Expérimentation et modélisation du comportement mécanique de structures marines collées et aéronautiques collées-boulonnées

Michel Leroy

▶ **To cite this version:**

Michel Leroy. Expérimentation et modélisation du comportement mécanique de structures marines collées et aéronautiques collées-boulonnées. Matériaux. École Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2011. Français. NNT : 2011ENMP0107 . pastel-00732181

HAL Id: pastel-00732181
https://pastel.hal.science/pastel-00732181

Submitted on 14 Sep 2012

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

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

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY

MINES
ParisTech

École doctorale n° 432 : Sciences et Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

T H È S E

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École nationale supérieure des mines de Paris

Spécialité " Science et Génie des Matériaux"

présentée et soutenue publiquement par

Michel LEROY

le 14 octobre 2011

Expérimentation et modélisation du comportement mécanique de structures marines collées et aéronautiques collées-boulonnées

Directeurs de thèse : **Jacques RENARD et Alain THIONNET**

Jury

M. Jean-Claude GRANDIDIER, Professeur des Universités, ENSMA	Président
M. Peter DAVIES, HDR, IFREMER Brest	Rapporteur
M. Christophe AUBAGNAC, Ingénieur en chef des TPE, CETE de Lyon	Examinateur
M. Jean-Pierre JEANDRAU, Docteur, Cetim Saint-Etienne	Examinateur
M. Jacques RENARD, Maître de recherche, Centre des Matériaux de Mines ParisTech	Examinateur
M. Alain THIONNET, Professeur des universités, Centre des Matériaux de Mines ParisTech	Examinateur

T H È S E

MINES ParisTech
Centre des Matériaux – UMR CNRS 7633
BP 87 91003 Evry Cedex, FRANCE

À mes parents, Evelyne et Jean-Yves LEROY,
À ma chère Vanessa,

Remerciements

Pour m'avoir fait l'honneur de présider le jury de ma soutenance de thèse ainsi que de rapporter le présent manuscrit, je remercie vivement M.Jean-Claude GRANDIDIER. Votre attentive relecture a grandement bénéficié au présent manuscrit, soyez-en remercié.

Je remercie chaleureusement M.Peter DAVIES, que j'ai rencontré à l'occasion de la conférence WCARP IV en 2010, pour avoir aussi accepté de rapporter ce mémoire. Vos enrichissants commentaires ont été appréciés et c'est avec plaisir que j'accueillerai l'opportunité de travailler à nouveau avec vous.

Je remercie spécialement M.Jean-Pierre JEANDREAU pour avoir accepté d'être examinateur bien sûr, mais aussi pour les fort intéressantes discussions que nous avons eues tout au long de ces 3 ans du projet MP32. Je te dois mon initiation au monde du collage structural ! Nos chemins se recroiseront j'en suis sûr et je m'en réjouis d'avance.

Mes remerciements vont également à M.Christophe AUBAGNAC pour s'être porté examinateur de ma thèse. Grâce à votre expérience du génie civil, vous avez porté une lumière nouvelle et intéressante sur mes travaux au cours de cette soutenance, merci de l'intérêt que vous y avez porté.

Pour m'avoir accueilli au Centre des Matériaux de l'Ecole des Mines de Paris, je remercie son directeur M.Esteban BUSSO.

Pour la création du sujet Conception et Assemblages Multimatériaux et avoir assuré la direction de ma thèse, je remercie M.Jacques RENARD, également chef de l'équipe Composite, Adhésion, Microstructure du CdM auquel j'ai appartenu.

Je remercie amicalement M.Alain THIONNET, mon co-directeur de thèse, pour sa précieuse aide sur la modélisation du comportement des matériaux et pour m'avoir apporté un inconditionnel encouragement. Votre sens du détail et de la clarté a eu une influence certaine sur la conduite de mon travail de rédaction, c'est évident.

Toutes mes amitiés vont à mes camarades de laboratoire, en particulier Josserand BASSERY et Vincent JAUZEIN, pour le soutien, l'échange et l'entraide au cours de nos thèses respectives. Je remercie ici toute l'équipe CAM, surtout Jean-Christophe TEISSEDRE pour une qualité que les thésards qui ont travaillé avec lui ont systématiquement saluée : son ingéniosité !

Merci aux autres membres du Centre des Matériaux pour leurs conseils et leur aide: Vladimir GANTCHENKO, Farida AZOUZ, Sabine CANTOURNET, Lucien LAIARINANDRASANA, à l'équipe informatique pour son travail de qualité et à la sympathique équipe administrative. Une mention spéciale à Odile ADAM qui a vérifié de la bibliographie de cette thèse.

Maintenant, d'un aspect plus personnel et néanmoins primordial dans la réussite d'une thèse, je souhaite remercier mon entourage : à toute ma famille et belle-famille pour son soutien, en particulier la branche parisienne qui était aux premières loges, aux amis de longue date, de l'ISAT, du CdM et d'ailleurs. Cette thèse a été l'occasion de belles rencontres.

Mes études ont été librement guidées par la passion et la curiosité et je le dois à mes parents, Evelyne et Jean-Yves LEROY, qui ont su me donner cette chance. En hommage, cette thèse leur est dédiée.

A la personne qui a le plus compté pour moi depuis qu'elle a croisé mon chemin et, ce faisant, celui de cette thèse : Vanessa, avec toute mon affection je te dédie cette thèse en remerciement de tes encouragements, de ton aide et de ta patience. A présent, puissions-nous nous plaire à Bordeaux autant qu'à Paris !

Michel LEROY

Sommaire

1. Introduction générale 8
1.1. Le collage structural 8
1.1.1. Définition et mécanismes 8
1.1.2. Aperçu du marché des colles et adhésifs 8
1.1.3. Un exemple d'avantage concurrentiel grâce au collage 9
1.2. Les enjeux actuels : présentation du projet MP32 11
1.2.1. Un intérêt commun régional 11
1.2.2. Les objectifs des cas étudiés 12
1.3. Guide de lecture 15

2. Etude expérimentale 17
2.1. Présentation des matériaux 17
2.1.1. La colle polyuréthane XPU 17
2.1.2. La colle polysulfure FMV 21
2.1.3. Les matériaux stratifiés 21
2.1.4. L'alliage d'aluminium 23
2.2. Caractérisation à l'état massif 24
2.2.1. La colle polyuréthane XPU 25
2.2.2. La colle polysulfure FMV 28
2.2.3. Les matériaux stratifiés 33
2.2.4. L'alliage d'aluminium 40
2.3. Caractérisation *in situ* : le dispositif Arcan-Mines 41
2.3.1. Intérêt et présentation du moyen de mesure in situ 41
2.3.2. Essais réalisés sur la colle XPU 44
2.3.3. Essais réalisés sur la colle FMV 46
2.4. Essais sur structures 49
2.4.1. Le dispositif de quadruple cisaillement 49
2.4.2. Les éprouvettes de simple recouvrement 51

3. Modélisation des comportements 56
3.1. Présentation de la démarche de modélisation 56
3.2. Cadre d'écriture des lois de comportement 56
3.2.1. Hypothèses de départ et choix du potentiel 56
3.2.2. Lois d'état 57
3.2.3. Lois complémentaires 57
3.3. Proposition d'un nouveau modèle visco-élasto-plastique à critère de Drucker-Prager modifié pour les colles 60
3.3.1. Choix du potentiel 60
3.3.2. Lois d'état 60
3.3.3. Lois complémentaires 61
3.3.4. Implémentation du modèle 63
3.3.5. Procédure d'identification du modèle 64
3.3.6. Discussion 65
3.4. Identification du modèle proposé avec la colle XPU 66
3.4.1. Identification des paramètres viscoélastiques 66
3.4.2. Identification des paramètres plastiques 67
3.4.3. Coefficients du modèle 69
3.5. Identification du modèle proposé avec la colle FMV 70
3.5.1. Identification des paramètres viscoélastiques 70
3.6. Modèle élastique orthotrope pour bois et composite 74
3.6.1. Formulation du modèle 74
3.6.2. Identification 75
3.7. Modèle élastoplastique pour l'aluminium 77
3.7.1. Formulation du modèle 77
3.7.2. Identification 77
3.8. Validation du nouveau modèle 78
3.8.1. Sur des trajets de chargement différents 78
3.8.2. Sur le dispositif Arcan-Mines 79
3.8.3. Sur des éprouvettes structurales 84
3.9. Conclusions sur la modélisation 86

4. Validation sur liaison en T pour constructions navales 88
4.1. Présentation du cas 88
4.2. Essais mécaniques 89
4.2.1. Méthodes expérimentales 89
4.2.2. Résultats d'essais 90
4.3. Calculs numériques 92
4.3.1. Modélisation 92
4.3.2. Résultats 94
4.4. Conclusions sur la validation sur les liaisons en T 95

5. Validation sur liaison hybride boulonnée-collée pour constructions aéronautiques 97
5.1. Introduction 97
5.2. Considérations générales sur les assemblages hybrides 97
5.2.1. Normes d'essai 97
5.2.2. Signification de la raideur d'une fixation 97
5.2.3. Formules analytiques principales pour des jonctions en simple cisaillement 98
5.3. Essais mécaniques 100
5.3.1. Présentation des liaisons boulonnées et hybrides 100
5.3.2. Méthodes expérimentales 100
5.3.3. Résultats d'essais 102
5.3.4. Analyse 103
5.4. Modélisation des essais et simulation 108
5.4.1. Revue des modélisations faites des assemblages hybrides 108
5.4.2. La simulation de l'éprouvette boulonnée 109
5.4.3. Le modèle de l'éprouvette hybride 112
5.4.4. Analyse 115
5.5. Conclusions sur la validation sur liaison hybride 117

6. Conclusion 119
6.1. Rappel des objectifs 119
6.2. Principaux résultats atteints 119
6.3. Transfert des travaux 120
6.4. Perspectives 120

7. Bibliographie 122

8. Publications 128
8.1.1. Articles 128
8.1.2. Conférences 128

9. Annexes 130
9.1.1. Conclusions de l'étude « Le collage en France » 130
9.1.2. Présentation du cas industriel naval 131
9.1.3. Mise en forme des éprouvettes haltères XPU 133
9.1.4. Dessins de définition des éprouvettes employées 134
9.1.5. Résultats d'essais Arcan-Mines 136
9.1.6. Exploitation des essais Arcan-Mines 138
9.1.7. Calcul d'incertitude de mesure de l'essai Arcan-Mines 141
9.1.8. Pilotage d'une machine de traction uniaxiale en déformation vraie 144
9.1.9. Code source en Zmat de la loi viscoélastoplastique à critère de Drucker-Prager modifié développée 145
9.1.10. Comparaison des résultats avec le Cetim 147
9.1.11. Dessin de definition des éprouvettes 148
9.1.12. Courbes d'essai 149

Chapitre 1
Introduction générale

1.1. Le collage structural 8
1.1.1. Définition et mécanismes 8
1.1.2. Aperçu du marché des colles et adhésifs 8
1.1.3. Un exemple d'avantage concurrentiel grâce au collage 9
1.2. Les enjeux actuels : présentation du projet MP32 11
1.2.1. Un intérêt commun régional 11
1.2.2. Les objectifs des cas étudiés 12
1.3. Guide de lecture 15

1. Introduction générale

Cette thèse sur la conception et les assemblages multimatériaux, partagée entre les aspects académiques et industriels, se doit d'être introduite de deux manières : l'une par un cadrage du domaine d'étude concerné, qui est principalement l'assemblage de matériaux de structures par collage et l'autre en évoquant la motivation de nos partenaires industriels ayant conduit à la création du projet MP32, support de la présente thèse.

1.1. Le collage structural

1.1.1. Définition et mécanismes

Le collage structural est défini par la Norme NF EN 923 comme une « jonction capable, en tant que partie intégrante d'une structure, de présenter un niveau spécifié de résistance lorsqu'elle est soumise à une combinaison de contraintes pendant une durée spécifiée ». Ceci différentie son rôle de celui des colles de positionnement ou d'étanchéité entre autres usages. Les colles mises en œuvre dans cette thèse ont un rôle structural et les enjeux du projet nécessitent leur étude d'un point de vue du mécanicien. Néanmoins, la science des matériaux va de pair avec une compréhension de la microstructure et de la synthèse du matériau, et ce d'autant plus que les colles ont un caractère hautement sensible aux proportions des constituants qu'elles renferment et aux conditions de leur élaboration.

Pour un aperçu des mécanismes de collage (pourquoi une colle colle-t-elle ?), nous exposons succinctement les différentes théories actuelles, portées par soit des mécaniciens, des chimistes ou des physiciens, ce phénomène relevant à la fois au moins de ces trois domaines :

- l'ancrage mécanique[1], qui s'explique par une pénétration de l'adhésif liquide dans les irrégularités de la surface encollée, mettant en avant l'importance de la rugosité de surface ;

- l'adhésion spécifique, qui regroupe des modèles d'interaction physico-chimique entre la colle et les substrats : attraction électrostatique[2], adhésion chimique par création de liaisons covalentes entre matériaux, le mouillage[3] qui se justifie par des attractions faibles de type Van der Waals et la diffusion[4], qui utilise les diffusions intermoléculaires entre les matériaux ;

- l'adhésion massique, qui s'emploie pour la description de la rupture interfaciale : la couche de faible diffusion[5] met en jeu une couche frontière du substrat affaiblie par les impuretés, oxydations, etc…, dans laquelle se propage la rupture, le modèle rhéologique[6], qui relie l'énergie de séparation aux phénomènes dissipatifs des essais mécaniques et la dissipation moléculaire[7], qui exprime aussi une dissipation mais à vitesse quasi-statique (effet entropique).

1.1.2. Aperçu du marché des colles et adhésifs

Le marché du mondial collage pris dans une acception proche de notre problématique industrielle représente 8,8 millions de tonnes et un chiffre d'affaires de 21,6 milliards d'euros[8] en 2000. La

[1] [Mc Bain et al., 1925]
[2] [Deryagin et al., 1957]
[3] [Kinloch, 1987]
[4] [Voyutskii et al., 1957]
[5] [Bikermann, 1961]
[6] [Lake et al., 1967]
[7] [Shanahan, 1991]
[8] données issues de la Fédération des Industries des Peintures, Encres, Couleurs, Colles et Adhésifs (FIPEC), du Syndicat Français des Colles et Adhésifs et du Service des Études et des Statistiques Industrielles (SESSI)

croissance annuelle en volume est estimée entre 4 et 5 % mais la valeur est en stagnation car en 2004, le chiffre d'affaire représenté par les colles était de 28,4 milliards de dollars[1].
Cette estimation inclut différentes technologies de colles :

- les colles à base aqueuse ;
- les colles thermofusibles (hot-melts) ;
- les colles à base solvant ;
- les colles réactives ;
- les colles polymères ;
- les colles UV ;
- les colles « pression » de toute nature.

Dans ce marché, les colles structurales représentent environ 5 % du chiffre d'affaires. La France est le second marché européen derrière l'Allemagne avec un volume compris entre 360000 et 380000 tonnes représentant environ 1 282 millions d'euros. Avec une croissance de 3 % à 4 % par an au cours de la période allant de 1996 à 2000, la demande d'adhésifs en volume a été légèrement plus soutenue que pour la moyenne des pays européens. Si le marché le plus important reste l'emballage avec 30 % des ventes en volume, la demande du secteur du bricolage est fortement affirmée, représentant 24 % du marché environ, arrivant devant le secteur du bâtiment (21 %)[2].

Les principaux acteurs sur le marché français sont des groupes internationaux :

- 3M-France (USA) ;
- Henkel-France (Allemagne) ;
- Tesa (Allemagne) ;
- Sika (Suisse) ;
- National-Starch & Chemical (USA) ;
- Dow Automotive France (USA) ;
- Bostik Findley (France).

Parmi ceux-ci, un groupe français (Bostik Findley) apparaît au tout premier rang mondial.

1.1.3. Un exemple d'avantage concurrentiel grâce au collage

Dans le domaine automobile, un des secteurs les plus consommateurs de colle, un exemple a marqué les esprits : la Lotus Elise, une voiture de sport anglaise commercialisée en 1996 au prix de 165000F, au châssis fait de profilés d'aluminium extrudés et collés. Le poids total de la voiture est de 688 kg, dont 65 kg seulement pour le châssis. Les profilés sont fournis par Hydro Aluminium, du Danemark et la colle par Ciba, de Suisse. Les assemblages sont principalement faits en queue d'aronde (voir Figure 1.1) et les profilés comportent des gorges pour le contrôle de l'épaisseur et le calage des pièces, assurant un positionnement à 0,5 mm près. La colle est de type époxyde, ce qui nécessite une cuisson à 200°C pendant 4 heures de tout le châssis. Pour manutentionner le châssis vers le four, des rivets autoforants maintiennent en place les pièces. Situés en extrémité de recouvrement des collages, ces rivets ont aussi le rôle d'éviter l'initiation du pelage de la colle et maintenir le niveau de performance de l'assemblage en cas de collision. La réparabilité a été prise en compte : des alésages supplémentaires ont été prévus dans les profilés autour des jonctions collées, permettant une réparation aisée des zones endommagées par l'insertion d'une plaque qui est par la suite boulonnée. Sous la direction de Tony Shute, Richard Rackham réalise cette étude en partenariat avec Hydro et Ciba. Cette conception se voulait exemplaire car 2/3 du chiffre d'affaire de Lotus provient des activités d'ingénierie et de consultance et 1/3 de la vente de voitures : les technologies développées pour l'Elise ont donc un rôle de vitrine technologique.

[1] article de l'Usine Nouvelle du 7/10/2004 : *Henkel grandit dans les adhésifs*
[2] source SFCA

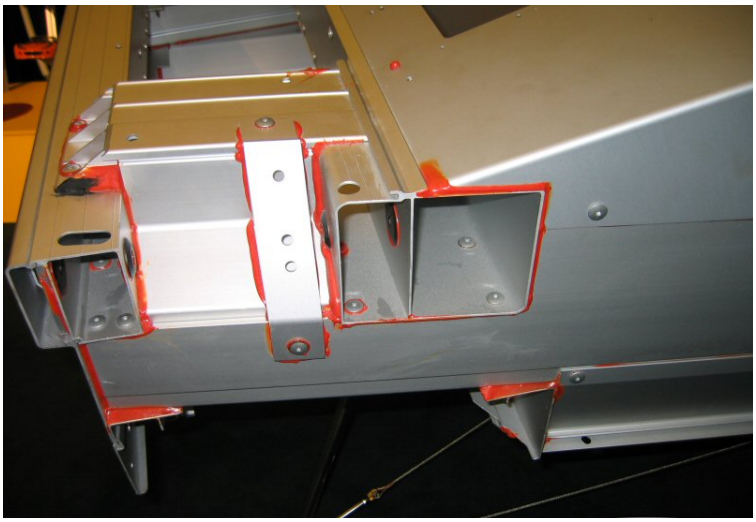


Figure 1.1 Assemblages collés (peints en rouge) sur le châssis de l'Elise

La concurrente directe de l'Elise était la Renault Spider, également sortie en 1996 au prix de 195000F en version sans pare-brise. L'architecture est similaire : roadster deux places, moteur 4 cylindres atmosphérique en position centrale arrière, carrosserie en fibre de verre… Son châssis est également fait d'aluminium (voir Figure 1.2), provenant du même fournisseur que celui de Lotus. Les technologies d'assemblage retenues sont le soudage et le boulonnage, ce qui a les inconvénients de déformer les pièces pour l'une et de n'offrir qu'une zone limitée pour la transmission des efforts pour l'autre, ce qui nécessite un renforcement des pièces, résultant en un alourdissement de la structure. La première version sans pare-brise de la Spider pèse 930 kg, ce qui, malgré un moteur 32 ch plus puissant que celui de l'Elise, la dessert sur le plan des performances et du comportement.

Au total, l'Elise s'est vendue (et se vend encore…) à plus de 10000 exemplaires à ce jour et la Spider s'est arrêtée à 1726 exemplaires.

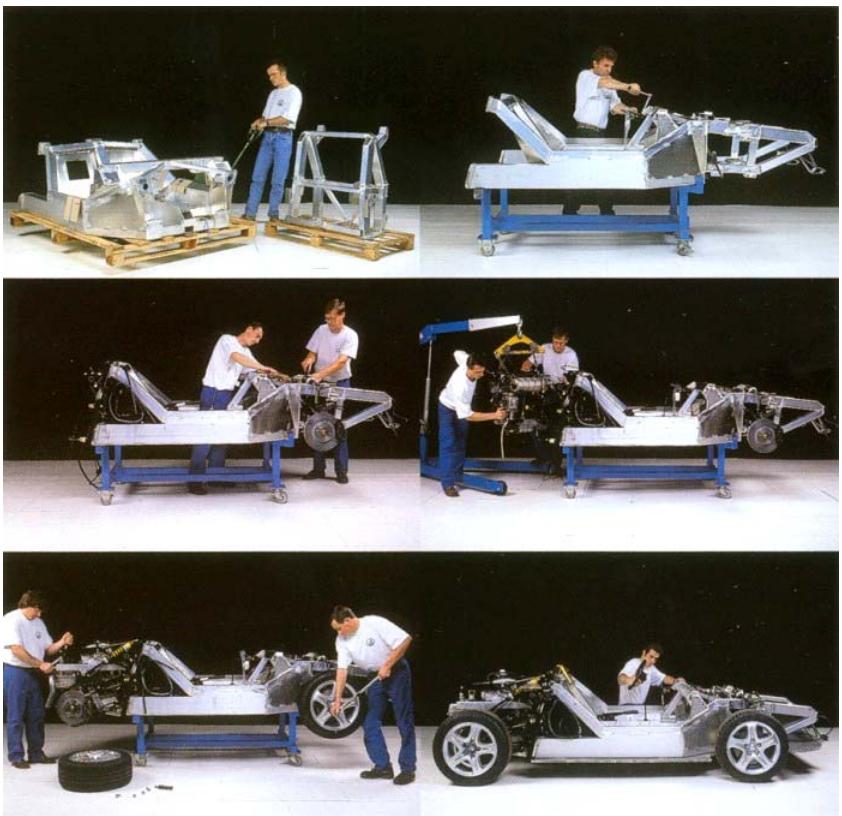


Figure 1.2 Assemblage du châssis en trois parties du Renault Spider. Document Renault

1.2. Les enjeux actuels : présentation du projet MP32

1.2.1. Un intérêt commun régional[1]

L'assemblage multi matériaux a été identifié comme une des technologies prioritaires par l'étude prospective « Technologie clé 2010 » communiquée en septembre 2006 par le Ministère de l'Industrie. De la maîtrise des assemblages découlera en grande partie la possibilité pour les industriels de proposer des solutions innovantes garantes de leur compétitivité.

Le projet MP32 (« Matériaux et Procédés » n° 32) du pôle de compétitivité Ensembles Métalliques et Composites Complexes est issu d'un besoin fort de quatre grandes entreprises de la région Pays de la Loire, présentes au plan international, Airbus, Aker Yards, Groupe Beneteau et DCNS, qui réalisent des assemblages multimatériaux de grandes structures. Trois laboratoires sont associés à ce projet, EADS IW, le Centre des Matériaux de l'Ecole des Mines de Paris et Subatech de l'Ecole des Mines de Nantes, ainsi qu'un centre technique, le CETIM, qui porte le projet (voir la présentation des partenaires en Figure 1.3).

Les défis que les donneurs d'ordre doivent relever sont de diminuer le coût de mise en œuvre de leurs structures, de réduire la consommation énergétique de leurs produits en fonctionnement (allègement) et d'engager des économies de matière par un dimensionnement au plus juste.

Une des réponses à ces trois défis passe par la réalisation d'assemblages structuraux par collage à condition que ceux-ci soient rendus fiables par des méthodes de dimensionnement robustes (calcul prédictif), par la mise au point de méthodes de contrôle non destructif permettant de s'assurer de l'état de santé des structures au cours de leur durée de vie et par le développement de méthodes de vieillissement accéléré, permettant de s'assurer dès la conception de la durabilité de ces structures collées.

Les retombées attendues sont :

- sur les produits, des coûts de fabrication plus faibles, des produits moins lourds qui garantissent de meilleures performances pour le client et donc une compétitivité et une attractivité plus grandes ;
- sur l'emploi, une pérennisation voire même une augmentation de celui-ci à travers la prise de marchés autorisée par le gain de compétitivité et les éléments de différentiation « produit » associés ;
- sur l'économie locale et nationale, une démonstration que la technologie de collage permet la réalisation de grandes structures fiables dans le temps, ayant valeur d'exemple pour bien d'autres activités industrielles actuellement frileuses à utiliser cette technique qui présente pourtant un fort potentiel d'innovation.

Le rôle de notre laboratoire, le Centre des Matériaux de l'Ecole des Mines, est d'assurer les activités de conception des assemblages et leur simulation, ainsi que d'établir leur dimensionnement et réaliser des validations sur éprouvettes.

Il faut remarquer que les actions de diffusion des apports de ce projet correspondent en tous points aux recommandations pour la promotion du collage multimatériaux en France défini comme l'Action 1-2 de l'Etude prospective sur le collage en France de la société Développement et Conseil pour le compte de la DIGITIP/SIMAP du Ministère de l'Economie, des Finances et de l'Industrie en 2002 (voir chapitre 9.1.1 pour un extrait).

[1] [Benaiteau, 2007], [Poitou et al., 2010]

Figure 1.3 Partenaires du projet MP32

1.2.2. Les objectifs des cas étudiés

Le cas Beneteau

Pour le cas d'étude naval, le contexte de départ et les besoins sont formulés par [Barré et al., 2010]:

«

Le groupe Beneteau est le leader mondial dans la construction de voiliers et fait partie des grands acteurs européens dans le domaine des bateaux à moteur. Depuis les années 1960, le Groupe a introduit l'utilisation des matériaux composites (verre/polyester) pour la réalisation des coques et ponts et le contreplaqué pour la réalisation de cloisons intérieures structurelles ou non (meubles). La technique du collage est présente dans le Groupe depuis plus de 30 ans. Cette technique a permis d'augmenter la productivité, de réaliser des jonctions de pièces structurelles avec une relative souplesse pour encaisser les déformations du bateau, de coupler les deux fonctions collage et étanchéité et d'avoir des liaisons esthétiques. Les applications collées sont par exemple :

- collage pont sur coque
- collage des vitrages
- collage du teck sur le pont
- collage de l'aménagement boisé
- collage/étanchéité des passe-coque, vannes…

Les connaissances acquises au fil des années concernant essentiellement les matériaux de collage, les différents processus de collage et de préparation de surface. Du point de vue mécanique, peu de connaissances ont été capitalisées. On sait qu'aujourd'hui les collages offrent satisfaction en utilisation (très peu de retour SAV). Mais un travail d'optimisation des liaisons collées reste nécessaire.

C'est pour ces raisons que le groupe Beneteau a participé à l'élaboration du projet MP32 dans le cadre du pôle de compétitivité régional EMC2.

Ici, l'objectif du groupe Beneteau est d'étoffer ses connaissances concernant les liaisons collées utilisées sur les bateaux de plaisance. Pour cela, trois objectifs majeurs sont définis :

- la validation d'une démarche par le calcul de la prédiction de la tenue mécanique des liaisons. Des essais sur liaisons réelles devront valider cette démarche ;
- la réalisation d'un classement des différentes liaisons précédemment présentées afin de choisir la meilleure liaison selon l'endroit du bateau (par exemple : zone cloison pied de mât, zone fortement sollicitée. Le choix s'oriente vers la liaison la plus résistante ;
- l'optimisation de la géométrie des liaisons par le calcul dans le but de réduire les quantités de colle (objectif -50%).

»

Le travail confié à notre laboratoire a été de déterminer le comportement d'une des géométries de liaison (en bois contreplaqué, composite verre/polyester et colle polyuréthane) et de définir un critère d'endommagement. Une modélisation de chaque matériau de la liaison a été faite, avec, pour la colle, une comparaison expérimence/simulation de validation sur un assemblage simple à substrats métalliques. Puis, la simulation de l'assemblage multimatériaux complet a été comparée à un ensemble d'essais afin de valider la démarche. Enfin, les données de simulations (lois, règles de calcul, etc…) ont été transférées au Cetim qui, par calcul, a classé les différentes géométries (voir en annexes le Tableau 9.1) en termes de performances et les a optimisées.

Le projet traite des liaisons coque-cloison et cloison-pont, tel qu'illustré en Figure 1.4 (et en annexes Figure 9.1) et la géométrie de référence est la liaison en T utilisée en flanc de coque.

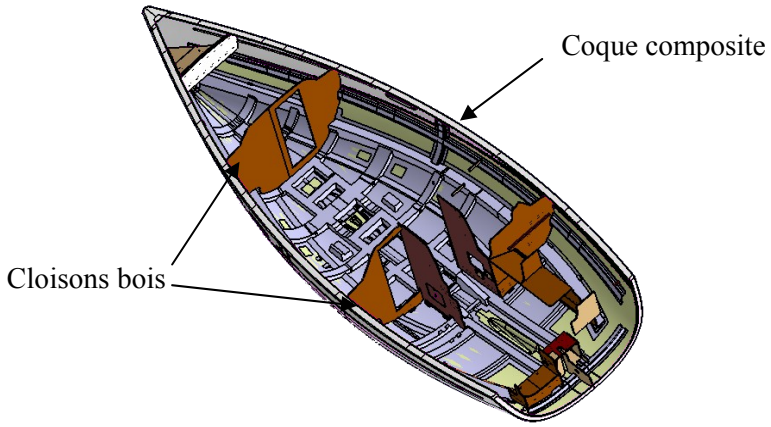


Figure 1.4 Vue d'une coque avant pontage

Le cas Airbus

Airbus conçoit, vend, construit et assure le support de la famille d'avions la plus moderne et la plus complète du marché. « Non-stop Innovation » est le slogan d'Airbus.

La définition du contexte est exprimée par Airbus :

«

Aujourd'hui, dans le contexte d'augmentation des coûts de l'énergie, l'un des axes majeurs de compétitivité est lié au gain de poids. La généralisation des matériaux composites dans les structures aéronautiques nous conduit à mieux maîtriser les paramètres d'assemblage par collage ainsi qu'à repenser les principes de conception. Les cas d'application concerneront :

- la jonction de panneaux de fuselage, d'ailes ou d'éléments de tronçons ;
- l'assemblage de sous-ensembles structurels.

En substituant toutes ou partie des fixations d'un assemblage, il est recherché d'une part la réduction de masse et d'autre part la diminution des coûts et la simplification des assemblages en production.

Pour Airbus, la maîtrise des procédés d'assemblages multi matériaux ainsi que de leur mode de conception sont des éléments majeurs du maintien de la compétitivité du territoire. L'objectif du projet MP32 est de parvenir à lever les verrous technologiques en cherchant à atteindre des résultats immédiatement applicables industriellement, protégés afin de renforcer la compétitivité d'Airbus. Les sauts technologiques significatifs réalisés permettront :

- de réduire les coûts et les cycles de production dans un contexte de mondialisation ;
- d'assurer un développement durable d'activité industrielle sur notre territoire.

»

Le cas d'étude qui a été l'objet de nos travaux est la jonction longitudinale des panneaux de fuselage d'avion moyen et gros porteurs, de type A320 ou A380, tel qu'illustré en Figure 1.5.

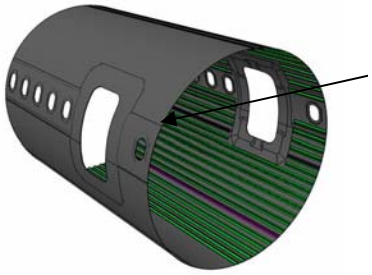


Figure 1.5 Emplacement des liaisons étudiées, document Airbus

En construction aéronautique, un éclissage est un assemblage par des boulons ou des rivets de pièces planes ou quasi planes, de relativement faibles épaisseurs, sollicitées dans le plan. Entre les pièces assemblées, pour assurer l'étanchéité et éviter les problèmes de fretting corrosion, une fine couche de mastic est interposée. La motivation du projet de recherche mené par Airbus est de remplacer ce mastic par une colle afin que les efforts entre panneaux soient transmis à la fois par la colle et par les boulons. Si le transfert d'effort assuré par la colle est suffisant, alors un des trois boulons de la liaison peut être ôté et la longueur de recouvrement réduite, voir le schéma en Figure 1.5. L'allègement résultant est estimé par le constructeur à près de 390 kg sur un A380. Le temps de pose du mastic et de la colle étant identiques, le temps d'assemblage de la structure est réduit du fait de la dépose de deux rivets au lieu de trois. Ce temps de fabrication économisé augure un coût de fabrication réduit de 2 M€/an sur l'assemblage des tronçons avant à l'usine de Gron.

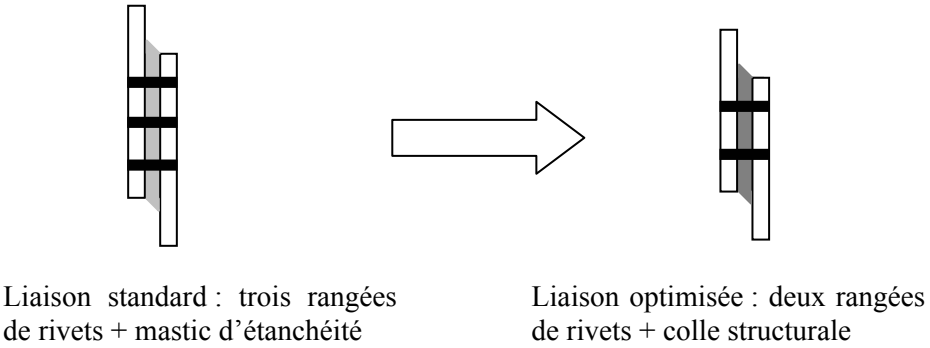


Figure 1.6 Principe de la réduction de masse par l'emploi d'une colle structurale dans les jonctions de panneaux de fuselage

Les attentes industrielles auxquelles nous avons répondues sont la caractérisation de la colle qui a été développée pour cette application[1], la modélisation de son comportement et la simulation d'une jonction boulonnée-collée à deux rivets. Pour cela, il a fallu procéder à des essais mécaniques sur l'alliage d'aluminium et sur la colle à l'état massif et en film, modéliser les principaux phénomènes mécaniques observés, réaliser des essais sur structures boulonnées puis boulonnées-collées et enfin simuler ces assemblages représentatifs des jonctions de panneaux de fuselage. La contribution apportée permet au constructeur de dimensionner les structures de par la compréhension de leurs mécanismes de déformation et de par la prédiction de leur relation force/déplacement *via* la méthode des éléments finis. Dans le processus de qualification d'une structure pour un avion, notre travail couvre la première des étapes de la pyramide en Figure 1.7.

[1] Suite à la thèse de [Paroissien, 2006]

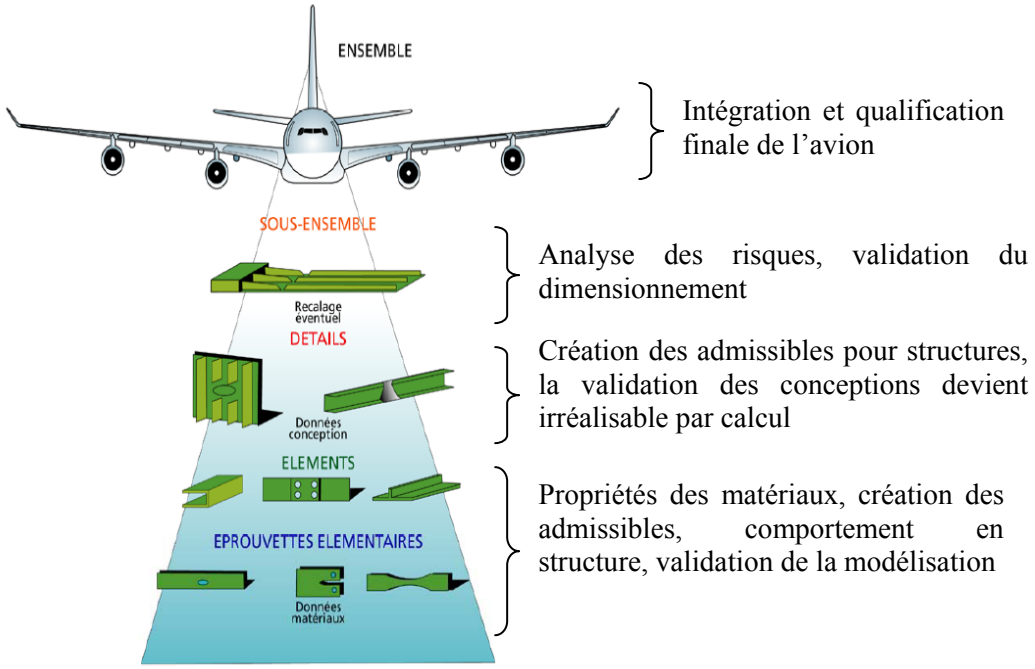


Figure 1.7 La pyramide des essais pour la certification d'un avion

Les matériaux et les éprouvettes ont été fournis par le constructeur pour l'étude. Le Cetim, EADS IW et Sogeti HT ont été nos partenaires dans ce projet, avec lesquels nous avons comparé nos essais, nos modélisations ou nos analyses. La durée des travaux sur le cas Airbus a été environ d'un an dans notre laboratoire.

1.3. Guide de lecture

Pour les deux cas d'étude qui ont servi de support à cette thèse, l'objectif est d'améliorer les conceptions des liaisons multimatériaux employées par les industriels. Pour ce faire, il s'agit de simuler le comportement mécanique de ces liaisons afin de pouvoir les dimensionner en bureau d'étude, que ce soit en termes de raideur (force/déplacement) ou de résistance (contrainte maximale atteinte avant endommagement des matériaux).

Un chapitre d'étude expérimentale se charge de décrire les essais mécaniques qui ont été réalisés sur les cinq matériaux étudiés. Il s'agit d'essais de caractérisation à l'échelle de l'éprouvette élémentaire qui permettent d'appréhender le comportement mécanique du matériau, mais aussi d'essais sur structure pour valider le changement d'échelle ou le comportement *in situ*.

Puis, un chapitre de modélisation numérique relate la modélisation du comportement de chaque matériau. L'écriture du potentiel, des lois d'état et des lois d'évolution est explicitée. L'identification des termes des lois est détaillée. Cette étape est validée par des simulations de cas tests sur structure.

Enfin, deux chapitres se consacrent à la comparaison entre une simulation faite à partir des modèles de comportement développés et des essais sur des maquettes de liaisons représentatives de celles mises en oeuvre par les industriels partenaires.

Bien sûr, la démarche que nous avons adoptée n'est pas linéaire car elle a nécessité des retours en arrière et des remises en cause. Ce qui est présenté ici est la démarche qui a permis d'aboutir aux résultats attendus par nos partenaires *telle que si* elle avait été déroulée idéalement. La rédaction de ce manuscrit se veut volontairement industrielle, c'est-à-dire pragmatique pour qui entreprendrait de réaliser un travail similaire, ce qui est envisagé par nos partenaires en cas, par exemple, de changement de formulation de la colle.

Chapitre 2
Etude expérimentale

2.1. Présentation des matériaux 17
2.1.1. La colle polyuréthane XPU 17
2.1.2. La colle polysulfure FMV 21
2.1.3. Les matériaux stratifiés 21
2.1.4. L'alliage d'aluminium 23
2.2. Caractérisation à l'état massif 24
2.2.1. La colle polyuréthane XPU 25
2.2.2. La colle polysulfure FMV 28
2.2.3. Les matériaux stratifiés 33
2.2.4. L'alliage d'aluminium 40
2.3. Caractérisation *in situ* : le dispositif Arcan-Mines 41
2.3.1. Intérêt et présentation du moyen de mesure in situ 41
2.3.2. Essais réalisés sur la colle XPU 44
2.3.3. Essais réalisés sur la colle FMV 46
2.4. Essais sur structures 49
2.4.1. Le dispositif de quadruple cisaillement 49
2.4.2. Les éprouvettes de simple recouvrement 51

2. Etude expérimentale

Les matériaux qui sont caractérisés ici sont ceux qui composent les liaisons présentées aux chapitres 1 et 1. Les caractérisations de chaque matériau constitutif permettent de modéliser leur comportement mécanique et donc de pouvoir simuler la déformation de ces liaisons.

2.1. Présentation des matériaux

2.1.1. La colle polyuréthane XPU

Réaction de polymérisation des colles polyuréthanes bi-composants

Les résines polyuréthanes sont obtenues par action de polyisocyanates sur des polyalcools, composés contenant un hydroxyle (polyester ou polyéther, ou polymère dialcool à chaîne courte) [Bretton et al., 2005]. Les adhésifs bicomposants sans solvant sont constitués d'une partie à 100% de polyalcools et d'une seconde qui est une réaction partielle de polyalcools et d'isocyanates. Typiquement, cette deuxième partie contient encore 30% d'isocyanate libre. Quand les deux composants sont mélangés, l'isocyanate libre de la première partie va réagir avec les groupes hydroxyles de la première partie et polymériser selon l'Équation 2.1 pour former un film adhésif. La vitesse de cuisson de ce type de produit n'est pas activée par l'humidité. La réaction est généralement complète au bout de 2-3 jours [Mallucelli et al., 2005]. La polymérisation peut éventuellement s'accélérer avec une augmentation de la température ambiante du fait d'une agitation moléculaire favorisant la création de liaisons entre les chaînes de monomères [Comyn, 2005].

Polyaddition : réaction de base

$$-N=C=O \quad + \quad H-O- \quad \rightarrow -NH-CO-O-$$

fonction uréthane

Obtention d'un polyuréthane

$$O=C=N-R-N=C=O \quad + \quad OH\text{----------}OH$$

diisocyanate — diololigomère (Mn = 2000)

$$+ \textit{ catalyseurs}$$

$$=$$

$$O=C=N-R-NH-CO-(-O\text{----------}O-CO-NH-R-NH-CO-)_n-O\text{---------}OH$$

polyuréthane

Équation 2.1 Réaction de polymérisation de la colle polyuréthane étudiée

La polymérisation des colles polyuréthanes bicomposants n'est donc activée que par le mélange des deux constituants, qui réagissent à température ambiante et dans un temps défini.

Il apparaît aussi sur cette colle la formation quasi immédiate dès la sortie du tube mélangeur d'une « peau », durcissant rapidement aux endroits en contact avec l'air. Elle est plus rigide que la colle fraîchement mélangée et de ce fait maintient celle-ci comme dans une poche, ce qui facilite la pose en empêchant la colle de couler sous son propre poids. L'épaisseur de cette peau est de l'ordre de quelques dizaines de microns.

Temps de polymérisation

Des essais de traction à faible charge (300 N) suivis d'un palier en charge pendant 80 s sur éprouvette de quadruple cisaillement (voir Chapitre 2.4.1) ont permis de déterminer la durée de polymérisation de la colle polyuréthane. C'est l'évolution de la raideur de l'éprouvette qui a été choisie pour statuer sur

l'état de polymérisation de la colle. La raideur de l'éprouvette, égale à la pente initiale de la courbe force – déplacement entre substrats de la Figure 2.1, est mesurée à différentes durées après la mise en forme de la structure[1]. Les raideurs ont été évaluées par la pente des moindres carrés sur les parties linéaires de ces courbes en Tableau 2.1.1 et sont comparées en Figure 2.1. Au bout de 7 jours, le joint présente alors des caractéristiques mécaniques constantes : la polymérisation complète est donc atteinte.

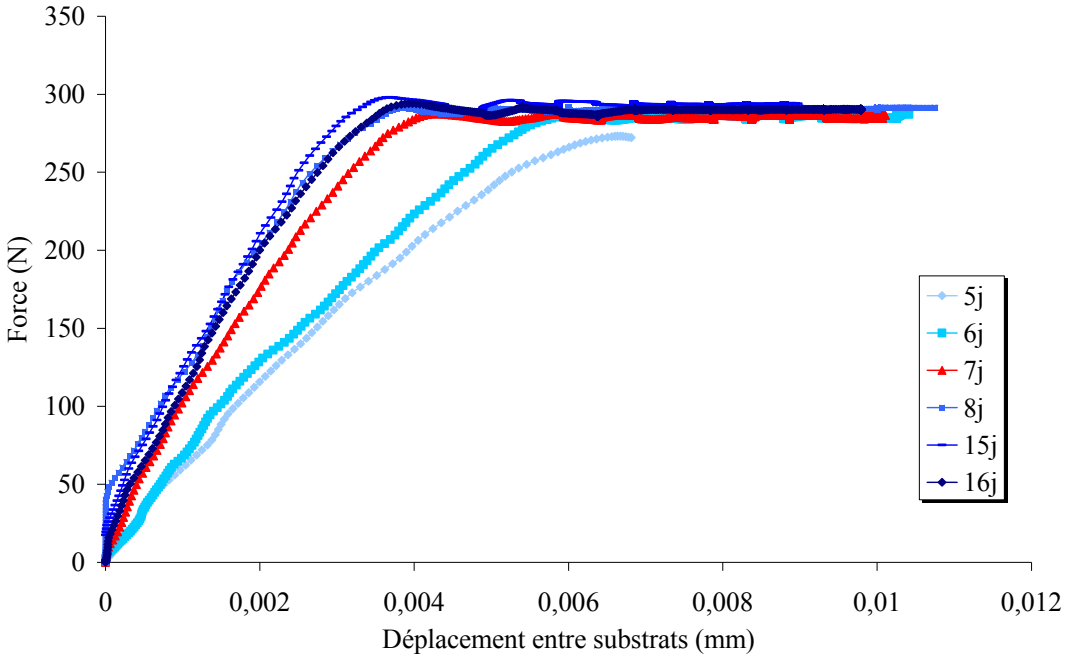


Figure 2.1 Raideur de l'assemblage pour différents temps après mise en forme, charge de 300N

Temps de polymérisation (jours)	Raideur (kN/mm)	Rapport à la raideur à 7 jours
5	47	- 40 %
6	53	- 33 %
7	79	0 %
8	79	0 %
15	79	0 %
16	81	3 %

Tableau 2.1 Rapport des raideurs au cours de la polymérisation

Analyse enthalpique

La calorimétrie différentielle à balayage (DSC)[2] est une méthode d'analyse thermique qui permet de suivre l'évolution de la réticulation d'un polymère en fonction de la température. Il s'agit de mesurer la différence de quantité de chaleur nécessaire pour augmenter la température de l'échantillon par rapport à celle d'une référence. En mode modulé, la DSC fournit une information cinétique à partir d'un balayage dynamique. L'appareil utilisé est un DSC-92 SETRAM.

L'analyse thermique est faite sur deux échantillons prélevés dans un cordon de colle polymérisée : celui prélevé sur l'extrême surface est nommé « peau » et celui prélevé au centre est nommé « coeur ». Après un équilibre isotherme d'une minute, l'évolution du flux de chaleur est enregistrée depuis -50°C jusqu'à 180°C, en imposant une rampe linéaire de 10°C/min et une modulation de 2°C/min.

