son comportement comme l'ouverture de l'interface. Afin de renforcer la robustesse de notre modèle il faudrait également pouvoir étudier l'influence de certains paramètres (coefficient de frottement, influence de la viscosité pour une extension à des cas de crash...). En outre la question d'une disposition de picot aléatoire, conduisant à des VER de différentes tailles au sein d'un

même modèle reste ouverte et constitue une piste de prolongement intéressante pour ces travaux. Pour finir l'étude de sollicitation mixte cisaillement/torsion pourraient également enrichir le modèle.

Bibliographie

- 1 Cognard P. *Traité de Génie Mécanique. Collage des Métaux - Généralités, Caractéristiques. Rapport technique BM7620*. Techniques de l'Ingénieur., 2003.
- 2 Volkersen O. *Die Niekraftverteilung in Zugbeanspruchten mit Konstanten Laschenquerschnitten*. Luftfahrtforschung., pp. 15(1) 41–47., 1938.
- 3 Demarkles LR. *Investigation on the use of rubber analogue in the study of the stress distribution in riveted and cemented joint*. NASA., p.TN N° 3413, 1955.
- 4 Erdogan F, Ratwani M. *Stress Distribution in Bonded Joints*. Journal of Composite Materials., pp. 378-393, 1971.
- 5 Goland M, Reissner E. *The stresses in cemented joints*. Journal of Applied Mechanics., pp. 11(1):17–27.
- 6 Hart-Smith LJ. *Adhesive-Bonded Double-Lap Joints*. NASA., pp. TR CR-112235, 1973.
- 7 Hart-Smith LJ. *Adhesive-Bonded Single-Lap Joints*. NASA., pp. TR CR-112236, 1973.
- 8 Oplinger DW. *A layered beam theory for single-lap joints*. US Army Materials Technology., pp. Report #MLT TR 91-23, 1991.
- 9 Tsai YM, Morton J. *Three-Dimensional deformations in a single-lap joint*. Journal of Strain Analysis, Vol. 29, N° 1., pp. 137-145, 1994.
- 10 Crocombe AD, Bigwood DA. *Elastic analysis and engineering design formulae for bonded joints*. International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 9, N° 4., pp. 229-242, 1989.
- 11 Smeltzer III SS, Klang EC. *Analysis method for inelastic, adhesively bonded joints with anisotropic adherends*. Proceedings of the American Society for Composites 18th Technical Conference., p.paper, 2003.
- 12 Delale F, Erdogan F, al. *Stresses in adhesive bonded joint: a closed-form solution*. Journal of Composite Materials., pp. 249-271, 1981.
- 13 Ashcroft I. *Fatigue Load Conditions*. Handbook of Adhesion Technology., 2011.
- 14 Adams RD, al. *Structural adhesive joints in engineering*. Chapman & Hall., 1997.
- 15 Adams RD, Harris JA. *Strength prediction of bonded single lap joints by nonlinear finite element methods*. International Journal of Adhesion and Adhesives 4., pp. 65-78, 1984.
- 16 Griffith AA. *The phenomena of rupture and flow in solide*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London, série A, vol. 221., pp. 163-198, 1921.