[1][Mallucelli et al., 2005] choisissent le suivi par spectrographie infrarouge de la conversion des groupes isocyanates

[2] Differential Scanning Calorimetry

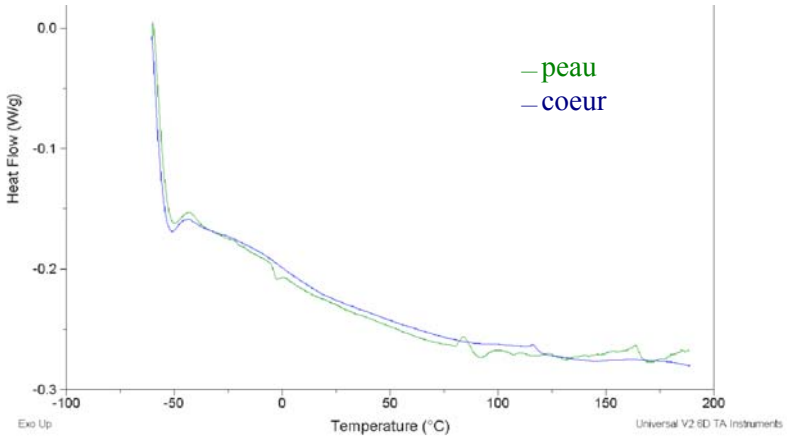


Figure 2.2 Courbes calorimétriques des deux parties de la colle polymérisée, rampe à 10°C/min avec modulation de 2°C/min

La courbe calorimétrique fait apparaître trois effets thermiques caractéristiques, sur lesquels la peau et le cœur de la colle diffèrent :

- la transition vitreuse : si elle est très prononcée pour la peau, elle est diffuse pour le coeur. Elle est dans les deux cas située aux environs de 0°C ;
- la cristallisation exothermique : uniquement sur la courbe de l'échantillon de peau, elle atteint son maximum à 83°C ;
- la fusion endothermique : elle va de 163°C à 189°C pour l'échantillon peau, de 120°C à 162°C pour l'échantillon de cœur.

Cette analyse permet de mettre en évidence l'état de la matière, du cœur comme de la peau, lorsqu'elle est utilisée à température ambiante : elle est à l'état caoutchoutique puisque la température ambiante est légèrement supérieure à sa température de transition vitreuse. La peau a une structure cristalline, ce qui explique sa rigidité supérieure à celle du cœur.

Observations microscopiques

Les échantillons ont été prélevés sur les talons d'éprouvettes qui ont servi aux essais mécaniques (chapitre 2.2). Cette partie de l'éprouvette n'a donc pas été sollicitée et l'hypothèse d'homogénéité du matériau dans toute l'éprouvette est faite.

Les observations faites (Figure 2.3) aussi bien à l'échelle macroscopique que par microscopie électronique révèlent une structuration de la matière en matrice et en charges. Les charges sont globalement sphériques et une analyse d'image permet de déterminer que leur ratio surfacique varie de 7 à 13% suivant les lots de colle[1]. Les particules sont de taille variable, allant jusqu'à 160 µm.

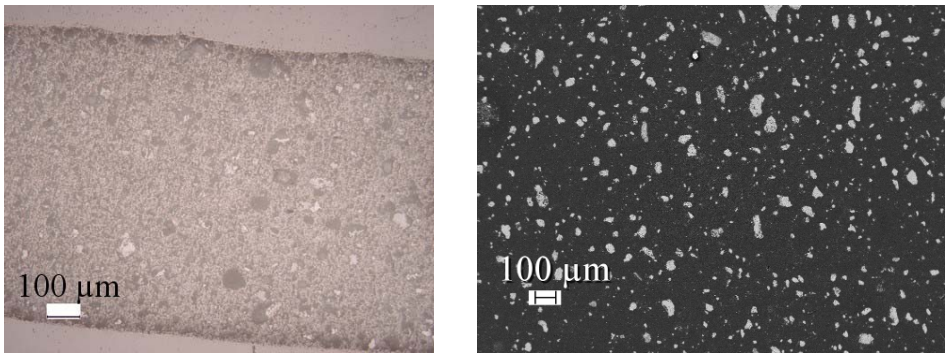


Figure 2.3 Echantillon plan poli de colle XPU observé au microscope optique (à gauche) et au MEB[2] en contraste chimique (à droite) (détecteur QBSD, tension d'accélération 15 kV, zoom 50x).

[1] Ceci a permis d'expliquer une variabilité de comportement mécanique entre différents lots du fournisseur de colle. Par la suite, un seul lot a été utilisé, celui présentant un ratio surfacique de charges de 7%.
[2] Microscope Electronique à Balayage

Sur un cliché topographique à fort grossissement (Figure 2.4) d'un faciès de rupture d'éprouvette de traction, les charges et leur négatif topographique apparaissent clairement. Les charges ont un aspect irrégulier, granuleux mais une forme globalement sphérique. La matrice n'adhère que peu sur les charges car une cavitation est visible autour des charges.

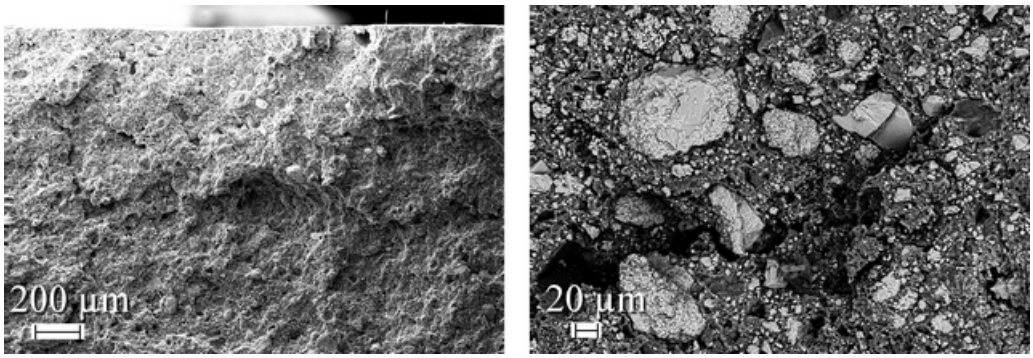


Figure 2.4 Observation topographique d'un faciès de rupture au MEB. A gauche, détecteur à électrons secondaires, tension d'accélération 15 kV, zoom 24x. A droite, détecteur QBSD, tension d'accélération 15 kV, zoom 264x.

Caractérisation chimique

Sur l'image Figure 2.5, une analyse EDS[1] (analyse des photons X) est pratiquée. Cette méthode permet de donner les fractions semi-quantitatives des éléments présents dans le matériau. Au vu de la quantification relative donnée Tableau 2.1.2, les particules sont vraisemblablement constituées de carbonate de calcium ($CaCO_3$) et de carbonate de magnésium ($MgCO_3$). Il peut donc s'agir de craie, qui est formée de calcaire et d'un peu d'argile. La craie est un renforçant ou élément de remplissage classique dans les colles peu onéreuses. La matrice de la colle est un composé carboné. L'analyse de la partie B est perturbée par l'étalement des particules lors de l'opération de polissage de l'échantillon, d'où la présence d'éléments de silicium, qui est un élément constitutif de l'argile.

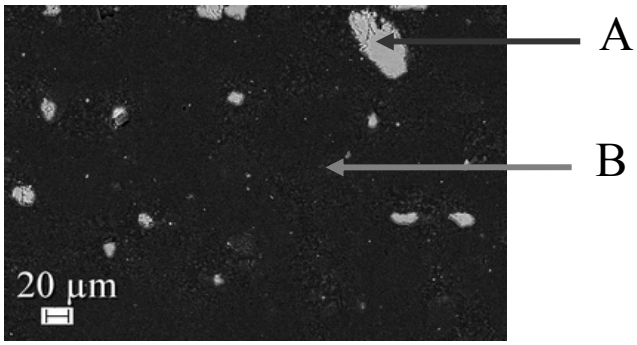


Figure 2.5 Observation en contraste chimique d'un échantillon plan poli pour une analyse EDS (détecteur QBSD, tension d'accélération 15 kV, zoom 250x). En A, zone de pointage pour l'analyse des charges. En B, zone de pointage pour l'analyse de la matrice

Zone d'analyse	Elément	Quantité relative
A	Oxygène	51,1 %
	Carbone	30,1 %
	Calcium	18,6 %
	Magnésium	0,2 %
B	Carbone	95,5 %
	Silicium	2,5 %
	Oxygène	2,0 %

Tableau 2.2 Répartition semi-quantitative des éléments présents dans la colle XPU

[1] X-Ray Energy Dispersive Spectrometry

2.1.2. La colle polysulfure FMV

Le matériau est un polymère à base de polysulfure fortement[1] chargé de noir de carbone, à l'état caoutchoutique entre -50°C et +80°C. Le détail sur les conditions de polymérisation, la composition exacte, les caractéristiques physico-chimiques sont tenues à la confidentialité par la société Le Joint Français, car ce produit est en cours de développement.

Toutefois, de manière générale, [Cognard, 2002] indique que le polymère polysulfure est souvent utilisé tel un mastic d'étanchéité (par ex. pour la fabrication de doubles vitrages). Le polysulfure est un polymère d'hydrocarbure sulfuré, aussi nommé thiocol (du grec *theio*, sulfure et *kolla*, colle) ou thiocaoutchouc. Sa préparation se fait par mélange d'une base et d'un catalyseur. La base est un polymère de polysulfure avec des groupements thiol (soufre - hydrogène) à environ 80%, de l'oxyde de zinc ZnO à environ 5% et du sulfate de calcium CaSO4 à environ 15%. De la silice est souvent ajoutée pour augmenter la résistance. Le catalyleur est un oxyde métallique à environ 78% avec des proportions variables d'huile et de soufre. L'oxyde métallique catalyse la condensation des groupements sulfure-hydrogène (-SH), ce qui conduit à la formation d'une chaîne polysulfure grâce à la force des liaisons disulfure.

Ces polymères présentent une excellente résistance à l'eau, aux solvants, à l'ozone, au vieillissement et à la vapeur d'eau. Leur durabilité est de 15 à 20 ans.

La fabrication des éprouvettes haltères (Figure 2.6) a été assurée par le fournisseur, à partir de boules de pâte pressées entre des plaques chauffantes jusqu'à former des disques, dans lesquels ont été découpées les éprouvettes à l'emporte-pièce par le LRCCP[2].

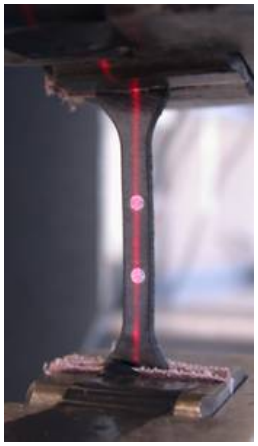


Figure 2.6 Eprouvette massive ISO-37:2005 type 2 et faisceau laser de mesure de la déformation

2.1.3. Les matériaux stratifiés

Quelques définitions

La définition d'un panneau contreplaqué, selon l'ITFCBA[3] est la suivante : il s'agit d'un panneau, plat ou moulé, composé d'un empilage de plis de bois, où la cohésion entre les couches de l'empilage est assurée par un liant organique.

La définition d'un matériau stratifié, selon [Gay, 2005] est la suivante : on appelle ainsi ce qui résulte de la superposition[4] de plusieurs couches –ou plis– de nappes unidirectionnelles, de tissus ou de mats, avec des orientations propres à chaque pli. Les tissus sont généralement constitués de fils unidirectionnels croisés à 90°, l'un dans le sens chaîne, l'autre dans le sens trame.

[1] fraction surfacique supérieure à 50%, source fabricant
[2] Laboratoire de Recherches et de Contrôle du Caoutchouc et des Plastiques
[3] Institut Technologique Forêt Cellulose Bois-construction Ameublement
[4] c'est l'opération de drapage

Les différents repères liés aux stratifiés

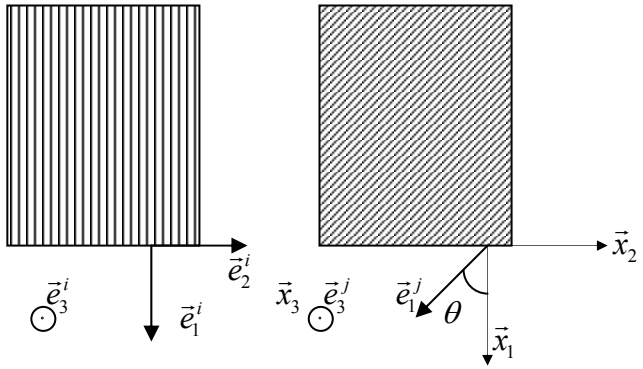


Figure 2.7 Repère global d'un stratifié et repère local d'un pli

Afin de préciser l'orientation des plis qui forment un stratifié, on définit Figure 2.7 un repère orthonormé associé au stratifié. On le note $R(O, \boldsymbol{x_1}, \boldsymbol{x_2}, \boldsymbol{x_3})$. Le vecteur $\boldsymbol{x_1}$ définit la direction principale du stratifié, généralement la direction de la sollicitation, à partir de laquelle on compte les différentes orientations des plis. Le vecteur $\boldsymbol{x_3}$ définit la direction perpendiculaire au plan du stratifié (voir Figure 2.7).

On définit ensuite le repère orthonormé local associé à chaque pli du stratifié Figure 2.8. L'indice « *i* » définit la *i*-ème couche, en partant du bas, du stratifié. Le repère local de la couche *i* est alors noté $R^i_{loc}(O, \boldsymbol{e^i_1}, \boldsymbol{e^i_2}, \boldsymbol{e^i_3})$. Le vecteur $\boldsymbol{e^i_1}$ définit la direction des fibres[1] et on pose $\theta^i = (\boldsymbol{x_1}, \boldsymbol{e^i_1})$. Enfin, le repère local du pli hors stratifié est noté $R_{loc}(O', \boldsymbol{e_1}, \boldsymbol{e_2}, \boldsymbol{e_3})$. La direction des fibres est définie par le vecteur $\boldsymbol{e_1}$ et $\boldsymbol{e_3}$ définit la direction orthogonale au plan moyen.

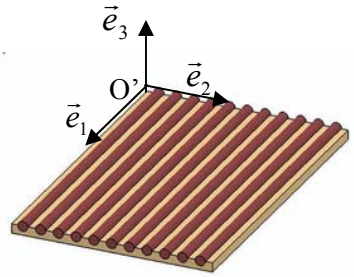


Figure 2.8 Axes d'orthotropie du pli unidirectionnel de base

Constitution des matériaux de l'étude

La description d'un stratifié constitué par l'empilement de n couches de nature différente[2] (éventuellement d'essence de bois, d'épaisseur ou masse surfacique différentes) et désorientées dont les angles sont, en partant du bas, θ_1, θ_2, …, θ_p, …, θ_n se fait en écrivant les angles d'empilement des couches au travers de leurs angles de désorientation de la manière suivante : (<nombre de couches> <essence> <épaisseur> angle 1 / <nombre de couches> <essence> <épaisseur> angle 2 /…<nombre de couches> <essence> <épaisseur> angle p /… <nombre de couches> <essence> <épaisseur> angle n).

La séquence d'empilement du bois contreplaqué est (1 okoumé 1.5 mm à 0°/ 1 okoumé 2 mm à 90°/1 okoumé 1.5 mm à 0°/ 1 peuplier 2 mm à 90°/ 1 okoumé 1.5 mm à 0°/ 1 peuplier 2 mm à 90°/ 1 okoumé 1.5 mm à 90°/ 1 okoumé 2 mm à 90°/ 1 okoumé 1.5 mm à 0°). L'axe de référence $\boldsymbol{x_1}$ est pris dans le sens du fil du bois de la couche extérieure. Le bois contreplaqué étudié admet trois plans de symétrie : le plan moyen, le plan $(O, \boldsymbol{x_1}, \boldsymbol{x_3})$ et donc le plan $(O, \boldsymbol{x_2}, \boldsymbol{x_3})$. Une représentation schématique de l'empilement est faite Figure 2.9.

[1] qui peuvent être le fil du bois
[2] on parle de stratifiés hybrides intercouches

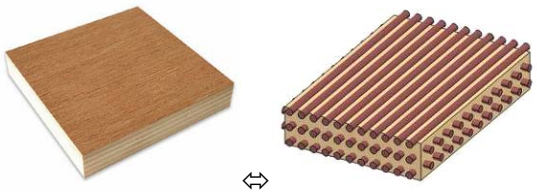


Figure 2.9 Le bois contreplaqué est un composite stratifié à plis orientés à 90°

Le composite verre/polyester est quant à lui drapé de la manière suivante : (3 mats à 450 gr/m² / 1 satin de 4 à 580 gr/m² / 1 mat à 300 gr/m² / 1 sergé de 2 à 500 gr/m² / 1 mat à 450 gr/m²). Un gel coat[1] est appliqué sur la face de la couche triple de tissus de mat. L'axe de référence $\boldsymbol{x_1}$ est pris comme l'axe des fils de chaîne des tissus satin et sergé (voir les exemples de tissage sur la Figure 2.10). Le mat étant considéré comme un tissu isotrope, le composite stratifié étudié admet deux plans de symétrie : le plan (O, $\boldsymbol{x_1}$, $\boldsymbol{x_3}$) et le plan (O, $\boldsymbol{x_2}$, $\boldsymbol{x_3}$).

La pyrolyse d'un échantillon de composite a permis de connaître les différents tissus employés (Figure 2.11) et de déterminer une teneur en masse de renfort de 38.4% (34.7% théoriques selon le fabricant).

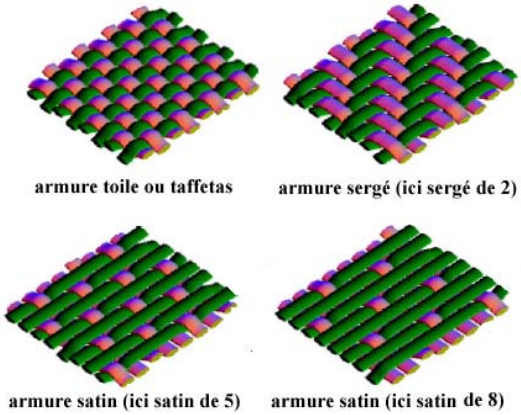


Figure 2.10 Exemples de tissage

Figure 2.11 Tissage des plis composant le stratifié après pyrolyse : satin de 4, sergé de 2, mat

2.1.4. L'alliage d'aluminium

Il s'agit d'un alliage d'aluminium 2024 T3 Unclad (non plaqué). C'est un alliage reconnu pour sa rigidité et sa résistance à la fatigue, très employé en construction aéronautique pour le fuselage et l'habillage des ailes. En 1991, Alcoa en a développé une version en feuille améliorée pour la construction des fuselages d'avions. Le traitement thermique subi augmente sa contrainte élastique et ultime mais diminue son élongation à rupture.

	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	autres	Al
Fraction massique (%)	0,5	0,5	3,8-4,9	0,3-0,9	1,2-1,8	0,1	0,25	0,15	0,15	restant

Tableau 2.3 Composition chimique de l'alliage d'aluminium 2024

[1] fine couche de polymère d'aspect servant aussi au démoulage des pièces ou à l'apprêt pour la peinture

2.2. Caractérisation à l'état massif

Pour tous les essais à l'état massif, la section utile des éprouvettes est calculée à partir de la moyenne de trois mesures de la largeur et de l'épaisseur, faites au pied à coulisse numérique précis à 0,01 mm. La salle d'essai est climatisée et la température moyenne est de 23°C. Le pilotage de la machine de traction a été fait en contrôle de déformation vraie et en vitesse de déformation nominale.

L'état de contrainte au sein de la zone utile (Figure 2.12) des éprouvettes de traction à l'état massif utilisées ici est un tenseur uniaxial. L'axe 1 est défini aligné avec la direction de sollicitation de l'éprouvette. La composante uniaxiale du tenseur des contraintes qui existent au sein de l'éprouvette est définie comme :

$$\sigma_{11} = \frac{F}{S_0}$$

et, sur le même axe, en petites déformations :

$$\varepsilon_{11} = \frac{l - l_0}{l_0}$$

où F est la force vue par la cellule de charge (N), S_0 la section initiale de l'éprouvette (mm²), l la longueur utile (mm) et l_0 la longueur utile initiale (mm). σ_{11} s'exprime donc en MPa et ε_{11} est adimensionnel.

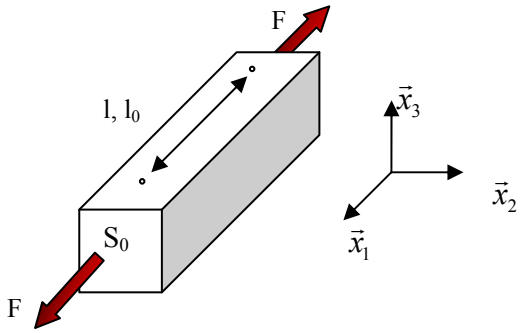


Figure 2.12 Schématisation d'un essai uniaxial. Mesures dans la zone utile

Le coefficient de Poisson a été calculé dans la partie linéaire de la courbe de comportement par le ratio entre la déformation transversale et la déformation longitudinale :

$$\upsilon = -\frac{\varepsilon_{22}}{\varepsilon_{11}}$$

Dans le cas où υ est proche de 0,5, l'hypothèse de déformation isochore peut être faite. La déformation dans le sens 1, dite déformation vraie, s'écrit alors :

$$\varepsilon_{V_{11}} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right)$$

et la contrainte, dite contrainte vraie :

$$\sigma_{V11} = \sigma_{11}\left(1 + \varepsilon_{11}\right)$$

Pour la consigne de pilotage appliquée dans le cas de l'utilisation des déformations vraies à la machine d'essai, voir en annexes 9.1.8.

Sauf mention spécifique, la déformation et les contraintes sont entendues comme nominales (hypothèse des petites déformations) dans le sens 1. Pour la suite dans ce chapitre, la contrainte nominale σ_{11} est notée σ et la déformation nominale uniaxiale ε_{11} est notée ε.

2.2.1. La colle polyuréthane XPU

La fabrication des éprouvettes est détaillée en annexes 9.1.3.

Métrologie

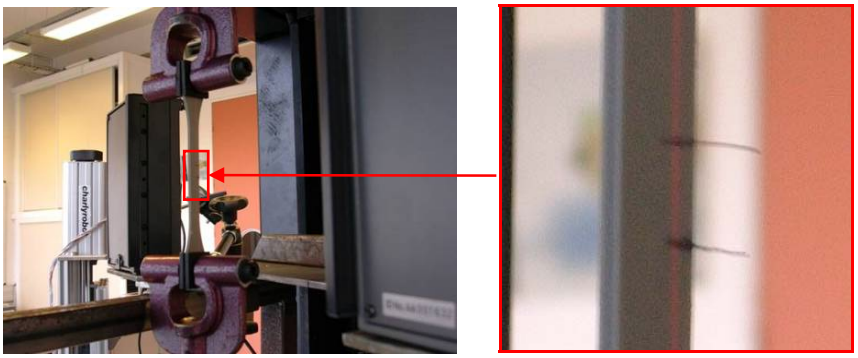


Figure 2.13 Montage avec la nappe laser, vue du récepteur et vue du faisceau, ici dévié sur l'éprouvette

En Figure 2.13 est présenté le montage de mesure par nappe laser. Le principe est de mesurer la distance entre les deux ombres des drapeaux parallèles collés sur l'éprouvette (Figure 2.14). Les ombres sont générées par un faisceau laser et leur écartement est mesuré par un récepteur. La mesure a une précision absolue de 0,05 mm.

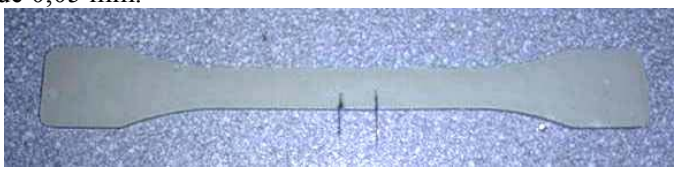


Figure 2.14 Eprouvette haltère avec les drapeaux de mesure d'allongement sur la zone utile

Pour mesurer la déformation transversale de l'éprouvette, un suivi de points par analyse d'images a été utilisé, voir le montage Figure 2.15. Sur l'éprouvette sont placés des points qui sont pris en photo à intervalles de temps fixes. Les images sont ensuite traitées à l'aide d'un logiciel spécifique[1] (illustration Figure 2.16) et les déformations dans les directions longitudinales et transversales peuvent être calculées.

Figure 2.15 Montage de l'appareil photo numérique sur pied motorisé et macroscope

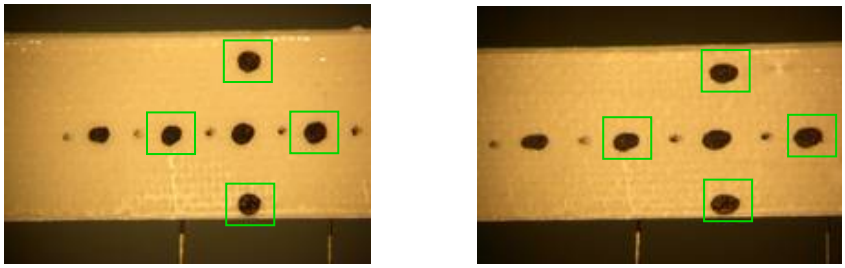


Figure 2.16 Analyse logicielle des images de suivi de points

[1] Ariane, de Jean-Chistophe Teissedre, Centre des Matériaux

Traction monotone

Différentes vitesses de déformation ont été employées pour mettre en évidence l'effet de la vitesse de sollicitation sur le comportement. Dès les faibles niveaux de déformation, les courbes de contrainte/déformation à différentes vitesses de déformation se distinguent (Figure 2.17). La colle XPU est donc clairement viscoélastique. Le coefficient de Poisson est mesuré par corrélation d'images à 0,44, le dépouillement en contraintes et déformations nominales est donc justifié. Il n'y a pas de striction, même jusqu'à la rupture.

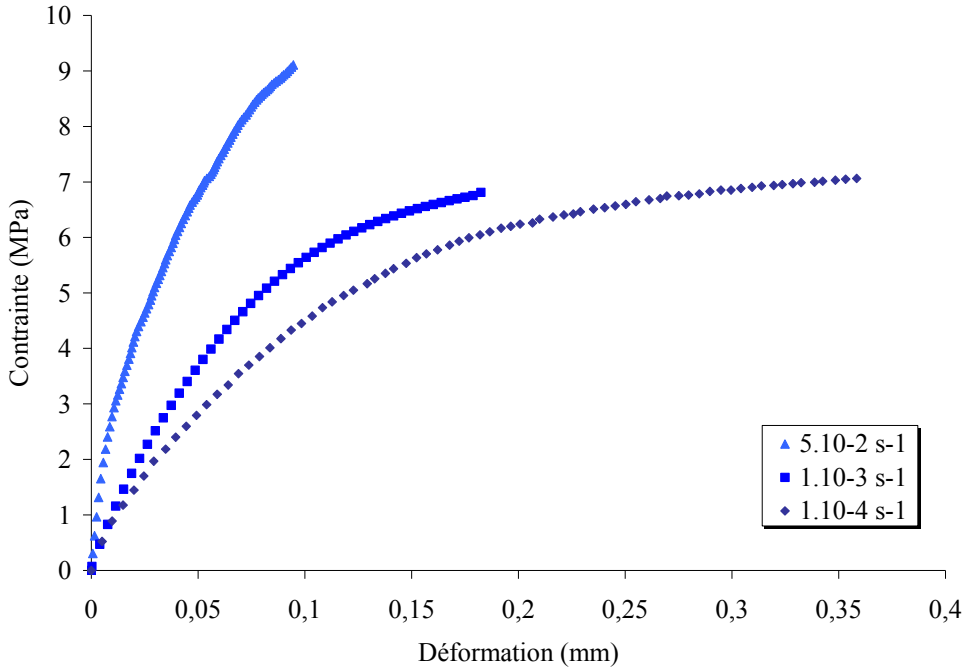


Figure 2.17 Effet de la vitesse de déformation sur le comportement en traction, 1 spécimen pour 1.10-4, 4 spécimens pour 1.10-3 et 2 spécimens pour 1.10-2 - colle XPU

Fluage

Un essai de fluage à une faible contrainte permet de connaître les temps caractéristiques de la viscosité de la colle XPU (Figure 2.18). Au bout de 10^5 s, aucun fluage tertiaire ou rupture n'apparaît.

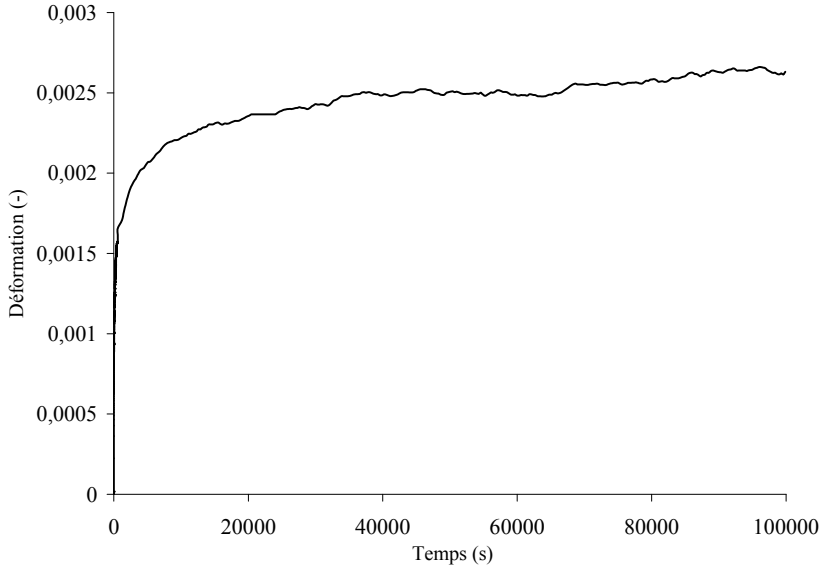


Figure 2.18 Comportement en fluage dans le domaine réversible, contrainte de 0,1 MPa, 1 spécimen - colle XPU

Charges-décharges

Parmi les méthodes d'identification de la limite d'élasticité qui existent, l'observation d'une déformation rémanente après la décharge de l'éprouvette a été choisie. Des essais cycliques de charges-décharges ont permis de cerner la limite de réversibilité. Ces essais sont pilotés à la vitesse de contrainte constante de 0,1 MPa.s^{-1} en charge comme en décharge, de manière à avoir une vitesse de déformation quasi-statique pour limiter l'influence de la viscoplasticité, s'il y en a. La vitesse de déformation correspondante est proche de 10^{-3} s^{-1}. Le niveau de contrainte est augmenté de 1 MPa à chaque cycle. Le comportement obtenu est illustré Figure 2.19.

La décharge se caractérise par un retour d'abord rapide (retour élastique) puis très lent (retour visqueux). Un « certain temps » est nécessaire à évacuer toute la viscosité et la déformation résultante est la déformation due aux mécanismes irréversibles. En pratique, ce temps subjectif est celui nécessaire à une stabilisation d'au moins un quart d'heure de la mesure de déformation à contrainte nulle, voir Tableau 2.2.1.

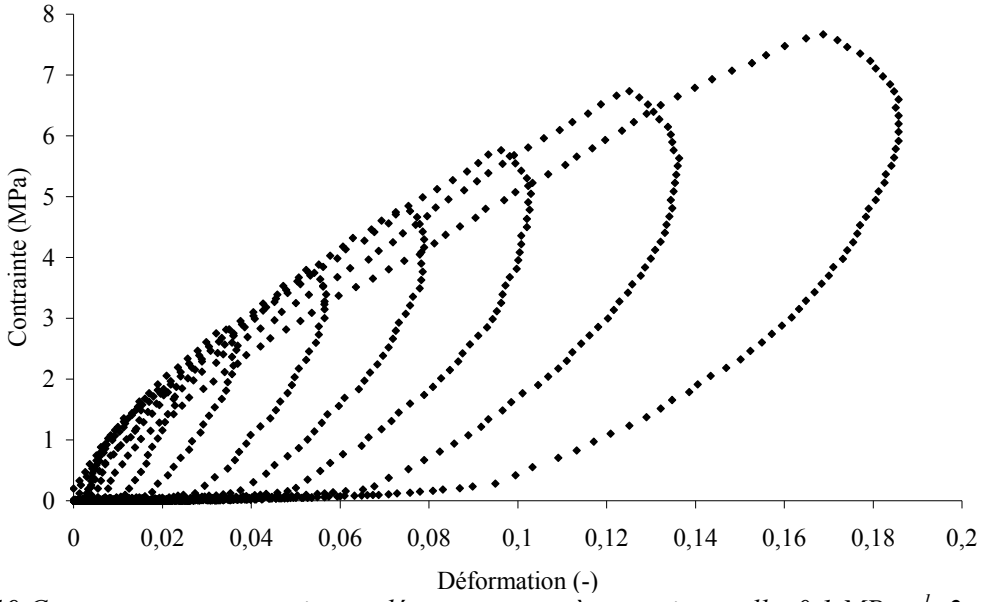


Figure 2.19 Comportement en traction cyclée avec retour à contrainte nulle, 0,1 MPa.s^{-1}, 2 spécimens - colle XPU

	Charge 1	Charge 2	Charge 3	Charge 4	Charge 5	Charge 6	Charge 7
Contrainte maximale atteinte	2 MPa	3 MPa	4 MPa	5 MPa	6 MPa	7 MPa	8 MPa
Temps d'attente à contrainte nulle	38 min	1h20	1h10	1h20	2h40	2h40	2h40
Déformation résiduelle observée	0	0	0	0,0021	0,004	0,0068	0,0107

Tableau 2.4 Paramètres et résultats des essais de charge-décharge, moyenne des 2 spécimens - colle XPU

2.2.2. La colle polysulfure FMV

Les éprouvettes haltères de colle FMV respectent la norme [ISO 37, 2005] et sont de type 2 (voir annexes, Figure 9.8). La section utile mesurée est de 4x2 mm en moyenne. Des pastilles réfléchissantes sont collées sur la zone utile à l'aide d'une presse manuelle et espacées de 10 mm.

Métrologie

La charge est mesurée par une cellule de force de capacité 100 daN (la plus petite disponible), d'une précision relative de ±0,1 %. La mesure de la déformation de la longueur utile de l'éprouvette, soit environ 10 mm, est faite par un extensomètre laser à réflexion Lloyd Instruments Laserscann 200, d'une précision relative de ± 0,5 %, voir le faisceau émis Figure 2.6.

Traction monotone

Des essais uniaxiaux de comportement du mastic-colle à l'état massif ont été menés en contrôle de vitesse de déformation vraie et en contrôle de vitesse de déformation nominale. La Figure 2.20 montre le comportement en contrainte – déformation jusqu'à rupture sur une gamme de vitesse de 1 à 20. L'effet de la vitesse est présent dès le début des courbes mais reste globalement faible.

Le coefficient de Poisson s'établit à 0,49, valeur courante pour un polymère élastomérique. L'hypothèse de déformation isochore du matériau peut être faite et, pour certains essais, les contraintes et déformations sont entendues comme vraies. Pour ces essais, le calcul de la vitesse de déformation vraie est fait en temps réel par l'électronique de commande à partir de la mesure d'élongation de l'éprouvette. Ainsi, la vitesse de déformation dans la section utile de l'éprouvette est bien constante, même à grand taux d'extension.

Toutefois, les essais pilotés et exploités en petites déformations allant jusqu'à la rupture qui ont été présentés sont nécessaires pour la suite des travaux.

Dans la représentation de la Figure 2.21, une remontée hyperélastique (ou élasticité entropique, voir [Halary et al., 2008]) est observée au-delà de 50% de déformation vraie.

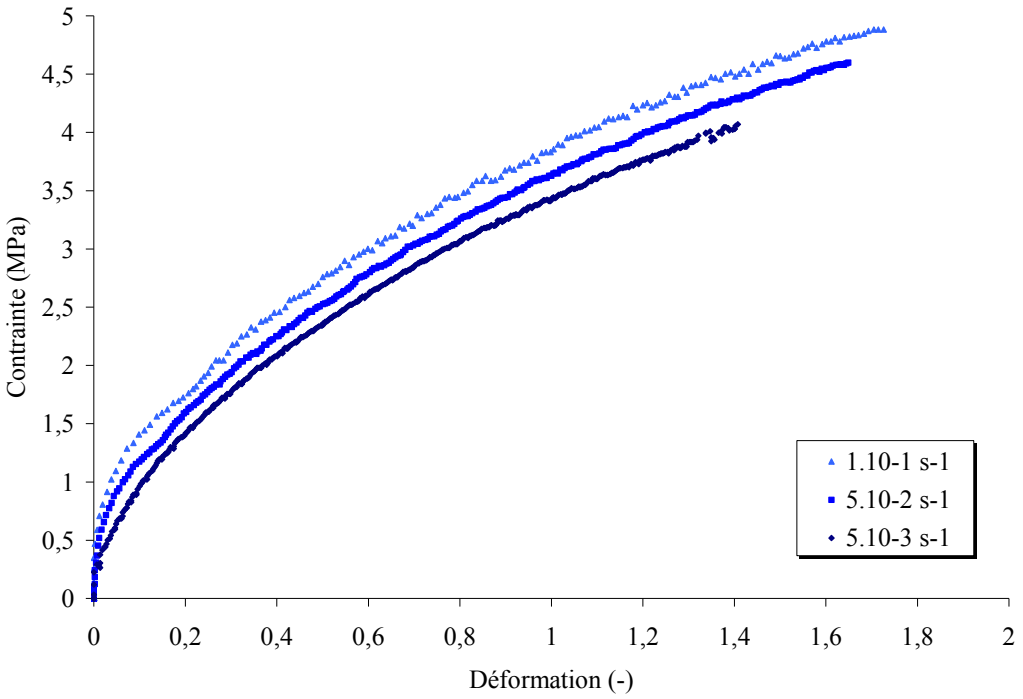


Figure 2.20 Effet de la vitesse de déformation nominale sur le comportement en traction, 4 spécimens par vitesse – colle FMV

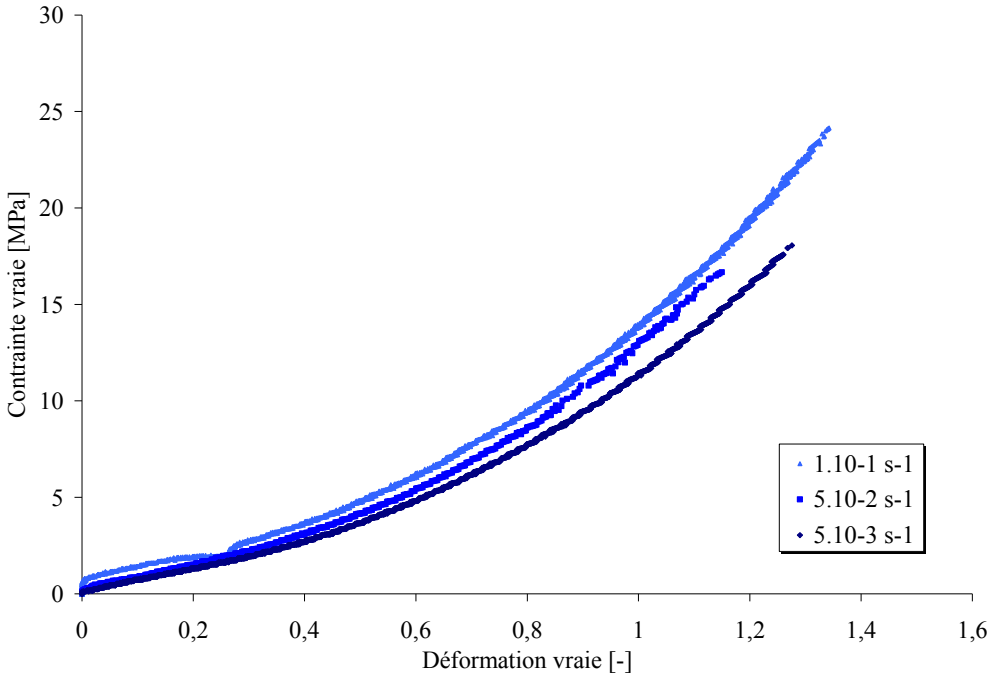


Figure 2.21 Effet de la vitesse de déformation vraie sur le comportement en traction – colle FMV

Fluage

Les essais de fluage (Figure 2.22) suivis d'une relaxation longue (4h de fluage – plus de 20h de relaxation)[1] permettent de caractériser la déformation rémanente (Figure 2.23). Celle-ci atteint 2,2% après un fluage à 2 MPa.

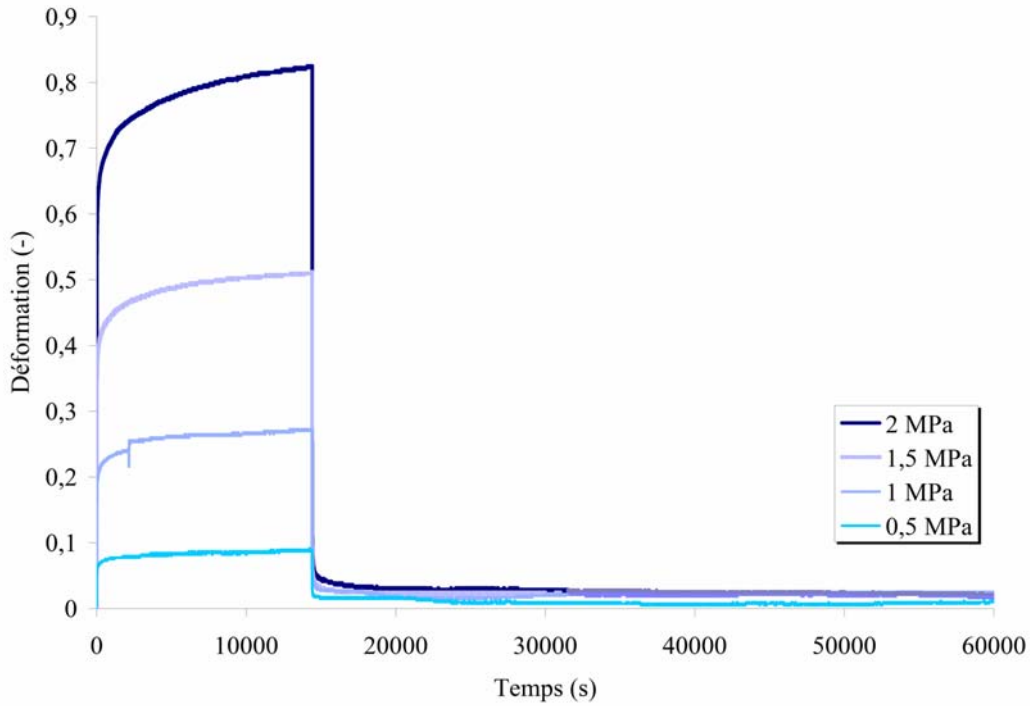


Figure 2.22 Fluage à différents niveaux de contrainte, 1 spécimen par niveau - colle FMV

Vu que des déformations irréversibles apparaissent dès les plus bas niveaux de contrainte, comment statuer sur la plasticité du matériau ? La précision absolue de mesure de la charge aux niveaux

[1] préconisations EADS-IW

considérés est d'environ 0,2 N, ce qui, pour un matériau de module de Young de 3 MPa et de section utile nominale 4x2 mm², représente une déformation de 0,8%. Il est donc probable que la limite de sensibilité de la boucle d'asservissement de la machine soit atteinte et que la déformation résiduelle mesurée soit plus caractéristique du jeu du système que d'une réelle plasticité de la colle FMV. Néanmoins, ces essais peuvent être exploités de manière comparative : un plus grand niveau de déformation engendre une plus grande déformation résiduelle.

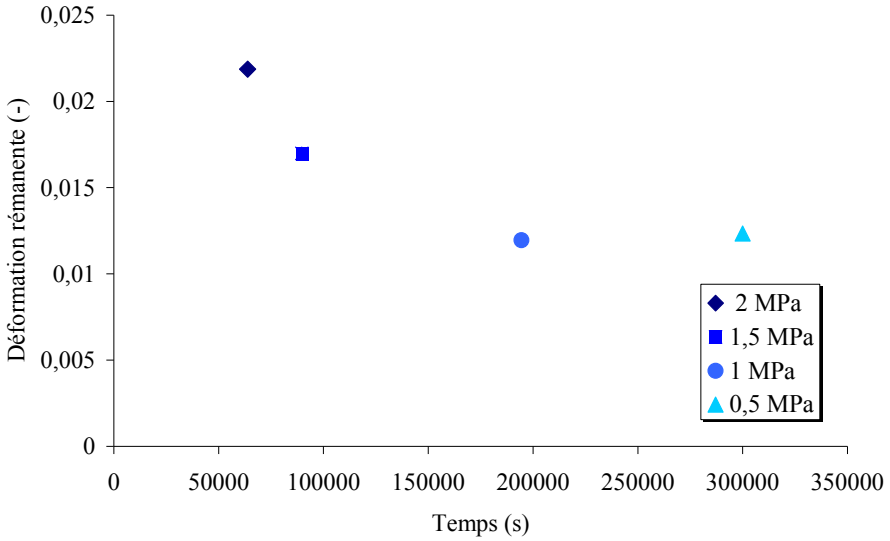


Figure 2.23 Déformation rémanente en fonction du temps de relaxation à contrainte nulle pour différents niveaux de contrainte atteints - colle FMV

Relaxation

Des essais de relaxation à trois niveaux de déformation vraie ($\varepsilon_V = 0,2$, $\varepsilon_V = 0,4$ et $\varepsilon_V = 0,6$, voir Figure 2.24) mettent en avant une viscosité se développant aux temps courts : 80% de la déformation aux temps longs (à 900 s) sont atteints dès 80 s de relaxation. Les essais ont duré jusqu'à 1600 s et un plateau de relaxation des contraintes est atteint dès 600 s. Cette relaxation a une cinétique linéaire, c'est-à-dire indépendante du niveau de déformation choisi, tel que visible Figure 2.25, où les niveaux de contrainte ont été normés par rapport à leur maximum.

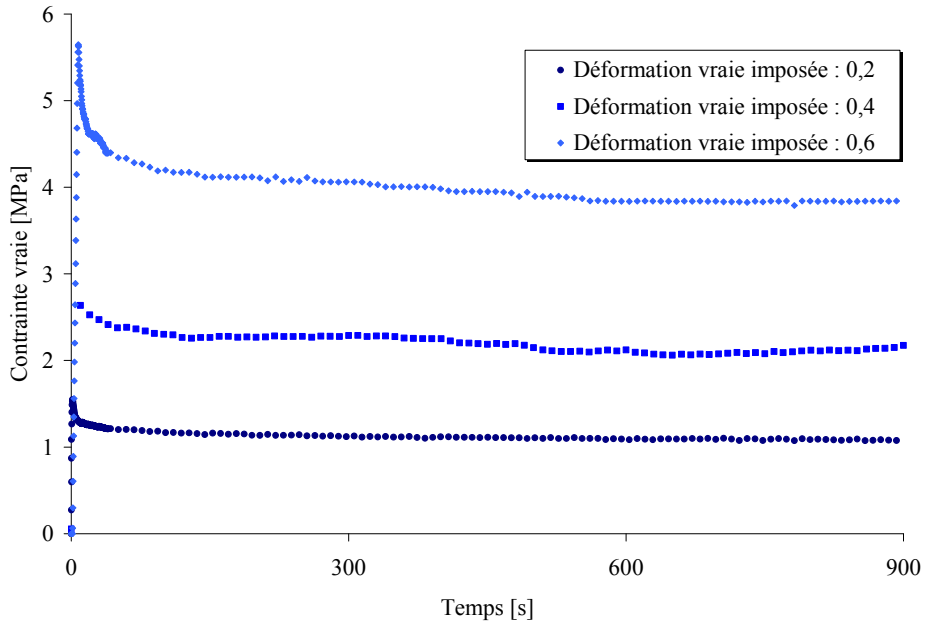


Figure 2.24 Relaxation de la contrainte pour différents niveaux de déformation imposés, 1 spécimen par niveau - colle FMV

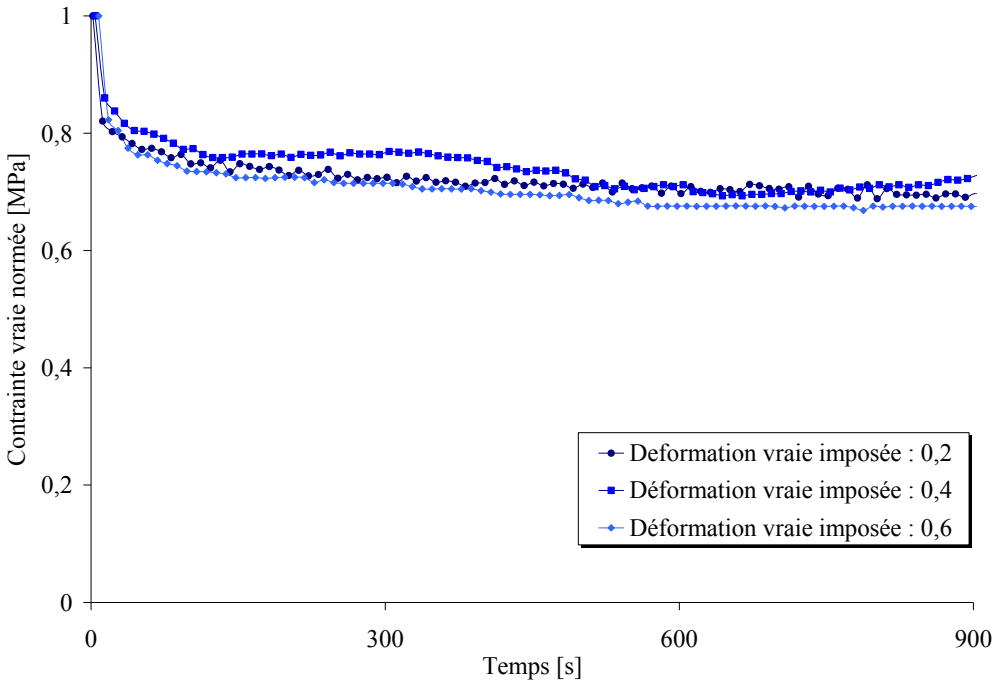


Figure 2.25 Cinétique de relaxation pour différents niveaux de déformation imposés - colle FMV

Charge-décharge interrompue

Une charge-décharge à la vitesse de déformation vraie $\dot{\varepsilon}_V = 0{,}05$ et jusqu'à la déformation de $\varepsilon_V = 0{,}8$ (soit 2/3 de la déformation à rupture) est faite sur les éprouvettes uniaxiales, en observant 4 paliers de relaxation de 80 s à la charge comme à la décharge. A la fin du dernier palier de décharge, la consigne de la machine a été basculée en contrainte nulle pendant 80 s, ce qui explique la fin de la courbe de consigne de la Figure 2.26. Le comportement est typique d'un matériau viscoélastique, avec une relaxation importante de la contrainte pendant les paliers de déformation en charge avec inversement une remontée de la contrainte lors des paliers en décharge. La Figure 2.27 montre la courbe de comportement obtenue.

Ces essais permettent, éventuellement, d'identifier le comportement à l'état relaxé en traçant le « chemin d'équilibre » (voir [Qi et al., 2005]) en faisant la moyenne entre les points de comportement relaxé en regard d'un même palier de relaxation en déformation.

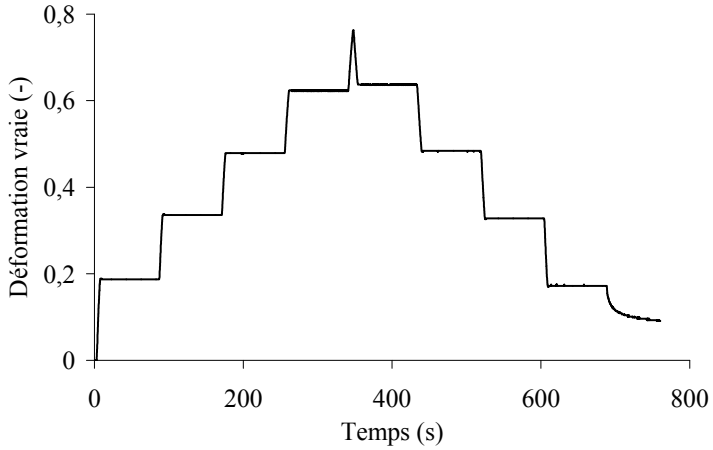


Figure 2.26 Pilotage de l'essai de charge-décharge interrompue - colle FMV

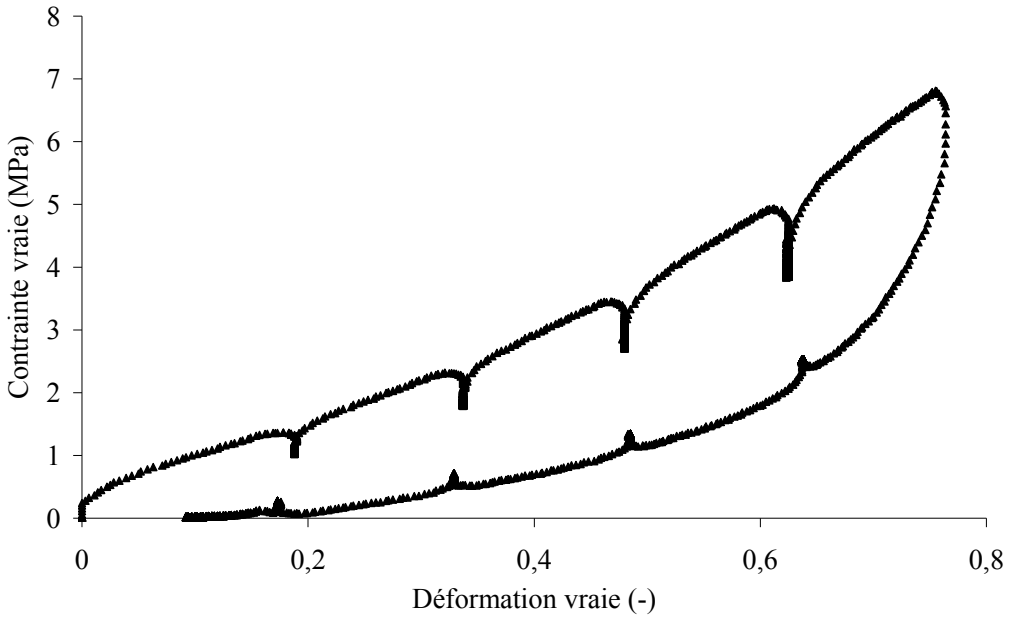


Figure 2.27 Essai de charge-décharge interrompue à 0,05 s^{-1}, 2 spécimens testés - colle FMV

Essais cyclés

La dépendance à l'histoire de sollicitation du comportement d'un matériau élastomérique tel que la colle FMV a été étudiée de manière exploratoire. Les résultats reportés ici n'ont pas été utilisés car le matériau est toujours utilisé à l'état vierge par la suite, mais les résultats obtenus ont averti le constructeur de cet aspect qui pourrait se révéler pénalisant pour le dimensionnement d'une structure soumise à la fatigue (amoindrissement des caractéristiques mécaniques avec le cyclage).

Les essais de charge-décharge interrompue ont été répétés sur une même éprouvette (Figure 2.28). A la fin d'un cycle, les éprouvettes présentent un certain taux de déformation résiduelle après le palier à contrainte nulle. La longueur utile est mesurée après 3 minutes de recouvrance à charge nulle et la base de mesure de l'extensomètre est actualisée avec cette valeur pour le chargement suivant. Ainsi, le pilotage du cycle suivant est bien similaire à celui d'une éprouvette vierge.

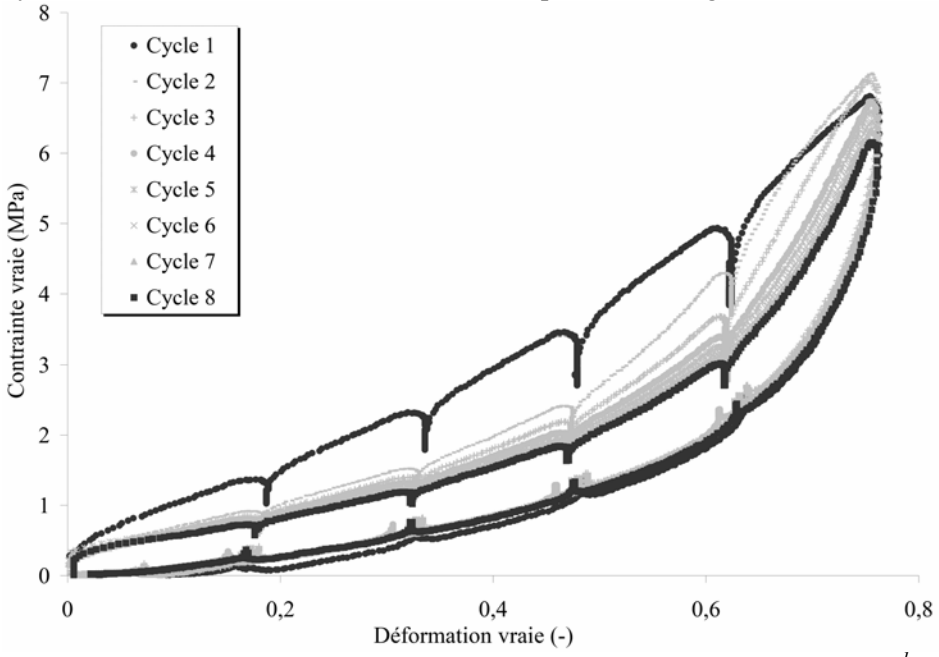


Figure 2.28 Comportement lors de cycles de charges-décharges interrompues à 0,05 s^{-1}, 1 spécimen - colle FMV

Ces essais ont été inspirés des articles de référence [Qi et al., 2004] et [Qi et al., 2005]. Tout comme ces auteurs, nous faisons cinq observations.

1. La courbe du second cycle est bien plus complaisante que celle du premier cycle.
2. Le comportement tend à se stabiliser après un certain nombre de cycles, avec un adoucissement maximal observé après le premier cycle.
3. Lorsque la déformation approche la déformation maximale atteinte lors d'un cycle antérieur, la contrainte elle aussi tend vers la contrainte maximale atteinte lors de ce cycle.
4. Les chemins de décharge depuis une déformation donnée suivent tous la même courbe, quel que soit le numéro du cycle.
5. La déformation résiduelle apparaît de manière prédominante après le premier cycle, car les cycles suivants n'en apportent pas significativement.

Il reste à montrer que l'adoucissement dépend de l'histoire de chargement ; une plus grande déformation préalable va créer un plus grand adoucissement.

Des essais de relaxation cyclés ont également été réalisés, dans le but de valider une éventuelle modélisation du phénomène d'adoucissement (Figure 2.29).

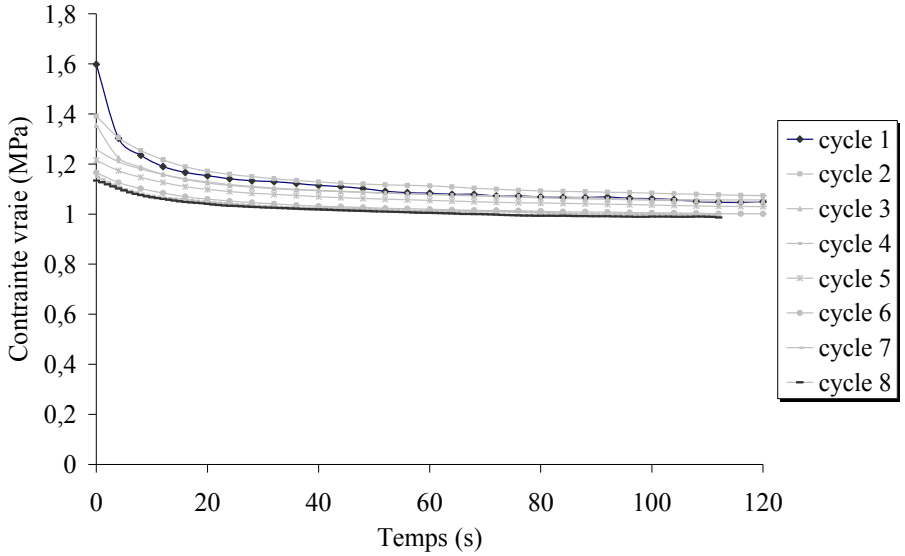


Figure 2.29 Relaxation cyclée à 60% de déformation vraie, 1 spécimen - colle FMV

2.2.3. Les matériaux stratifiés

C'est dans le cadre de la théorie des matériaux stratifiés que sont caractérisés le bois contreplaqué et le composite. Les plis de ces deux matériaux stratifiés (de mats, unidirectionnels ou tissus) possédant trois plans de symétrie orthogonaux deux à deux (voir Figure 2.30), leur comportement d'un point de vue de l'élasticité linéaire s'identifie à celui d'un matériau orthotrope. En effet, pour le bois comme pour le composite étudiés, la stratification est le résultat d'un empilement de plis de tissus orientés de $\theta = 0°$ ou $\theta = 90°$ dans $R(O, \boldsymbol{x_1}, \boldsymbol{x_2}, \boldsymbol{x_3})$ ou alors d'un mat, sans orientation préférentielle. Le comportement de l'empilement conserve donc les mêmes symétries matérielles et vérifie par conséquent l'hypothèse d'orthotropie. Ainsi, les matériaux présentent en tout point deux symétries de comportement mécanique, chacune par rapport à un plan et ces deux plans étant orthogonaux.

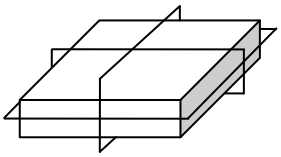


Figure 2.30 Plans de symétrie du comportement

Des essais de traction uniaxiale ont été réalisés sur machine Instron hydraulique, aux mors autoserrants hydrauliques, de largeur 50 mm. La salle d'essais est climatisée à 23°C car la température

a une influence majeure sur le comportement mécanique du bois. Les extensomètres utilisés ont une précision relative de 0,01%. Les trois directions de déformation de l'éprouvette sont mesurées (voir par exemple la Figure 2.33), limitant ainsi le nombre d'essais nécessaires à la caractérisation complète de la matrice de souplesse.

Les essais de cisaillement dans le plan de couche utilisent la norme européenne [AFNOR NF EN 2563, 1997] complétée de [Krawczak, 1997][1] pour déterminer les dimensions de l'éprouvette et la distance entre appuis (Figure 2.31). La force appliquée sur la pane supérieure est enregistrée au moyen d'une cellule de charge spécifique à la compression d'une précision relative de 0,1%. La flèche est mesurée en dessous de l'éprouvette, en regard du point d'application de la force par un capteur LVDT[2] d'une résolution de 0,05 mm. La contrainte de cisaillement interlaminaire est donnée par $\sigma = \frac{3F}{4bh}$ et la déformation par $\varepsilon = 6\frac{wh}{L^2}$, où w est la flèche enregistrée par le capteur LVDT[3].

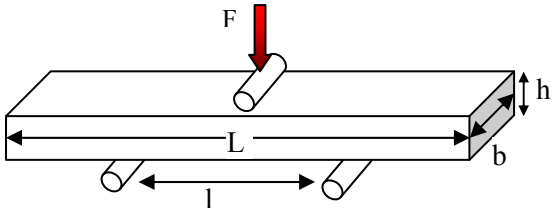


Figure 2.31 Schéma de l'essai de flexion trois points à appuis rapprochés

Les éprouvettes de compression sont débitées à l'aide d'une scie cloche. La flèche est mesurée entre les deux plateaux de compression, décalés par rapport à l'éprouvette de 3 cm environ, au moyen d'un capteur LVDT d'une résolution de 0,05 mm. Le plateau supérieur où est appliquée la force est muni d'une rotule et la compression d'une cale en bois de la même épaisseur que le matériau testé permet de centrer le point d'application de la force sur l'éprouvette circulaire. L'épaisseur h (voir Figure 2.32) est imposée par l'épaisseur du stratifié mais le diamètre est choisi de manière à éviter le flambage (ratio hauteur sur diamètre inférieur à 1). La friction sur les plateaux de compression est réduite car leur surface est polie miroir et le ratio initial de la hauteur sur le diamètre est supérieur à 0,3.

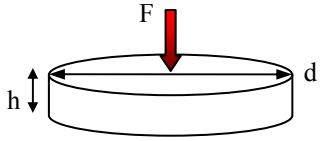


Figure 2.32 Schéma des essais de compression transversale

[1] article citant la norme EN ISO 14125
[2] Linear Variable Differential Transformer
[3] Prendre w comme le déplacement du point inférieur du composite est une approximation car la norme précise que c'est le déplacement de la fibre neutre du stratifié qui doit être considéré.

Le bois contreplaqué

Des éprouvettes droites de 45 mm de large ont été débitées dans les plaques de contreplaqué de 15 mm d'épaisseur qui ont été fournies par le partenaire industriel, voir dessin de définition en annexes Figure 9.9. La Figure 2.34 présente le comportement en traction longitudinale et hors-axes. Celui-ci est linéaire jusqu'à rupture lorsque la sollicitation se fait selon un axe privilégié (sens 1 ou 2). Le comportement dans le sens 12 est considéré avant le seuil de linéarité de la courbe, situé à 13 MPa. Les dimensions caractéristiques de l'essai de flexion trois points telles que mentionnées Figure 2.31 sont données Tableau 2.2.2.

Le comportement en cisaillement dans le plan de couche apparaît Figure 2.35 et des images au cours de l'essai ont été prises, voir Figure 2.36.

Les essais de compression sur le bois contreplaqué utilisent des éprouvettes dont les dimensions sont données Tableau 2.2.3. Le comportement obtenu apparaît Figure 2.37.

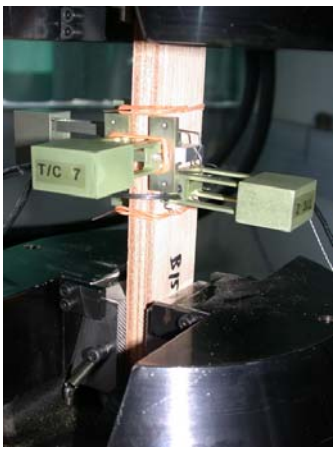


Figure 2.33 Instrumentation à trois extensomètres des essais sur bois contreplaqué

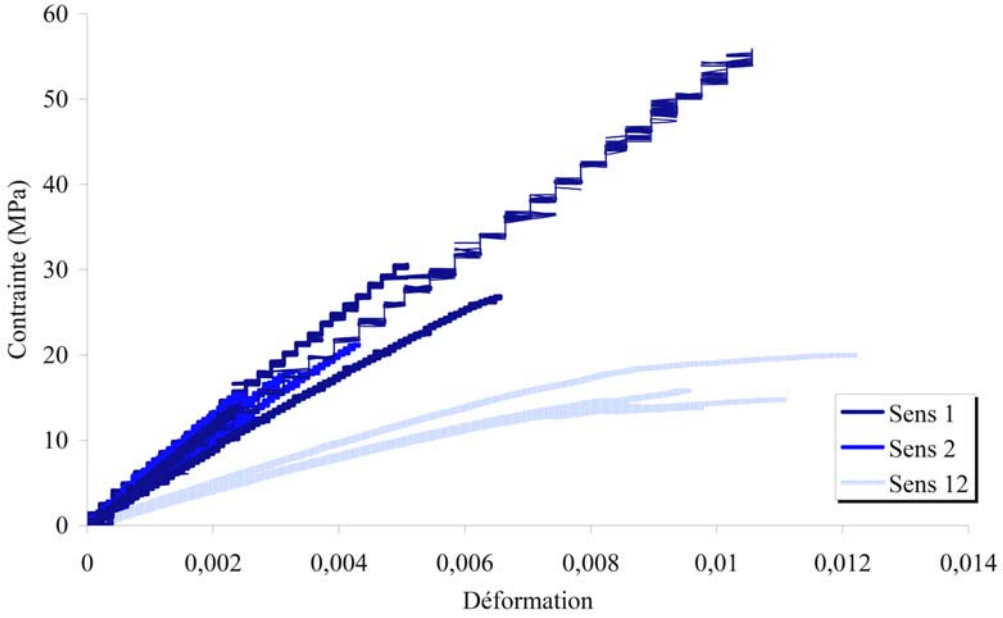


Figure 2.34 Comportement en traction uniaxiale, 3 spécimens par sens – bois contreplaqué

Dimension	L	b	h	l
Valeur	150 mm	75 mm	15,1 mm	75 mm

Tableau 2.5 Dimensions caractéristiques de l'essai de flexion trois points pour le bois

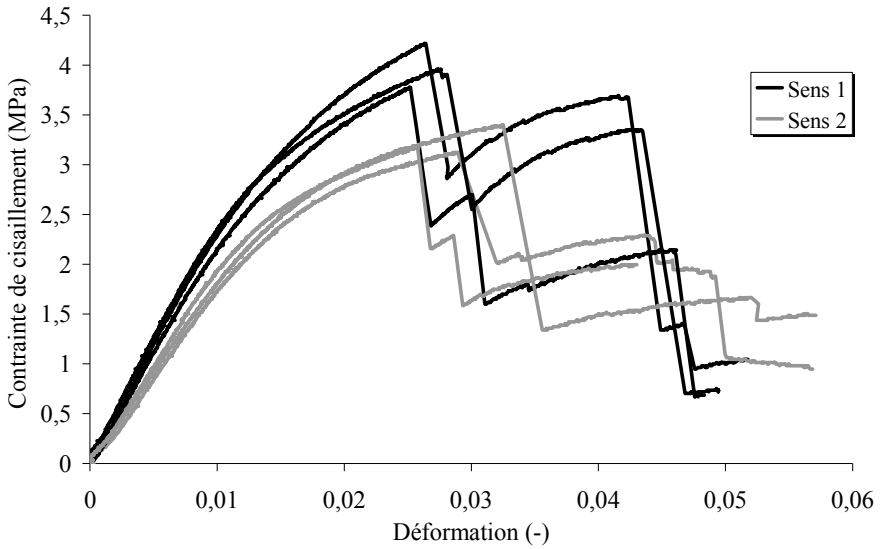


Figure 2.35 Comportement en cisaillement dans le plan de couche, 3 spécimens par sens – bois contreplaqué

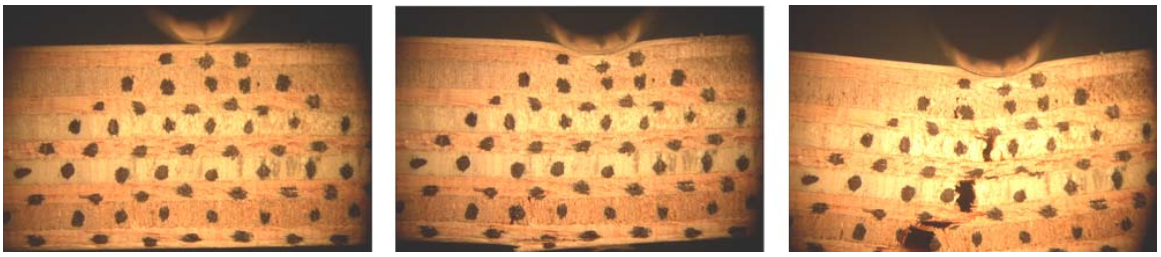


Figure 2.36 Tranche de l'éprouvette lors des essais de flexion trois points sur bois

Dimension	d	h
Valeur	43 mm	15 mm

Tableau 2.6 Dimensions caractéristiques de l'éprouvette de compression en bois

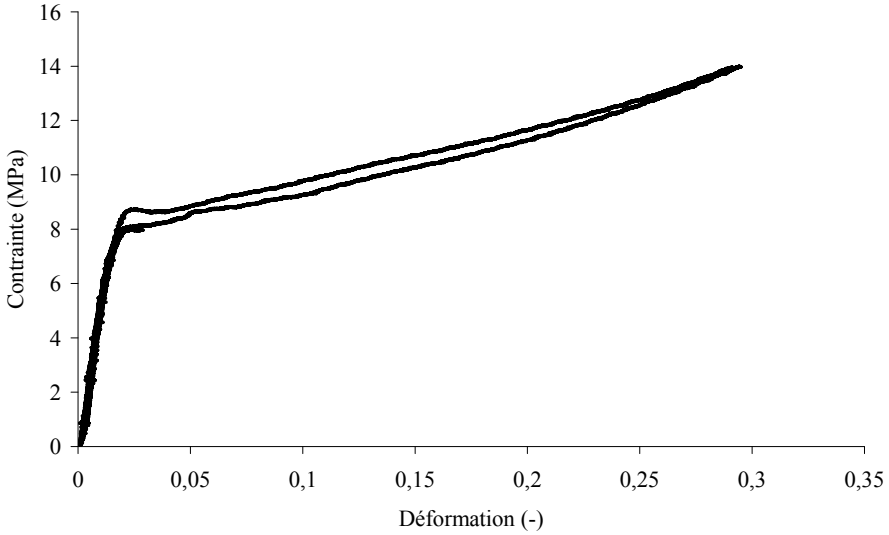


Figure 2.37 Comportement en compression, 3 spécimens – bois contreplaqué

Le composite stratifié

Des éprouvettes droites de 50 mm de large ont été débitées dans des plaques de 6 mm d'épaisseur. La géométrie des éprouvettes de traction en composite est donnée en annexes Figure 9.10. La Figure 2.38 présente le comportement en traction dans les sens chaîne (dit sens 1), trame (dit sens 2) et hors-axes à 45° (dit sens 12). Dans tous les sens, le composite stratifié a un comportement parfaitement linéaire jusqu'à rupture, ce qui est dû à la stratification choisie (orthotropie des couches tissées et isotropie dans le plan des couches de mat). Les éprouvettes de flexion ont les dimensions caractéristiques données dans le Tableau 2.2.4.

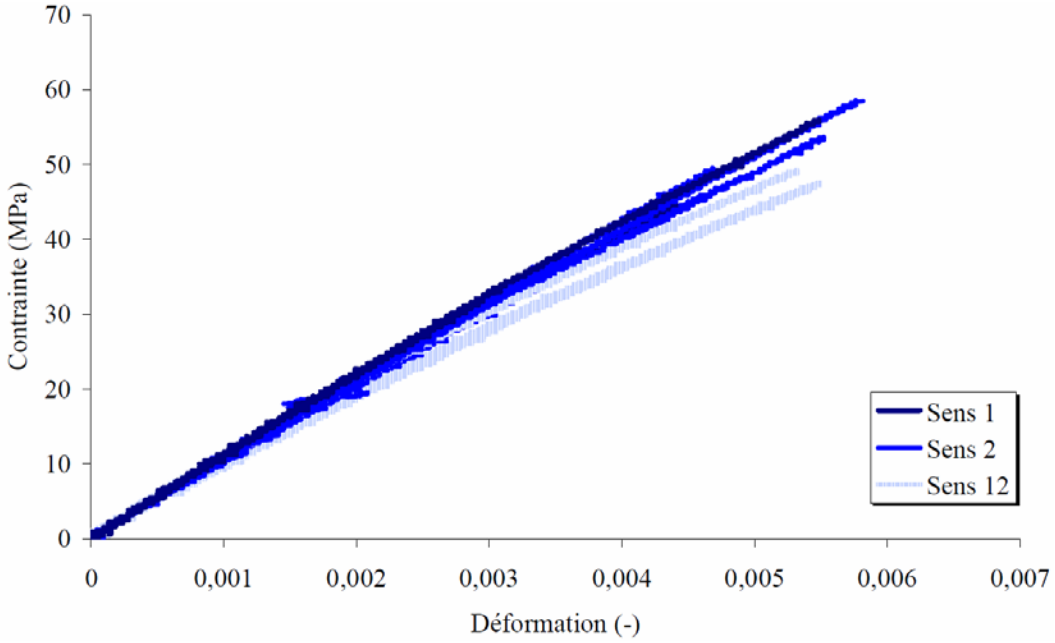


Figure 2.38 Comportement en traction uniaxiale, 3 spécimens par sens – composite

Dimension	L	b	h	l
Valeur	60 mm	30 mm	6 mm	30 mm

Tableau 2.7 Dimensions caractéristiques de l'essai de flexion trois points pour le composite

Afin d'évaluer l'éventuelle influence de la non symétrie de la stratification, les deux sens ont été testés : la face où le gel coat est appliqué est placée au-dessus ou au-dessous de la pane centrale. Le comportement en cisaillement dans le plan de couche dans le sens 1 est donné en Figure 2.39 et dans le sens 2 en Figure 2.40. Le montage est présenté Figure 2.41. La Figure 2.42 permet de voir l'endommagement du composite sous la pane supérieure et la vérification du bon centrage de la charge. Le comportement en flexion est globalement linéaire jusqu'à atteindre la première rupture, qui intervient entre couches. Les courbes présentent une première pente faible du fait de l'écrasement, d'un côté de la couche de gel coat et de l'autre des irrégularités de surface du composite (moulé au contact).

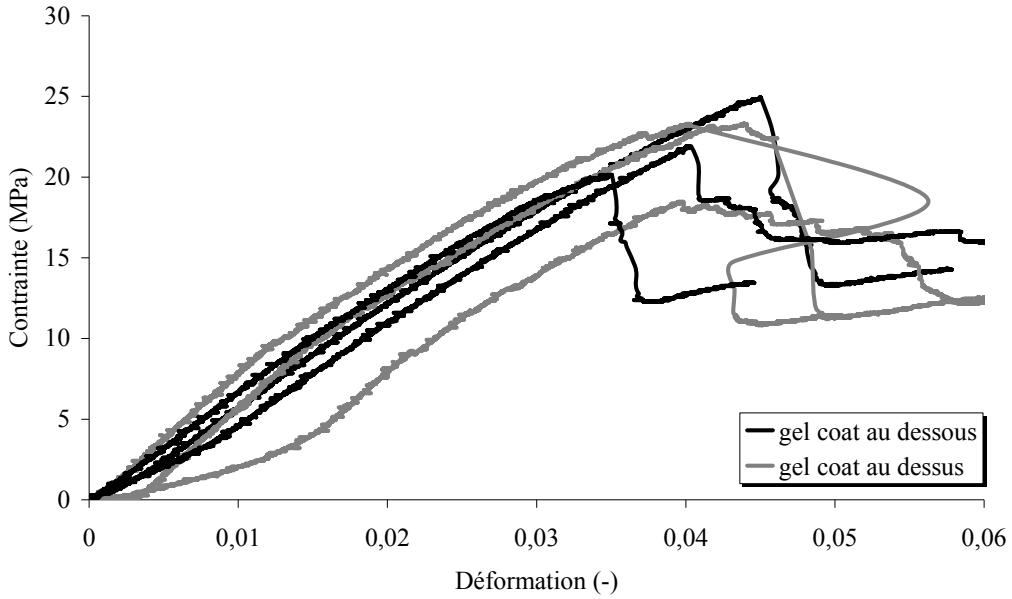


Figure 2.39 Comportement en cisaillement dans le plan de couche, sens 1, 3 spécimens par configuration – composite

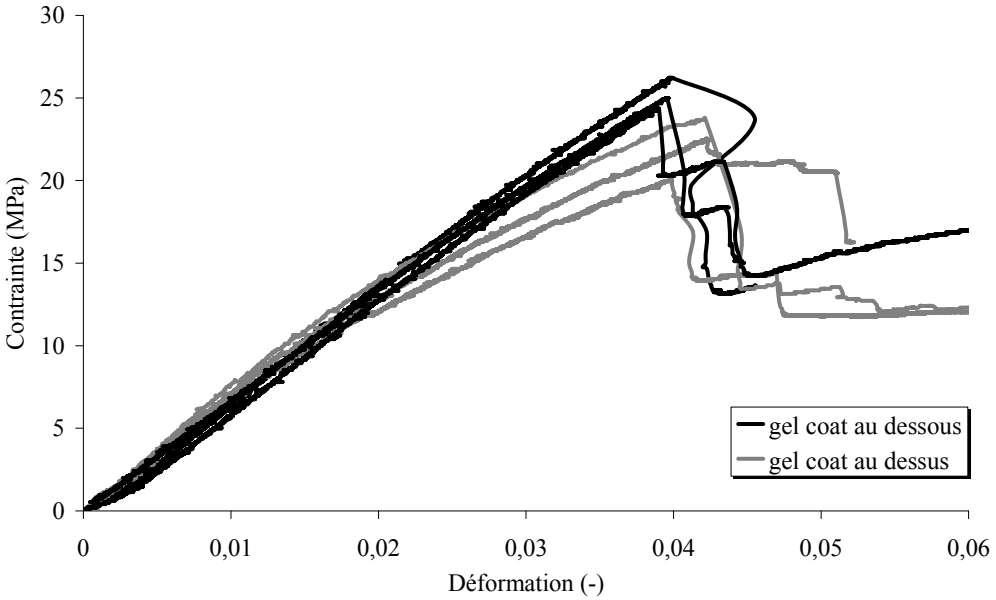


Figure 2.40 Comportement en cisaillement dans le plan de couche, sens 2, 3 spécimens par configuration – composite

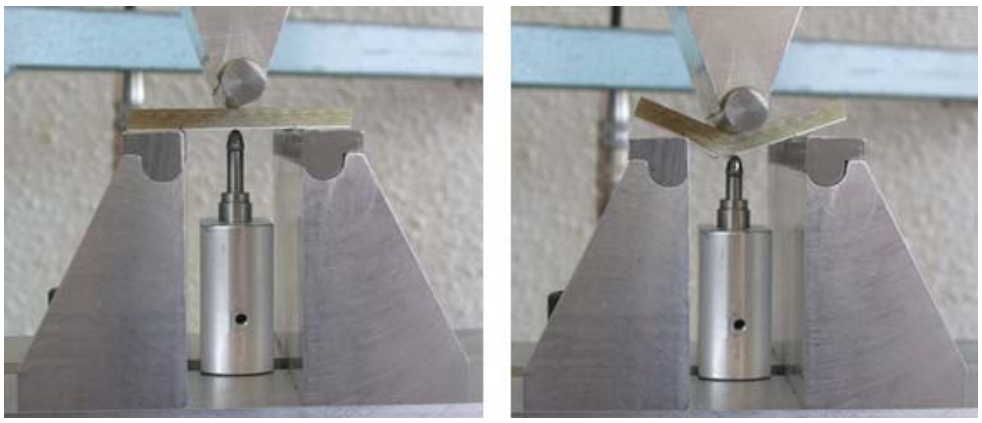


Figure 2.41 Essais de flexion trois points sur composite : montage et mesure du déplacement

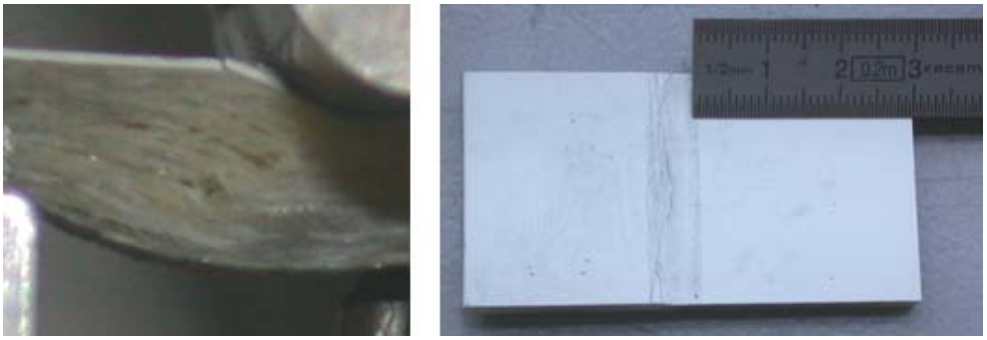


Figure 2.42 Essais de flexion trois points : endommagement du composite sous la pane centrale (à gauche) et vérification du centrage de la charge (à droite)

Les essais de compression sur le bois contreplaqué utilisent des éprouvettes dont les dimensions sont données Tableau 2.2.5. Les éprouvettes sont débitées à l'aide d'une carotteuse à meule diamant et la coupe se fait sous eau afin de ne pas échauffer la résine. Le comportement obtenu apparaît Figure 2.43. Le comportement en compression est considéré à partir du seuil de 10 MPa, car la première pente de la courbe est uniquement caractéristique de l'écrasement de la surface, irrégulière, du composite.

Dimension	d	h
Valeur	18 mm	6 mm

Tableau 2.8 Dimensions caractéristiques de l'éprouvette de compression en composite

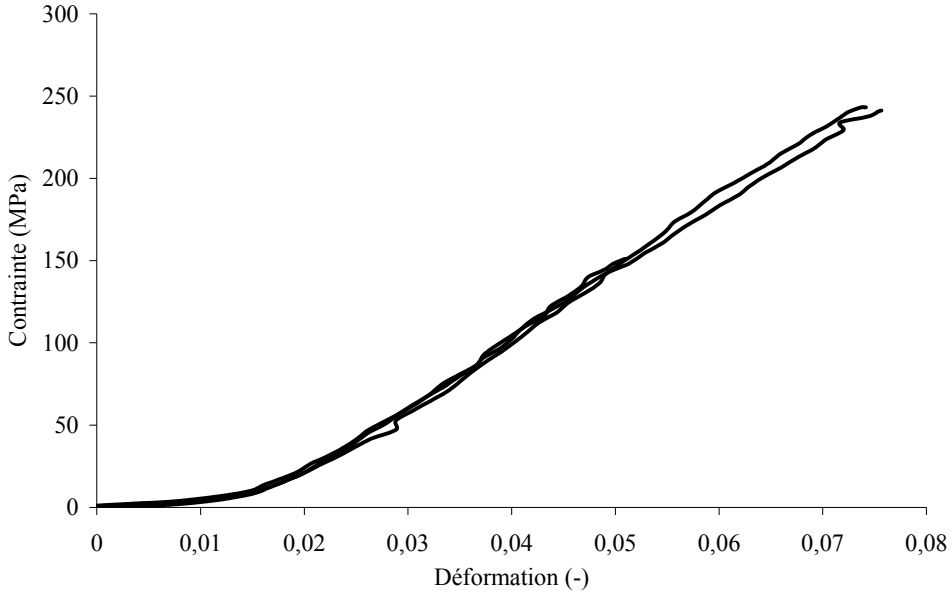


Figure 2.43 Comportement en compression, 3 spécimens - composite

2.2.4. L'alliage d'aluminium

Les éprouvettes ont une géométrie traditionnelle d'éprouvettes plates de traction, avec une section utile de 2,6 x 13,2 mm² en moyenne, voir Figure 2.44. Six éprouvettes ont été testées, avec une gamme de vitesse de $5{,}4.10^{-6}$ s^{-1} à $1{,}4.10^{-3}$ s^{-1} en contrôle de vitesse de déformation.

Les essais sur les éprouvettes d'aluminium n'ont pas montré une différence de comportement en fonction de la vitesse. Le comportement présenté Figure 2.45 peut se qualifier d'élasto-plastique avec un écrouissage non linéaire.

Figure 2.44 Eprouvette de traction en aluminium 2024 avec traitement anticorrosion et peinture d'apprêt, telle qu'un panneau de fuselage d'avion

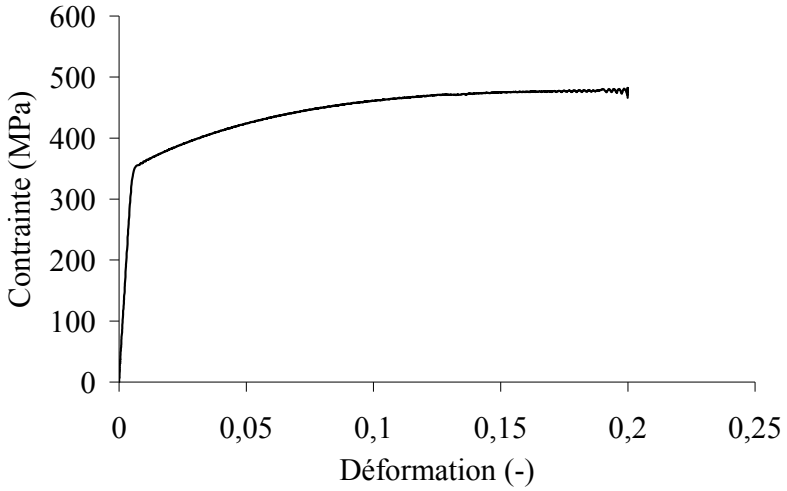


Figure 2.45 Comportement en traction de l'alliage d'aluminium 2024, représentation d'un spécimen parmi les 6 testés

2.3. Caractérisation *in situ* : le dispositif Arcan-Mines

2.3.1. Intérêt et présentation du moyen de mesure in situ

L'intérêt d'un moyen d'essai en assemblage de la colle est triple.

1. Pour l'isotropie. Certains polymères chargés de particules peuvent présenter une anisotropie du comportement mécanique due à l'orientation des charges, en particulier si elles sont planes et lamellaires. C'est le cas dans [Joannès, 2007] où les charges minérales peuvent s'orienter dans le plan de l'épaisseur et s'exfolier. Dans ce cas, le comportement de la colle est différent selon son axe de sollicitation. Par exemple, [Joannès, 2007] obtient, à l'état adhésif, une raideur en cisaillement de la colle rapportée à l'épaisseur[1] égale à 600 MPa à une épaisseur de 600 µm contre un module de Coulomb de 965 MPa à l'état massif. Ceci est dû à l'orientation des particules planes de talc selon l'épaisseur.

2. Pour l'effet d'épaisseur, en particulier pour les colles agressives chimiquement avec les substrats telles que les polyuréthanes et les époxys. L'épaisseur de la colle a bien sûr un effet sur le comportement de la structure, mais aussi sur le comportement de la colle elle-même. En effet, les colles peuvent attaquer le substrat et former à l'interface un composé différent de celui à cœur, de par le mélange de constituants présents sur la surface encollée (observé en diffusion Brillouin par [Krüger et al., 2004]). Dans [Johlitz et al, 2008], le ratio entre le module effectif à épaisseur faible et celui à épaisseur forte est de 1/3, d'où leur conclusion : « *Thinner is the weaker* », ce qui est contraire à certaines idées répandues.

3. Pour l'influence de la pression hydrostatique, car la colle dans un assemblage est un polymère confiné, ce qui implique des états de contrainte bien différents de ceux obtenus lors d'essais uniaxiaux. Pour la plupart des polymères, la déformation s'accompagne d'une variation de volume, inhérente au taux de porosités initiales souvent élevé dans ces matériaux, tout comme les bétons et les sols.

Un montage spécifique est mis en œuvre : le dispositif multiaxial Mines, inspiré du dispositif ARCAN [Arcan, 1978], [Cognard et al., 2005]. Le joint de colle, placé au centre, est pris entre deux talons espacés de l'épaisseur de colle voulue. Ces talons présentent des « becs » afin d'atténuer les contraintes singulières aux bords et d'obtenir un état de déformation homogène[2] : ils permettent d'annihiler les singularités de contraintes qui se créent à l'interface de deux matériaux aux propriétés mécaniques distinctes et qui sont à l'origine de la rupture des assemblages collés.

Les possibilités offertes par ce dispositif sont nombreuses, car il permet de faire varier :
- l'orientation de la sollicitation, voir Figure 2.46, car suivant l'orientation du dispositif dans la machine de traction, l'état de sollicitation du joint va de la traction (0°) à celui, mixte, de compression-cisaillement (170°), en passant le cisaillement (90°) ;
- l'épaisseur du joint ;
- la pression hydrostatique au sein du joint, car la déformation des flancs de la colle est contrainte par les substrats, voir Figure 2.47.

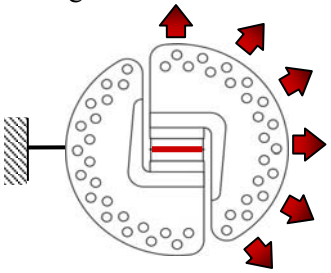
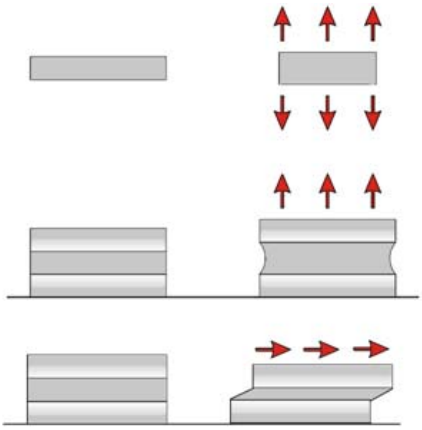


Figure 2.46 Principe de la sollicitation multiaxiale du dispositif Arcan-Mines. Au centre, la colle.

[1] on parle module effectif ou apparent car un module est une propriété intrinsèque au matériau
[2] leur intérêt a été démontré par [Leguillon et al., 1987] puis [Cognard, 2008]



$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} \sigma_{11} & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{22} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{33} \end{pmatrix}$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \begin{pmatrix} 0 & \sigma_{12} & 0 \\ \sigma_{21} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Figure 2.47 Etats de sollicitation du joint de colle dans le dispositif multiaxial

La mesure du déplacement relatif entre substrats est faite en utilisant un extensomètre double à jauges de déformation résistives, mesurant la composante normale et de glissement du déplacement des lèvres du joint de colle. Deux extensomètres sont généralement utilisés, un de chaque côté du joint de colle pour apprécier toute flexion parasite.