- 17 Irwin G. *Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate*. Journal of Applied Mechanics 24., pp. 361-364, 1957.
- 18 Dillard DA, al. *Observations of decreased fracture toughness for mixed mode fracture testing of adhesively bonded joints*. Journal of Adhesion Science and Technology 23., pp. 1515- 1530., 2009.
- 19 Charalambides M, al. *On the analysis of mixed mode failure*. International Journal of Fracture 54., pp. 269-291, 1992.
- 20 Hashemi S, al. *Corrections needed in double cantilever beam tests for assessing the interlaminar failure of fibre composites*. Journal of Materials Science Letters 8., pp. 125-129, 1989.
- 21 Kinloch AJ, Shaw SI. *Adhesion and Adhesives: Science and Technology*. London: Chapman & Hall; 1987.
- 22 Zhang Y, al. *Mode I and II fracture behaviour of adhesivelybonded*. Engineering Fracture Mechanics 77., pp. 128-143, 2010.
- 23 Cherepanov GP. *The propagation of cracks in a continuous medium*. Journal of Applied Mathematics and Mechanics, 31(3)., pp. 503-512, 1967.
- 24 Rice JR. *A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks*. Journal of Applied Mechanics., pp. 379-386, 1968.
- 25 Matthews FL. *Composites, Joining of*. Encyclopedia of Materials: Science and Technology (Second Edition)., pp. 1391–1395, 2001.
- 26 Bonnet C. *Compréhension des mécanismes de coupe lors du perçage à sec de l'empilage Ti6Al4V/Composite fibre de carbone*. Paris 2010.
- 27 Zitoune R. *Délaminage lors du perçage d'un composite carbone-époxy*. Techniques de l'ingénieur., 2013.
- 28 Jingze W. a. *A micromechanical relaxation model of composite bolted connections based on viscoelastic theory*. Composite Structures. 146, pp. 14-25, 2016.
- 29 Huiyong B, al. *Time-dependent behaviour of composite beams with blind bolts under sustained loads*. Journal of Constructional Steel Research. 112, pp. 196-207, 2015.
- 30 Scattina A, al. *Investigation of creep phenomenon on composite material for bolt connections*. Composite Structures. 134, pp. 378-383, 2015.
- 31 Kapidžić Z, al. *Fatigue bearing failure of CFRP composite in biaxially loaded bolted joints at elevated temperature*. Composite Structures. 127, pp. 298-307, 2015.
- 32 Huth H. *Influence of Fastener flexibility on the prediction of load transfer and fatigue life for multiple row joints*. Fatigue in mechanically fastened composite and metallic joints, ASTM STP 927., pp. 221-250, 1986.

- 33 Paroissien E. *Contributions aux assemblages hybrides (Boulonnés/Collés) - Application aux jonctions aéronautiques*. Thèse de l'université de Toulouse III - Paul Sabatier, U.F.R. P.C.A., 2006.
- 34 Gore. *Essais sur panneaux raidis à raidisseurs rivés*. Marché STPA, AEROSPATIALE, Rapport., 1990.
- 35 Boeing. Unpublished Reports of the BOEING Corporation, Renton, WA..
- 36 Cope DA, Lacy TE. *Stress intensity determination in lap joints with mechanical fasteners*. Proceedings of 41st AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials conference, AIAA-2000-1368., 2000.
- 37 Koffi K. *Etude numérique et expérimentale des éclissages de structures aéronautiques soumis à des chargements de traction et flexion*. Mémoire de Thèse, INSA, Toulouse, FR., 1999.
- 38 Niu MCY. *Aircraft structural design*. LOCKHEED AERONAUTICAL SYSTEMS Co., 1988.
- 39 Swift T. *Development of the fail-safe design features of the DC-10*. Damage Tolerance in Aircraft., pp. 164-214, 1971.
- 40 Tate MB, Rosenfeld SJ. *Analytical and experimental investigation of bolted joints*. NACA, TN N° 1458., 1947.
- 41 Tate MB, Rosenfeld SJ. *Preliminary Investigation of the loads carried by individual bolts in Bolted Joints*. NACA, TN N° 1051., 1946.
- 42 Irasarri FX. *Stratégies de calcul pour l'optimisation multiobjectif des structures composites*. Mechanics [physics.med-ph]. Université Paul sabatier - Toulouse III., 2009.
- 43 Hart-Smith LJ. *Bonded-Bolted Composite Joints*. Journal of Aircraft, Vol. 22, N° 11., pp. 993-1000, 1985.
- 44 Lunsford LR. *Stress Analysis of Bonded Joints*. Applied Polymer Symposia, N° 3., pp. 57-73, 1966.
- 45 Kelly G. *Joining of Carbon Fibre Reinforced Plastics for Automotive Applications*. Doctoral Thesis, KTH, Stockholm, SV., 2004.
- 46 Paroissien E. *Hybrid (Bolted/Bonded) Joints Applied to Aeronautic Parts: Analytical One-Dimensional Model of a Single-Lap Joint*. 6th International Conference on Integrated Design and Manufacturing in Mechanical Engineering, Grenoble, 2006.
- 47 Paroissien E, al. *Hybrid (Bolted/Bonded) Joints Applied to Aeronautic Parts: Analytical Two-Dimensional Model of a Single-Lap Joint*. 47th AIAA/ASME/ASCE/AHS/ASC Structures, Structural Dynamics, and Materials Conference, Newport, RI, 2006.
- 48 Ji H, al. *Fatigue characteristics of stainless steel pin-reinforced composite hat joints*. Composite Structures, 108(0), pp. 49 – 56, 2014.

-
- 49 Cartiaé D, al. *Delamination of Z-pinned carbon fibre reinforced laminates*. Composites Science and Technology, 66(6)., pp. 855 – 861, 2006.
 - 50 Tomashevskii VT, al. *A methode of calculating technological regimes of transversal reinforcement of composites wih short fibre microparticles*. Mekhanika Kompozitnyth Materialov., 1989.
 - 51 Frietas GA, al. *Service tough composite structures using z-fibre process*. Proceedings of the 9th DoD/NASA/FAA conference on fibrous composites, Lake Tahoe, Nevada., 1991.
 - 52 Mouritz AP. *Review of z-pinned composite laminates*. Composites: Part A 38., pp. 2383-2397, 2007.
 - 53 Dantuluri V, al. *Cohesive modeling of delamination in Z-pin reinforced composite laminates*. Composites Science and Technology., pp. 616-631, 2006.
 - 54 Bianchi F, Zhang X. *A cohesive zone model for predicting delamination suppression in z-pinned laminates*. Composites Science and Technology., pp. 1898-1907, 2011.
 - 55 Bianchi F, X. Z. *Predicting mode-II delamination suppression in z-pinned laminates*. Composites Science and Technology., pp. 924–932, 2012.
 - 56 Cui H, al. *Bridging micromechanisms of Z-pin in mixed mode delamination*. Composite Structures 93., pp. 2685–2695, 2011.
 - 57 Cui H, al. *Mixed mode cohesive law for Z-pinned composite analyses*. Computational Materials Science., pp. 60-68, 2013.
 - 58 Heimbs S, Nogueira AC, al. *Failure behaviour of composite T-joints with novel metallic arrow-pin reinforcement*. Composites Structures., pp. 16-28, 2014.
 - 59 Hilton PA, Nguyen L. *A New Method of Laser Beam Induced Surface Modification Using the Surf-i-Sculpt® process*. Proceedings of 3rd Pacific Conference on Applications of Lasers and Optics, Beijing, 2008.
 - 60 Earl C, al. *Parameter influence on Surf-i-Sculpt processing efficiency*. Physics Procedia 39., pp. 327-335, 2012.
 - 61 Wang X, al. *Realization and Experimental Analysis of Electron Beam Surf-i-Sculpt on Ti-6Al-4V Alloy*. Rare Metal Materials and Engineering, 43(4)., pp. 819-822, 2014.
 - 62 Wang X, al. *Effect of forming parameters on electron beam Surf-i-Sculpt protrusion for Ti-6Al-4V*. Materials and Design 76., pp. 202-206, 2015.
 - 63 Black Burn J, Hilton P. *Producing Surface Features with a 200 W Yb-fibre Laser and the Surf-i-Sculpt® Process*. Physics Procedia 12., pp. 529-536, 2011.
 - 64 Tu W, al. *Multi-region mesh free method for Comeld™ joints*. Computational Materials Science 48., pp. 481-489, 2010.