Le dispositif Arcan-Mines diffère du dispositif de l'ENSTA Bretagne [Cognard et al., 2005] par la possibilité de piloter la sollicitation de l'adhésif en vitesse de déformation. Le système d'accroche des talons est présenté Figure 2.48. L'exploitation des résultats se fait, pour notre laboratoire, par simulation numérique : un modèle complet est recréé en éléments finis et le comportement de tous les matériaux du montage est représenté, voir Figure 2.49. Le comportement dissymétrique[1] des fixations est modélisé par un matériau d'interface entre les substrats et les disques. Ainsi, l'état de déformation du joint seul est obtenu par retranchement de la déformation du montage à la déformation vue par les extensomètres.

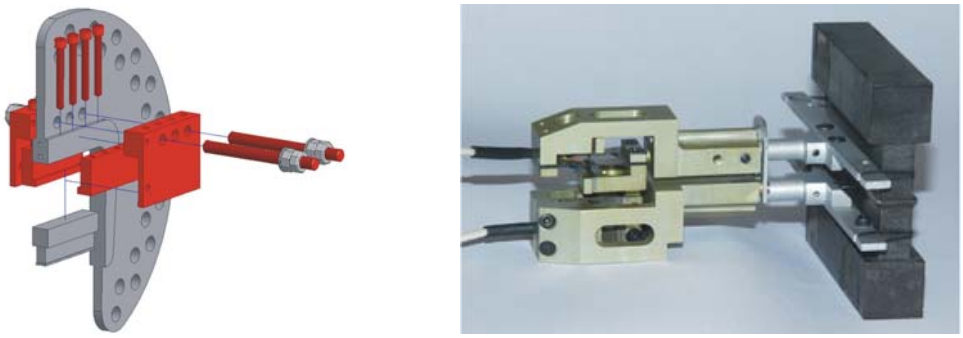


Figure 2.48 A gauche, ancrage des éprouvettes dans le système Arcan-Mines. A droite, extensomètre double utilisé pour les essais en état mixte. Images [Joannès, 2008]

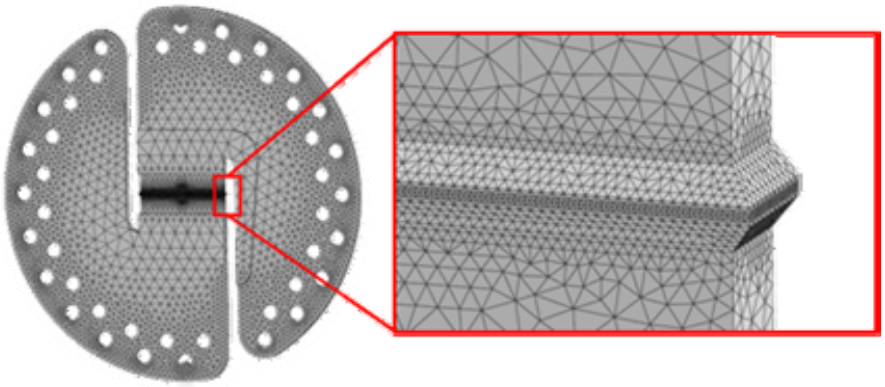


Figure 2.49 Modèle numérique du dispositif Arcan-Mines

[1] L'assemblage par serrage latéral et vissage induit une grande souplesse en traction, alors qu'en compression, il n'est pas véritablement sollicité car le talon de l'éprouvette est en contact avec le disque.

La vitesse à laquelle est généralement sollicitée la structure est de 7 N/s, soit pour une surface de 700 mm², une vitesse de contrainte de 0,01 MPa.s^{-1}. Pour les matériaux souples tels que les colles étudiées, la déformation demeure ainsi quasi-statique car proche de 10^{-3} s^{-1} au sein de l'adhésif, voir Figure 2.50.

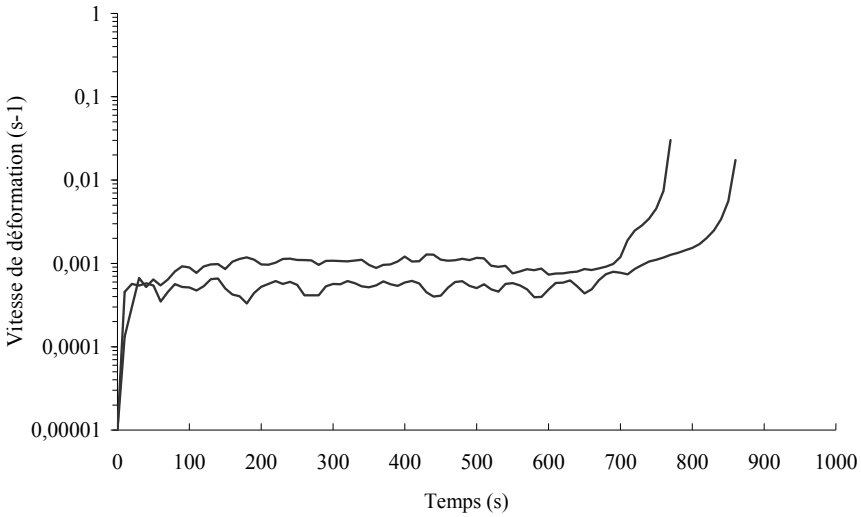


Figure 2.50 Vitesse de déformation au sein de l'adhésif, essais à 0°, épaisseur moyenne de 360 µm

Le dépouillement des essais en traction puis en cisaillement permet d'évaluer les raideurs en traction E' et cisaillement G' de l'adhésif, et ceci selon l'épaisseur du joint, voir la méthode d'exploitation décrite en annexes 9.1.6. Un avertissement doit être fait sur l'erreur de mesure qui peut être très importante pour des joints de faible épaisseur, dans le cas d'une mesure des substrats au pied à coulisse, voir annexes 9.1.7.

Afin de connaître l'état de contraintes dans l'adhésif au cours de l'essai et donc remonter à ses propriétés intrinsèques (module de Young E et module de Coulomb G), le dépouillement de l'essai s'aide de la simulation numérique complète du dispositif telle que décrite plus haut. La simulation est pilotée comme l'essai, par la force sur la structure. Le déplacement entre substrats est comparé à celui observé durant l'essai. Tel que visible sur la Figure 2.49, la zone de contact est fortement densifiée en nœuds afin de pouvoir calculer la déformation de la même manière qu'expérimentalement, en introduisant la base de mesure de l'extensomètre dans le programme de post-traitement qui permet le dépouillement numérique. Ce programme permet également, à tout instant au cours du calcul, de connaître l'état de contrainte moyen *in situ* en moyennant les valeurs aux points de Gauss des éléments de maillage de l'adhésif.

2.3.2. Essais réalisés sur la colle XPU

Afin de vérifier une éventuelle orientation du comportement en couche mince, des essais en traction (Figure 2.51) et en cisaillement (Figure 2.52) sont menés au moyen du dispositif Arcan-Mines. Les courbes de force – déplacement entre les substrats des essais réalisés sont présentées en annexes 9.1.5.

L'isotropie est vérifiée en utilisant la relation $E = G \times 2(1+\upsilon)$. La différence est très faible (Tableau 2.3.1) entre le module de cisaillement apparent qui a été mesuré et celui qui est calculé suivant l'hypothèse d'isotropie, à partir du module de Young apparent (mesuré) et du coefficient de Poisson (déterminé par les essais statiques). Ceci permet de conclure à l'isotropie de la colle XPU.

L'utilisation finale de la colle est prévue avec des joints de plusieurs millimètres d'épaisseur, il n'a donc pas été jugé utile d'étudier l'effet d'une épaisseur inférieure à 240µm. L'épaisseur de colle moyenne des essais était de 325 µm, avec un écart-type de 45 µm.

La rupture des éprouvettes (Figure 2.53) est de type cohésif, c'est-à-dire que le chemin de séparation ne passe pas par les interfaces avec le substrat. La part de la déformation mesurée par l'extensomètre est bien, très majoritairement (99,9 %), celle due à la colle.

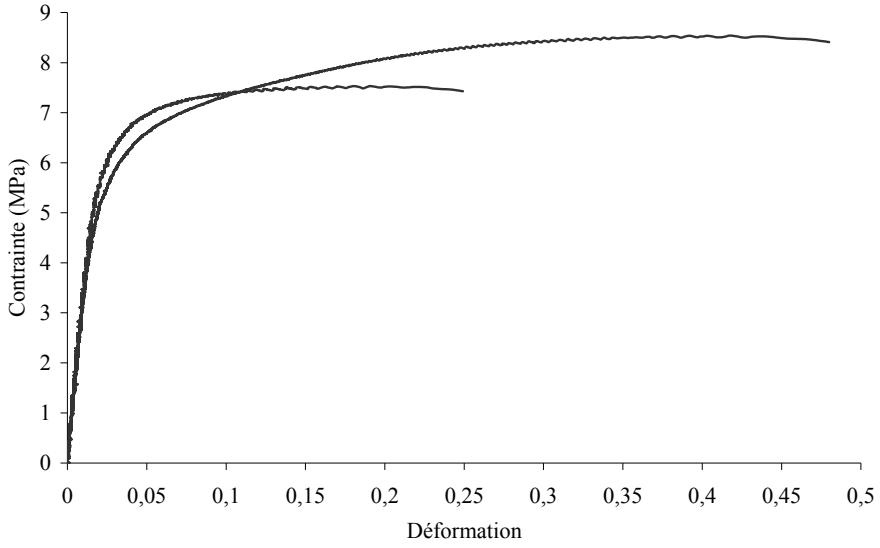


Figure 2.51 Comportement en traction (0°) à 7 N.s^{-1}, 2 spécimens - colle XPU

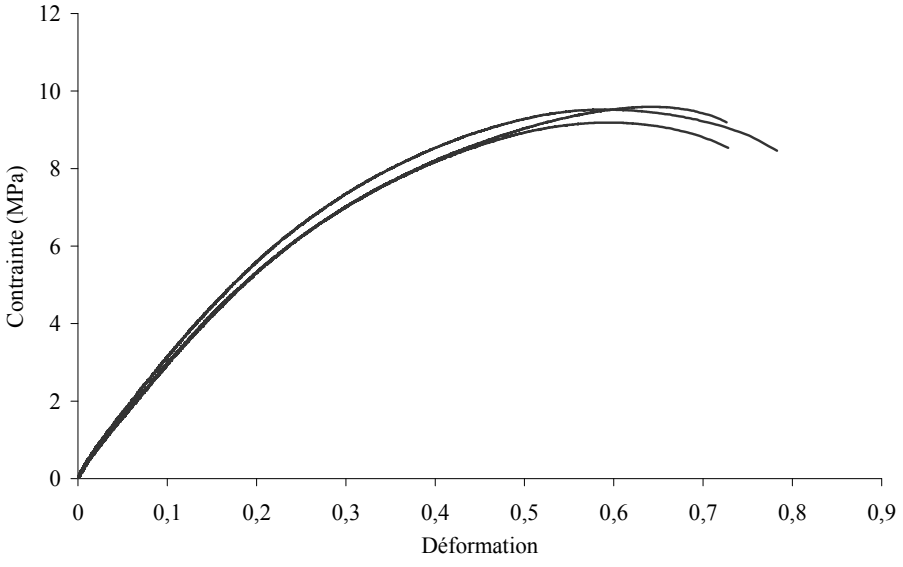


Figure 2.52 Comportement en cisaillement (90°) à 7 N.s^{-1}, 3 spécimens - colle XPU

	E apparent mesuré	G apparent mesuré	G apparent calculé	Différence
Moyenne	96.3 MPa	32.7 MPa	33,4 MPa	2,1%
Ecart type	2.8 MPa	0.9 MPa		

Tableau 2.9 Comparaison des modules apparents de cisaillement mesurés et calculés avec l'hypothèse d'isotropie, moyennes des essais

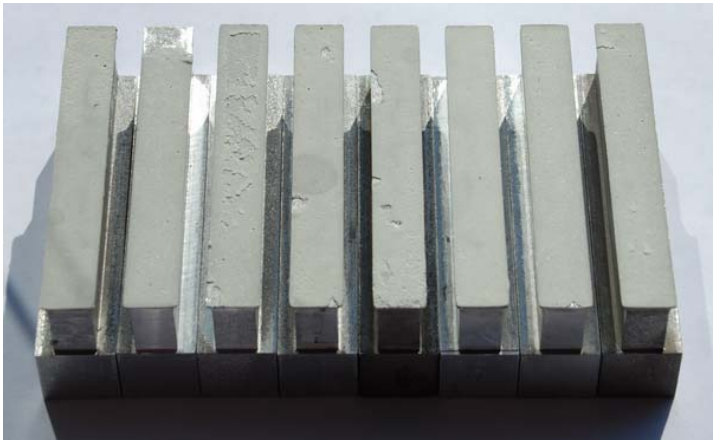


Figure 2.53 Faciès de rupture des éprouvettes de cisaillement (90°) – colle XPU

2.3.3. Essais réalisés sur la colle FMV

Les substrats de collage ont été fournis par Airbus et usinés au Centre des Matériaux. Ces derniers avaient le même état de surface que les panneaux de fuselage des avions Airbus au moment de l'application de l'actuel mastic d'étanchéité, c'est-à-dire traités contre la corrosion et peints d'un apprêt pour la peinture finale de l'appareil. La surface est lisse et a été préparée selon les normes Airbus : léger décapage manuel au tampon gratteur et dégraissage au moyen de lingettes de Diestone.
Le mélange du kit (catalyseur et base) a été fait dans les proportions recommandées par Le Joint Français : 13 parties de catalyseur pour 100 parties de base en masse. La dépose de la colle sur les pieds est faite à la spatule et l'excédent enlevé tant que la colle est fluide. Des calles d'épaisseur sont interposées puis le montage de préparation est refermé. Le temps de polymérisation est d'au moins 7 jours en température contrôlée (21°C).

Le comportement obtenu est visible en Figure 2.54 en état de traction et en Figure 2.55 en état de cisaillement.

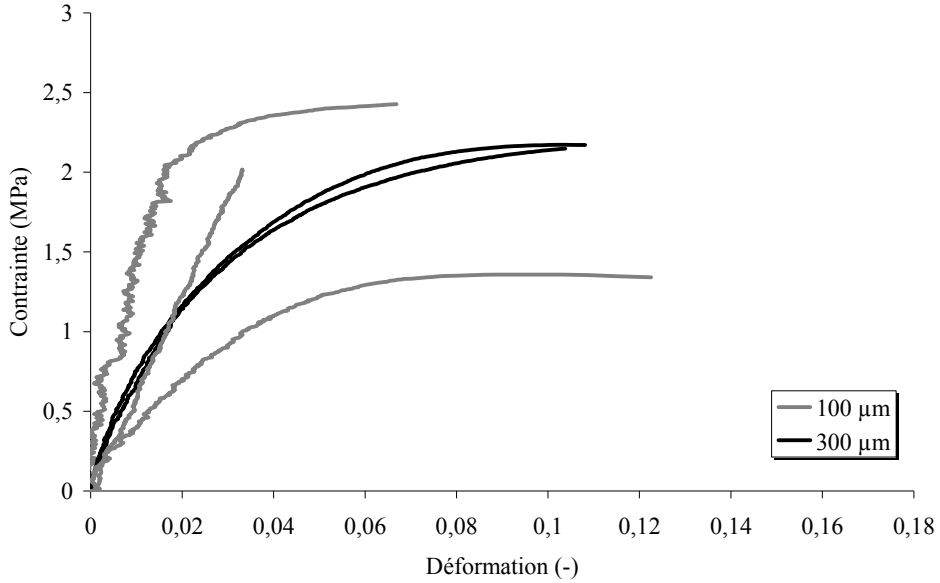


Figure 2.54 Comportement en traction (0°) à 7 N.s^{-1}, 3 spécimens à 100 µm, 2 spécimens à 300 µm - colle FMV

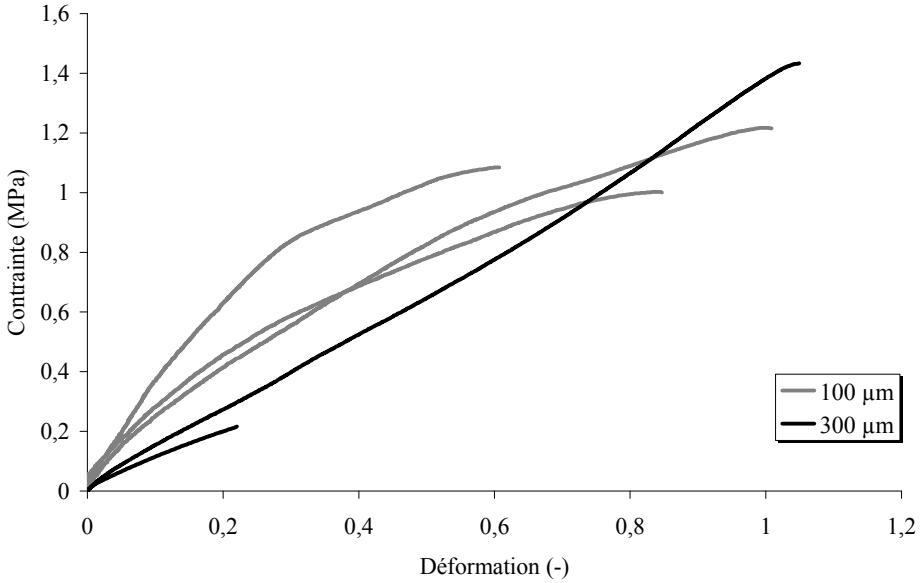


Figure 2.55 Comportement en cisaillement (90°) à 7 N.s^{-1}, 3 spécimens à 100 µm, 2 spécimens à 300 µm - colle FMV

Sur la Figure 2.56, le faciès de rupture des éprouvettes des essais de traction et de cisaillement à 300 µm d'épaisseur peut être observé. La rupture est majoritairement de type adhésif, c'est-à-dire que l'adhésif se décolle du substrat. Ceci est la conséquence d'une mauvaise accroche sur la surface peinte, trop lisse. Une amélioration est constatée lorsque la peinture présente un aspect granuleux (5ème et 6ème éprouvettes à partir de la droite de la Figure 2.56 et Figure 2.57).

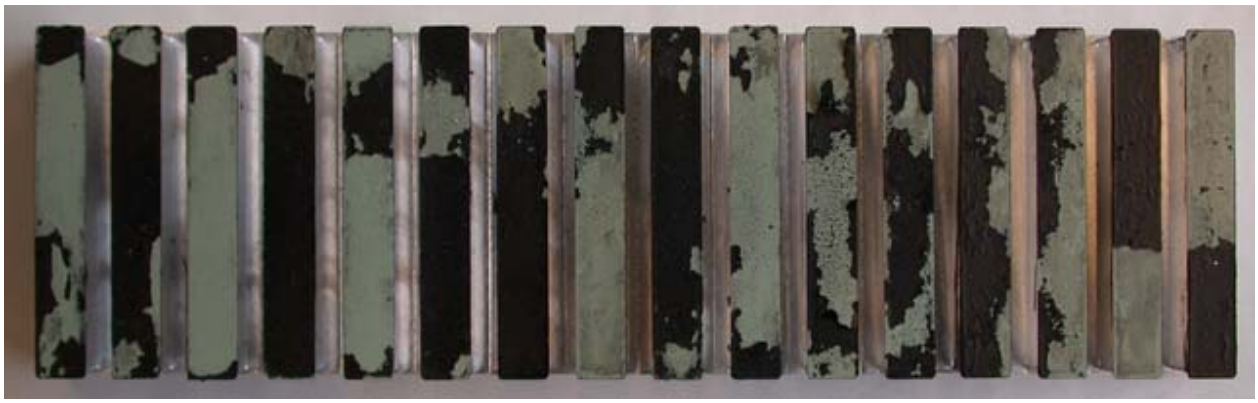


Figure 2.56 Faciès de rupture des essais à 300 µm –en sombre, la colle FMV, en clair, le substrat en aluminium peint

Figure 2.57 Rupture d'une éprouvette en traction plane - colle FMV

De même que pour la colle XPU, l'isotropie de la colle FMV est évaluée en comparant le module de cisaillement obtenu par l'hypothèse d'isotropie avec les modules obtenus par essais de traction, mesurés au moyen de l'essai Arcan-Mines (Figure 2.54), et un coefficient de Poisson de 0,49 et les modules de cisaillement (Figure 2.55).

	E' apparent mesuré	E calculé	G apparent mesuré	G apparent calculé	Différence
Moyenne	67,98 MPa	3,97 MPa	1,97 MPa	1,33 MPa	32,5 %
Ecart type	28,2 MPa		1,05 MPa		
Médiane	66,02 MPa	3,86 MPa	1,53 MPa	1,29 MPa	15,4 %
Min	29,41 MPa		1,02		
Max	108,12 MPa		3,56		

Tableau 2.10 Comparaison des modules apparents de cisaillement mesurés et calculés avec l'hypothèse d'isotropie

Le Tableau 2.3.2 présente le calcul du module de cisaillement à partir du module de Young apparent E', ce qui permet de le comparer au module de cisaillement mesuré et d'estimer la validité de l'hypothèse d'isotropie. Egalement dans ce tableau, les valeurs d'écart-type, de médiane, minimale et maximale sont présentées pour apprécier l'importance de la dispersion de la mesure.

La différence entre le module de cisaillement calculé et celui mesuré peut sembler importante mais au vu des incertitudes liées à la mesure de la déformation (de l'ordre de 11% dans la configuration considérée), cette différence est acceptable.

La différence de comportement en fonction de l'épaisseur est difficile à juger au moyen des modules d'élasticité du fait de la forte dispersion des essais à l'épaisseur nominale de 100 µm. Cette similitude est laissée à l'appréciation subjective de l'accord entre les courbes de comportement aux différentes épaisseurs, sachant que celles-ci s'échelonnent entre 85 µm et 270 µm.

Si la question de la bonne représentativité de la microstructure du matériau dans cette gamme d'épaisseur se pose, l'information donnée par le fabricant sur la taille des charges, nanométriques, laisse à penser que la taille du joint est bien susceptible de renfermer plusieurs fois le motif élémentaire de la microstructure, fût-ce à 100 µm. En effet, les particules de noir de carbone ayant une taille variant généralement de 10 à 600 nm, la taille du Volume Elémentaire Représentatif est estimée à quelques dizaines de microns, par conséquent bien inférieure à l'épaisseur du joint. La faible taille de VER et la conformation sphérique des charges dans la colle permettent également d'étayer la conclusion de l'isotropie du matériau.

Si la question de la représentativité de l'échantillon se pose, il doit être admis que le nombre d'expériences menées est faible. Ceci est dû au nombre limité de substrats qui ont été fournis, certainement insuffisant pour atteindre un niveau de confiance élevé dans la mesure des modules d'élasticité. Les conclusions sont cependant faites sur cette base.

Sans preuve certaine du fait d'une forte dispersion des mesures et d'un calcul du module fortement entaché d'erreur mais avec plusieurs indices concordants qui sont un module de cisaillement calculé et mesuré comparables et une microstructure favorisant *a priori* l'isotropie, le matériau est considéré comme isotrope.

2.4. Essais sur structures

2.4.1. Le dispositif de quadruple cisaillement

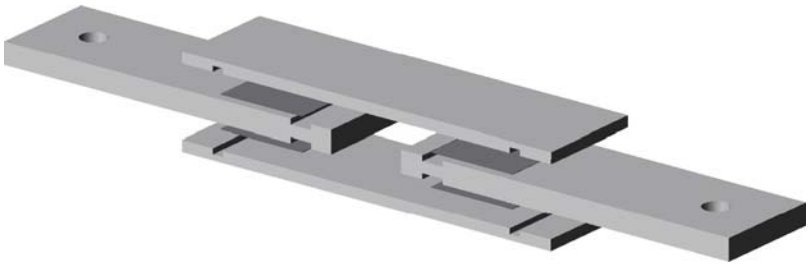


Figure 2.58 Dispositif de quadruple cisaillement

Pour se doter d'un autre essai en assemblage, un cas test a été développé spécifiquement. Une représentation du dispositif est donnée Figure 2.58. Deux substrats centraux sont pris entre deux autres extérieurs, joints par quatre surfaces de colle. Le matériau des substrats est un alliage d'aluminium AU4G. Le dimensionnement de cet essai assure que les substrats restent dans le domaine linéaire du comportement de l'aluminium et que les déformations qu'ils subissent sont négligeables au regard de celles subies par la colle. Il a été nommé « essai de quadruple cisaillement ». Cet essai n'est pas standard, mais est un dédoublement de celui de la norme [ASTM D3528, 2008].

Ces éprouvettes ont été élaborées au Centre des Matériaux. Chaque surface de recouvrement de colle est de 40 mm dans le sens de sollicitation et de 50 mm de large. L'épaisseur nominale est de 1300 µm. L'éprouvette prévoit des encoches de manière à limer les bourrelets de colle et d'insérer des cales de contrôle d'épaisseur, voir Figure 2.59 B. La géométrie figure en annexes, Figure 9.11.

L'assemblage est sollicité en vitesse de charge constante à 1 $N.s^{-1}$, de manière à avoir une vitesse de déformation approchant les 10^{-3} s^{-1} dans l'adhésif. La mesure du déplacement entre substrats centraux se fait d'un côté par un classique extensomètre à lames, de l'autre par suivi optique de points, avec dépouillement par traitement d'images, voir Figure 2.59 A.

Figure 2.59 En A : montage d'essai de l'éprouvette de quadruple cisaillement. En B, dispositif en cours de polymérisation avec cales d'épaisseur et écrous de serrage

Les mesures obtenues sont présentées Figure 2.61. Les essais sont assez reproductibles, du moins au regard de la difficulté à obtenir une épaisseur de colle identique pour tous les recouvrements et d'une éprouvette à l'autre. Les faciès de rupture montrent une rupture cohésive même si le chemin de séparation suit l'interface (Figure 2.60 A). Sur les essais présentant une courbe force-déplacement moins raide, la colle n'est pas pleinement homogène : il y a une présence de porosités et la peau et le cœur sont mélangés au milieu du faciès. Ceci est dû à la formation d'une peau sur la surface de la colle lors de la préparation des éprouvettes, comme évoqué en chapitre 2.1.1. Comme de l'adhésif est déposé de part et d'autre des surfaces encollées, la peau se trouve prise au milieu du joint, provoquant un affaiblissement de la raideur de ce dernier. La peau apparaît en foncé sur les faciès de rupture en Figure 2.60 B.

Figure 2.60 En A : faciès de rupture cohésif. En B : faciès de rupture non homogène

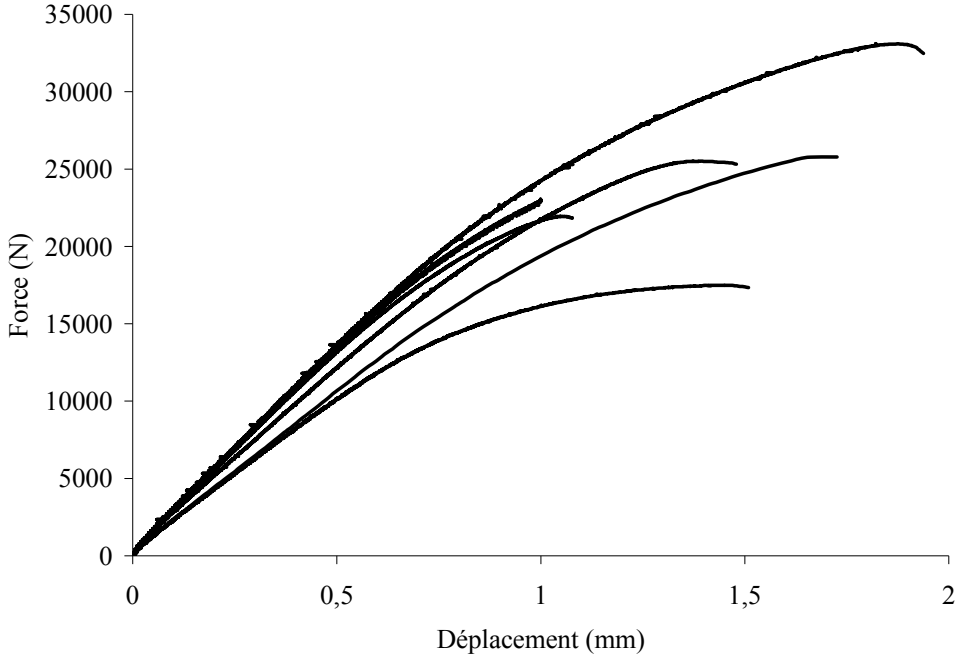


Figure 2.61 Courbe force-déplacement entre substrats centraux à 1 $N.s^{-1}$, 7 spécimens – colle XPU

2.4.2. Les éprouvettes de simple recouvrement

Pour se doter d'un essai structural simple mettant en œuvre la colle FMV et les substrats en alliage d'aluminium peints dans une configuration proche de l'assemblage d'un panneau de fuselage d'avion (mais sans rivets), ce cas test a été développé conjointement avec Airbus et le Cetim de Nantes. La surface de recouvrement a une dimension nominale de 56x28 mm².

La géométrie nominale est donnée en annexes Figure 9.12. Des talons de l'épaisseur des substrats sont employés pour centrer l'effort de traction avec le plan de la colle. La fabrication a été assurée par Airbus, en respectant la procédure de pose du mastic d'étanchéité standard : ponçage de la surface peinte au tampon gratteur, dégraissage à la lingette de Diestone, application du produit fraîchement mélangé sur un des deux substrats, fermeture de l'assemblage en moins de 1h. L'épaisseur de collage n'est pas calibrée et la partie jointe est mise sous presse le temps de la polymérisation (au moins 4 jours). L'épaisseur obtenue en moyenne a été relevée proche de 260 µm.

Initialement, le déplacement relatif entre les deux substrats devait être mesuré par un extensomètre posé de part et d'autre du recouvrement tel que présenté Figure 2.62. Seulement, la surface de contact est trop lisse pour les couteaux de l'extensomètre et leur glissement a entaché les mesures. Seul le déplacement traverse a permis de suivre la déformation de 2 éprouvettes sur les 6 fournies par Airbus. Afin d'annuler les jeux dus au montage, une précharge de 50 N a été appliquée. L'essai est piloté à la vitesse de charge de 75 $N.s^{-1}$.

Suivant les recommandations formulées suite à l'analyse des essais Arcan-Mines (voir annexes 9.1.7), la mesure de l'épaisseur a été faite avec la précision de 1 µm. Les mesures obtenues sont présentées Figure 2.63. Le capteur traverse est arrivé à saturation de sa plage de mesure pour l'une des deux éprouvettes.

Les faciès de rupture de 3 éprouvettes ont été analysés car ils ne semblaient pas homogènes (voir exemple en Figure 2.64). La rupture est mixte, c'est-à-dire adhésive par endroits, cohésive à d'autres. Mais surtout, la totalité de la surface nominale n'était pas encollée.

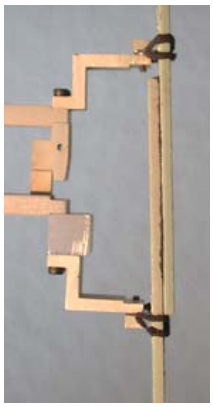


Figure 2.62 Mesure du déplacement relatif entre substrats

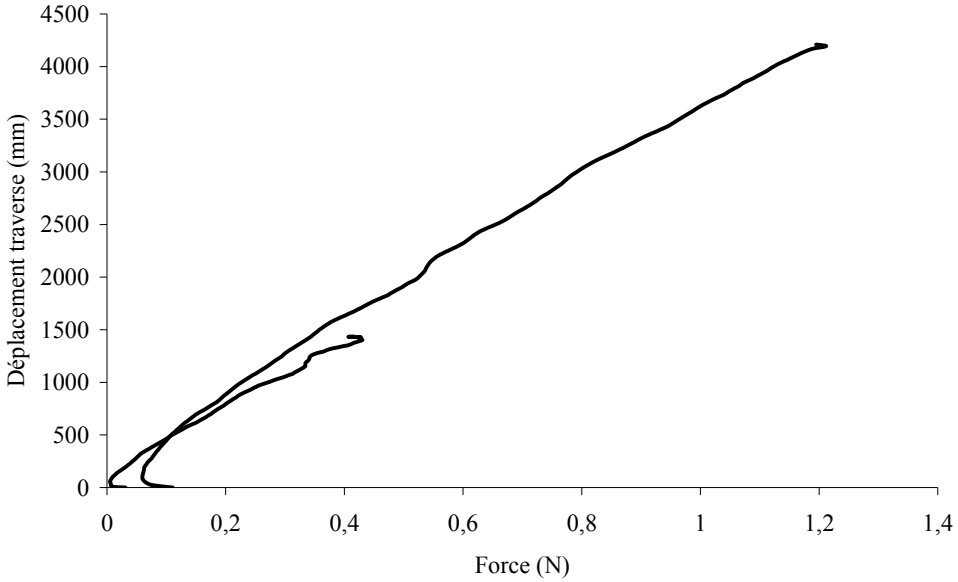


Figure 2.63 Courbe force-déplacement traverse des essais de simple recouvrement à 75 N.s^{-1}, 2 spécimens retenus sur les 6 testés

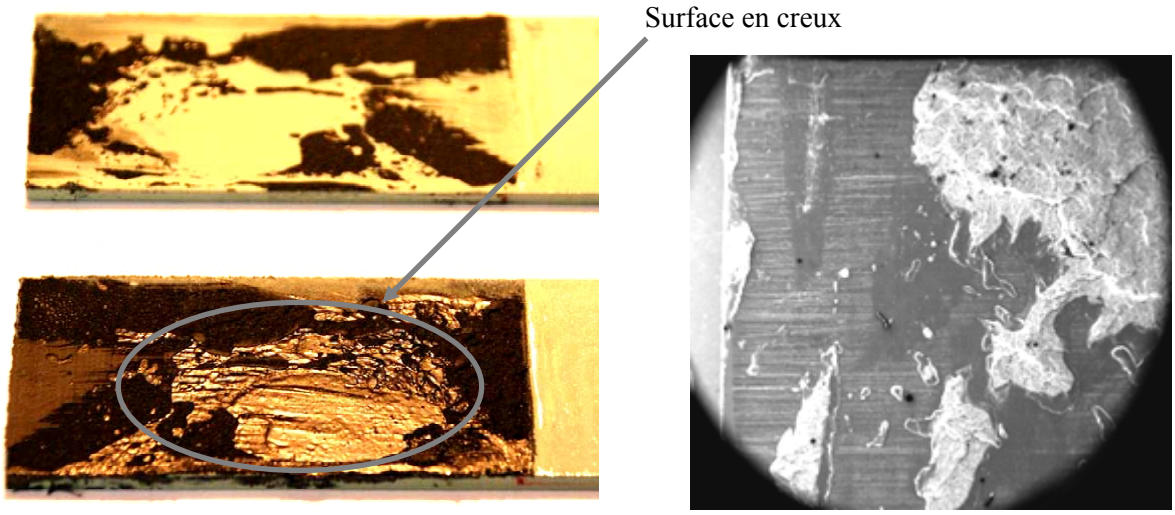


Figure 2.64 Faciès de rupture d'une éprouvette de simple recouvrement. A gauche, photographie des deux faces en regard. A droite, image MEB d'une zone de rupture adhésive (détecteur électrons secondaires, tension d'accélération 13 kV, zoom 7x)

Pour connaître la surface du matériau qui a réellement été sollicitée, une analyse d'images de la surface de colle sur les faciès de rupture est faite. Il s'agit de quantifier quelle surface de colle d'une face a été en contact avec l'autre face. Sur toutes les éprouvettes, une face seulement a été encollée et l'autre mise en regard. C'est la surface mise en regard qui est analysée, car elle porte sur elle les traces de la colle qui a permis la transmission des efforts. Sur ce faciès, quatre cas sont possibles :

1. sur l'image de gauche de la Figure 2.64, une surface en creux apparaît sur la face encollée, sans trace sur la face mise en regard. Elle n'a donc pas participé à la tenue du collage et en effet une zone sans trace est sur la surface en regard. La zone vide n'est pas comptée ;
2. les zones de rupture cohésive apparaissent bien en noir sur la surface en regard et présentent un aspect rugueux. La surface a donc participé à la tenue, elle est donc comptée ;
3. les zones de rupture adhésive laissent une trace claire sur la surface en regard. L'image obtenue au MEB en balayage topographique de la Figure 2.64 à droite montre que cette trace est bien de la colle ayant adhérée à la surface car elle couvre les rayures de grattage de la peinture. Elle a donc également participé à la tenue de la liaison et est comptée ;
4. les zones de porosités ne sont pas comptées.

En ce sens, l'analyse d'images sur les photos des faciès est faite au moyen du logiciel Image J[1], voir le schéma Figure 2.65. La photographie du faciès est convertie en image dichromatique : noir pour les surfaces collées, blanc pour les autres. Le niveau de gris minimum pour la conversion en noir est pris égal à celui généré par les traces de colle sur le substrat en regard d'une rupture adhésive.

Ainsi, pour les deux éprouvettes dont les courbes de force-déplacement sont présentées Figure 2.63, les taux de surface réellement collée sont évalués à 77,3 % et 89,2 %.

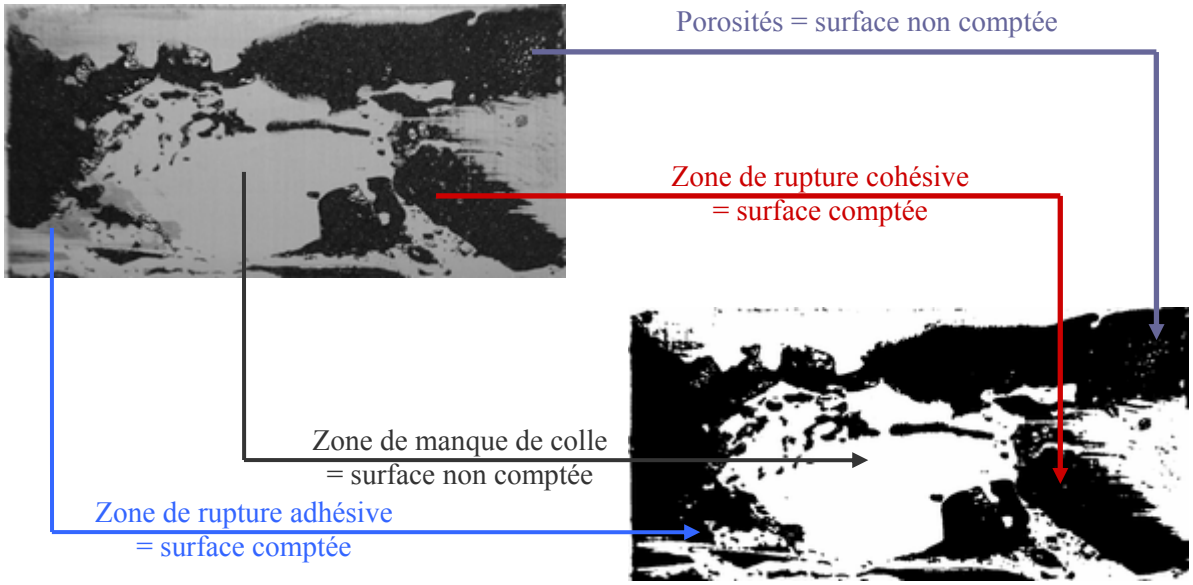


Figure 2.65 Comptage de la surface réellement collée. Images d'analyses avant (en haut) et après (en bas) passage de seuil de gris

[1] http://rsbweb.nih.gov/ij/

Chapitre 3
Modélisation des comportements

3.1. Présentation de la démarche de modélisation 56
3.2. Cadre d'écriture des lois de comportement 56
3.2.1. Hypothèses de départ et choix du potentiel 56
3.2.2. Lois d'état 57
3.2.3. Lois complémentaires 57
3.3. Proposition d'un nouveau modèle visco-élasto-plastique à critère de Drucker-Prager modifié pour les colles 60
3.3.1. Choix du potentiel 60
3.3.2. Lois d'état 60
3.3.3. Lois complémentaires 61
3.3.4. Implémentation du modèle 63
3.3.5. Procédure d'identification du modèle 64
3.3.6. Discussion 65
3.4. Identification du modèle proposé avec la colle XPU 66
3.4.1. Identification des paramètres viscoélastiques 66
3.4.2. Identification des paramètres plastiques 67
3.4.3. Coefficients du modèle 69
3.5. Identification du modèle proposé avec la colle FMV 70
3.5.1. Identification des paramètres viscoélastiques 70
3.6. Modèle élastique orthotrope pour bois et composite 74
3.6.1. Formulation du modèle 74
3.6.2. Identification 75
3.7. Modèle élastoplastique pour l'aluminium 77
3.7.1. Formulation du modèle 77
3.7.2. Identification 77
3.8. Validation du nouveau modèle 78
3.8.1. Sur des trajets de chargement différents 78
3.8.2. Sur le dispositif Arcan-Mines 79
3.8.3. Sur des éprouvettes structurales 84
3.9. Conclusions sur la modélisation 86

3. Modélisation des comportements

3.1. Présentation de la démarche de modélisation

Pour tous les matériaux dont les essais mécaniques sont présentés dans le chapitre précédent, des modélisations des comportements mécaniques sont ici proposées. Cette tâche de modélisation s'attache à rendre compte des phénomènes observés expérimentalement, tout en restant aussi simple que possible. C'est au regard des objectifs d'utilisation en calcul par éléments finis qu'est faite la modélisation du comportement d'un matériau. Sont rappelés ces objectifs :

- déterminer la charge limite que peut atteindre sans endommagement lors d'une traction monotone une liaison en T faite de colle XPU, le bois et le composite ;
- déterminer la raideur en sollicitation de traction monotone d'une liaison boulonnée-collée faite de colle FMV, d'alliage d'aluminium, ainsi que de boulons en titane et aluminium.

Pour les colles XPU et FMV, une loi de comportement originale est proposée. Lors de son écriture pour la colle XPU, son utilisation pour la colle FMV est déjà envisagée. La loi comporte à cet effet des paramètres de description optionnels, simplement « désactivables », afin de pouvoir se passer de l'identification des termes s'y rapportant.

3.2. Cadre d'écriture des lois de comportement

3.2.1. Hypothèses de départ et choix du potentiel[1]

On fait l'hypothèse que le matériau considéré, isotrope dans son état initial, le reste au cours du temps, c'est-à-dire que l'apparition du phénomène de plasticité ne modifie pas son groupe de symétries matérielles. On fait l'hypothèse que le champ de température au sein du milieu étudié est initialement uniforme et que les transformations qui vont s'y produire sont telles que la dissipation d'énergie induite par la présence des phénomènes internes n'est pas suffisante pour y causer une variation notable de température : elle est donc uniforme et constante au cours du temps. On suppose également être dans le cadre de l'hypothèse des petites perturbations.

La modélisation la plus courante et qui résulte de l'approche phénoménologique qui est suivie ici consiste à estimer que :

- la déformation totale ε se partitionne en une déformation élastique ε_e et une déformation anélastique ε_{an}. Ainsi $\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_{an}$;
- la fonction d'état se partitionne également en deux parties. L'une contient la modélisation des phénomènes élastiques, l'autre la modélisation des phénomènes anélastiques.

Les variables choisies comme variables d'état internes sont ε_e et ε_{an} (leurs duales étant σ et σ_{an}) pour décrire la déformation et une variable α (scalaire ou tensorielle) est choisie pour décrire les autres variables internes, sa variable duale est notée A. En exemple de ce qui peut être inclus dans α, peut être cité l'écrouissage cinématique dont la variable interne s'écrit α et la variable duale est X, homogène à une contrainte et qui décrit la position du centre d'élasticité dans l'espace des contraintes. Il est supposé que l'ensemble des variables internes et duales sont objectives (ne dépendent pas d'un référentiel d'observation).

Le potentiel thermodynamique[2] est noté ψ et il est écrit au moyen des variables d'état définies plus haut[3] :

$$\psi = \psi (\varepsilon_e, \varepsilon_{an}, \boldsymbol{\alpha})$$

[1] Ce paragraphe s'inspire largement de [Joannès, 2007], [Lemaître et al., 1985] et [Thionnet et al., 2004].
[2] introduit par Green en 1840, décrit dans [Lemaître et al., 1985] et modifié selon les hypothèses précédemment faites
[3] Simplification : ε_{an} n'apparaît pas dans la partie irréversible de la fonction énergie libre.

Et sa dérivée par rapport au temps est :

$$\dot{\psi} = \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_e} : \dot{\varepsilon}_e + \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_{an}} : \dot{\varepsilon}_{an} + \frac{\partial \psi}{\partial \alpha} : \dot{\boldsymbol{\alpha}}$$

L'expression précédente introduite dans l'inégalité de Clausius-Duhem[1] donne, pour toute transformation du système :

$$\left(\sigma - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_e} \right) : \dot{\varepsilon}_e + \sigma : \dot{\varepsilon}_{an} - \rho \frac{\partial \psi}{\partial \boldsymbol{\alpha}} \dot{\boldsymbol{\alpha}} \geq 0$$

3.2.2. Lois d'état

Par dérivation du potentiel thermodynamique par rapport aux variables d'état, il est obtenu :

$$\sigma = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_e}$$

$$\mathbf{A} = -\rho \frac{\partial \psi}{\partial \boldsymbol{\alpha}}$$

3.2.3. Lois complémentaires

Pseudo-potentiel de dissipation

L'inégalité de Clausius-Duhem devient, pour toute transformation du système :

$$\sigma : \dot{\varepsilon}_{an} + \mathbf{A}\, \dot{\boldsymbol{\alpha}} \geq 0$$

Pour un processus entièrement réversible, les variables dissipatives ε_{an} et $\boldsymbol{\alpha}$ sont nulles et la relation $\sigma = \rho \frac{\partial \psi}{\partial \varepsilon_e}$ permet de calculer le tenseur des contraintes à partir de la seule connaissance de ψ. Par contre, dans le cas d'un processus irréversible, l'écriture du potentiel thermodynamique n'est pas suffisante : elle ne permet que la définition des variables associées aux variables internes. Il faut donc disposer de lois complémentaires décrivant l'évolution de ces dernières.

Pour décrire l'évolution des processus dissipatifs, l'existence d'un potentiel de dissipation noté φ est postulé. Construit à l'image du potentiel thermodynamique, celui-ci est une fonction (scalaire positive, nulle à l'origine, continue et convexe par rapport aux variables flux) dont dérivent les forces thermodynamiques :

$$\varphi : \dot{\varepsilon}_{an}, \dot{\boldsymbol{\alpha}} \mapsto \varphi(\dot{\varepsilon}_{an}, \dot{\boldsymbol{\alpha}})$$

Les lois complémentaires s'expriment alors :

$$\sigma = \frac{\partial \varphi}{\partial \dot{\varepsilon}_{an}}$$

$$\mathbf{A} = -\frac{\partial \varphi}{\partial \dot{\boldsymbol{\alpha}}}$$

[1] obtenue par introduction de l'énergie libre spécifique dans la forme locale du second principe de la thermodynamique, elle-même obtenue par application du théorème de divergence sur sa forme classique.