- 65 Tu W, al. *Optimisation of the protrusion geometry in Comeld™ joints*. Composites Science and Technology 71., pp. 868-876, 2011.
- 66 Zhang H, al. *Study on the strength prediction model of Comeld composites joints*. Composites: Part B 43., pp. 3310-3317, 2012.
- 67 Li N, al. *A micro-macro finite element model for failure prediction of Comeld™ joints*. Composites Science and Technology 117., pp. 334-341, 2015.
- 68 Xiong W, al. *The effect of composite orientation on the mechanical properties of hybrid joints strengthened by surf-sculpt*. Composite Structures 134., pp. 587-592, 2015.
- 69 Fronius, inventor. *Verfahren zur Herstellung einer Struktur an einer Oberfläche eines metallischen Werkstücks*. 2009. AT506217 (A4).
- 70 ALSTOM, inventor. 2002. DE 100 57 187 A1.
- 71 Wittwer L, Enzinger N. *Simulating the welding process of pin structures*. SYSWELD Forum 2011., 2011.
- 72 Somoskői G, Török I. *CMT pin – Define the shape of the welded pin through welding parameters*. Production Processes and Systems, vol. 6.No. 1., pp. 47-56, 2013.
- 73 Ucsnik S. *Pin-based hybrid joining*. 5th Anniversary of the Institute of Carbon Composite, 2014.
- 74 Ucsnik S, al. *Experimental investigation of a novel hybrid metal-composite joining technology*. Composites., pp. 369-374, 2010.
- 75 Ucsnik S, al. *Composite to composite joint with lightweight metal reinforcement for enhanced damage tolerance*. ECCM16 - 16TH., 2014.
- 76 Lotte J, Al. *Smart multi material joint – hybrid joint of steel and FRP*. JEC, Paris, 2015.
- 77 Asp LE, al. *Innovative composites titanium joints*. 13th Japanese-European Symposium on Composite Materials, 2013.
- 78 Parkes PN, al. *Static strength of metal-composite joints with penetrative*. Composite Structures 118., pp. 250–256, 2014.
- 79 Parkes PN, al. *Growth of damage in additively manufactured metal–composite joints*. ECCM15 - 15th European Conference on Composite Materials: 24–28 June, Venice, Italy, 2012.
- 80 Meyer J, Johns D, inventors. *Hybrid component*. 2010. WO2010 112904 A1.
- 81 Graham DP, al. *The development and scalability of a high strength, damage tolerant, hybrid joining scheme for composite–metal structures*. Composites: Part A., pp. 11-24, 2014.
- 82 Houldcroft PT. *Unshielded and short-time arc processes*. Welding Processes., p.101, 1967.

- 83 Grujicic M, al. *An overview of the polymer-to-metal direct-adhesion hybrid technologies for load-bearing automotive components*. Journal of materials processing technology I 97., pp. 363-373, 2008 a.
- 84 Awaja F, al. *Adhesion of polymers*. Progress in Polymer Science 34., pp. 948-968, 2009.
- 85 Füllbrandt M, al. *Work of adhesion between metals and polymers on a macro and microscopic scale*. ECCM16 - 16TH European Conference on Composite Materials, Seville, 2014.
- 86 Gasparin AL, al. *An experimental method for the determination of metal–polymer adhesion*. Thin Solid Film., pp. 356-362, 2013.
- 87 Lucchetta. *Aluminum sheet surface roughness correlation with adhesion in polymer metal hybrid overmolding*. CIRP Annals - Manufacturing Technology 60., pp. 559-562, 2011.
- 88 Kim WS, al. *Evaluation of mechanical interlock effect on adhesion strength of polymer–metal interfaces using micro-patterned surface topography*. International Journal of Adhesion & Adhesives 30., p.408 417, 2010.
- 89 Ochoa-Pulman O, Vaidya KU. *Mechanisms of interfacial adhesion in metal–polymer composites – Effect of chemical treatment*. Composite: Part A 42., pp. 906-915, 2011.
- 90 Jung CH, al. *The effects of energetic ion irradiation on metal-to-polymer adhesion*. Radiation Physics and chemistry., pp. 919-922, 2012.
- 91 Grujicic M, al. *Computational analysis of injection-molding residual-stress development in direct-adhesion polymer-to-metal hybrid body-in-white components*. Journal of materials processing technology 203., pp. 19-36, 2008 b.
- 92 Grujicic M, al. *Computational feasibility analysis of direct-adhesion polymer-to-metal hybrid technology*. Journal of Materials Processing technology 195., pp. 282-298, 2008 c.
- 93 Grujicic M, al. *Suitability analysis of a polymer-metal hybrid technology based on high-strength steels and direct polymer-to-metal adhesion for use in load-bearing automotive body-in-white applications*. Journal of Materials Processing Technology., pp. 1877-1890, 2009.
- 94 Needleman A. *A continuum model for void nucleation by inclusion debonding*. J. Appl. Mech. 54, pp. 525-531, 1987.
- 95 Socrate S. *Mechanics of microvoid nucleation and growth in high-strength metastable austenitic steels*. PhD Thesis ed. 1995.
- 96 Gay D, al. *Composite Materials: Design and application*. Boca Raton, London, New York, Washington D.C.: CRC Press; 2003.
- 97 Arif MF, Meraghni F, al. *In situ damage mechanisms investigation of PA66/GF30 composite: Effect of relative humidity*. Composites Part B: Engineering. 58, pp. 487-495, 2014.
- 98 Collombet F, al. *Usinage par jet d'eau abrasif pour la réparation de pièces composites primaires*