La transformée de Legendre-Fenchel[1] est utilisée pour établir la fonction duale à φ, φ*, et écrire le potentiel de dissipation en fonction des contraintes généralisées.

$$\dot{\varepsilon}_{an} = \frac{\partial \varphi^*}{\partial \sigma}$$
$$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = -\frac{\partial \varphi^*}{\partial \mathbf{A}}$$

Critère de plasticité

Pour un matériau isotrope comme dans le cas présent, la fonction de charge *f* ne doit pas dépendre de l'orientation du vecteur contrainte. Le théorème de représentation[2] énonce que *f* doit s'exprimer selon l'une des possibilités suivantes :

- *f* est une fonction symétrique des contraintes principales ;
- *f* est une fonction des trois premiers invariants du vecteur contrainte (I_1, I_2 et I_3) ;
- *f* est une fonction de I_1 et des invariants J_2 et J_3 du déviateur des contraintes.

Les invariants sont notés de la manière suivante :

$$I_1 = Tr(\tilde{\sigma})$$
$$I_2 = \frac{1}{2} Tr(\tilde{\sigma}^2)$$
$$I_2 = \frac{1}{3} Tr(\tilde{\sigma}^3)$$
$$J_1 = Tr(\tilde{s}) \quad \text{avec} \quad \tilde{s} = \tilde{\sigma} - \frac{I_1}{3}\mathbf{I} \quad \text{le déviateur des contraintes}$$
$$J_2 = \frac{1}{2} Tr(\tilde{s}^2)$$
$$J_3 = \frac{1}{3} Tr(\tilde{s}^3)$$

(**I** est le tenseur identité).

Par exemple, le critère de Von Mises est le plus couramment utilisé dans l'étude des matériaux métalliques et se formule :

$$f = J - R_0, \text{ avec } J = \sqrt{3J_2}$$

où R_0 est la dimension du domaine d'élasticité, ou plus communément « limite d'élasticité ».

Viscoplasticité

Dans le cas des modèles viscoplastiques, il est classique de postuler une forme du pseudo-potentiel φ* ne dépendant des forces thermodynamiques qu'au travers de la fonction de charge *f* :

$$\varphi^*(\sigma, \mathbf{A}) = \varphi^*\left(f(\sigma, \mathbf{A})\right)$$

En notant $Z = \{\sigma, \mathbf{A}\}$ et $z = \{\varepsilon_{an}, -\boldsymbol{\alpha}\}$, la vitesse d'évolution des variables internes est alors donnée par :

$$\dot{z} = \frac{\partial \varphi^*}{\partial f}\frac{\partial f}{\partial Z}$$

Dans le membre de droite, le premier terme est appelé *fonction de viscosité* et définit l'intensité de l'écoulement[1]. Le deuxième terme donne la direction. Par la suite, est noté *n* le gradient de *f* par

[1] [Lemaître et al., 1985]
[2] [Wineman et al., 1964]

rapport à σ. Lorsque la viscosité tend vers zéro, il n'est plus possible de définir l'intensité de l'écoulement. Alors est mise en jeu la plasticité, qui est souvent introduite comme un cas limite[2] des modèles prenant en compte la viscosité. L'hypothèse la plus courante est de considérer que la dissipation intrinsèque est maximale. Puisqu'il est recherché de maximiser le produit $Z\dot{z}$ sous la contrainte $f(\sigma, \mathbf{A}) \leq 0$, il suffit d'introduire un multiplicateur de Lagrange $\dot{\lambda}$ et de former la fonction suivante à minimiser :

$$\kappa(Z) = Z\dot{z} - \dot{\lambda}f$$

La condition de Kuhn-Tucker permet de rendre minimale la fonction κ en annulant toutes ses dérivées partielles. Il suffit alors de postuler une loi d'évolution sous cette forme pour maximiser la dissipation intrinsèque.

$$\dot{z} = \dot{\lambda}\frac{\delta f}{\delta Z} \quad \text{soit} \quad \varepsilon_{an} = \dot{\lambda}\frac{\delta f}{\delta \sigma} \quad \text{et} \quad \boldsymbol{\alpha} = -\dot{\lambda}\frac{\delta f}{\delta \mathbf{A}}$$

Dans le cadre des modèles à plasticité indépendante du temps, le multiplicateur de Lagrange est qualifié de *multiplicateur plastique*. Il remplace la fonction de viscosité et peut être déterminé par la condition de cohérence $\dot{f} = 0$.

Dans un premier temps, l'existence d'un pseudo-potentiel de dissipation est postulée, permettant de définir une fonction de viscoplasticité, tirée d'une généralisation du modèle de F.H. Norton où *n* et *K* sont les coefficients de la loi viscoplastique :

$$\varphi^* = \frac{K}{n+1}\left(\frac{f}{K}\right)^{n+1} \quad \text{donc} \quad \frac{\partial \varphi^*}{\partial f} = \left(\frac{f}{K}\right)^n$$

Les lois complémentaires s'écrivent, avec **n** donnant la direction de l'écoulement :

$$\dot{\varepsilon}_{an} = \left(\frac{f}{K}\right)^n \frac{\partial f}{\partial \sigma} = \left(\frac{f}{K}\right)^n \mathbf{n}$$

$$\dot{\alpha} = -\left(\frac{f}{K}\right)^n \frac{\partial f}{\partial \mathrm{A}}$$

Si la viscoplasticité n'est pas prise en compte, il faut remplacer son expression par le multiplicateur plastique $\dot{\lambda}$.

Lois d'écrouissage

L'expansion de la surface de charge correspond à la théorie de l'écrouissage isotrope de [Taylor et al., 1932]. Cette théorie admet que le domaine élastique se transforme pendant l'écrouissage par une homothétie centrée sur l'origine. La variable d'état introduite est la dimension du domaine d'élasticité, notée *R*. Lorsque l'évolution de cette variable est gouvernée par la *déformation plastique cumulée p*, la fonction de charge prend la forme :

$$f(\sigma, R) = f(\sigma) - R(p)$$

Le phénomène de translation s'exprime par l'intermédiaire d'une variable d'état tensorielle *X* et correspond à la théorie de l'*écrouissage cinématique* de [Prager, 1955]. La modification de la fonction de charge s'opère par l'expression :

$$f(\sigma, X) = f(\sigma - X)$$

[1] C'est un scalaire
[2] [Besson et al., 2001]

3.3. Proposition d'un nouveau modèle visco-élasto-plastique à critère de Drucker-Prager modifié pour les colles

Comme annoncé dans l'introduction, une nouvelle loi est créée pour modéliser le comportement des colles étudiées ici. Cette formulation est faite dans le cadre posé au chapitre précédent.

3.3.1. Choix du potentiel

Une modélisation du matériau est présentée en supposant que :

- les transformations sont isothermes ;
- la déformation totale ε_t se partitionne en une déformation élastique ε_e, une déformation visqueuse ε_v et une déformation plastique ε_p. Ainsi,

$$\varepsilon_t = \varepsilon_e + \varepsilon_v + \varepsilon_p ;$$

- la fonction d'état se partitionne également en trois parties : une contient la modélisation des phénomènes élastiques, une la modélisation des phénomènes visqueux et une la modélisation des phénomènes plastiques.

Compte tenu des phénomènes qu'elles modélisent, il n'y a aucune ambiguïté quant à utiliser ε_e, ε_v et ε_p comme variables d'état (internes). Ainsi, on choisit d'écrire la modélisation à l'aide des variables (ε_e, ε_v, ε_p). Enfin, le choix des variables d'état conduit à l'utilisation de l'énergie libre spécifique ψ comme potentiel thermodynamique.

Les variables d'état sont :

Internes	Duales
ε_e	σ
ε_v	σ_v
p	R
α	X

Tableau 3.1 Variables d'état choisies pour la modélisation viscoélastoplastique

3.3.2. Lois d'état

Construction de la fonction d'état :

$$\begin{aligned}\rho\dot{\Psi}(\varepsilon_e,\varepsilon_v,p,\alpha) &= \dot{\psi}_e(\varepsilon_e)+\dot{\psi}_{v'}(\varepsilon_v)+\dot{\psi}_p(p,\alpha)\\ &= \sigma\cdot\dot{\varepsilon}_e+\sigma_{v'}\cdot\dot{\varepsilon}_v+R\cdot\dot{p}+X\cdot\dot{\alpha}\\ &= \frac{\partial\psi_e(\varepsilon_e)}{\partial\varepsilon_e}\cdot\dot{\varepsilon}_e+\frac{\partial\psi_{v'}(\varepsilon_v)}{\partial\varepsilon_v}\cdot\dot{\varepsilon}_v+\frac{\partial\psi_p(p,\alpha)}{\partial p}\cdot\dot{p}+\frac{\partial\psi_p(p,\alpha)}{\partial\alpha}\cdot\dot{\alpha}\end{aligned}$$

On pose la forme suivante du potentiel :

$$\rho\Psi(\varepsilon_e,\varepsilon_v,p,\alpha)=\frac{1}{2}(\mathrm{a}::\varepsilon_e)\cdot\varepsilon_e+\frac{1}{2}(\mathrm{a}_v::\varepsilon_v)\cdot\varepsilon_v+Q\left(p+\frac{e^{-bp}}{b}\right)+\frac{2}{3}\frac{1}{2}(C::\alpha)\cdot\alpha$$

où a est le 4-tenseur de rigidité élastique du matériau tel que $\sigma=\mathrm{a}\varepsilon$ et $\mathrm{a_v}$ le 4-tenseur de rigidité viscoélastique du matériau, tel que $\sigma_V=\mathrm{a}_v\varepsilon_v$.

Lois d'état :

$$\begin{cases} \sigma = \dfrac{\partial \psi_e(\varepsilon_e)}{\partial \varepsilon_e} = \mathrm{a} :: \varepsilon_e \\ \sigma_{v'} = \dfrac{\partial \psi_{v'}(\varepsilon_v)}{\partial \varepsilon_v} = \mathrm{a}_v :: \varepsilon_v \\ R = \dfrac{\partial \psi_p(p,\alpha)}{\partial p} = Q\left(1 - e^{-bp}\right) \\ X = \dfrac{\partial \psi_p(p,\alpha)}{\partial \alpha} = \dfrac{2}{3} C :: \alpha \end{cases}$$

3.3.3. Lois complémentaires

Critère de plasticité

Afin de paramétrer la sensibilité à I_1, il est proposé une forme en puissance du critère de Drucker-Prager, notée f :

$$f(\sigma) = J^a(\sigma) - \beta R_0^a + (\beta - 1) I_1(\sigma)\, \mathrm{R}_0^{\mathrm{a-1}} \text{ avec } \beta \geq 0, \mathrm{a} \geq 1$$

où J est la contrainte équivalente de Von Mises.

Bien que cette expression puisse être utilisée sous cette forme, il a été préféré de la rendre homogène à une contrainte afin de faciliter l'identification. La fonction de charge f_a est alors définie sous la forme :

$$f_a = signe(f) \sqrt[a]{|f|}$$

Viscoélasticité

Pour obtenir les lois complémentaires, puisque la viscosité est un phénomène explicitement dépendant du temps, une possibilité est de construire un pseudo-potentiel de dissipation noté H, sous la forme d'une forme quadratique des vitesses de contrainte visqueuse, qui soit symétrique et définie positive :

$$H(\dot{\varepsilon}_v) = \frac{1}{2} \mathrm{v} \dot{\varepsilon}_v \dot{\varepsilon}_v \Rightarrow \sigma_{v'} - \rho \frac{\partial \varphi(\varepsilon_e, \varepsilon_v, p, \alpha)}{\partial \dot{\varepsilon}} = \mathrm{v} \dot{\varepsilon}_v$$

soit, sous forme tensorielle :

$$\sigma = \mathrm{a}_v :: \varepsilon_{v'} + \mathrm{v} :: \dot{\varepsilon}_{v'}$$

Équation 3.3.1 Expression de la contrainte de viscosité

Il est important de signaler que ni a_v ni v ne dépendent du temps.

Dans [Thionnet et al., 2004], la forme de l'Équation 3.3.2 est trouvée :

$$\dot{\sigma} + \gamma \sigma = C_0 \dot{\varepsilon}_{v'} + \gamma C_\infty \varepsilon_{v'}$$

Équation 3.3.2 Loi d'écoulement viscoélastique linéaire

où :
C_0 est le 4-tenseur de rigidité instantanée (à $\dot{\varepsilon} \to \infty$)
C_∞ est le 4-tenseur de rigidité à l'infini (à $\dot{\varepsilon} \to 0$)
γ est le 4-tenseur de relaxation

Il peut être démontré que cette forme est équivalente à l'Équation 3.3.1. Avec la partition des déformations choisie, c'est-à-dire $\varepsilon_{v'} = \varepsilon_e + \varepsilon_v$, il vient que la contrainte est identique dans la partie visqueuse et dans la partie élastique. Dans cette dernière, $\sigma = C_0 \varepsilon_e$ ou bien $\varepsilon_e = S_0 \sigma$ avec S_0 inverse de C_0. Il en est déduit $\dot{\sigma} = C_0 \dot{\varepsilon}_e$.

L'Équation 3.3.2 devient :

$$C_0 \dot{\varepsilon}_e + \gamma\sigma = C_0(\dot{\varepsilon}_e + \dot{\varepsilon}_v) + \gamma C_\infty(\varepsilon_e + \varepsilon_v)$$

Par suite :

$$\gamma\sigma = C_0 \dot{\varepsilon}_v + \gamma C_\infty \varepsilon_e + \gamma C_\infty \varepsilon_v \;\Leftrightarrow\; \gamma\sigma = C_0 \dot{\varepsilon}_v + \gamma C_\infty S_0 \sigma + \gamma C_\infty \varepsilon_v$$

Finalement :

$$S_0 \gamma\sigma - S_0 \gamma C_\infty S_0 \sigma - S_0 \gamma C_\infty \varepsilon_v = \dot{\varepsilon}_v$$

ou, inversement :

$$\sigma = C_\infty \left(\mathbf{I}\text{-}C_\infty S_0\right)^{-1} \varepsilon_v + C_0 \left(\gamma\left(\mathbf{I}\text{-}C_\infty S_0\right)\right)^{-1} \dot{\varepsilon}_v$$

ce qui est bien équivalent à l'Équation 3.3.1

Lois d'écoulement

Les lois complémentaires présentées dans le paragraphe 3.2.3 sont écrites en *plasticité associée*. Cela signifie que la règle d'écoulement est associée au critère. En faisant l'hypothèse que la fonction *f* ne sert plus pour l'écrouissage mais sert toujours pour l'écoulement, cela correspond au cas de la *plasticité simplement associée* et cela offre un cadre moins restrictif. Il n'y a pas de dépendance biunivoque entre l'écrouissage et la déformation irréversible.

Est choisie alors une *fonction d'écoulement* notée *F*, différente de l'expression de la fonction de charge f_a et définie par la relation suivante, où *C* et *D* sont les paramètres de l'écrouissage cinématique :

$$F = f_a + \frac{3}{4}\frac{D}{C} X : X$$

Soit, avec la fonction seuil de Drucker-Prager modifiée :

$$F = J^a(\tilde{\sigma} - \tilde{X}) - \beta R_0^a(p) + (\beta - 1) I_1(\tilde{\sigma} - \tilde{X}) R_0^{a-1}(p) + \frac{3}{4}\frac{D}{C} X : X \quad \text{avec } \beta \geq 0, \text{a} \geq 1$$

Finalement, en employant la fonction d'écoulement *F*, les lois d'évolution de la plasticité peuvent s'écrire :

$$\begin{aligned}
\dot{\varepsilon}_p &= \frac{\partial F}{\partial \sigma} = \frac{\partial f_a}{\partial \sigma} = \frac{\partial J^a(\sigma - X)}{\partial \sigma} + (\beta - 1)\frac{\partial I_1(\sigma - X)}{\partial \sigma} R_0^{a-1}(p) \\
&= \frac{\partial J^a(\sigma - X)}{\partial s} : \frac{\partial s}{\partial \sigma} + (\beta - 1)\frac{\partial \mathrm{I}(\sigma - X)}{\partial \sigma} R_0^{a-1}(p) \\
&= \frac{3a}{2}\frac{s - X}{J(\sigma - X)} J^{a-1}(\sigma - X) + (\beta - 1)\mathrm{I} R_0^{a-1}(p) \\
\dot{p} &= -\dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial R} = -\beta a R_0^{a-1} + (\beta - 1)(a - 1) I_1 R_0^{a-1} \\
\dot{\alpha} &= -\dot{\lambda}\frac{\partial F}{\partial X} = \frac{3}{2} a \frac{\sigma - X}{J_2^{a-1} + (\beta - 1)\mathrm{I} R_0^{a-1}} \dot{\lambda} \quad \left(\text{ou plus couramment} : \dot{X} = \frac{2}{3} C\dot{\alpha} - DX\dot{\lambda}\right)
\end{aligned}$$

$$\text{avec } \dot{\lambda} = \sqrt{\frac{2}{3}\dot{\alpha} \cdot \dot{\alpha}}$$

3.3.4. Implémentation du modèle

Le modèle de comportement développé pour les adhésifs a été implémenté dans le code ZéBuLoN [ZeBuLoN, 2010], développé au Centre des Matériaux. Ce code orienté objet propose une bibliothèque de lois de comportement (Zmat) ainsi qu'un module de programmation pour développer ses propres modèles via le pré-processeur ZebFront. Ce dernier permet d'employer des moyens mathématiques dédiés et les relations constitutives peuvent être formulées sous formes scalaires, vectorielles ou tensorielles. De plus, l'implémentation d'un nouveau modèle de comportement sous ZebFront est facilitée par la pré-programmation de deux méthodes d'intégration :

- explicite, de type Runge-Kutta ;
- implicite, basée sur un schéma à point milieu généralisé (θ-méthod).

Le schéma d'intégration explicite a été adopté car il autorise une progression aisée dans l'implémentation. L'algorithme de la loi suit l'ordinogramme de la Figure 3.1. Le code source du programme Zmat est donné en annexes 9.1.9.

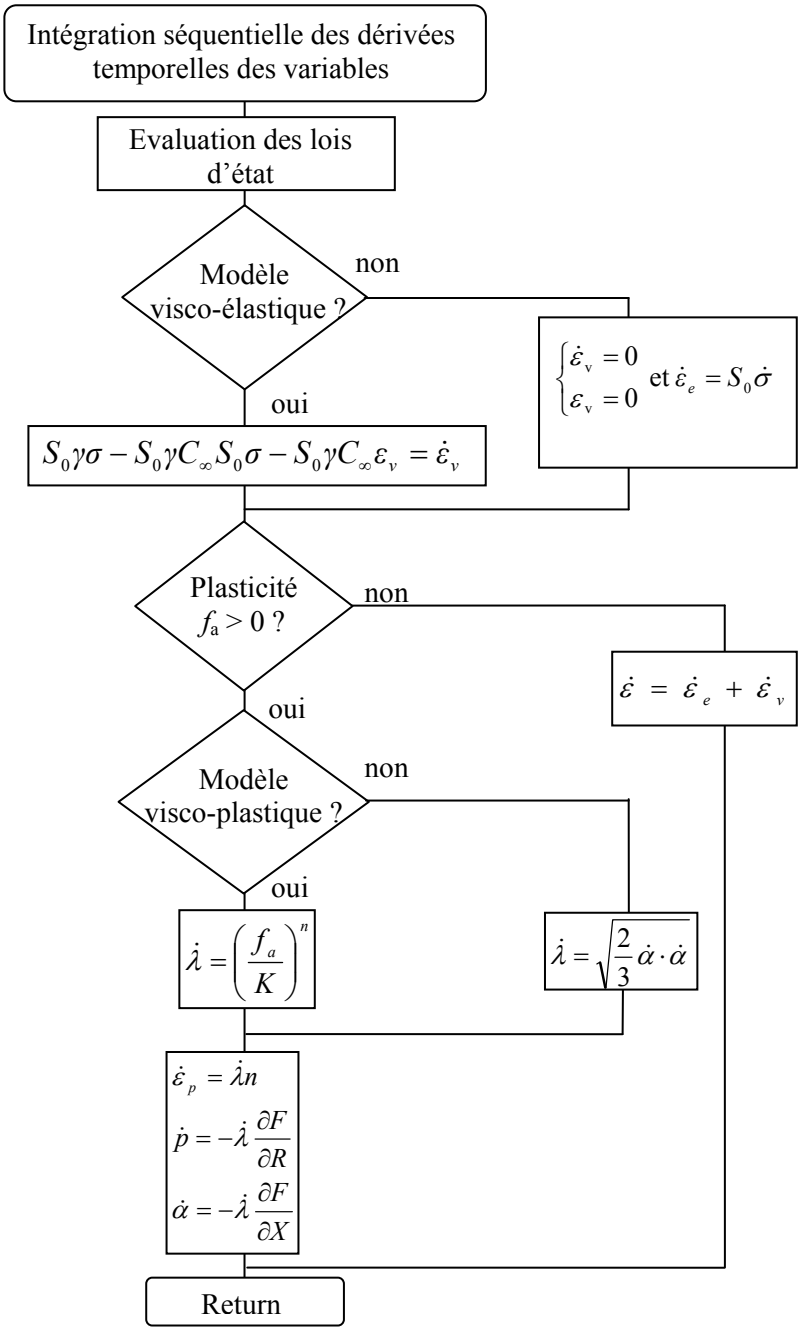


Figure 3.1 Algorithme de la loi de comportement développée, tel qu'implémenté dans ZéBuLoN.

3.3.5. Procédure d'identification du modèle

Après l'implémentation du modèle, il convient d'identifier les coefficients définis dans la classe de comportement. L'ensemble des paramètres à identifier pour la loi développée sont répertoriés dans le Tableau 3.3.2:

Paramètres	Dénomination	Essai utilisé pour l'identification
C_0	4-Tenseur de rigidité instantané	Traction à vitesse rapide
υ_0	Coefficient de Poisson instantané	
C_∞	4-Tenseur de rigidité à l'infini	Traction quasi-statique
υ_∞	Coefficient de Poisson à l'infini	
γ	4-Tenseur de relaxation	Fluage viscoélastique
R_0	Limite d'élasticité	Charges-décharges
C	Coefficient de la déformation plastique	Ecrouissage cyclique
D	Coefficient du terme de rappel	
Q	Capacité de durcissement	
b	Coefficient de la vitesse de saturation	
H	Module d'écrouissage isotrope	
a	Coefficient puissance du critère	Essais multiaxiaux ENSMP
β	Coefficient du critère de plasticité	
K	Coefficient de résistance plastique	Ecrouissages à différentes vitesses
n	Exposant de l'écrouissage	

Tableau 3.2 Coefficients dépendants du matériau à identifier pour le modèle développé

Le modèle viscoélastique demande deux modules de rigidité : un instantané et un à l'infini. En considérant l'Équation 3.3.2, il est évident que, quand les vitesses de déformation sont élevées (c'est-à-dire que le phénomène de viscosité n'a pas le temps de se développer), les termes de vitesses sont prépondérants et que l'Équation 3.3.2 se dégénère en $E_{0_{11}} = \frac{\dot{\sigma}_{11}}{\dot{\varepsilon}_{11}}$ dans le cas uniaxial. Ainsi, le module de traction uniaxial instantané E_0 est identifié comme la pente initiale d'un essai de traction à vitesse de déformation élevée.

Le coefficient E_∞ peut être facilement mesuré quand les vitesses de sollicitation sont infiniment faibles (c'est-à-dire quand le phénomène de viscosité est prépondérant). En effet pour ce type de sollicitation les termes de vitesses sont négligeables et l'équation se dégénère en $E_{\infty_{11}} = \frac{\sigma_{11}}{\varepsilon_{11}}$ dans le cas uniaxial.

L'écriture de la loi permet d'introduire des coefficients de Poisson différents suivant la vitesse de sollicitation.

Le coefficient γ du 4-tenseur de relaxation est identifiable sur un essai de fluage viscoélastique car la pente initiale du graphique temps/déformation de l'essai est $\dot{\varepsilon}_\infty$ et :

$$\dot{\varepsilon}_\infty = \left(\mathrm{C}_0 + \mathrm{C}_\infty\right)^{-1} :: \sigma :: \gamma$$

$$\text{avec } \gamma = \frac{1}{\tau}\mathbf{I}$$

où τ est le temps de relaxation caractéristique, de nature scalaire.

Plusieurs méthodes sont utilisables pour déterminer la limite d'élasticité R_0. Soit, traditionnellement, en prenant la limite de linéarité d'une courbe de traction uniaxiale ou d'un autre essai d'écrouissage monotone, soit par des essais cycliques de charge-décharge. Pour un matériau polymère, la méthode de limite de linéarité peut être difficile à appliquer du fait que celle-ci est peu marquée. Dans ce cas, des essais de charge-décharge sont plus appropriés. Ces essais permettent de tracer la contrainte maximale appliquée en fonction de la déformation résiduelle créée. Extrapolée à l'origine, la droite affinant ces points indique la contrainte limite R_0 qui crée un incrément de déformation irréversible.

L'identification des paramètres du critère de plasticité de Drucker-Prager modifié nécessite de simuler une sollicitation de l'adhésif avec une part variable de contrainte hydrostatique, tel qu'avec le dispositif Arcan-Mines. Pour exploiter les essais réalisés à l'aide de ce dispositif, il faut reproduire numériquement l'état de sollicitation du joint de colle lorsque qu'expérimentalement est observé un début de non-linéarité dans la courbe déplacement/force (tel qu'en Figure 2.51 et Figure 2.52), ce qui traduit une entrée en plasticité du joint de colle. La méthode pour déterminer le point d'entée en plasticité est la maximisation du coefficient de corrélation linéaire (R^2) faite sur la courbe déplacement/force depuis l'origine. Puis, l'état de contrainte obtenu numériquement à cet instant est moyenné dans tous les éléments de la colle et sont extraits les composantes hydrostatiques et déviatoriques du tenseur des contraintes moyennes. On peut alors reporter dans un graphique I_1/J cet état de contraintes à plasticité. La courbe affinant tous ces points a l'équation de la fonction de charge et permet d'obtenir les coefficients a et β la caractérisant.

Les coefficients de l'écrouissage isotrope Q, b et H et de l'écrouissage cinématique K et n peuvent être identifiés sur une courbe d'écrouissage, voir [Lemaître et al., 1985], Chapitre 5. Les coefficients de viscoplasticité K et n caractérisant le potentiel d'écoulement de Norton quant à eux peuvent être identifiés sur les essais à différentes vitesses de déformation, voir [Lemaître et al., 1985], Chapitre 6.

3.3.6. Discussion

Quelques particularités sont développées ci-dessous concernant la loi qui a été proposée dans ce paragraphe. Elles sont à garder à l'esprit lors de l'utilisation du modèle.

1. Lorsque la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$ tend vers 0, la contrainte σ s'approxime par $\sigma = E\varepsilon$, ce qui présente l'avantage d'éviter un écoulement à contrainte constante ; la contrainte ne se relaxe pas infiniment comme c'est le cas avec un modèle de Zener. Notre modèle permet donc la représentation d'états relaxés et non pas seulement transitoires.
2. La contrainte n'est pas non plus calculée infinie[1] lors de l'application du chargement, comme c'est le cas avec un modèle de Maxwell. Notre modèle permet donc la représentation d'un chargement rapide, ce qui est intéressant pour représenter des essais de fatigue tels que faits par Airbus.
3. La simplicité de la partie viscoélastique provient du découplage des effets qui a été choisi, ce qui permet de ne pas gérer les couplages dans les équations et simplifie donc l'identification.
4. Un enrichissement rapide à apporter serait d'ajouter des branches viscoélastiques en parallèle car les déformations se somment. Ceci permettrait d'avoir des temps caractéristiques discrets, voire continus.
5. Le critère de Drucker-Prager modifié présente une dérivée finie en $J = 0$, ce qui évite des problèmes de convergence de calcul numérique.
6. La fonction seuil n'intègre pas la vitesse de contrainte : l'entrée en plasticité est toujours faite par le franchissement de la même surface dans (I_1, J), définie par des essais en quasi-statique. C'est un développement à apporter car les polymères y sont sensibles.
7. La surface de plasticité n'est pas fermée : une pression hydrostatique infinie ne conduit pas à l'entrée en plasticité, ce qui peut ne pas être représentatif.
8. Les lois d'écoulement respectent l'hypothèse, surtout vérifiée pour les matériaux métalliques, d'incompressibilité plastique : la description de l'écrouissage est indépendante de la pression hydrostatique. Cet inconvénient est mentionné en 3.8.2.

[1] quoique sur-estimée dans le cas de l'essai de relaxation à 0,4 de déformation vraie

3.4. Identification du modèle proposé avec la colle XPU

L'objectif de cette section est de fournir un protocole d'identification basé sur les essais uniaxiaux et multiaxiaux présentés paragraphe 2.2.1. Dans le cadre de ce travail, la viscoplasticité et l'écrouissage cyclique n'ont pas été pris en considération, car ils représentent des phénomènes de deuxième ordre par rapport aux objectifs visés. Au moyen du dispositif multiaxial Arcan-Mines, le comportement de la colle XPU a été déterminé comme étant isotrope. Ce constat renvoie à l'identification de deux coefficients indépendants uniquement pour les 4-tenseurs unités de rigidités élastiques : C_0 ne dépend que du module de rigidité E_0 et du coefficient de contraction υ_0 et pour C_∞ respectivement de E_∞ et υ_∞. L'écrouissage cinématique seul a été choisi pour représenter l'écoulement plastique (équivalent à l'écrouissage isotrope en traction simple). En résumé, les coefficients à identifier pour la colle XPU sont reportés Tableau 3.4.1.

Paramètres	Dénomination	Essai utilisé pour l'identification
C_0	4-Tenseur de rigidité instantané	Traction à vitesse rapide
C_∞	4-Tenseur de rigidité à l'infini	Traction quasi-statique
γ	4-Tenseur de relaxation	Fluage viscoélastique
υ_0	Coefficient de Poisson instantané	Traction quasi-statique
υ_∞	Coefficient de Poisson à l'infini	Traction quasi-statique
R_0	Limite d'élasticité	Charges-décharges
C	Coefficient de la déformation plastique	Ecrouissage
D	Coefficient du terme de rappel	Ecrouissage
a	Coefficient puissance du critère	Essais multiaxiaux ENSMP
β	Coefficient du critère de plasticité	Essais multiaxiaux ENSMP

Tableau 3.3 Coefficients dépendants de la colle XPU à identifier pour le modèle développé

3.4.1. Identification des paramètres viscoélastiques

Le module E_0 est identifié sur l'essai traction à 5.10^{-2} s^{-1} de la Figure 2.17. Est trouvé $E_0 = 240.5$ MPa en moyenne. L'identification de E_∞ se fait sur l'essai de traction à la vitesse la plus faible, à 10^{-4} s^{-1}. Le module à l'infini trouvé est : $E_\infty = 62$ MPa.

Nous avons choisi les coefficients de Poisson à vitesse basse et élevée identiques et ils ont été identifiés via la technique de suivi de points sur éprouvettes haltères. Il est trouvé $v_0 = v_\infty = 0{,}44$.

L'identification de τ est réalisée sur l'essai de fluage à faible contrainte, voir le schéma Figure 3.2. Il est trouvé $\tau = 0{,}35$ s.

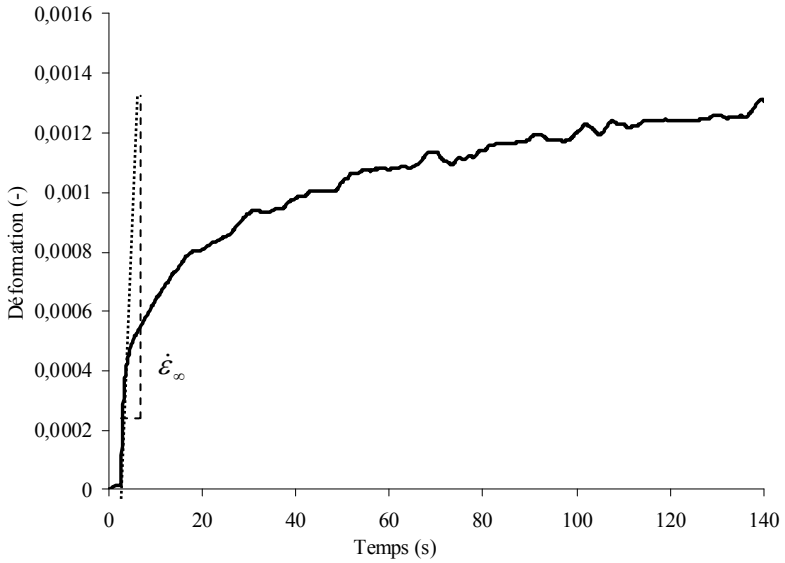


Figure 3.2 Identification du module de rigidité à l'infini sur l'essai de fluage à 0,1 MPa

3.4.2. Identification des paramètres plastiques

Les informations obtenues lors de deux essais de charge-décharge décrits au chapitre 2.2.1 peuvent être reportées dans un graphique déformation résiduelle - contrainte maximale atteinte dans le cycle, voir la Figure 3.3. L'extrapolation à l'origine de la droite affinant les points expérimentaux donne : R_0 = 4,3 MPa.

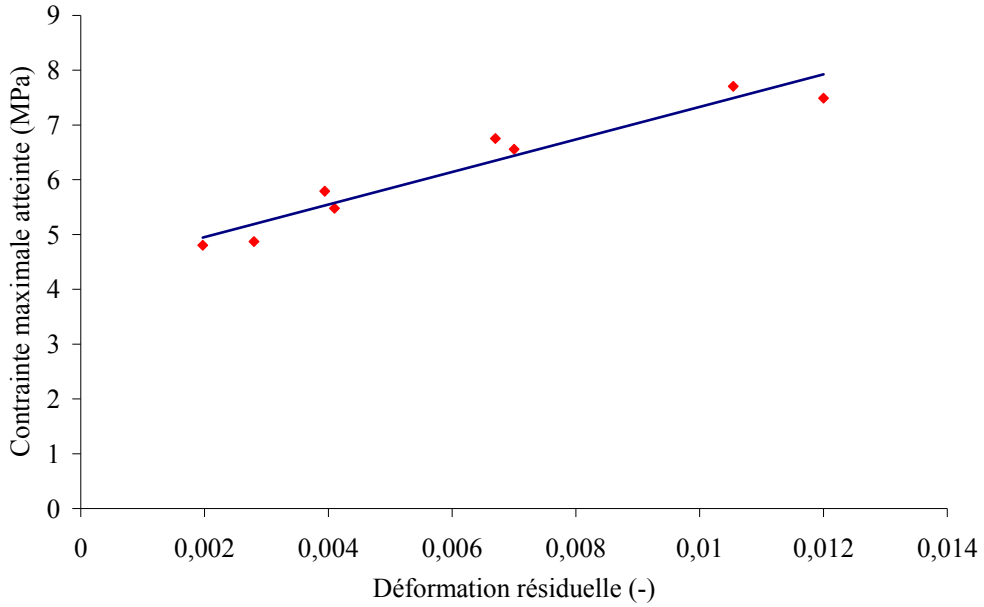


Figure 3.3 Déformations plastiques créées lors des charges-décharges (deux essais mélangés)

La représentation du seuil plastique est faite dans le plan (I_1, J) Figure 3.4. La contrainte hydrostatique a un effet majeur sur l'entrée en plasticité de la colle XPU car un état quasi-pur de pression hydrostatique négative conduit à la limite d'élasticité. Cela est un résultat attendu car, comme les observations faites au MEB chapitre 2.1.1 le révèlent, la microstructure est faite d'une matrice souple chargée de particules dures. Lors de la déformation macroscopique, la déformation de la matrice autour de ces particules crée de la cavitation, d'où une variation de volume et une sensibilité à la pression, d'où une enveloppe de plasticité fermée sur la trisectrice des contraintes principales.

La courbe affinant les états de contrainte du joint à l'entrée en plasticité suivant les différentes quantités de pression hydrostatique est représentée en Figure 3.4. Les coefficients identifiés sont : a = 2.69 et β = 1.62.

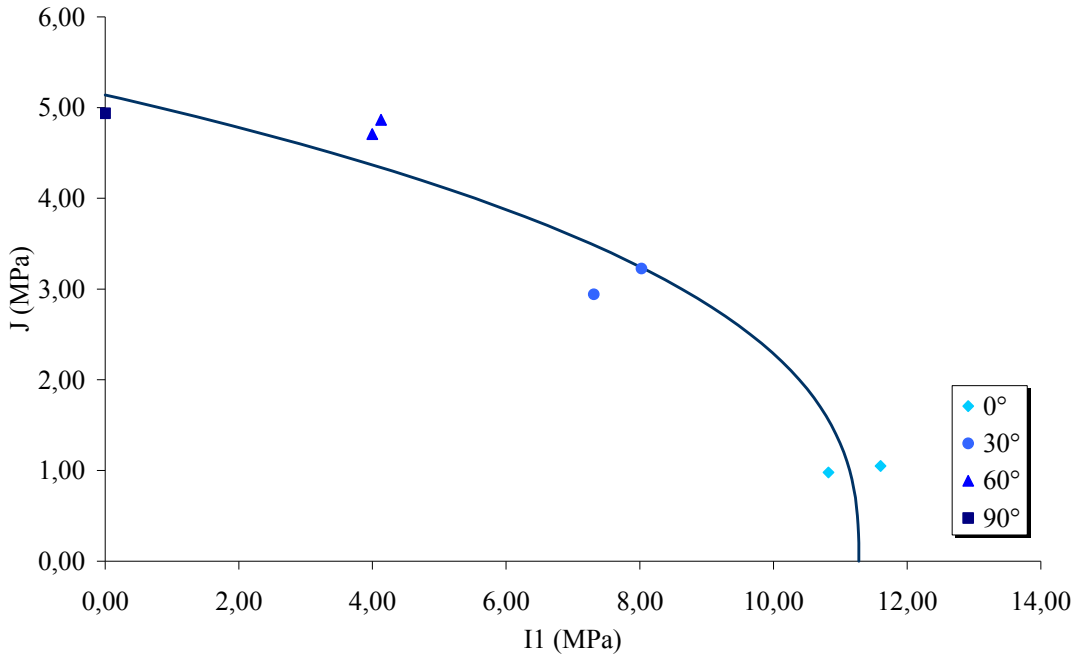


Figure 3.4 Etat des contraintes à l'entrée en plasticité de la colle XPU

Les coefficients C et D de l'écrouissage cinématique ont été déterminés par optimisation c'est-à-dire que la recherche de ces paramètres a été faite itérativement par une simulation numérique reproduisant un ou plusieurs essais mécaniques et se comparant à ceux-ci jusqu'à atteindre le degré de corrélation voulu. La loi de comportement utilisée est la loi développée avec les coefficients précédemment identifiés et les essais mécaniques sont les tractions uniaxiales monotones aux vitesses de déformation de 1.10^{-3} s^{-1} et 5.10^{-2} s^{-1} (voir Figure 3.5 et Figure 3.6). Les paramètres trouvés sont C = 220,5 MPa et D = 10000,8.

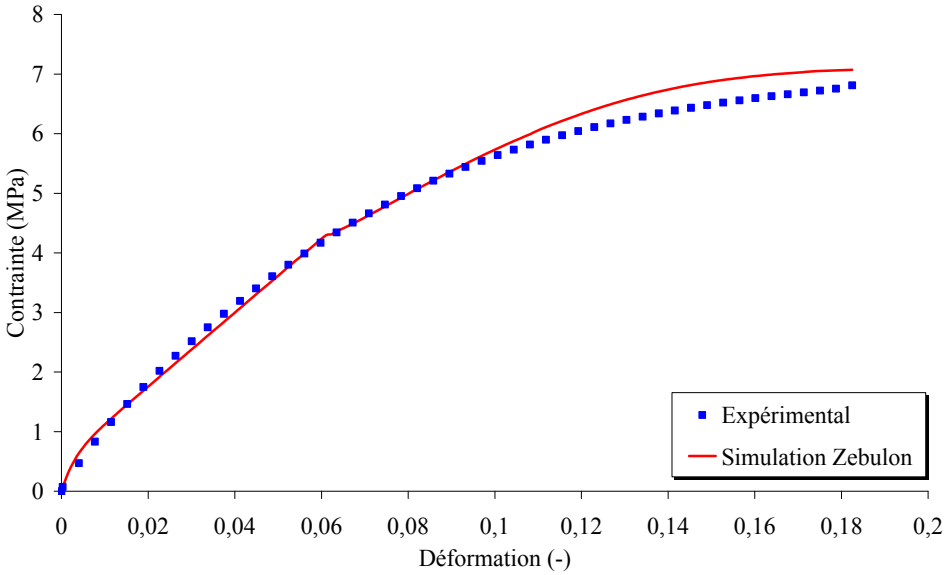


Figure 3.5 Optimisation des paramètres d'écrouissage cinématique sur un des essais de traction à 10^{-3} s^{-1}

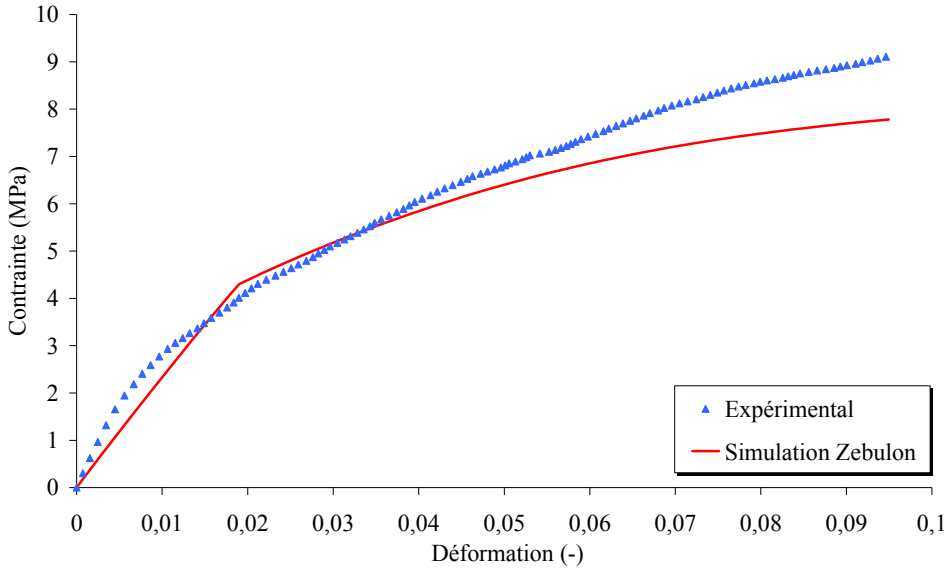


Figure 3.6 Optimisation des paramètres de plasticité sur un des essais d'écrouissage à 5.10^{-2} s^{-1}

3.4.3. Coefficients du modèle

Les coefficients dépendants de la colle XPU pour la loi viscoélastoplastique développée sont répertoriés dans le Tableau 3.4.2.

Coefficient	E_0	E_∞	γ	$\upsilon_0 = \upsilon_\infty$	R_0	C	D	a	β
Valeur	16,48	2,76	0,806	0,44	4,3	220,5	10000,8	2,69	1,62
Unité	MPa	MPa	s^{-1}	-	MPa	MPa	-	-	-

Tableau 3.4 Coefficients dépendants de la colle XPU pour la loi viscoélastoplastique, moyenne des valeurs identifiées

3.5. Identification du modèle proposé avec la colle FMV

L'ensemble des paramètres à identifier pour la loi développée sont répertoriés dans le Tableau 3.5.1 : Au moyen du dispositif multiaxial Arcan-Mines, le comportement de la colle a été déterminé comme étant isotrope. Ce constat renvoie à l'identification de deux coefficients indépendants uniquement pour les 4-tenseurs unités de rigidités élastiques : C_0 ne dépend que du module de rigidité E_0 et du coefficient de contraction υ_0 et pour C_∞ respectivement de E_∞ et υ_∞. Nous avons choisi de ne pas représenter la plasticité du matériau pour trois raisons :

- l'existence d'une déformation rémanente après l'application d'une charge est difficilement mesurable au vu des charges atteintes et des jeux de la machine ;
- la représentation de la plasticité n'est pas nécessaire pour la simulation d'un essai monotone, ce qui est le cas pour l'essai de validation et l'application prévue du modèle ;
- une représentation viscoélastique permet de décrire une partie suffisamment importante des courbes de contrainte-déformation.

Les coefficients à identifier pour la colle FMV sont reportés en Tableau 3.5.1.

Paramètres	Dénomination	Essai utilisé pour l'identification
C_0	4-Tenseur de rigidité instantané	Traction à vitesse rapide
C_∞	4-Tenseur de rigidité à l'infini	Traction quasi-statique
γ	4-Tenseur de relaxation	Fluage viscoélastique
υ_0	Coefficient de Poisson instantané	Traction quasi-statique
υ_∞	Coefficient de Poisson à l'infini	Traction quasi-statique

Tableau 3.5 Coefficients dépendants de la colle FMV à identifier pour le modèle développé

3.5.1. Identification des paramètres viscoélastiques

Le module de traction uniaxial instantané E_0 est identifié sur l'essai de traction à la vitesse de déformation nominale de 1.10^{-1} s^{-1} de la Figure 2.20. Est trouvé E_0 = 16,48 MPa en moyenne. Le coefficient E_∞ est identifié sur le courbe à 5.10^{-3} et il est obtenu : E_∞ = 2,76 MPa en moyenne. Les coefficients de Poisson aux différentes vitesses sont choisis identiques et identifiés via la technique de suivi de points sur éprouvettes haltères. Il est trouvé $v_0 = v_\infty$ = 0,49 en moyenne. Le 4-tenseur de relaxation est identifié sur l'essai de fluage à la contrainte de 0,5 MPa et il est acquis τ = 1,24 s.

L'ajustement de ces paramètres a également fait l'objet d'une optimisation sur tous les essais de traction uniaxiale et de relaxation, voir Figure 3.7, Figure 3.8, Figure 3.9, Figure 3.10 et Figure 3.11. Les simulations des essais sont pilotées à partir du fichier expérimental en déformation vraie. Les coefficients obtenus sont répertoriés en Tableau 3.5.2.

Coefficient	E_0	E_∞	γ	$\upsilon_0 = \upsilon_\infty$
Valeur	16,48	2,76	0,806	0,49
Unité	MPa	MPa	s^{-1}	-

Tableau 3.6 Coefficients dépendants de la colle FMV pour la loi viscoélastique

L'accord entre la simulation des essais de traction uniaxiale est bon jusqu'à 60 % de déformation vraie, quelle que soit la vitesse. Au-delà, la simulation prédit une contrainte trop élevée. Les simulations des essais de relaxation montrent une représentation correcte de la contrainte mesurée à partir de 80 s de relaxation, durée au bout de laquelle le plateau de contrainte est atteint.

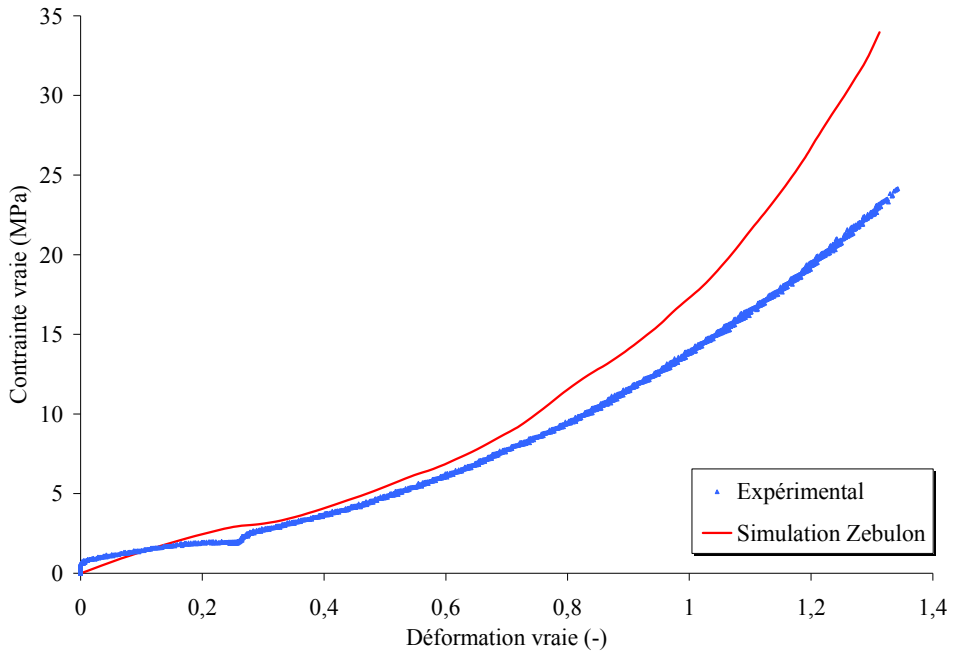


Figure 3.7 Optimisation des paramètres viscoélastiques sur un des essais d'écrouissage à 1.10^{-1} s^{-1} de déformation vraie

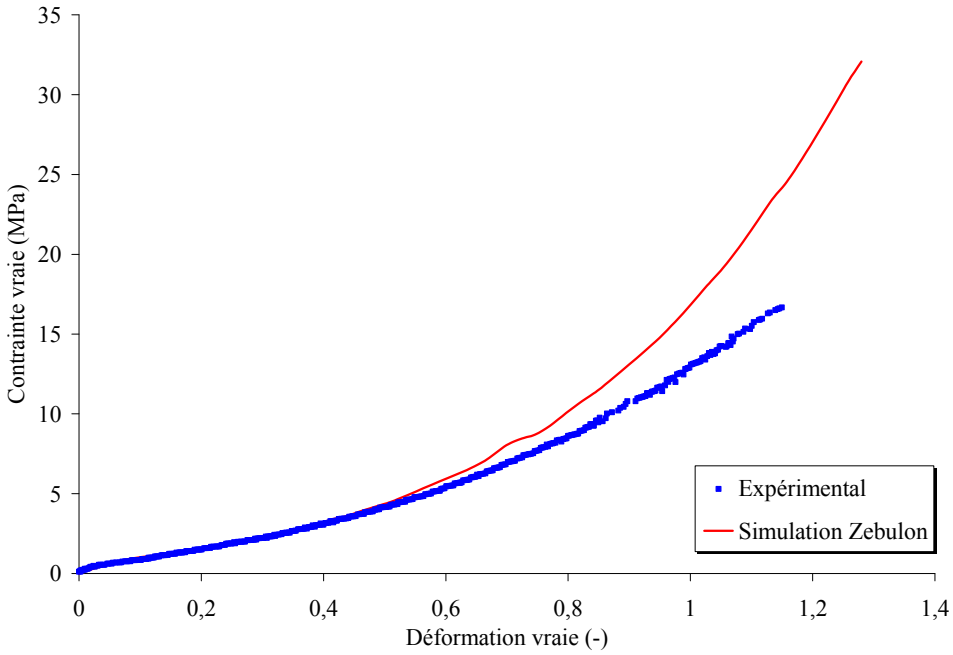


Figure 3.8 Optimisation des paramètres viscoélastiques sur un des essais d'écrouissage à 5.10^{-2} s^{-1} de déformation vraie

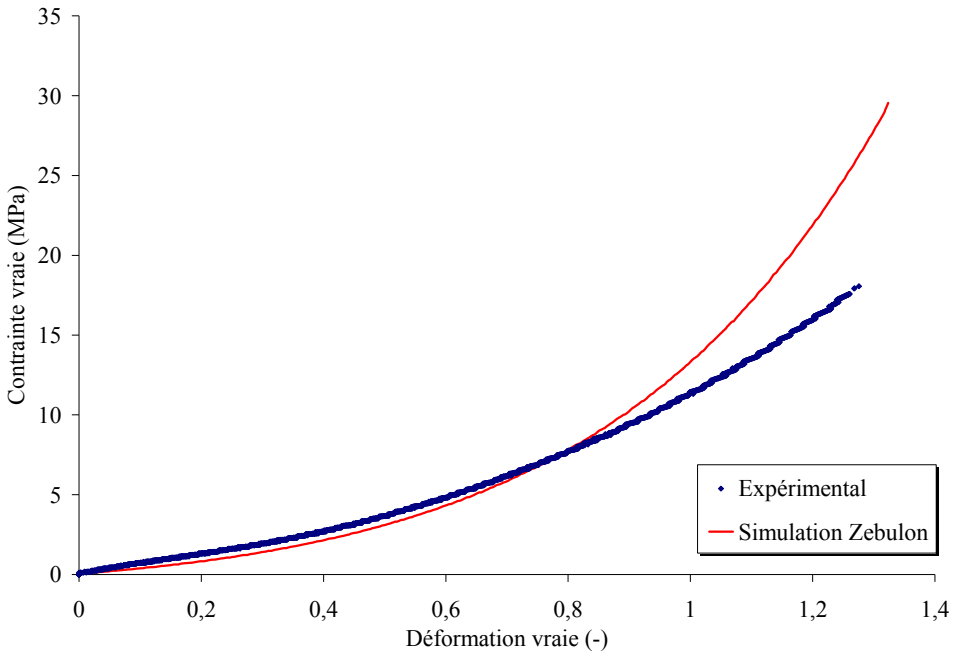


Figure 3.9 Optimisation des paramètres viscoélastiques sur un des essais d'écrouissage à 5.10^{-3} s^{-1} de déformation vraie

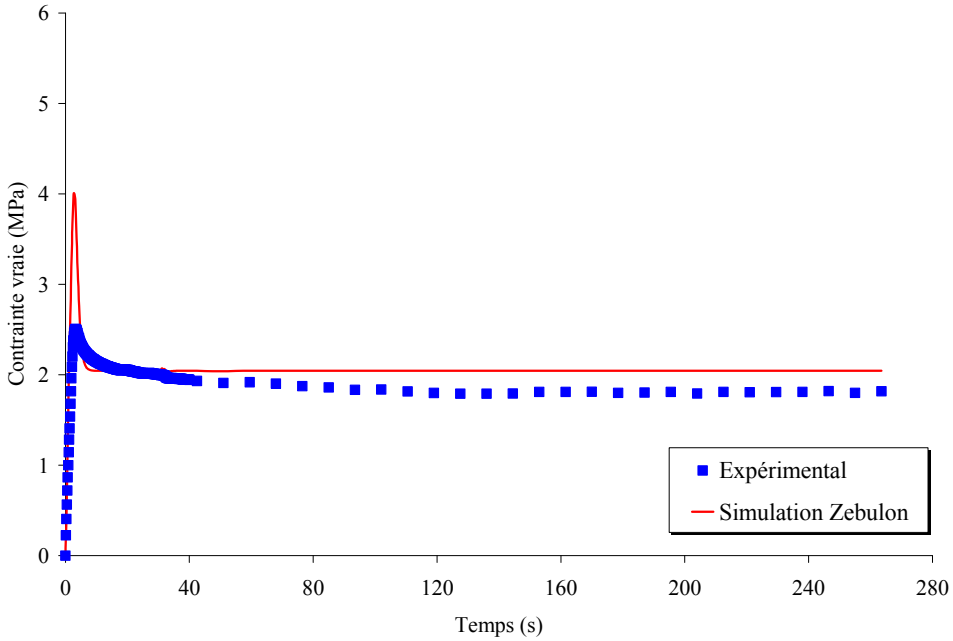


Figure 3.10 Optimisation des paramètres viscoélastiques sur la relaxation à 0,4 de déformation vraie

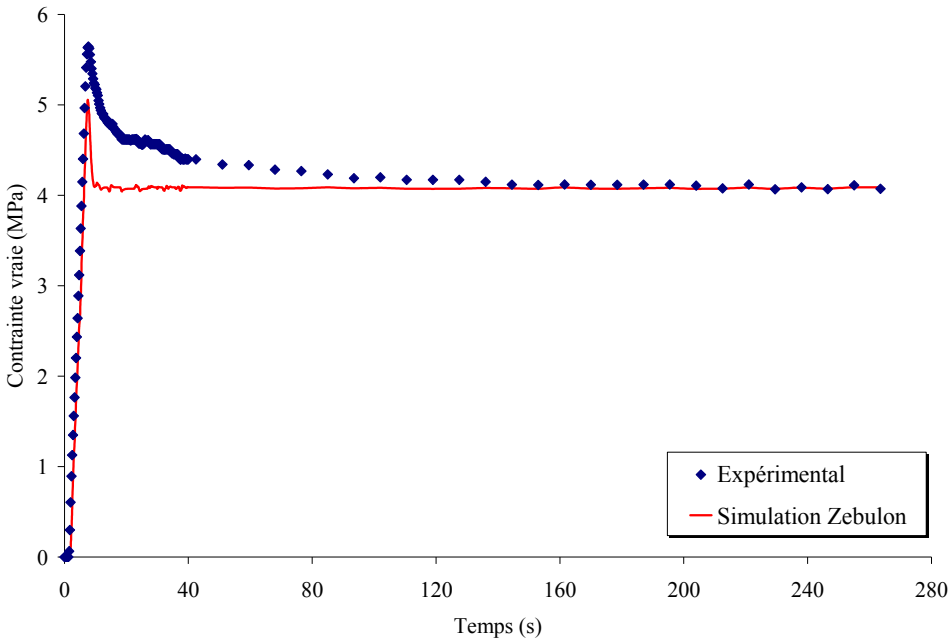


Figure 3.11 Optimisation des paramètres viscoélastiques sur la relaxation à 0,6 de déformation vraie

3.6. Modèle élastique orthotrope pour bois et composite

3.6.1. Formulation du modèle

Le modèle utilisé est la loi de Hooke pour un matériau orthotrope, dont la validité thermodynamique n'est pas discutée ici[1]. La matrice de souplesse à identifier présente 9 coefficients indépendants. Dans ce cas, la loi de Hooke s'écrit suivant la forme matricielle de l'Équation 3.6.1. Les essais pour en déterminer les termes sont répertoriées Tableau 3.6.1.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{12} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_1} & \frac{-\upsilon_{21}}{E_2} & \frac{-\upsilon_{31}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\upsilon_{12}}{E_1} & \frac{1}{E_2} & \frac{-\upsilon_{32}}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{-\upsilon_{13}}{E_1} & \frac{-\upsilon_{23}}{E_2} & \frac{1}{E_3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{23}} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{13}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{G_{12}} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix}$$

Équation 3.6.1 Notation ingénieur de la loi de comportement élastique d'un matériau orthotrope

où ε_{ij} et σ_{ij} sont respectivement la déformation et la contrainte en un point dans le sens ij, E_i le module de Young dans la direction i, G_{ij} le module de cisaillement dans la direction ij et v_{ij} le coefficient de Poisson dans la direction ij. On a :

$$\frac{\upsilon_{21}}{E_2} = \frac{\upsilon_{12}}{E_1}, \frac{\upsilon_{31}}{E_3} = \frac{\upsilon_{13}}{E_1}, \frac{\upsilon_{32}}{E_3} = \frac{\upsilon_{23}}{E_2}$$

Équation 3.6.2 Relations entre les modules de Young et les coefficients de Poisson

Coefficients	Essai utilisé pour l'identification	Déformations mesurées
$\frac{1}{E_1}, \frac{-\upsilon_{21}}{E_2}$ et $\frac{-\upsilon_{31}}{E_3}$	Traction longitudinale	Dans les trois directions de $R(O, \mathbf{x_1}, \mathbf{x_2}, \mathbf{x_3})$
$\frac{1}{E_2}$ et $\frac{-\upsilon_{23}}{E_3}$	Traction transversale	Dans les trois directions de $R(O, \mathbf{x_1}, \mathbf{x_2}, \mathbf{x_3})$
$\frac{1}{G_{12}}$	Traction hors-axes	Dans la direction 12
$\frac{1}{G_{13}}$	Flexion trois points à appuis rapprochés sens 1	Déflexion sous l'éprouvette, au droit de la charge
$\frac{1}{G_{23}}$	Flexion trois points à appuis rapprochés sens 2	Déflexion sous l'éprouvette, au droit de la charge
$\frac{1}{E_3}$	Compression transversale	Dans la direction $\mathbf{x_3}$

Tableau 3.7 Coefficients dépendants des matériaux stratifiés à identifier pour le modèle de Hooke orthotrope

[1] l'orthotropie du matériau est démontrée en 2.1.3

Définition des sens pour les tractions :
- le sens longitudinal est dit sens 1 et la contrainte est appliquée selon $\boldsymbol{x_1}$;
- le sens transversal est dit sens 2 et la contrainte est appliquée selon $\boldsymbol{x_2}$;
- le sens hors-axes est dit sens 12, la contrainte est appliquée à θ = 45° par rapport à $\boldsymbol{x_1}$.

Définition des sens pour les flexions :
- dans le sens 1, le sens chaîne $\boldsymbol{x_1}$ est dans la direction de la plus grande longueur de l'éprouvette ;
- dans le sens 2, le sens trame $\boldsymbol{x_2}$ est dans la direction de la plus grande longueur de l'éprouvette.

Définition du sens de la compression : dans la direction transversale, la contrainte est appliquée selon $\boldsymbol{x_3}$.

3.6.2. Identification

Seule la partie linéaire des courbes de contrainte-déformation est nécessaire à l'identification des termes de la matrice de souplesse. Une contrainte assez faible a donc en général été appliquée lors des essais ; la rupture n'est pas toujours atteinte.

Le module à un angle θ est calculé par :

$$E_\theta = \frac{1}{\frac{\cos^4\theta}{E_{11}} + \frac{\sin^4\theta}{E_{22}} + \sin^2\theta \times \cos^2\theta\left(\frac{1}{G_{12}} - \frac{2\upsilon_{21}}{E_{22}}\right)}$$

À θ = 45°, $E_\theta = G_{12}$.

Bois contreplaqué

Le bois étant un matériau naturel, la dispersion des valeurs expérimentales est élevée ; en conséquence, les résultats sont donnés avec la valeur de l'écart-type relevé.

	E_1	E_2	E_3	G_{12}	G_{13}	G_{23}	v_{12}	v_{12}	v_{13}	v_{23}
Valeur moyenne	5415 MPa	5616 MPa	593 MPa	615 MPa	234 MPa	192 MPa	0,0773	0,0675	0,3638	0,4364
Ecart-type	476 MPa	604 MPa	18,7 MPa	158 MPa	10,3 MPa	8,5 MPa				

Tableau 3.8 Coefficients de la matrice de souplesse dépendants du bois identifiés en moyenne sur les essais

Les propriétés dans les sens 1 et 2 semblent identiques car la moyenne obtenues pour E_1 est comprise dans la moyenne de E_2 plus ou moins son écart-type et inversement la moyenne de E_2 est comprise dans la moyenne de E_1 plus ou moins son écart-type. Par conséquent, leurs valeurs sont moyennées. Puisque $E_1 = E_2$, les valeurs de v_{12} et v_{21} sont également moyennées.

La loi de Hooke avec les coefficients de la matrice de souplesse identifiés pour le bois contreplaquée est donnée en Équation 3.6.3.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{12} \end{Bmatrix} = 10^{-5} \begin{bmatrix} 18{,}13 & -1{,}312 & -6{,}596 & 0 & 0 & 0 \\ -1{,}312 & 18{,}13 & -7{,}911 & 0 & 0 & 0 \\ -6{,}596 & -7{,}911 & 168{,}7 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 520{,}6 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 427{,}3 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 162{,}5 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix}$$

Équation 3.6.3 Loi de Hooke pour le bois contreplaqué

Composite

Les valeurs obtenues expérimentalement pour le composite sont données dans le Tableau 3.6.3.

	E_1	E_2	E_3	G_{12}	G_{13}	G_{23}	v_{12}	v_{12}	v_{13}	v_{23}
Valeur moyenne	10494 MPa	10134 MPa	4239 MPa	3343 MPa	660 MPa	684 MPa	0,2007	0,1928	0,1189	0,1236
Ecart-type	310 MPa	324 MPa	50,9 MPa	158 MPa	10,3 MPa	8,5 MPa				

Tableau 3.9 Coefficients de la matrice de souplesse dépendants du composite identifiés en moyenne sur les essais

Les propriétés dans les sens 1 et 2 semblent identiques car la moyenne obtenues pour E_1 est comprise dans la moyenne de E_2 plus ou moins son écart-type et inversement la moyenne de E_2 est comprise dans la moyenne de E_1 plus ou moins son écart-type. Par conséquent, leurs valeurs sont moyennées. Puisque $E_1 = E_2$, les valeurs de v_{12} et v_{21} sont également moyennées.

La loi de Hooke avec les coefficients de la matrice de souplesse identifiés pour le composite étudié est donnée en Équation 3.6.4.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ 2\varepsilon_{23} \\ 2\varepsilon_{13} \\ 2\varepsilon_{12} \end{Bmatrix} = 10^{-5} \begin{bmatrix} 9{,}696 & -1{,}907 & -1{,}152 & 0 & 0 & 0 \\ -1{,}907 & 9{,}696 & -1{,}198 & 0 & 0 & 0 \\ -1{,}152 & -1{,}198 & 23{,}59 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 146{,}2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 151{,}6 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 29{,}04 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix}$$

Équation 3.6.4 Loi de Hooke pour le composite

3.7. Modèle élastoplastique pour l'aluminium

3.7.1. Formulation du modèle

Le modèle est celui développé en paragraphe 3.3, réduit à un modèle élastoplastique avec un critère de plasticité de Von Mises. Les termes utilisés et à identifier sont reportés Tableau 3.7.1. Ici aussi, l'écrouissage cinématique seul a été choisi pour représenter l'écoulement plastique.

Paramètres	Dénomination	Essai utilisé pour l'identification
C_0	4-Tenseur de rigidité instantané	Traction à vitesse rapide
υ_0	Coefficient de Poisson instantané	Traction quasi-statique
R_0	Limite d'élasticité	Charges-décharges
C	Coefficient de la déformation plastique	Ecrouissage
D	Coefficient du terme de rappel	Ecrouissage
a	Coefficient puissance du critère	-
β	Coefficient du critère de plasticité	-

Tableau 3.10 Coefficients dépendants de l'aluminium à identifier pour le modèle développé

3.7.2. Identification

L'identification des termes C_0, R_0, C et D est réalisée sur la courbe de traction uniaxiale seule, qui fournit suffisamment d'informations. Le coefficient de Poisson υ_0 est identifié par la technique du suivi de points sur l'essai d'écrouissage à 1.10^{-3} s^{-1}. Enfin, la transformation du critère de Drucker-Prager modifié en critère de Von Mises impose $a = \beta = 1$. Les coefficients trouvés sont reportés dans le Tableau 3.7.2. La simulation de l'essai de traction uniaxiale est faite Figure 3.12.

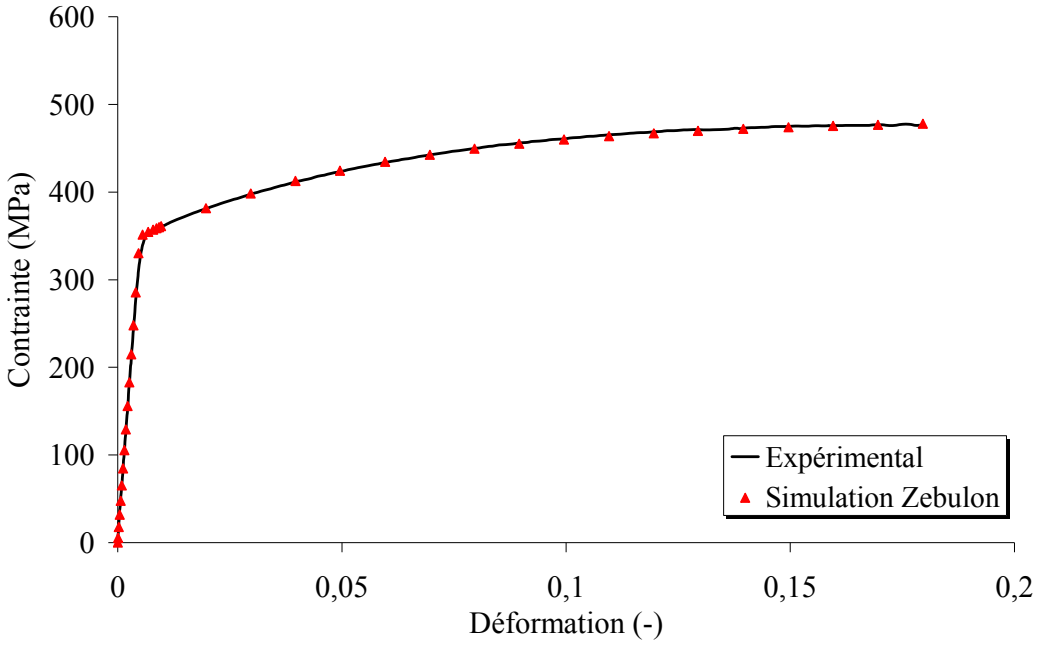


Figure 3.12 Un essai et simulation de la traction uniaxiale de l'alliage d'aluminium 2024

Coefficient	E_0	$\upsilon_0 = \upsilon_\infty$	R_0	C	D	a	β
Valeur	71000	0,3	350	250	18,8	1	1
Unité	MPa	-	MPa	MPa	-	-	-

Tableau 3.11 Coefficients dépendants de l'aluminium pour la loi élastoplastique, moyenne des valeurs

3.8. Validation du nouveau modèle

3.8.1. Sur des trajets de chargement différents

Colle XPU

Les essais de fluage et de traction à faible vitesse sont simulés à l'aide du nouveau modèle et de l'identification de ses paramètres qui est faite en chapitre 3.4, voir Figure 3.13 et Figure 3.14. Ces simulations font ressortir les limites du modèle viscoélastique, à savoir une représentation limitée à un domaine temporel restreint. Sur l'essai de traction à 10^{-4} s^{-1}, la représentation de la courbe déformation - contrainte est la bonne jusqu'à environ 5% de déformation, soit 500 secondes de temps d'essai. De même, la représentation de la déformation de fluage est correcte jusqu'à 140 s puis la simulation atteint un plateau et sous-estime la déformation au-delà (représentation graphique limitée à 140 s, mais voir Figure 2.18). Néanmoins, au regard des objectifs du modèle, le résultat atteint sur la représentation du comportement viscoélastique est jugé satisfaisant.

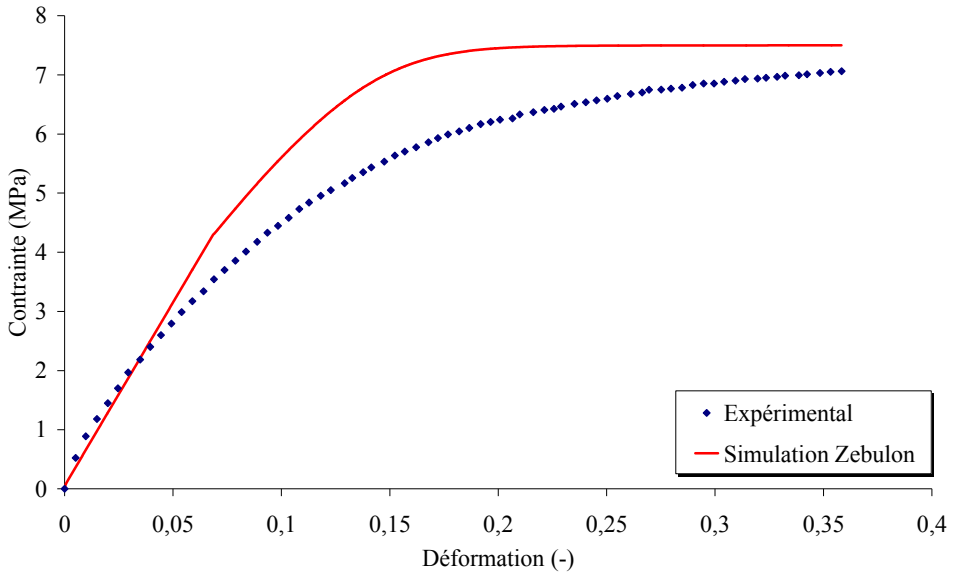


Figure 3.13 Simulation de l'essai de traction à 10^{-4} s^{-1}

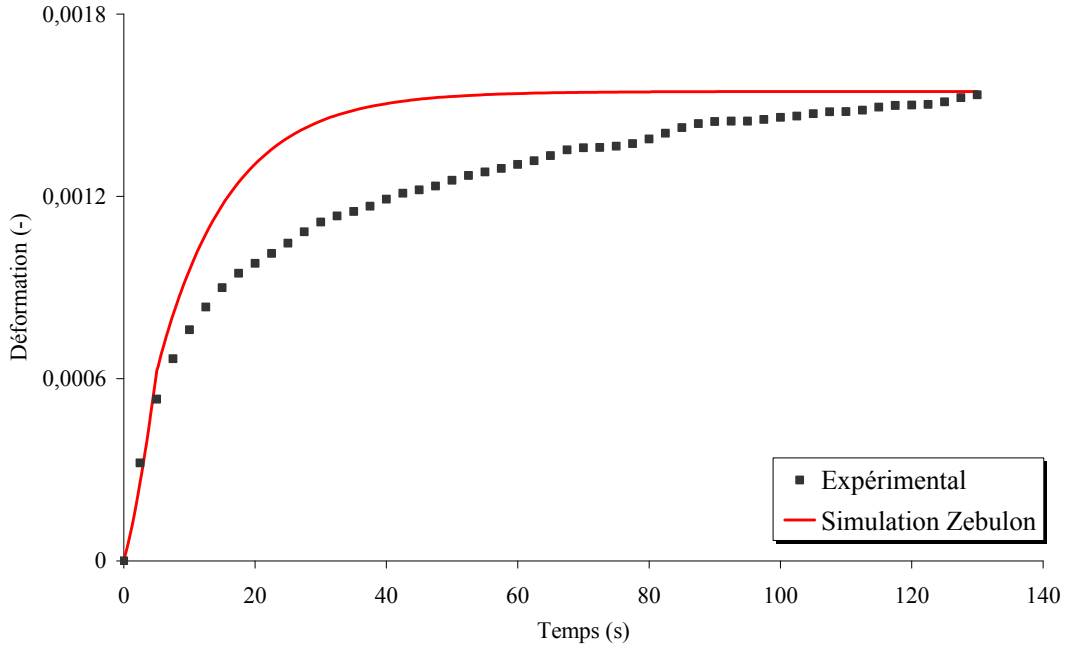


Figure 3.14 Simulation de l'essai de fluage à 0,1 MPa

Colle FMV

L'essai de charge-décharge interrompu est simulé pour réaliser la validation de la modélisation uniaxiale car ce trajet de chargement complexe met en exergue le caractère visqueux de la colle. La Figure 3.15 montre que l'accord entre expérience et simulation est correct jusqu'à 0,6 de déformation vraie. Lors des essais de relaxation, la contrainte au bout de 80 s est sous-estimée par le modèle à 0,4 de déformation vraie et surestimée à 0,6 de déformation vraie. L'inverse se produit dans la simulation des paliers de relaxation proches de 0,4 et 0,6 de déformation vraie de l'essai de charge-décharge interrompue. Peut-être est-ce dû à une augmentation du taux de relaxation en fonction de l'histoire du matériau, les relaxations aux niveaux précédents modifieraient les propriétés visqueuses. La décharge est moins bien représentée, les contraintes prédites par la simulation sont trop élevées par rapport à l'expérimental. La différence s'atténue vers 0,3 de déformation. Après le dernier palier de relaxation, la valeur des contraintes simulées est trop élevée car la machine d'essai est basculée en consigne de contrainte nulle alors que la simulation reste pilotée en déformation vraie.

Ce bon accord sur la montée en charge et le respect approximatif des paliers de relaxations permet de valider la modélisation du comportement viscoélastique uniaxial de la colle FMV à l'aide du modèle développé.

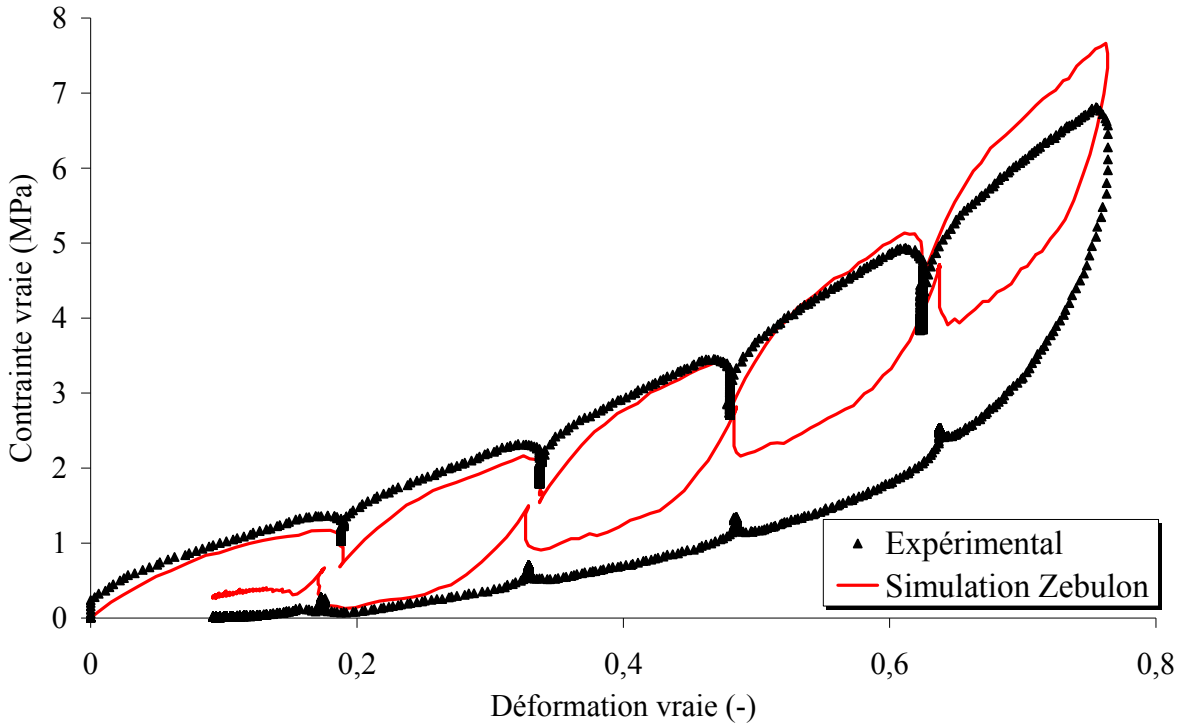


Figure 3.15 Simulation de l'essai de charge-décharge interrompu à 0,05 s^{-1} de déformation vraie

3.8.2. Sur le dispositif Arcan-Mines

La simulation complète du dispositif Arcan-Mines est faite au moyen du code Zebulon, en utilisant le modèle de comportement développé et les identifications propres à chaque colle. Puisque les courbes expérimentales de force sur le dispositif-déplacement entre substrats forment un faisceau, l'objectif de la simulation est de prédire un comportement se situant dans ce faisceau expérimental. Une épaisseur de joint égale à la moyenne des épaisseurs relevées est introduite dans le modèle numérique. Le chargement de la structure est piloté par le fichier expérimental, avec une vitesse de consigne de 7 N/s.

Colle XPU

Les calculs ont été réalisés dans le cadre de la thèse de [Bassery, 2011] et cités dans [Bassery et al., 2010] car les travaux de l'auteur ont notamment concerné la caractérisation multiaxiale des interfaces.

Les simulations montrent un très bon accord avec l'expérience, d'un point de vue de la pente linéaire des essais et du point d'inflexion du comportement (entrée en plasticité bien prédite). La simulation de la part longitudinale et transversale du déplacement entre substrats aux angles de 30° et 60° est également correcte. Le fait que la plasticité soit moins bien représentée laisse à penser que celle-ci, identifiée sur les essais à l'état massif, se développe différemment une fois la colle confinée. De même que la limite d'élasticité, la plasticité pourrait être caractérisée en fonction de la quantité de pression hydrostatique. Ceci compliquerait nettement l'écriture du modèle de comportement, ce qui n'est pas souhaité au regard des objectifs du projet. Les résultats présentés en Figure 3.16, Figure 3.17, Figure 3.18 et Figure 3.19 sont donc jugés satisfaisants.

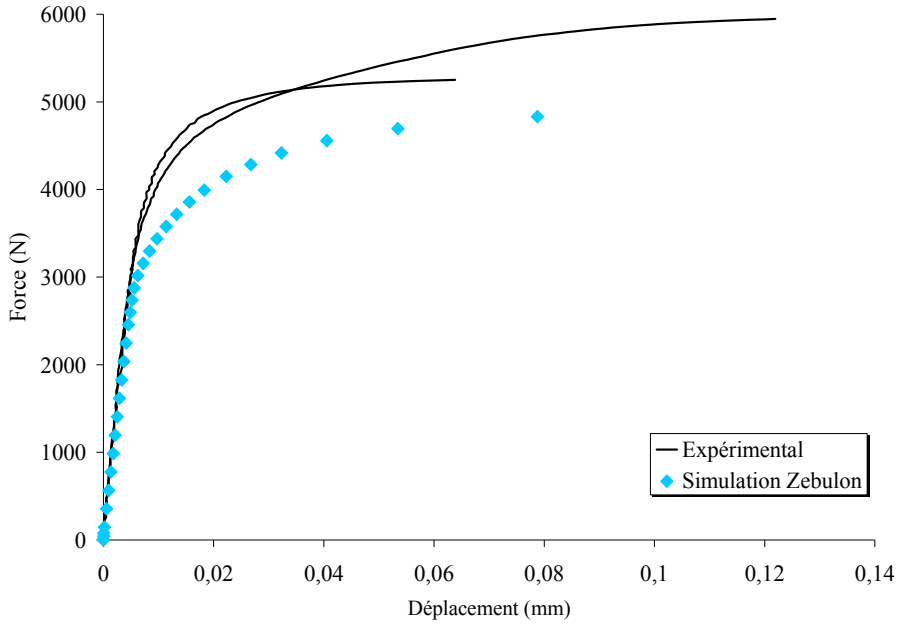


Figure 3.16 Simulation des essais Arcan-Mines à 0° - colle XPU

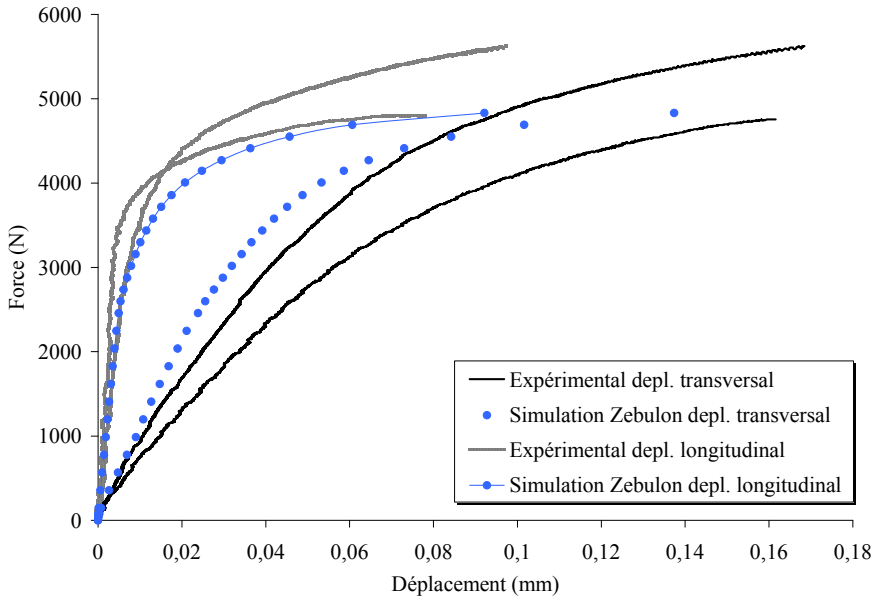


Figure 3.17 Simulation des essais Arcan-Mines à 30° - colle XPU

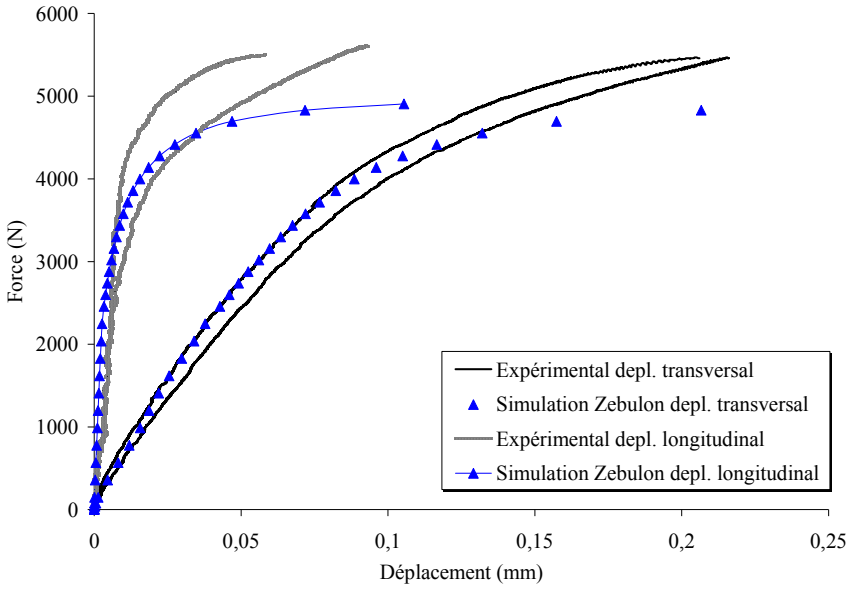


Figure 3.18 Simulation des essais Arcan-Mines à 60° - colle XPU

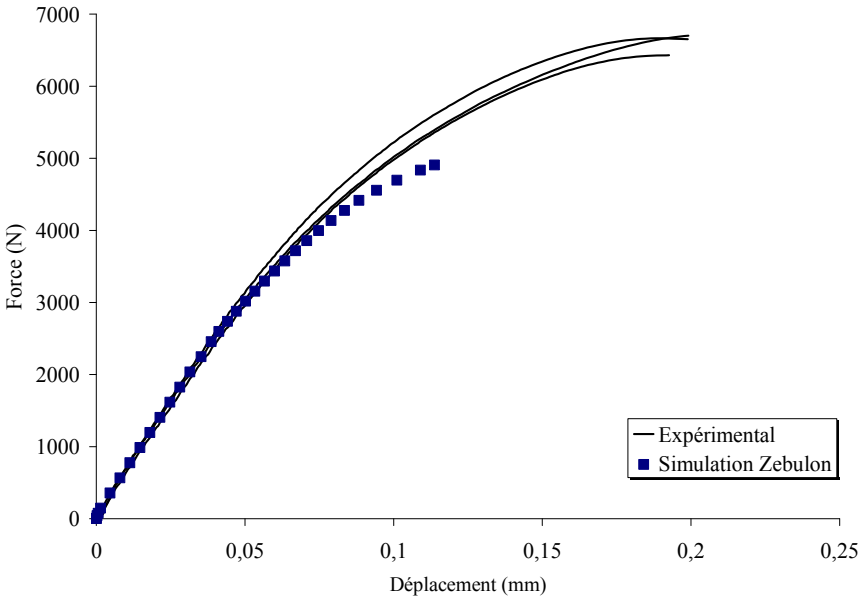


Figure 3.19 Simulation des essais Arcan-Mines à 90° - colle XPU

Colle FMV

Pour la colle FMV, plusieurs épaisseurs de colle ont été employées, une simulation par épaisseur nominale est donc menée, voir Tableau 3.8.1 pour le relevé des épaisseurs employées. Considérant la forte dispersion des essais du fait de la difficulté de la mesure de la déformation aux petites épaisseurs et le décollement adhésif de la colle de ses supports qui dégrade le comportement au-delà d'un niveau de charge supposé faible, un objectif plus élevé que de retrouver les pentes expérimentales ne peut être envisagé. Figure 3.20, Figure 3.21, Figure 3.22 et Figure 3.23, il peut être observé que les simulations ont un comportement qui est inclus dans le faisceau expérimental. Ces simulations sont donc jugées satisfaisantes car le début du comportement de la colle FMV *in situ* est bien prédit numériquement.

Angle α	0°	0°	90°	90°
Epaisseur nominale de l'essai	300 µm	100 µm	300 µm	100 µm
Epaisseur mesurée utilisée pour la simulation	165 µm	95 µm	200 µm	60 µm

Tableau 3.12 Epaisseurs expérimentales utilisées pour la simulation

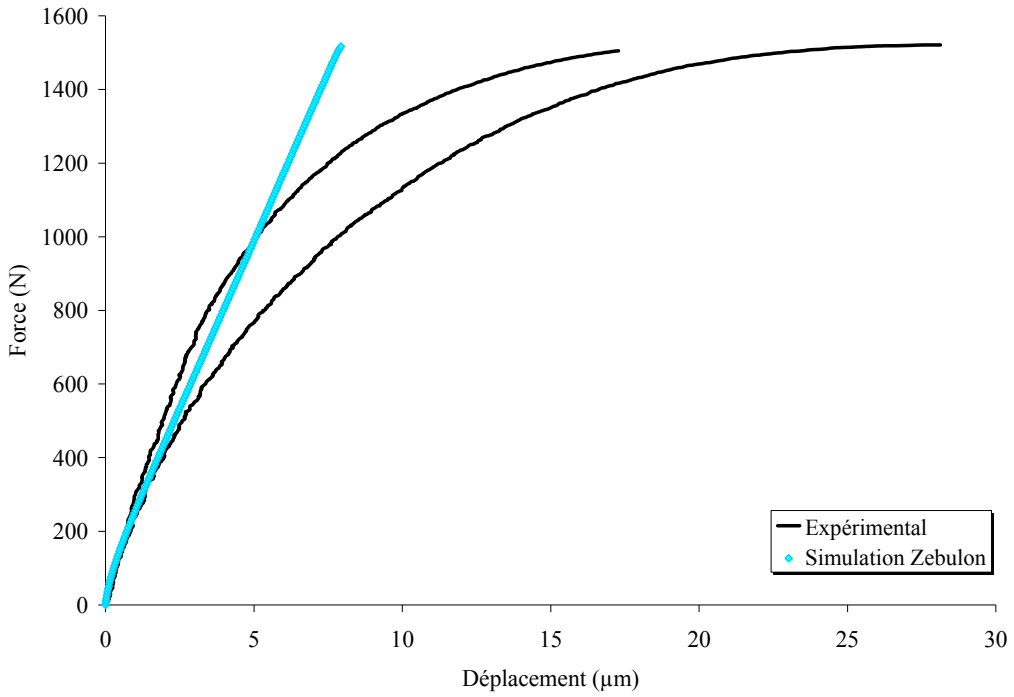


Figure 3.20 Simulation des essais Arcan-Mines à 0° à épaisseur nominale de 300 µm - colle FMV

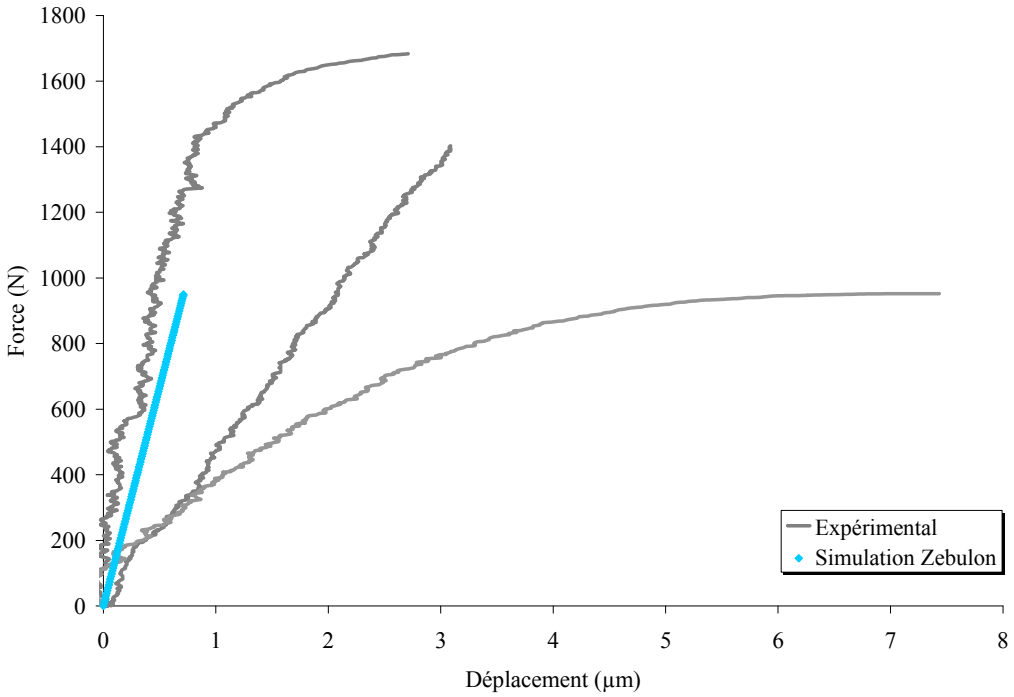


Figure 3.21 Simulation des essais Arcan-Mines à 0° à épaisseur nominale de 100 µm - colle FMV

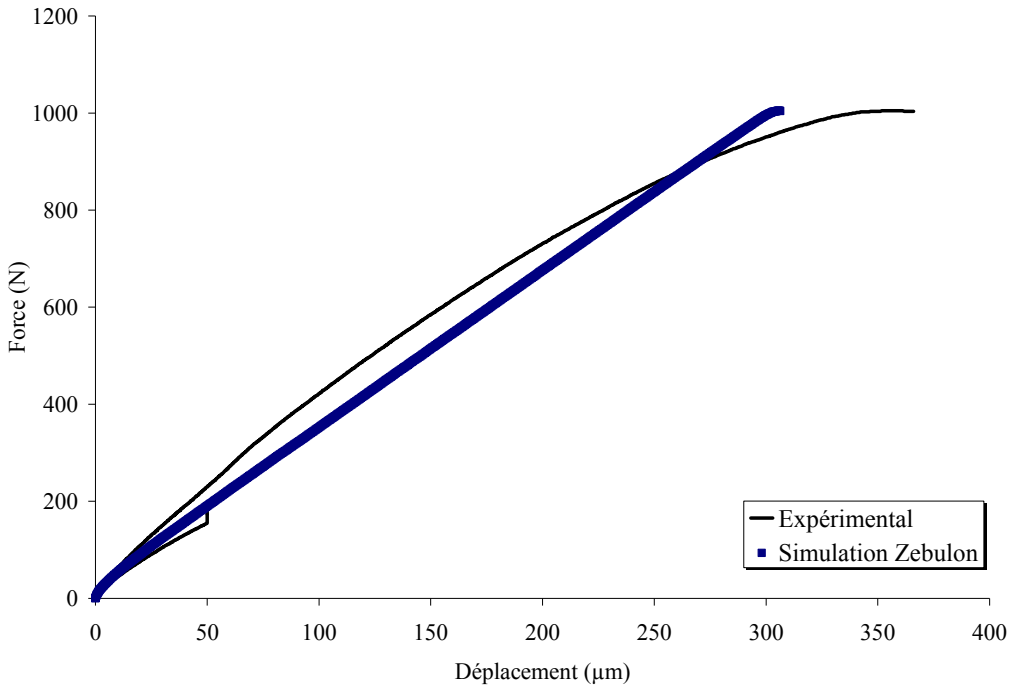


Figure 3.22 Simulation des essais Arcan-Mines à 90° à épaisseur nominale de 300 µm - colle FMV

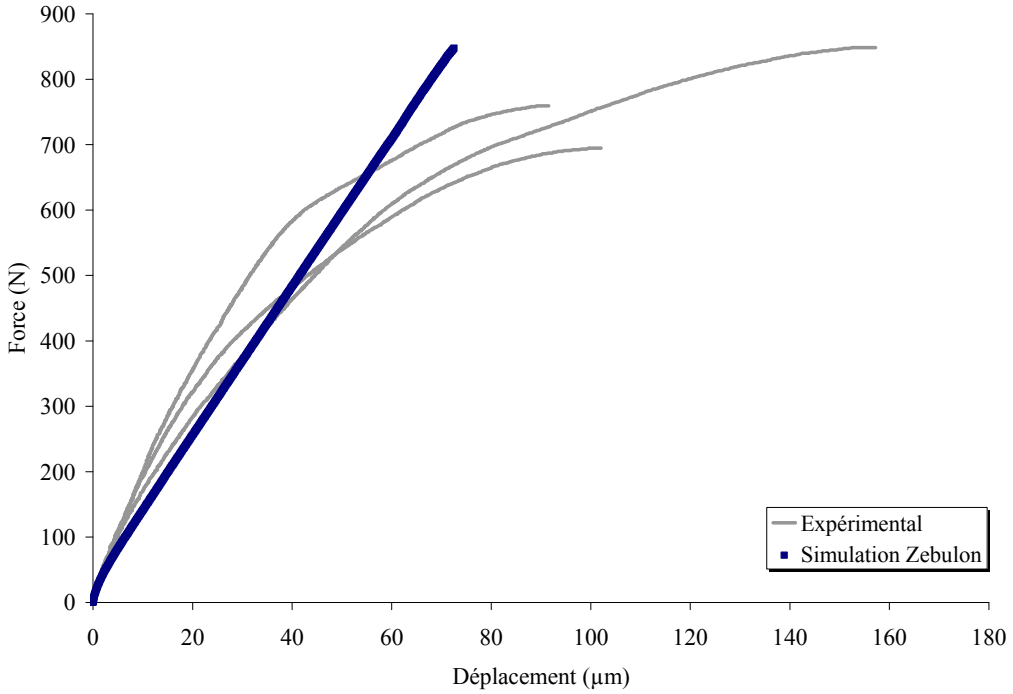


Figure 3.23 Simulation des essais Arcan-Mines à 90° à épaisseur nominale de 100 µm - colle FMV

3.8.3. Sur des éprouvettes structurales

Colle XPU

L'essai de quadruple cisaillement présenté en 2.4.1 est reproduit afin de conforter les choix de modélisation de la colle XPU dans un autre cas de structure collée que l'essai Arcan-Mines car ce dernier sert aussi à l'identification. Le modèle par éléments finis est finement discrétisé dans la colle, dont l'épaisseur est prise égale à l'épaisseur nominale, soit 1300 µm. Les éléments employés sont des quadrilatères en 2,5D (déformation hors-plan homogène).