- aéronautiques*. Revue des Composites et des Matériaux Avancés. 23(3), pp. 459-182, 2013.
- 99 Zitoun R, al. *Experimental and numerical analysis on drilling of carbon fibre reinforced plastic and aluminium stacks*. Composite Structures.. 146(20), pp. 148-158, 2016.
- 100 Pinho ST, al. *Physically based failure models and criteria for laminated fibre-reinforced composites with emphasis on fibre kinking. Part II: FE implementation*. Composites: Part A 37., p.766 777, 2006.
- 101 Sathumnuwong P. *Approche expérimentale et numérique de la rupture des assemblages collés de composites stratifiés*. Université de Bourgogne, Institut supérieur de l'automobile et des transports; 2011.
- 102 Iannucci L. *Dynamic delamination modelling using interface elements*. Computers and Structures 84., pp. 1029-1048, 2006.
- 103 Carlberger T, Stigh U. *An explicit FE-model of impact fracture in an adhesive joint*. Engineering Fracture Mechanics 74., pp. 2247–2262, 2007.
- 104 Marzi S, al. *A Rate-Dependent, Elasto-Plastic Cohesive Zone Mixed-Mode Model for Crash Analysis*. 7th European LS-Dyna Conference., 2009.
- 105 Morin D, al. *A new cohesive element for structural bonding modelling under dynamic loading*. International Journal of Impact Engineering 53., pp. 94-105, 2013.
- 106 LS-DYNA. *LS Dyna theory manual (revision: 4689)*. Livermore: LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION (LSTC); 2014.
- 107 Turon A, al. *An engineering solution for mesh size effects in the simulation of delamination using cohesive zone models*. Engineering Fracture Mechanics 74., pp. 1665-1682, 2007.
- 108 Park K, Paulino GH. *Cohesive Zone Models: A Critical Review of Traction-Separation Relationships Across Fracture Surfaces*. Applied Mechanics Reviews, vol 64 060802., pp. 1-20, 2011.
- 109 Gay D, al. *Composite Materials: Design and Application*. CRC Press; 2003.
- 110 Crocombe AD, Bigwood DA. *Non-linear adhesive bonded joint design analyses*. International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol. 10, N° 1., pp. 31-41, 1990.
- 111 Jürgens M, al. *Influence of an optimized 3D-reinforcement layout on the structural mechanics of co-bonded CFRP joints*. ECCM16 - 16TH EUROPEAN CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS., 2014.
- 112 Jürgens M, Nogueira AC, al. *Influence of an optimized 3D reinforcement layout on the structural mechanics of co-bonded CFRP joints*. ECCM16 - 16TH EUROPEAN CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS, Seville, Spain, 2014.
- 113 Heimbs S, A. M. *Investigation of Static and Dynamic Failure Behaviour of Composite T-Joints*. IV ECCOMAS Thematic Conference on the Mechanical Response of Composites, 2013.

114 Mouritz AP. *Review of z-pinned composite laminate*. Composite Part A : Applied Science and Manufacturing., pp. 2383-2397, 2007.