La cartographie de la pression hydrostatique ci-dessous fait apparaître qu'il y a un état de contrainte triaxial à l'extrémité du joint de colle. L'utilisation d'un critère de plasticité sensible à la pression hydrostatique est donc justifiée même pour des structures travaillant majoritairement en cisaillement plan.

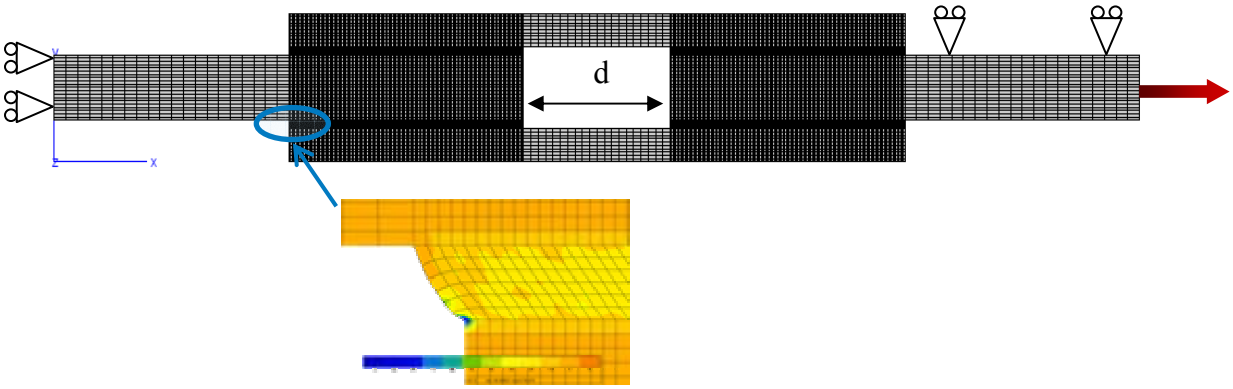


Figure 3.24 Modèle et isocontours de pression hydrostatique

Les courbes de force-déplacement de la structure obtenues expérimentalement sont superposées en Figure 3.26 à la courbe obtenue par simulation. La simulation ne prenant pas en compte les défauts de matière ou géométriques, elle est légèrement plus raide que le faisceau expérimental mais la tendance est bien reproduite. Pour un essai de complexité moyenne, ce résultat est satisfaisant car suffisamment prédictif par rapport à l'application visée.

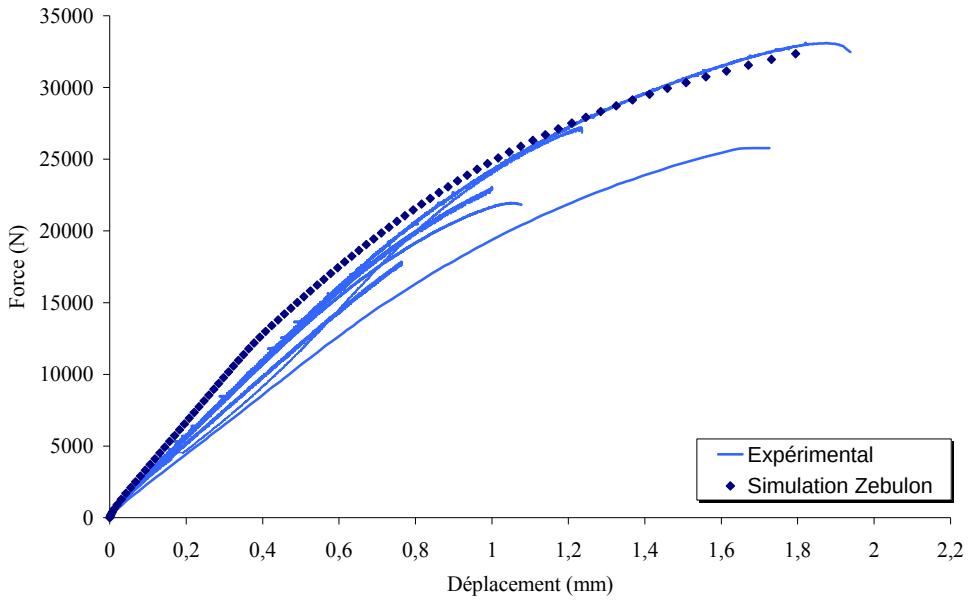


Figure 3.25 Essais et simulation des éprouvettes de quadruple cisaillement avec épaisseur nominale de colle

Colle FMV

Les essais sur éprouvettes de simple recouvrement sont simulés pour la validation du modèle dans un cas de structure collée avec la colle FMV. Une demi-éprouvette est modélisée en trois dimensions car la géométrie présente une seule symétrie dans le sens de la plus grande longueur, selon Ox. Le bas est encastré (condition de déplacement nul aux nœuds), les nœuds de la face de symétrie ont leur déplacement selon Oy imposé à zéro et la surface du haut est soumise à une vitesse de contrainte imposée à partir du fichier expérimental. L'épaisseur de colle est prise à l'exacte valeur moyenne telle que relevée au palmer et est ainsi modélisée pour chaque éprouvette. La force en fonction du déplacement des nœuds de la surface du haut selon Ox est considérée et comparée aux valeurs expérimentales.

Dans un premier temps, une simulation avec les surfaces théoriques de collage est faite (Figure 3.26), puis avec les surfaces réelles telles que calculées par analyse d'image (Figure 3.27). Pour ces dernières, une surface de collage équivalente est modélisée, en évidant la partie centrale du joint d'une surface égale au manque de colle constaté expérimentalement. Si le déplacement est sous-estimé pour les éprouvettes avec une surface de collage nominale, il est correct lorsque la surface de colle réelle est modélisée. Cela est censé, car si le volume de matière sollicitée est diminué, pour une même force appliquée, le déplacement engendré est plus grand.

Puisque la simulation des éprouvettes structurales est correcte, la modélisation du comportement viscoélastique de la colle FMV et de l'aluminium est validée sur une structure simple.

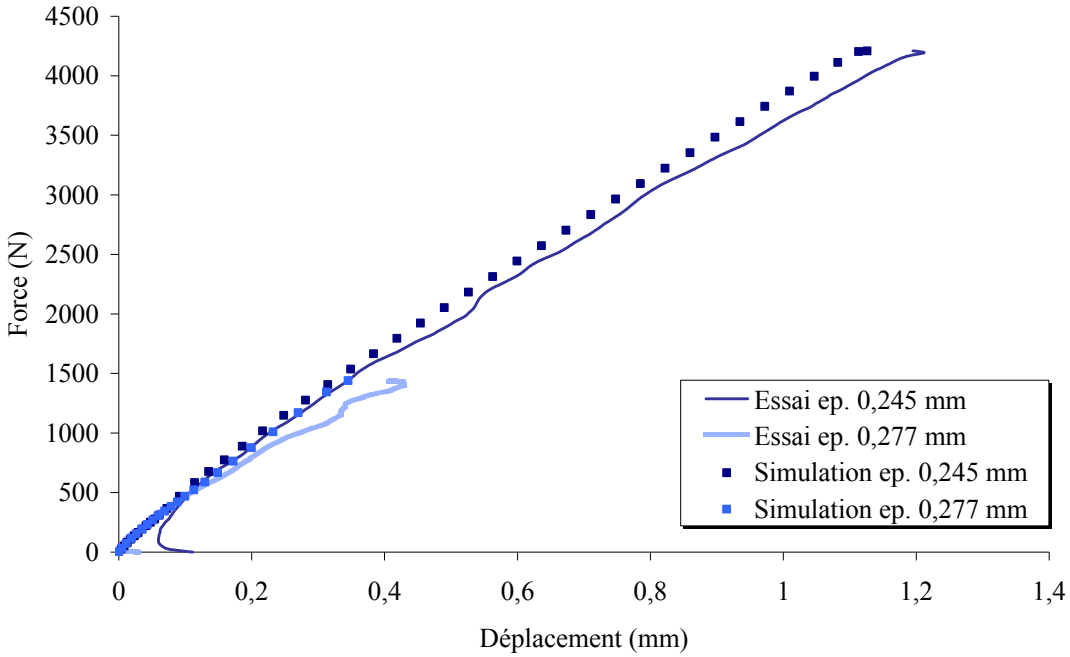


Figure 3.26 Essai et simulation des éprouvettes de simple recouvrement avec surface nominale de colle

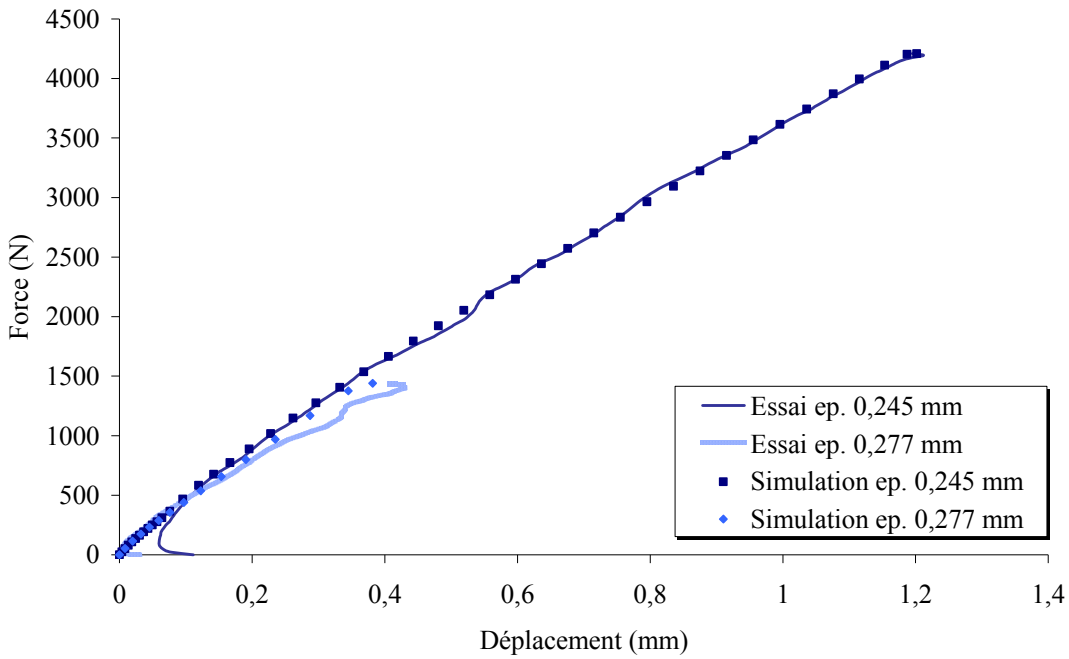


Figure 3.27 Essai et simulation des éprouvettes de simple recouvrement avec surface réelle de colle

3.9. Conclusions sur la modélisation

Ce chapitre a permis de présenter le modèle développé pour les colles, ce qu'il autorise en termes de représentation de phénomènes mécaniques et quelles sont ses limites. Grâce à cette étape de modélisation, d'identification et de validation, nous sommes à présent capables de représenter à l'aide d'un code de calcul par éléments finis la déformation des matériaux étudiés sous une certaine contrainte (et inversement). Le comportement de chaque matériau constitutif d'un assemblage, tel que ceux des cas industriels présentés en introduction, est connu. Une comparaison entre simulation et expérience est donc réalisable, en termes de raideur par exemple, ainsi que la détermination par calcul du seuil de plasticité de la colle à l'intérieur de la liaison, ce qui est représentatif de son état d'endommagement et pourtant invisible.

Chapitre 4
Validation sur liaison en T pour constructions navales

4.1. Présentation du cas 88
4.2. Essais mécaniques 89
4.2.1. Méthodes expérimentales 89
4.2.2. Résultats d'essais 90
4.3. Calculs numériques 92
4.3.1. Modélisation 92
4.3.2. Résultats 94
4.4. Conclusions sur la validation sur les liaisons en T 95

4. Validation sur liaison en T pour constructions navales

4.1. Présentation du cas

Dans le domaine de la construction navale, l'assemblage de la structure coque-cloisons-pont est essentiellement réalisé par deux techniques :

- la restratification, qui consiste à lier par des tissus de fibre de verre les deux pièces à joindre et d'y apposer une résine polyester, ce qui en polymérisant formera un composite ;
- la jonction collée, qui lie les pièces par un film de colle souvent épais afin de pouvoir compenser la faible planéité des pièces composites (moulées au contact) et les jeux de fabrication.

L'épaisseur des cloisons en bois contreplaqué varie de 6 à 15 mm et l'épaisseur moyenne de la coque est de 6 mm, sauf aux endroits de renforts tel que le pied de mât. La Figure 4.1 présente le montage des cloisons intérieures, qui séparent les pièces du bateau mais également transmettent les efforts que subit la structure. Le collage des cloisons et de la coque étudié ici est donc un assemblage structural.

Figure 4.1 Utilisation des liaisons collées en construction navale : assemblage structural des cloisons avec la coque et le pont

L'essai de validation de la modélisation du comportement de la colle XPU et des substrats en bois et composite est un modèle réduit de cette liaison cloison/coque. L'assemblage est collé « en T » avec la colle XPU, le bois contreplaqué (matériau des cloisons) et le composite (matériau du bordé) qui ont été étudiés en chapitre 3.

La sollicitation est une traction verticale du bois, pendant que le composite est bridé, tel que schématisé en Figure 4.2. Les maquettes de cette liaison ont été réalisées par l'industriel partenaire de l'étude, dans les conditions de fabrication standard de ses bateaux et selon le dessin de définition situé en chapitre 9.1.4. Ces essais ont été réalisés de manière conjointe avec le Cetim de Nantes.

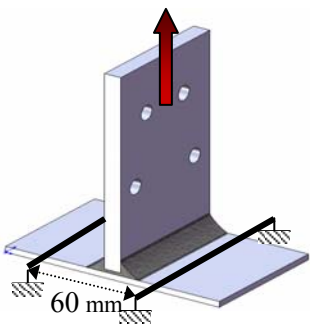


Figure 4.2 Schéma de l'essai en T

4.2. Essais mécaniques

4.2.1. Méthodes expérimentales

Le montage d'essai est présenté en Figure 4.3. Les faces du contreplaqué ont été poncées afin d'ôter le vernis. Le substrat en bois est ensuite pris entre deux plaques d'aluminium, lui aussi grenaillé pour que, une fois fermement boulonné, l'adhérence soit maximale (aucune ovalisation des trous n'a été observée après essai). L'ensemble est relié à la cellule de charge par un système capable de compenser une éventuelle non perpendicularité[1], un joint de Cardan. La cellule est quant à elle fixée sur la traverse mobile de la machine de traction.

Figure 4.3 Montage d'essai de la liaison en T. A gauche, l'amarrage, à droite, les moyens de mesures : extensomètre sur une face, suivi de points par appareil photo numérique sur l'autre

Le pilotage de l'essai se fait en vitesse de traverse constante, à 0,2 mm/min. Cela correspond à une vitesse moyenne de sollicitation de la colle quasi-statique, proche de 10^{-3} s^{-1}. L'essai se poursuit jusqu'à rupture totale de l'éprouvette.

Trois mesures de déplacement sont faites au cours de l'essai :

- une mesure globale, en dessous de l'éprouvette au moyen d'un capteur LVDT placé au centre du composite ;
- une mesure locale, sur la face externe de l'assemblage, au niveau de la jointure par un capteur extensométrique précis au micron ;
- une autre mesure locale, sur la face opposée par un suivi de points à l'aide d'un appareil photo se déclenchant à intervalles réguliers.

Cette dernière mesure est schématisée en Figure 4.4. Les déplacements acquis en pixels sont traduits en déformation au moyen du logiciel développé par Jean-Christophe Teissedre, Ariane.

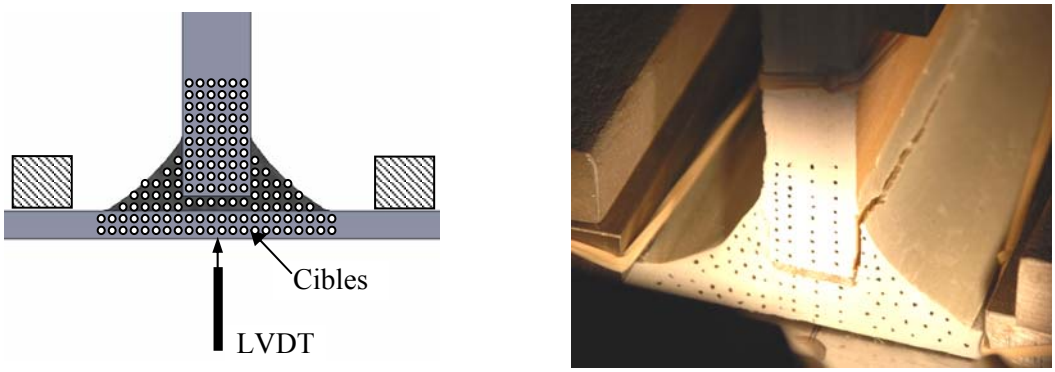


Figure 4.4 Mesure locale du déplacement relatif bois-composite via le suivi de points

[1] entre le plan du substrat bois et le plan du composite

4.2.2. Résultats d'essais

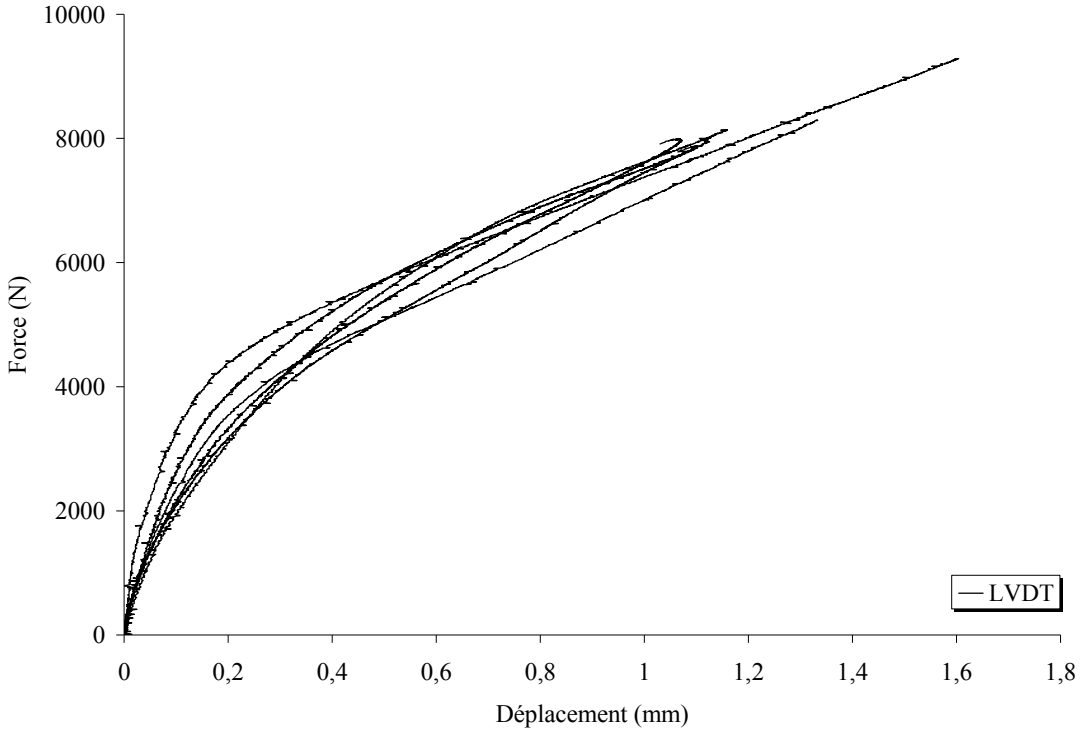


Figure 4.5 Courbe force-déplacement sous le composite, 6 spécimens

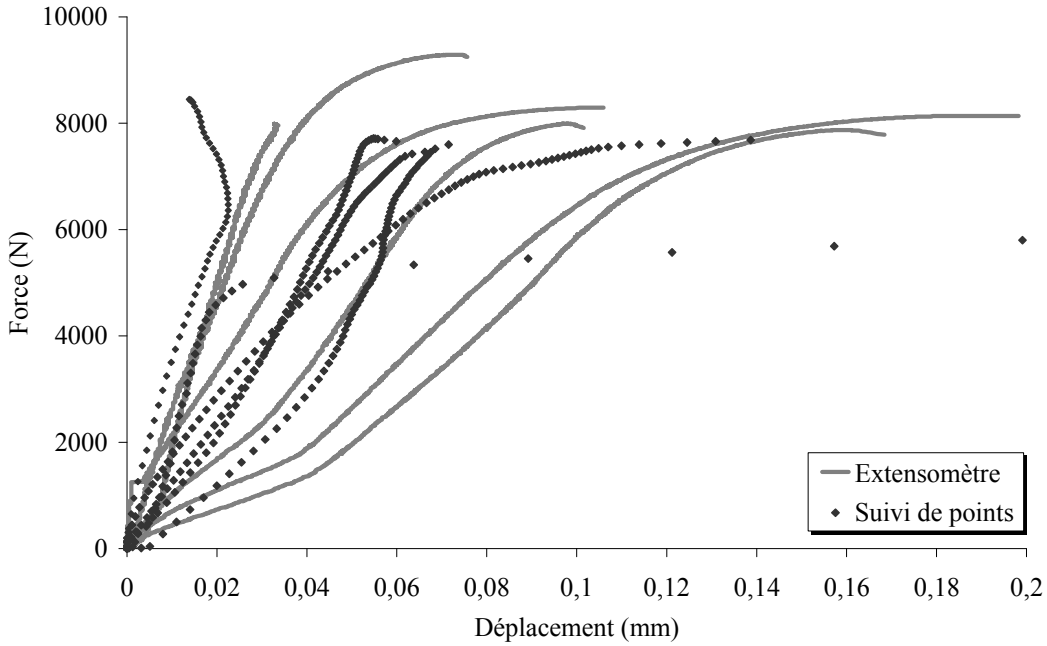


Figure 4.6 Courbe force-déplacement relatif entre le bois et le composite (deux côtés de mesure confondus), 6 spécimens

La comparaison des courbes de force-déplacement de la Figure 4.5 et de la Figure 4.6 permet de comprendre que l'infléchissement de la raideur globale au-delà de 3000 N est un phénomène externe à la déformation de la colle. En effet, au-delà de cette charge, l'importante déformation du composite provoque le soulèvement des brides, tel que visible en Figure 4.7. La mesure du déplacement sous le composite n'est donc pas faite selon les conditions de sollicitations définies. Pour preuve, le montage employé par le Cetim est nettement plus rigide et la courbe de force-déplacement ainsi obtenue

(visible en annexes 9.1.12, Figure 9.19) a une évolution plus linéaire et atteint des charges limites similaires. Une simulation représentant les brides, les cales et le contact entre les pièces a été faite et le phénomène est bien reproduit, mais cela introduit trop de paramètres non maîtrisés tels que les facteurs de frottement, les positions exactes, etc…des pièces qui n'ont pas été relevées pour qu'elle soit réaliste.

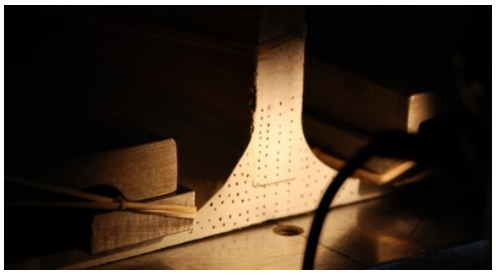


Figure 4.7 Soulèvement des brides : le composite ne touche plus le bâti au droit des cales de bridage

Les mesures de déplacement relatif bois-composite ne sont que peu influencées par ce changement de conditions limites (faisceau de courbes similaire à celui obtenu par le Cetim, comparaison faite en annexes 9.1.10, Figure 9.20). En comparant les mesures d'un côté et de l'autre des éprouvettes (par extensométrie et par suivi de points), le faisceau de courbes formé est similaire, et assez ouvert. Cela s'explique par des variations d'épaisseur de colle très variables (au minimum 0,3 et jusqu'à 1,5 mm de différence d'un côté à l'autre ont été relevés) et de par la présence de porosités dans la colle, non visibles de l'extérieur mais sur les faciès. Une illustration est faite en Figure 4.8.

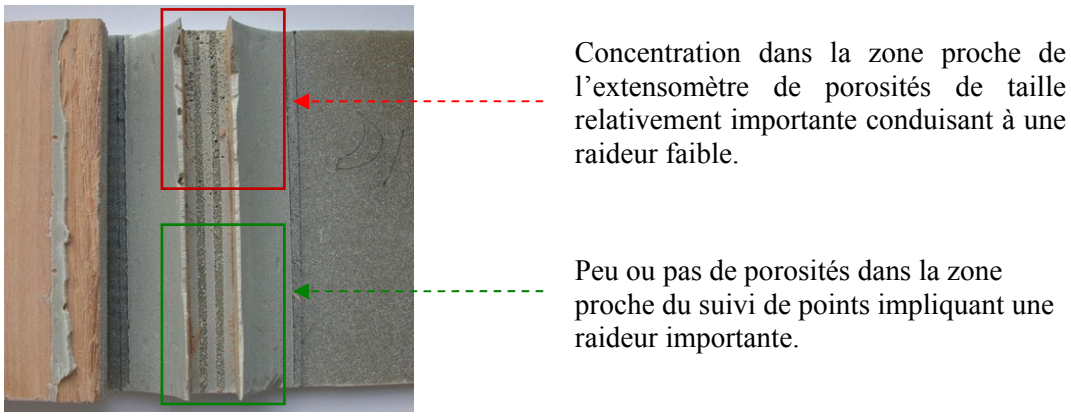


Figure 4.8 Porosités dans la colle visibles sur le faciès des essais en T

Il est observable, surtout sur les courbes les moins raides de la Figure 4.6, une première pente, assez faible, suivie d'une remontée. Ce changement de pente est dû au transfert d'effort de la colle, souple, vers le composite, rigide. Ce phénomène est exacerbé sur le côté de la liaison où l'épaisseur de colle sous le contreplaqué est la plus forte, induisant une raideur plus faible (ceci est un effet de structure de l'épaisseur de colle et non pas de matériau).

La rupture advient en deux temps : en premier lieu, en extrémité du contreplaqué (visible sur la Figure 4.7), puis sur les faces externes (visible en Figure 4.4). A la première rupture, la chute de charge observée est assez faible car les efforts sont repris par les congés de colle sur les flancs externes du contreplaqué. Ceux-ci vont résister assez longtemps pour atteindre un déplacement important. La rupture du premier flanc s'ensuit rapidement de la rupture du deuxième et d'un retour instantané du composite à sa position initiale. On obtient en moyenne sur les 6 éprouvettes testées une force à rupture de 8131 N soit environ 68 N/mm de longueur collée.

4.3. Calculs numériques

4.3.1. Modélisation

Un demi-modèle plan de l'éprouvette en T est présenté en Figure 4.9. Il reprend la géométrie nominale de la liaison, sans tenir compte des différences d'épaisseur entre les deux côtés de la liaison, mais adopte pour cela une valeur moyenne. Une superposition des contours du modèle et d'une des éprouvettes est faite en Figure 4.10 et permet d'évaluer la différence qu'il peut exister entre la géométrie du modèle et la géométrie réelle, mais variable, du congé de colle.

La discrétisation est réalisée en utilisant des éléments à déformation plane généralisée, c'est-à-dire que l'ensemble des éléments a un mouvement de corps solide dans la direction hors-plan. Le composite est contraint en déplacement nul selon Ox à partir de l'endroit où est la bride, à 30 mm. La partie du bois prise dans les mors est considérée comme ne se déformant pas et le déplacement imposé est appliqué selon Ox sur la ligne de nœuds au ras des mors. Un déplacement nul selon Oy est imposé à la droite de symétrie de l'éprouvette.

Les objectifs de la simulation sont de pouvoir prédire le déplacement du point A selon Ox par rapport au déplacement global enregistré par le capteur LVDT et le déplacement relatif selon le même axe du point C par rapport au point B au déplacement local enregistré par l'extensomètre et le suivi de points.

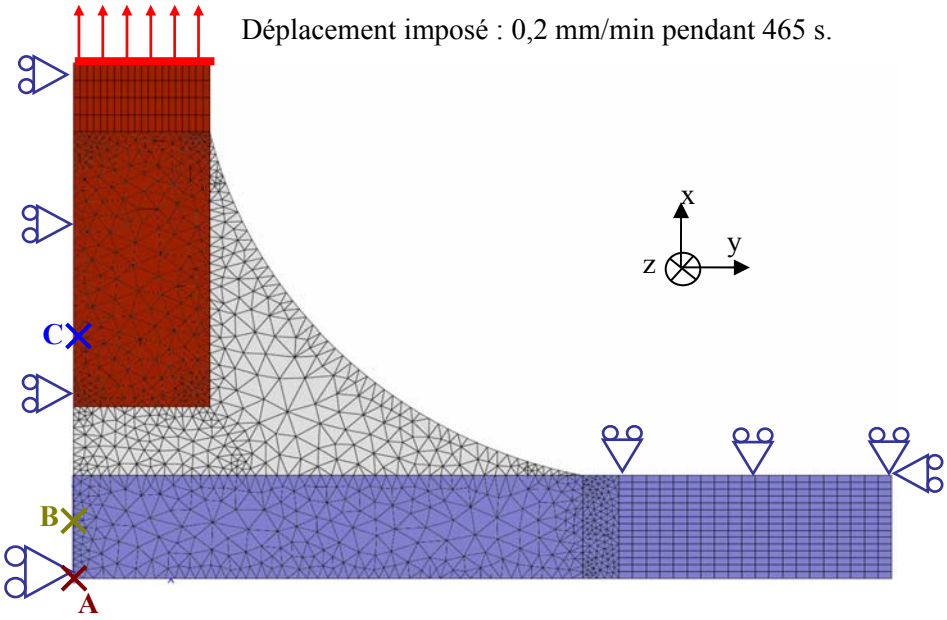


Figure 4.9 Modélisation, maillage, conditions limites et points d'observation des déplacements

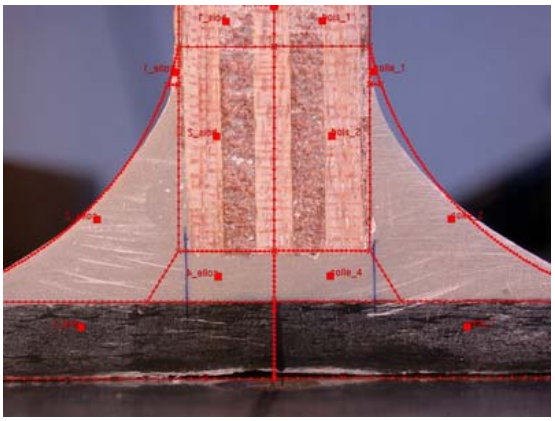


Figure 4.10 Superposition des contours du modèle et d'une des éprouvettes

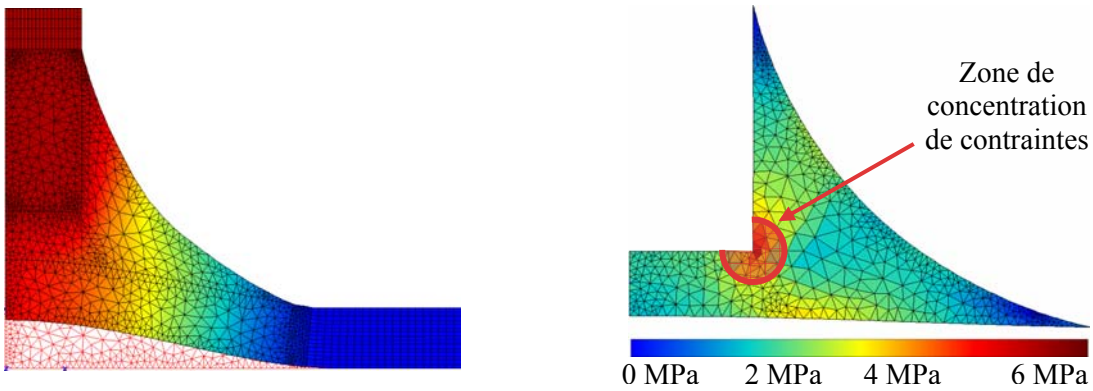


Figure 4.11 Déformée de la liaison en T : à gauche, isovaleurs de déplacement selon Ox ; à droite, isovaleurs par éléments de la contrainte de Von Mises dans la colle

La convergence de la solution vis-à-vis du maillage a été étudiée dans la zone de la colle car cette zone est, comme toutes les interfaces entre matériaux aux propriétés dissemblables, une zone perturbée. La Figure 4.11 permet de voir la localisation de surcontraintes à l'approche de l'angle droit formé par le substrat bois. Cette zone étant considérée circulaire[1], l'étude se fait le long d'un rayon, allant d'une zone neutre à l'angle droit. Il est choisi le segment vertical allant du substrat stratifié à l'angle droit.

La quantité f_a telle que définie en paragraphe 3.3.3 est choisie, représentant ainsi la plastification de la colle. Cela peut être entendu comme un critère de premier endommagement de la liaison, de par l'état irréversible de déformation qui est alors atteint dans la colle. La colle étant l'élément majoritairement sollicité et qui est l'endroit où est observée la première rupture (à l'interface colle-bois), le choix de la quantité f_a comme observable donne bien une information sur la capacité de tenue mécanique de la liaison en T (et de même pour toutes les liaisons où la colle est le lieu de rupture).

Le suivi de la quantité f_a le long du segment vertical permet, selon un raffinement croissant de la densité de maillage, de déterminer le nombre d'éléments minimaux entre le bois et le composite pour donner des résultats convergents. La Figure 4.12 reporte la valeur de f_a le long de ce segment. Le maillage avec 10 éléments dans la distance bois-composite présente une valeur de f_a différente de seulement 7 % avec celle obtenue avec un maillage avec 40 éléments, à la distance de 0,8 mm de la zone perturbée (distance d'observation choisie arbitrairement). Un maillage comportant au moins 10 éléments dans la distance bois-composite est donc considéré convergent au regard de f_a.

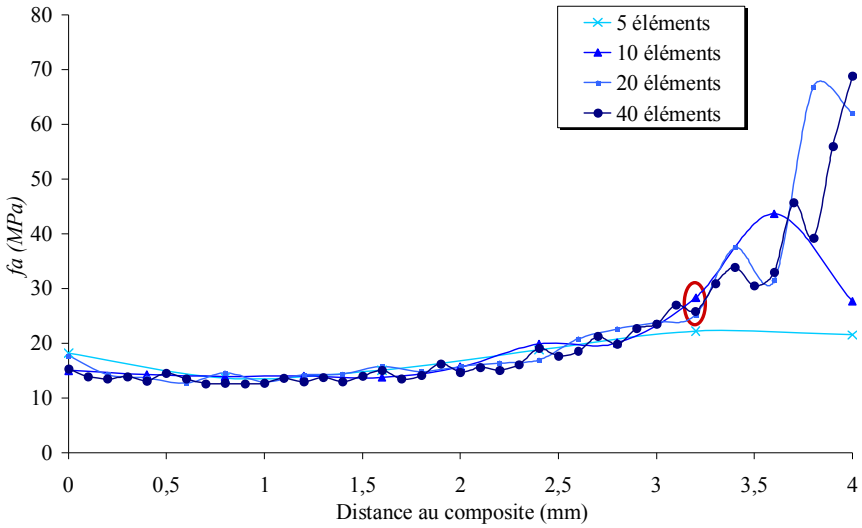


Figure 4.12 Convergence de maille au regard du critère f_a suivant la distance au composite, atteinte à une distance d'observation de 0,8 mm du composite

[1] Méthode de G.Irwin

4.3.2. Résultats

Les déplacements des points A et C – B donnés par la simulation ont été replacés dans les faisceaux expérimentaux en Figure 4.13 et Figure 4.14. Les conditions limites de la simulation ne représentent pas le soulèvement des brides responsable du fort infléchissement du comportement global après 3000 N. Il est probable que les brides fléchissent dès les premiers instants de l'essai, conduisant à un comportement global plus souple que celui prédit par la simulation où le composite est encastré sous la bride. Cependant, jusqu'à la limite de soulèvement des brides, le comportement est légèrement plus rigide que certains essais.

Le déplacement relatif du bois et du composite est quant à lui globalement représenté car la courbe de simulation se situe dans le large faisceau expérimental. Cette courbe se situant au milieu du faisceau, le comportement moyen des différentes éprouvettes est prédit par la simulation. Le double changement de pente dû au transfert d'effort de la colle vers le composite est également représenté par la simulation.

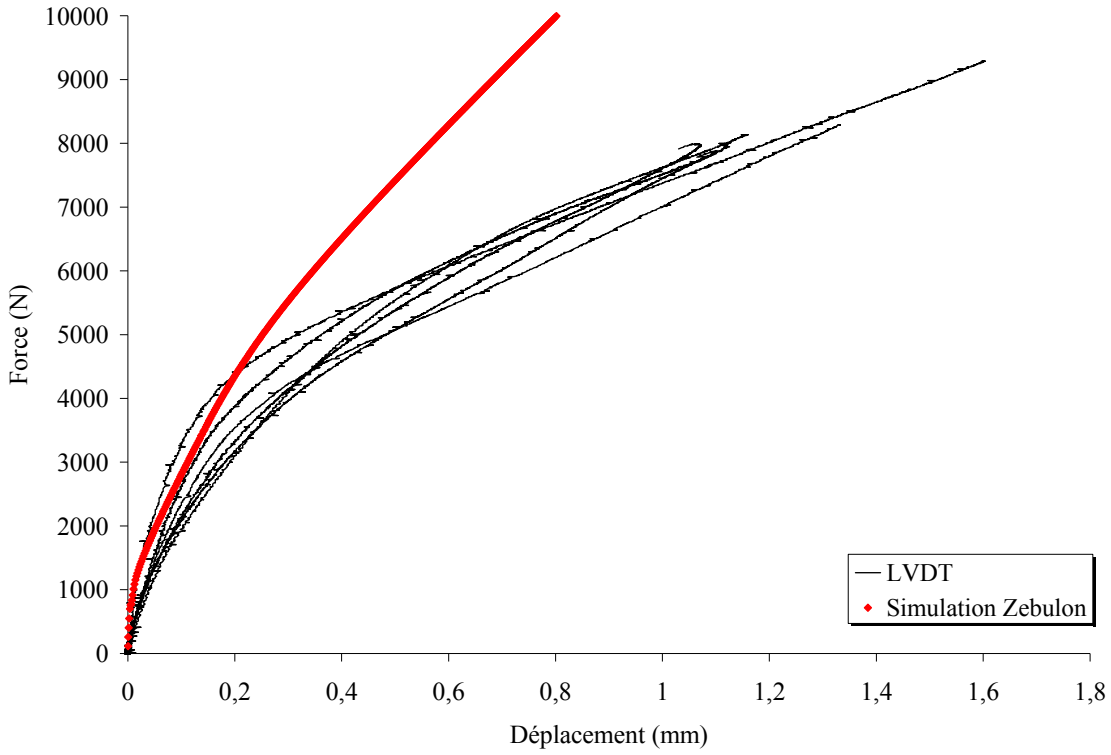


Figure 4.13 Comparaison essais-simulation du déplacement global (point A)

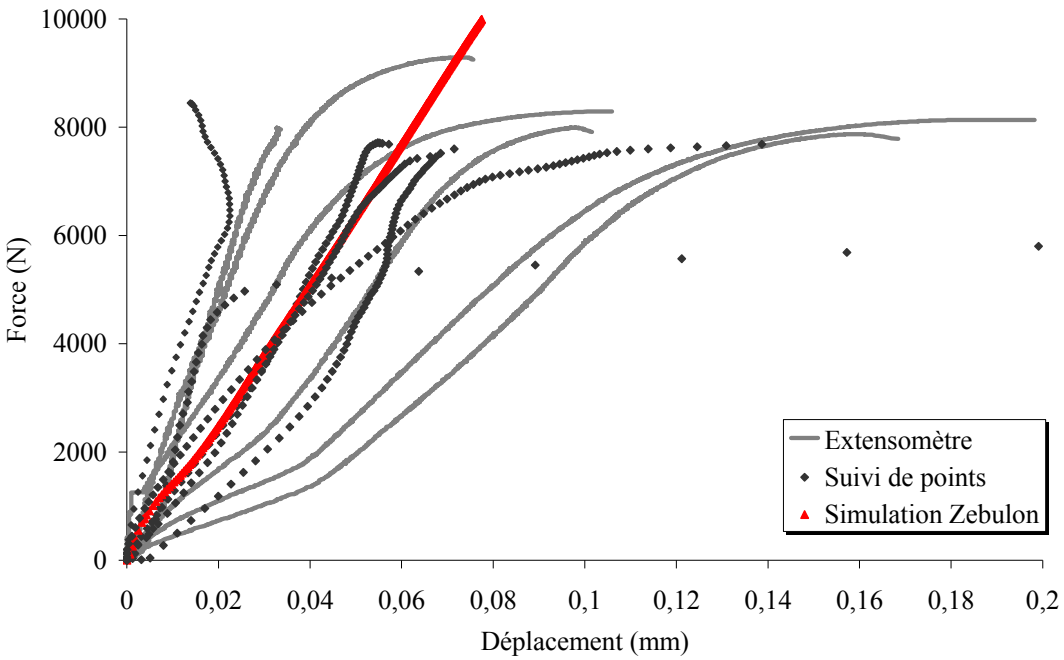


Figure 4.14 Comparaison essais-simulation du déplacement local (point C – point B)

4.4. Conclusions sur la validation sur les liaisons en T

Les résultats expérimentaux présentent une forte dispersion. Cependant, nous n'avons pas cherché à améliorer la fabrication des éprouvettes pour avoir des résultats plus reproductibles car il s'agissait justement de reproduire le comportement des liaisons telles que fabriquées par le constructeur. La dispersion expérimentale est représentative de la dispersion de fabrication.

Une précision supérieure dans la représentation du comportement local pourrait aussi être atteinte si la géométrie de chaque joint avait été représentée par la simulation, au lieu de la géométrie idéale. Alors ainsi serait retirée l'influence de l'épaisseur de la colle et il serait possible de constater l'influence de défauts dans le matériau. Certains auteurs l'ont fait, on renvoie à [Hawkins et al., 1993], [Theotokoglou et al.1996], [Phillips et al., 1998], [Dharmawan et al., 2004] et [Li et al., 2006]. Seulement, pour les mêmes raisons qu'au paragraphe précédent, nous nous sommes limités à représenter le comportement d'une éprouvette telle que conçue, avec une géométrie et un matériau idéaux et il faut admettre que la simulation du déplacement relatif est approximative.

Le travail de simulation d'une liaison multimatériaux a toutefois permis :

- de valider la modélisation des différents matériaux mis en œuvre par le fabricant ;
- d'obtenir un comportement global simulé proche du comportement expérimental, dans la mesure où ce dernier a eu des conditions limites différentes de celles simulées (soulèvement des brides) et est soumis aux aléas de fabrication ;
- de pouvoir prédire la raideur et la limite d'endommagement de la liaison grâce au suivi de la quantité f_a dans l'élément moins résistant de la liaison, la colle.

Ainsi, la simulation du comportement de ce type d'assemblage ouvre la perspective d'une étude comparative en raideur et en limite d'endommagement des différentes géométries de liaisons employées par le constructeur. Ce travail est l'objet de l'article collaboratif [Barré et al., 2010].

La somme des travaux menés sur ce cas d'étude a fait l'objet de plusieurs présentations orales, voir le chapitre 8. Publications.

Chapitre 5
Validation sur liaison hybride boulonnée-collée pour constructions aéronautiques

5.1. Introduction 97
5.2. Considérations générales sur les assemblages hybrides 97
5.2.1. Normes d'essai 97
5.2.2. Signification de la raideur d'une fixation 97
5.2.3. Formules analytiques principales pour des jonctions en simple cisaillement 98
5.3. Essais mécaniques 100
5.3.1. Présentation des liaisons boulonnées et hybrides 100
5.3.2. Méthodes expérimentales 100
5.3.3. Résultats d'essais 102
5.3.4. Analyse 103
5.4. Modélisation des essais et simulation 108
5.4.1. Revue des modélisations faites des assemblages hybrides 108
5.4.2. La simulation de l'éprouvette boulonnée 109
5.4.3. Le modèle de l'éprouvette hybride 112
5.4.4. Analyse 115
5.5. Conclusions sur la validation sur liaison hybride 117

5. Validation sur liaison hybride boulonnée-collée pour constructions aéronautiques

5.1. Introduction

Les jonctions boulonnées constituent actuellement le mode d'assemblage d'une majorité des éléments de structure d'un avion. Si la jonction comporte un film de colle (polymère d'assemblage), on dit d'elle qu'elle est hybride. Ici, il est considéré que la liaison boulonnée seule est un cas particulier de liaison hybride.

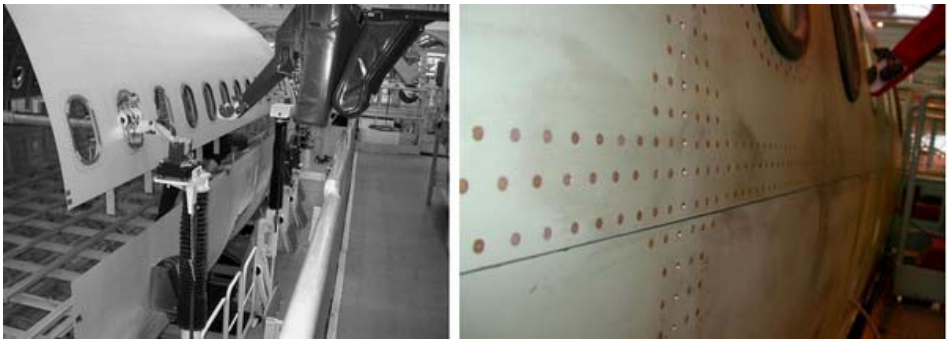


Figure 5.1 Assemblage des panneaux de fuselage d'un avion Airbus par trois lignes de fixation [Ramière, 2010]

L'étude mécanique de ces liaisons est ancienne[1]. Elle a été l'objet de programmes ambitieux tels que BOJCAS[2] et constitue encore le cœur de recherche de nombreux laboratoires universitaires. En sus, tous les constructeurs aéronautiques ont abordé ce sujet. Les premières études visaient à prédire la raideur en déformation des assemblages boulonnés et à présent, grâce aux méthodes de simulation par éléments finis, l'objectif est de simuler l'ensemble de la courbe force-déplacement lors de charges-décharges à haut niveau de contrainte. Beaucoup d'études numériques récentes ne parviennent pas encore à simuler l'ensemble de la courbe force-déplacement, sauf [Dang-Hoan, 2009] qui y parvient très bien, quoiqu'au moyen d'un lourd modèle d'endommagement de type Gurson modifié.

5.2. Considérations générales sur les assemblages hybrides

5.2.1. Normes d'essai

Il n'existe pas de norme d'essai internationale pour les essais sur assemblages métalliques boulonnés ou hybrides. Les qualifications de structures aéronautiques sont internes aux constructeurs, qui possèdent leurs propres méthodes de calcul (voir 5.2.3). Les éprouvettes utilisées sont représentatives d'une partie de la structure, d'une taille allant de celle d'une ligne de rivets à celle d'un panneau d'un mètre de largeur et les essais sont uniaxiaux ou bi-axiaux [Vlieger et al., 1998]. Les conditions d'essai utilisées dans les résultats présentés par la suite sont donc particulières, néanmoins similaires à ce qui a pu être trouvé dans la littérature et ont été approuvées par le fabricant.

5.2.2. Signification de la raideur d'une fixation

Définir la raideur d'une fixation c'est faire la mesure de la raideur en cisaillement de l'assemblage entre deux substrats, qui constituent la structure d'un avion dans le cas étudié. Il existe de nombreuses formules empiriques utilisées dans l'industrie aéronautique, dont les principales sont mentionnées ci-après. Une description complète de ces modèles peut être trouvée dans [Paroissien, 2006], où l'auteur avertit que les conditions d'élaboration de ces modèles sont peu connues car très mal renseignées.

[1] la première référence trouvée date de 1944, par Vogt
[2] voir [Mc Carthy, 2001]

La raideur d'une fixation C est définie comme :

$$C = \frac{F}{\delta}$$

Équation 5.1 Raideur d'une fixation

où :

C est la raideur de la fixation ;
F la force externe ;
δ la déflexion du joint due à la fixation (sans la contribution de la déformation des substrats, indépendamment du nombre de fixations).

Il est à noter que les auteurs cherchent à définir une raideur de la fixation mais que la mesure de la déflexion est faite sur les substrats, au plus proche du recouvrement : voir Figure 5.2 (Huth mesure $l_0 + \Delta l_{tot}$).

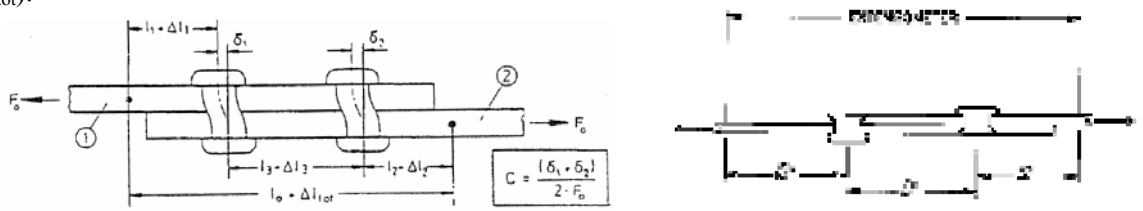


Figure 5.2 Mesure de la déflexion de la fixation, d'après [Huth, 1986] et [Morris, 2004]

5.2.3. Formules analytiques principales pour des jonctions en simple cisaillement

Les modèles présentés par la suite emploient les termes suivants :

- E_i : module de Young du matériau i (1 et 2 pour les substrats, 3 pour le rivet) ;
- t_i : épaisseur du matériau i ;
- d : diamètre de la fixation (égal au diamètre de l'alésage, le jeu est nul ou négatif) ;
- ν_i : coefficient de Poisson du matériau i

Tate et Rosenfeld [Tate et al., 1947]

Les auteurs proposent la formule empirique suivante :

$$C^{-1} = \frac{1}{e_1 E_1} + \frac{1}{e_2 E_2} + \left(\frac{1}{e_1} + \frac{1}{e_2}\right)\frac{1}{E_3} + \frac{32(e_1 + e_2)(1 + \upsilon_3)}{9E_3 \pi d^2} + \frac{8\left(e_2^3 + 5e_2^2 e_1 + 5e_2 e_1 + e_1^3\right)}{5E_3 \pi d^4}$$

avec comme hypothèses que :

- le comportement des matériaux de l'assemblage est élastique ;
- la flexion des substrats est négligée ;
- le frottement entre les éléments de l'assemblage est négligé ;
- le jeu est nul ;
- il existe une relation linéaire entre la charge appliquée et la charge transférée aux fixations.

Swift [Swift, 1971]

La formule de Swift est employée par le constructeur McDonnel-Douglas. Elle est semi-empirique :

$$C^{-1} = \frac{1}{d.E_{1,2}}\left[\alpha + \beta\left(\frac{d}{e_1} + \frac{d}{e_2}\right)\right]$$

avec

	α	β
Rivet aluminium	2/3	3
Boulon acier	2/5	2,2

Tableau 5.1 Coefficients de la formule de Swift

Huth [Huth, 1984][1]

C'est la formule la plus connue et celle employée par Airbus en pré-dimensionnement. Elle est de nature empirique et s'écrit :

$$C^{-1} = \left(\frac{e_1 + e_2}{2d}\right)^a b\left(\frac{1}{e_1 E_1} + \frac{1}{e_2 E_2} + \frac{1}{2e_1 E_3} + \frac{1}{2e_2 E_3}\right)$$

avec

	a	b
Jonction métallique boulonnée	2/3	3
Jonction métallique rivetée	2/5	2,2

Tableau 5.2 Coefficients de la formule de Huth

L'auteur montre aussi que même après un nombre de cycles de charges-décharges élevé, la raideur des fixations reste identique. Cependant, on peut douter de l'applicabilité de la formule proposée pour une éprouvette boulonnée seule : l'auteur a appliqué un mastic d'étanchéité (*sealing compound PR 1436*) sur les surfaces en contact et ne statue pas sur son influence.

[Boeing], d'après [Huth, 1986]

Cette formule est employée par le constructeur Boeing. Elle est empirique et prédit la raideur par :

$$C^{-1} = \frac{2^{\left(\frac{e_1}{d}\right)^{0,85}}}{e_1}\left(\frac{1}{E_1} + \frac{3}{8E_3}\right) + \frac{2^{\left(\frac{e_2}{d}\right)^{0,85}}}{e_2}\left(\frac{1}{E_2} + \frac{3}{8E_3}\right)$$

Grumman, d'après [Morris, 2004]

Sans plus de renseignement, la formule de Grumman est donnée ainsi :

$$C^{-1} = \frac{(e_1 + e_2)^2}{d^3 E_3} + 3{,}7\left(\frac{1}{E_1 t_1} + \frac{1}{E_2 t_2}\right)$$

Morris [Morris, 2004]

Partant du constat que les modèles disponibles en son temps étaient mal décrits (il date à 2002) et que malgré des tendances similaires, leurs résultats sont très différents, il réalise beaucoup d'essais et propose un modèle, semblables dans ses prédictions à celui de Grumman. Les matériaux et géométries de pièces que l'auteur emploie sont très similaires au cas étudié (vis à têtes fraisées), ce qui fait l'intérêt de sa formule :

$$C^{-1} = \left\{\frac{2845}{E_1 e_1} + \frac{2845}{E_2 e_2} + c_f\left[\left(\frac{500}{E_3 e_1} + \frac{1000}{E_{ST_i} e_1}\right)\left(\frac{e_1}{d}\right)^2 + \left(\frac{500}{E_3 e_2} + \frac{1000}{E_{ST_2} e_2}\right)\left(\frac{e_2}{d}\right)^2\right]\right\} \cdot \left(\frac{d_h}{d}\right)^{-0,34}\left(\frac{s}{d}\right)^{-0,5}\left(\frac{p}{d}\right)^{0,34} \mathrm{e}^{0,3r}$$

où :

- E_{STi} est le module de rigidité de la fixation dans la direction de l'épaisseur ;
- d_h est le diamètre de la tête de vis ;
- s est la distance entre lignes de rivets (pas transverse);
- p est la distance entre deux rangées de rivets (pas longitudinal)
- r : nombre de rangées ;

et le coefficient c_f vaut :

	Vis en aluminium	Vis en aluminium à tête fraisée	Fixations Hi-Lock en titane
c_f	1	8	13,1

Tableau 5.3 Coefficients de la formule de Morris

[1] la publication [Huth, 1986] présente une coquille dans la formule de C^{-1}

5.3. Essais mécaniques

L'objectif des essais est d'évaluer le comportement à la traction d'une jonction boulonnée et de le comparer à celui d'une jonction hybride et d'évaluer l'apport mécanique d'un joint de colle. Pour cela, les deux types d'éprouvettes ont été soumis à un chargement uniaxial monotone de traction longitudinale. Les essais sur le matériau qui constitue les substrats (Chapitre 2.2.4) ont permis de caractériser son comportement, qui semble déterminant pour comprendre celui de l'éprouvette.

5.3.1. Présentation des liaisons boulonnées et hybrides

Les éprouvettes suivantes ont été réalisées par Airbus de la même manière que sont assemblés les panneaux de fuselage d'un avion :

- les éprouvettes boulonnées, (toutefois sans le mastic d'étanchéité usuellement employé), qui comportent deux rangées de fixations de type vis-écrou. Le serrage des écrous est fait par vissage au pistolet pneumatique jusqu'à rupture d'une partie fusible de ceux-ci (on parle de *collar break-off groove*), ce qui calibre la force de pré-tension des boulons. Le constructeur estime cette force à 6600 N ;
- les éprouvettes hybrides, qui sont similaires aux boulonnées mais un film de colle FMV frais a été déposé sur les surfaces en regard avant fermeture des fixations. Un temps de polymérisation d'au moins sept jours avant essai a été respecté, comme préconisé par le fabricant.

L'état de surface des éprouvettes est celui d'une surface peinte légèrement décapée : l'aluminium est protégé par des couches d'anticorrosion et une couche d'apprêt pour la peinture finale puis est décapé au tampon gratteur et dégraissé au Diestone. C'est l'état de surface des pièces lorsque l'avion est assemblé, voir Figure 5.1.

Le Tableau 5.3.1 présente les matériaux employés pour faire les éprouvettes et les documents de référence correspondants du constructeur. La géométrie est précisée en annexes 9.1.10 et elle est identique pour les liaisons boulonnées et hybrides. La vitesse de chargement est imposée à 71 N/s.

Pièce	Matière	Norme
Substrat	Alliage base alu. 2024 T3 Unclad	-
Vis Hi-Lite	Titane 6AL-4V	EN6114
Ecrou	Aluminium 7050 ou 7075	ASNA2528/37
Colle FMV	base polysulfure + noir de carbone	-

Tableau 5.4 Matériaux employés

5.3.2. Méthodes expérimentales

Trois mesures de déplacement ont été effectuées. Le déplacement relatif d'un substrat par rapport à l'autre par-delà la section de recouvrement a été mesuré au plus près, voir Figure 5.3-A. Les points de fixation de l'extensomètre TC1 sont en-dehors de la section centrale qui pivote de manière importante, voir les marques des couteaux laissés dans la peinture Figure 5.13. C'est la configuration de mesure de δ, la déflexion du joint due à la fixation, qui a été choisie par la majorité des auteurs cités précédemment. Cette fois, l'extensomètre a été positionné sur la tranche de l'éprouvette et fermement arrimé pour éviter tout glissement intempestif. La déformation du substrat a été mesurée afin d'être certain que le comportement de l'aluminium est identique à celui qui a été préalablement identifié. Le déplacement global de l'éprouvette est celui de la traverse mobile ; il est mesuré par un capteur LVDT. La machine de traction est une Instron, de type mécanique, à vis sans fin. La cellule de charge est fixée en haut du mors fixe en liaison complète avec celui-ci. Les mors sont auto-serrants et des cales de l'épaisseur des substrats ont été collées dans la partie prise en mors afin de compenser l'asymétrie de l'éprouvette et de centrer la charge avec le plan de recouvrement. Le montage entier est présenté Figure 5.4. Des détails sur l'instrumentation de l'essai sont donnés Tableau 5.3.2.

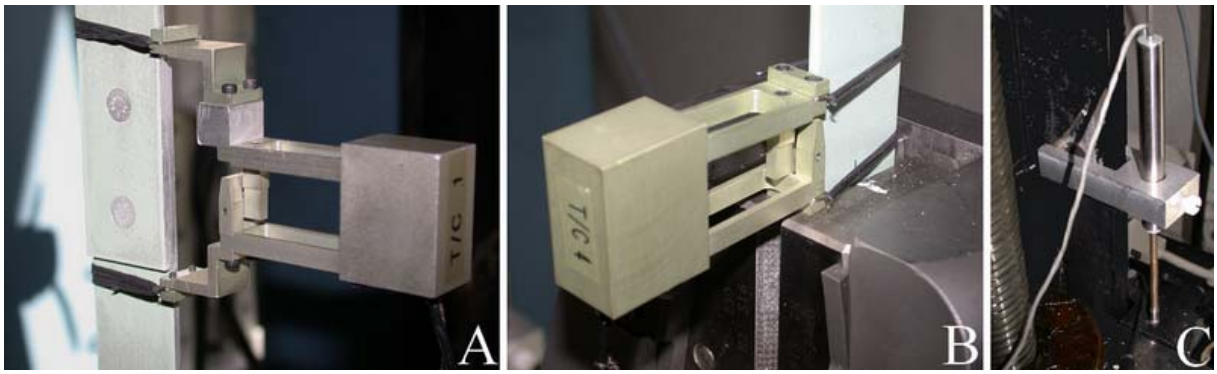


Figure 5.3 A : extensomètre de mesure de la déflexion du joint (TC1), B : extensomètre de mesure de la déformation du substrat près du mors (TC4), C : LVDT de mesure du déplacement de la traverse

Figure 5.4 Eprouvette instrumentée

Capteur	Base de mesure	Précision absolue	Valeur maximale atteinte au cours de l'essai
Extensomètre TC1	62 mm	± 0,01%	5 mm
Extensomètre TC4	25 mm	± 0,01%	0,2 mm
LVDT	-	± 0,2%	10 mm
Cellule 100kN	-	± 0,2%	25 kN

Tableau 5.5 Précision des capteurs employés

5.3.3. Résultats d'essais

Eprouvettes boulonnées et hybrides

La Figure 5.5 permet d'évaluer le comportement global en force-déplacement des éprouvettes boulonnées et hybrides. Les éprouvettes hybrides se distinguent des éprouvettes boulonnées entre un seuil bas de 2500 N et un seuil haut de 12000 N environ puis adoptent un comportement identique. Au niveau plus local, visible sur la Figure 5.6 qui présente la courbe force-déflexion du joint, cette différence est plus marquée. Le phénomène en question est donc de nature locale. Ces essais sont très reproductibles. Les courbes séparées peuvent être retrouvées en annexes 9.1.12, Figure 9.22, Figure 5.7, Figure 9.23 et Figure 9.24. Le Cetim de Nantes a réalisé des essais sur les mêmes éprouvettes, voir le dépouillement similaire qui en a été fait en annexes 9.1.12, Figure 9.25 et Figure 9.26.

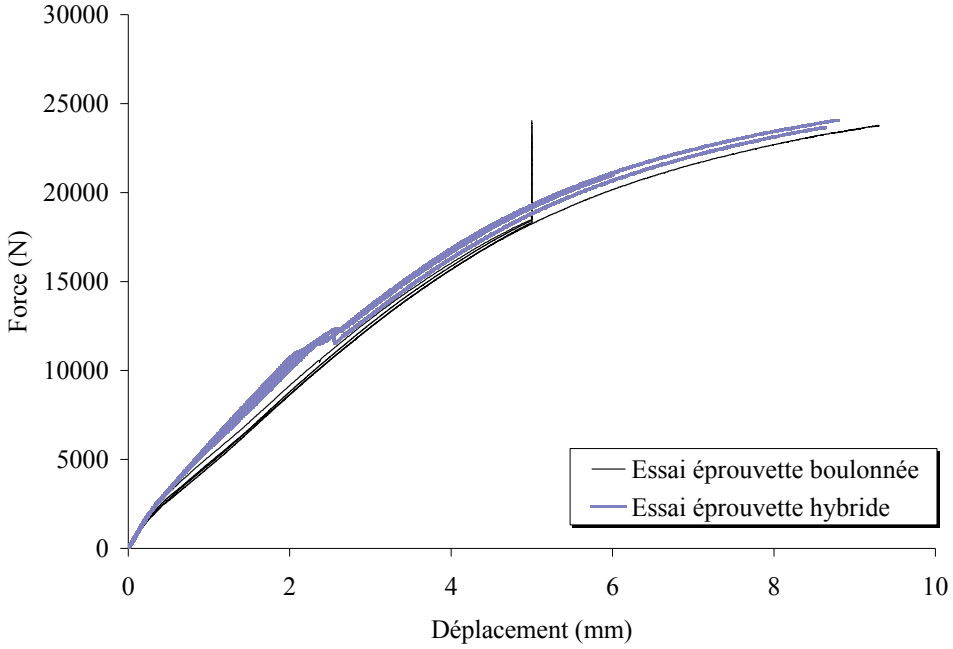


Figure 5.5 Courbe force-déplacement traverse à 71 N/s, 4 spécimens boulonnés, 3 spécimens hybrides

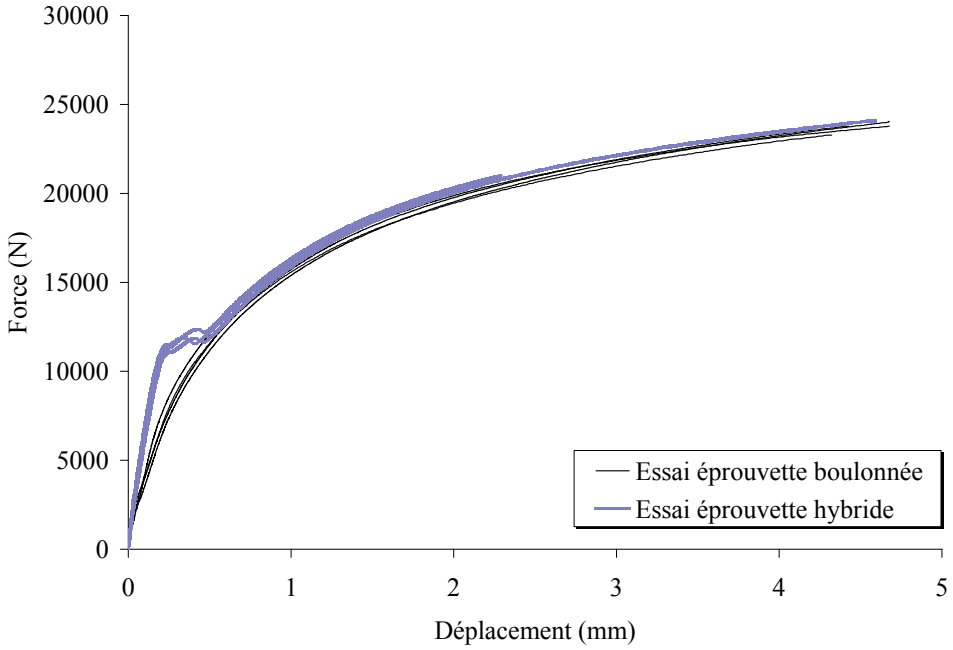


Figure 5.6 Courbe force-déplacement des fixations à 71 N/s

5.3.4. Analyse

Comportement

Un découpage en phases est proposé pour expliquer la déformation des éprouvettes, Figure 5.7 pour les éprouvettes boulonnées et Figure 5.9 pour les éprouvettes hybrides.

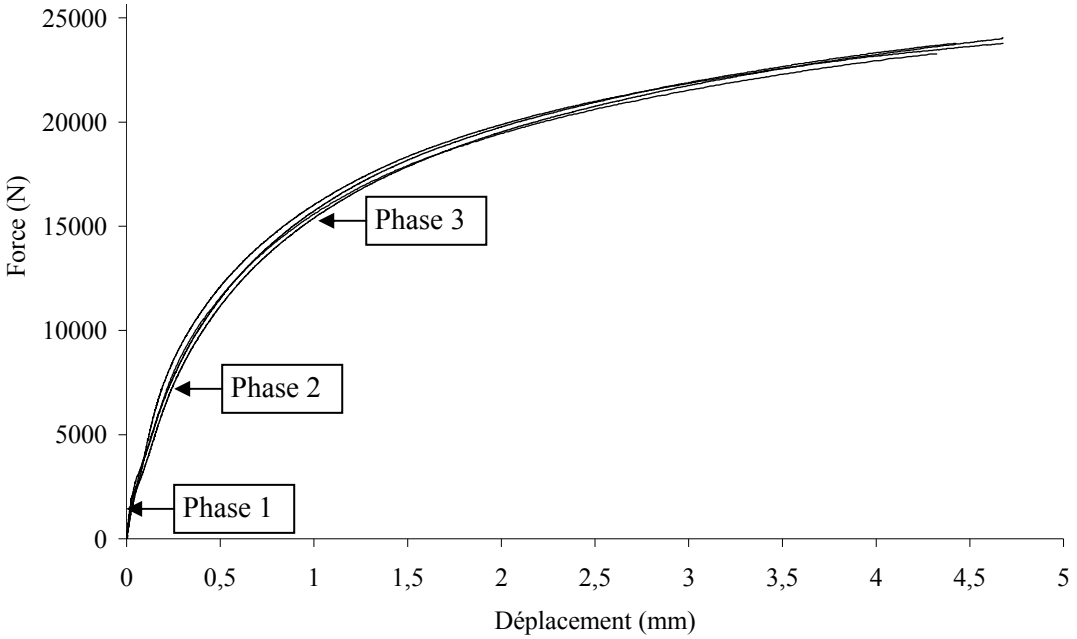


Figure 5.7 Eprouvettes boulonnées : courbe force-déplacement des fixations et phases de déformation

Le découpage de la déformation d'une éprouvette boulonnée est proposé ainsi :

- une première phase d'élasticité hookéenne, où les matériaux se déforment réversiblement ;
- une deuxième phase où commence le glissement relatif des substrats, permis par le matage de l'alésage ;
- une troisième phase de rotation de la section, de grande déformation de l'alésage et d'écoulement plastique du substrat supérieur au droit des têtes de vis. Le chargement est progressivement repris par les boulons, en traction, jusqu'à rupture en flexion du substrat supérieur.

Ces définitions sont différentes de celles de [Esquillor et al., 2005] car l'auteur n'envisage pas une déformation élastique des substrats en phase 1 mais un glissement. Ceci ne peut pas être notre cas aux faibles charges au vu de l'importante force de pré-tension du boulon. De plus, sa configuration emploie des vis à tête plate et celle étudiée ici des vis à tête fraisée, ce qui implique une plastification sous tête moins importante.

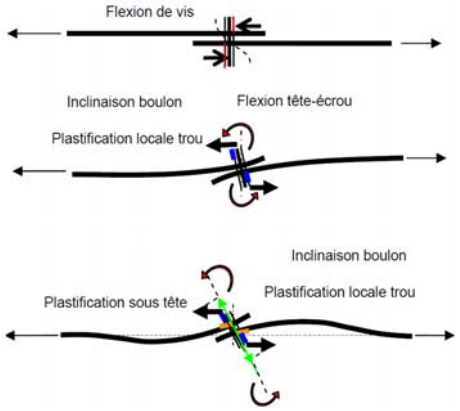


Figure 5.8 Phases de déformation d'un assemblage boulonné, d'après [Esquillor et al., 2005]

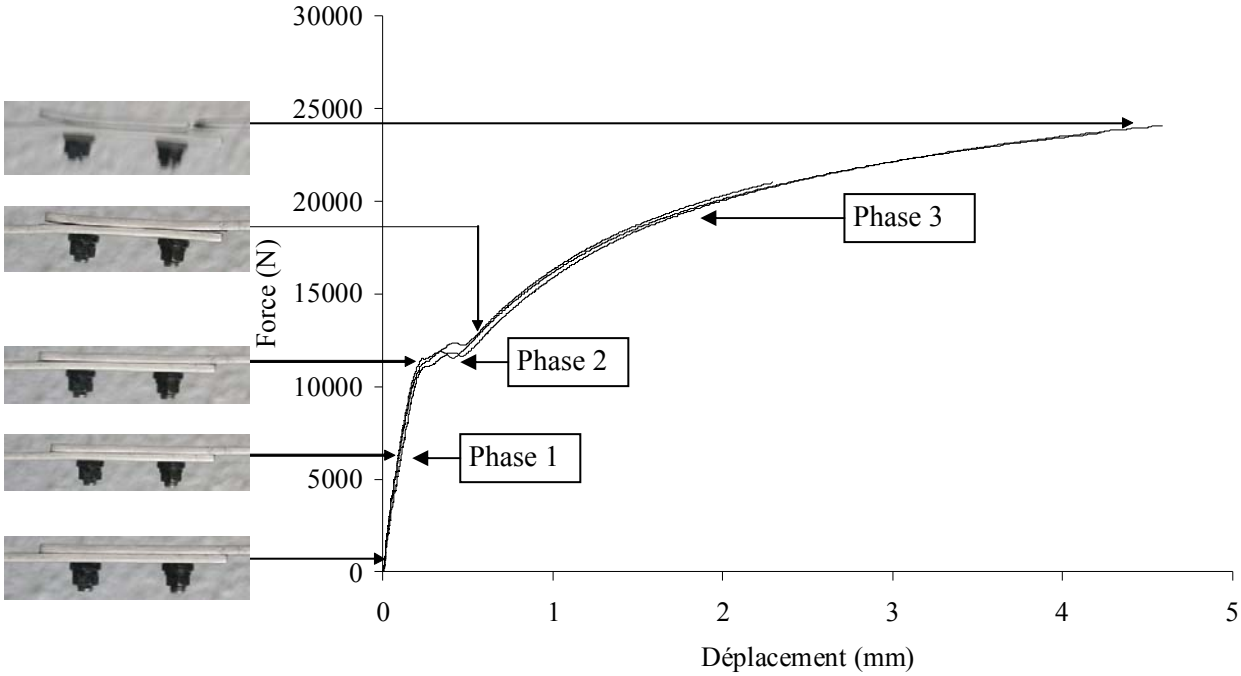


Figure 5.9 Eprouvettes hybrides : courbe force-déplacement des fixations et phases de déformation

Le découpage de la déformation d'une éprouvette hybride est proposé ainsi :

- une première phase d'élasticité hookéenne, où les matériaux se déforment réversiblement. Le glissement relatif des substrats est freiné par la colle ;
- une deuxième phase de rupture soudaine du joint de colle, suivie d'une reprise de la charge par les boulons uniquement (pas de différence par rapport aux éprouvettes boulonnées seules) ;
- une troisième phase de rotation de la section, de grande déformation de l'alésage et d'écoulement plastique du substrat supérieur au droit des têtes de vis. Le chargement est progressivement repris par les boulons, en traction, jusqu'à rupture en flexion du substrat supérieur.

La phase 1 d'une éprouvette hybride est nettement plus longue que celle d'une éprouvette boulonnée : jusqu'à 12000 N, contre 2500 N respectivement. Ceci tend à confirmer le rôle de protection des fixations qu'a le joint de colle, en distribuant de façon plus homogène le champ de contraintes dans l'assemblage. Il retarde ainsi le matage des substrats par les vis.

Raideur

La raideur de l'assemblage, comme définie en Équation 5.1, est calculée sur la pente des courbes force-déplacement des fixations par régression linéaire sur la phase 1 de la déformation, tel qu'illustré Figure 5.10 et Figure 5.11 où les traits noirs correspondent à la droite de régression faite sur la portion de courbe concernée. La raideur d'une éprouvette hybride est supérieure de 5% à celle d'une éprouvette boulonnée.

Ces raideurs sont comparées à celles calculées analytiquement Figure 5.12. Parmi les modèles cités, seul celui de Douglas donne une valeur proche des moyennes obtenues sur les essais des deux types d'éprouvettes. Ceux de Tate et Rosenfeld, Boeing et Huth donnent toutefois une valeur comprise dans l'intervalle bas expérimental des éprouvettes boulonnées.

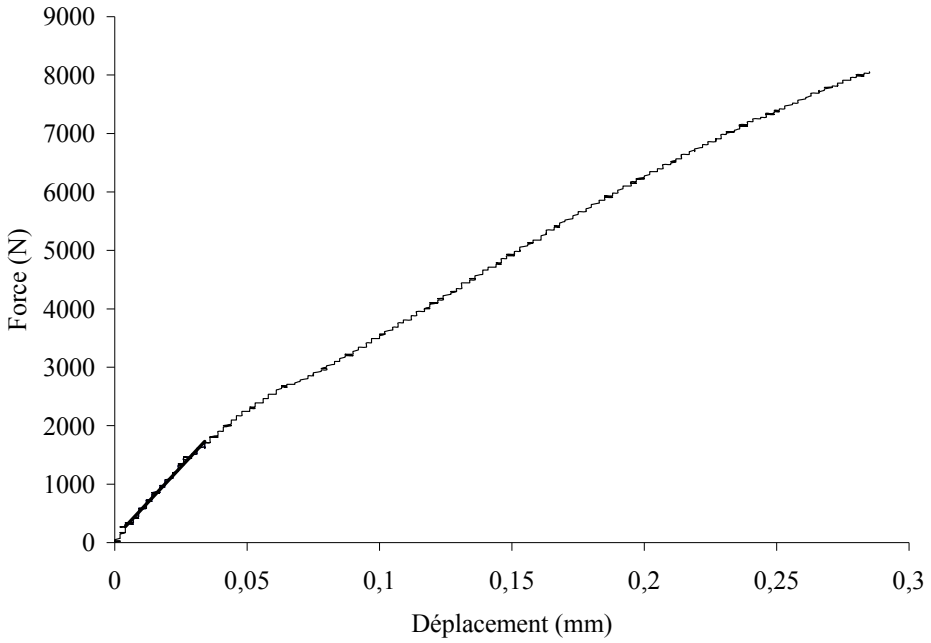


Figure 5.10 Calcul de la raideur sur un assemblage boulonné

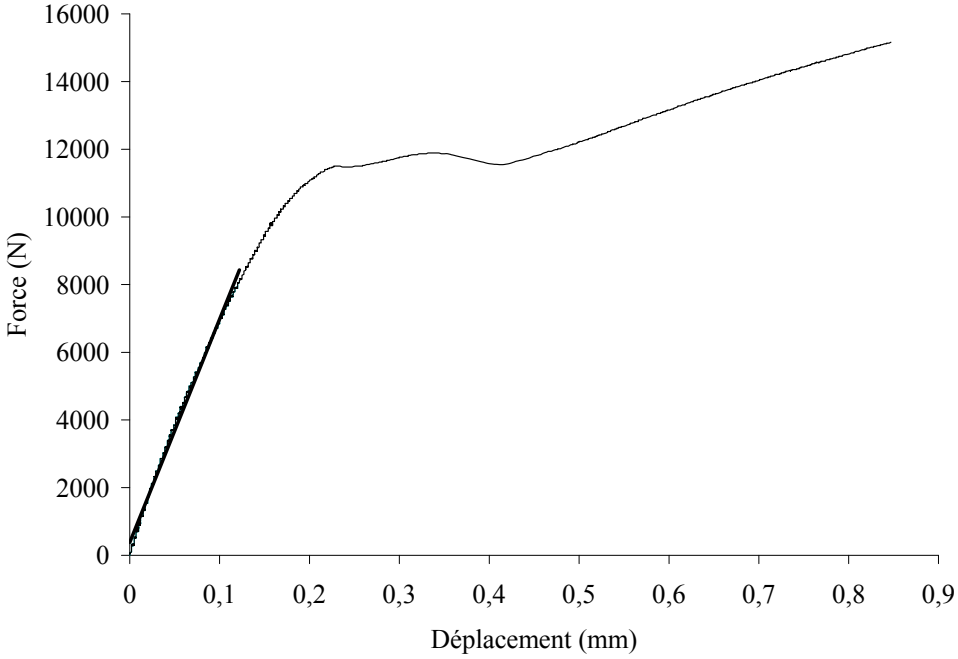


Figure 5.11 Calcul de la raideur sur un assemblage hybride

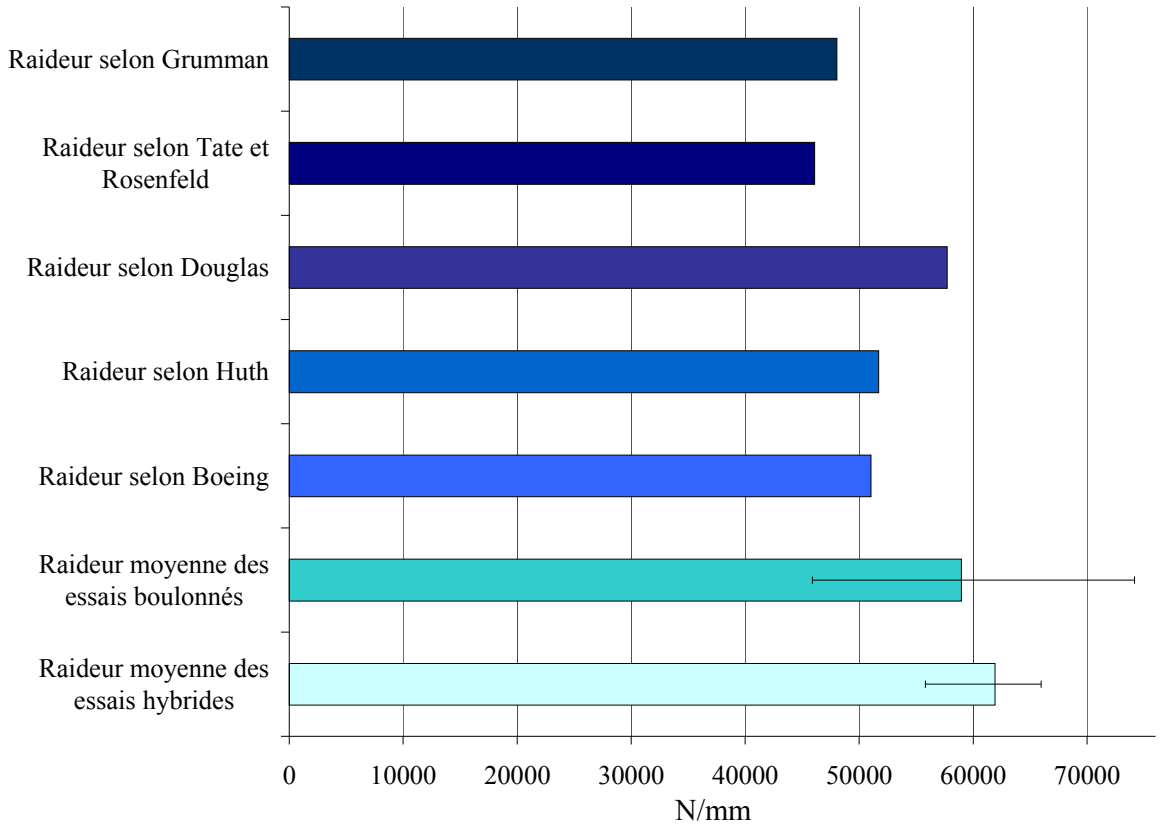


Figure 5.12 Raideurs des assemblages calculées analytiquement et mesurées

Rupture

Pour une configuration comme pour l'autre, la rupture de l'éprouvette est causée par la rupture du substrat supérieur, celui comportant les fraisages pour les têtes de vis, au droit de ces dernières. C'est ici que la section du substrat est la plus faible.

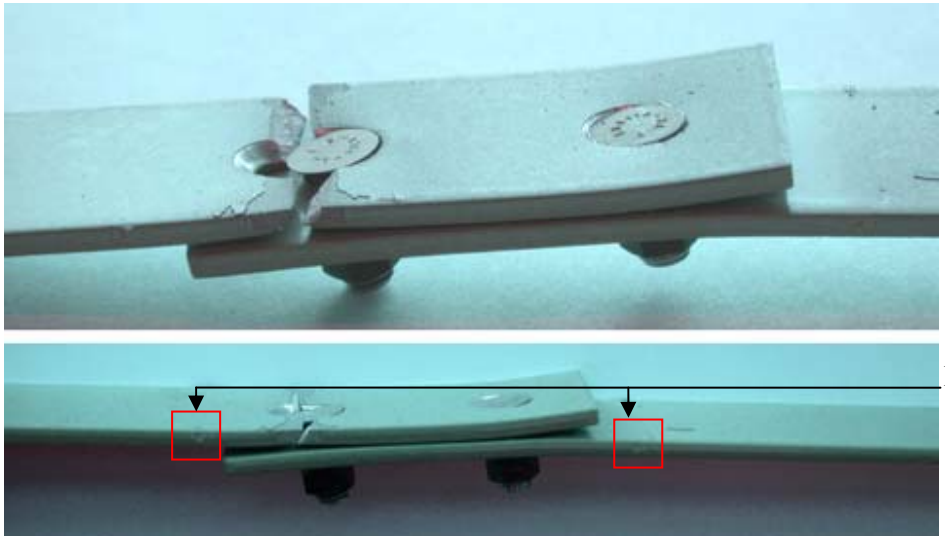


Figure 5.13 Rupture des éprouvettes boulonnées

Figure 5.14 Rupture des éprouvettes hybrides

La rupture des éprouvettes hybrides révèle l'état des surfaces en regard qui ont été encollées. La colle étant encore fraîche au moment de la pose de fixation, elle a été chassée lors du serrage de ceux-ci, sur un diamètre légèrement supérieur à la tête de vis, environ 12 mm. Il en résulte un contact métal-métal, ce qui est voulu par le constructeur. Il n'y a pas de manque de colle et sa rupture est de type adhésif. L'épaisseur de colle n'est pas constante, elle va croissante à partir du contact métal-métal vers les bords de l'éprouvette. Il n'a pas été fait de mesure d'épaisseur, mais elle est considérée comme égale à celle d'éprouvettes hybrides dont le boulon a été démonté, soit 0,177 mm en moyenne sur la surface de recouvrement.

Concernant les déformations irréversibles, les deux types d'éprouvettes sont similaires. Figure 5.15 et Figure 5.16 présentent les pièces déformées après la rupture du substrat supérieur. L'ovalisation par matage de l'alésage du boulon de droite, celui autour duquel le substrat a rompu, est plus faible (agrandissement d'environ 8 % du diamètre, soit un allongement de 0,5 mm selon Ox) que celui de gauche (agrandissement d'environ 16 % du diamètre, soit un allongement de 1 mm selon Ox). À l'inverse, sur le substrat du haut, le trou correspondant au boulon de droite s'est rompu et présente un allongement de 25 %, soit 1,5mm du contre 8 % et 0,5 mm pour celui correspondant au boulon de gauche. Les vis ne se sont quasiment pas déformées et le démontage des fixations est aisé. Les vis en titane sont intactes.

Figure 5.15 Ovalisation des alésages des fixations, substrat du bas

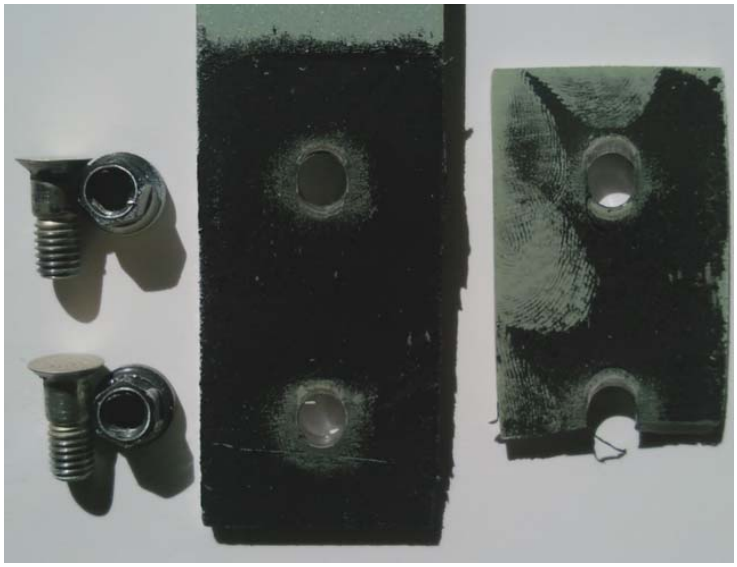


Figure 5.16 Parties de l'éprouvette hybride démontées

5.4. Modélisation des essais et simulation

L'objectif de la simulation est de retrouver les raideurs observées expérimentalement : celle de la fixation et celle globale. La modélisation des éprouvettes boulonnées est considérée comme une première approche de la modélisation des éprouvettes hybrides.

5.4.1. Revue des modélisations faites des assemblages hybrides

Esquillor [Esquillor et al., 2005]

L'auteur utilise le logiciel Samtech et modélise un assemblage boulonné à une seule vis à tête plate. Des fonctions de contact sont utilisées sur toutes les faces du boulon et la formulation des éléments finis est faite en grandes transformations non linéaires. Le comportement global en charge-décharge est bien simulé. Toutefois, les paramètres des fonctions de contact (facteurs de frottement, interpénétration autorisée des éléments) servent essentiellement au recalage du modèle par rapport à l'expérience et le serrage initial n'a pas été pris en compte.

Paroissien [Paroissien, 2006]

A l'étude de Esquillor, l'auteur ici rajoute un film de colle, d'épaisseur constante sur tout le recouvrement, comme l'a fait [Kelly, 2006]. Le déplacement observé est celui de la traverse. Les éprouvettes mesurent 487 mm et comportent deux fixations ainsi qu'une colle rigide. Il parvient à simuler une montée en charge jusqu'à 74 MPa environ, ce qui est situé dans le domaine élastique des éprouvettes qu'il a testées (limite de réversibilité à 105 MPa). Les résultats de simulation au-delà de la phase 1 ne sont pas présentés. Grâce à cette étude numérique, le transfert de charge entre boulons en fonction de la rigidité de la colle est étudié. Pour obtenir un transfert de charge de 33% de l'effort total sur la colle, il est préconisé que celle-ci ait un module de Coulomb de 3 MPa. Cette conclusion a mené au développement de la colle FMV par Le Joint Français.

Dang-Hoan [Dang-Hoan, 2009]

L'auteur utilise le code Ansys et une formulation en Lagrangien augmenté. Le serrage des boulons et tous les contacts qu'ils ont sont modélisés. Une première simulation est déjà très en accord avec la courbe de force-déplacement global. Puis, le modèle d'endommagement de Gurson-Tvergaard-Needleman est ajouté au comportement des matériaux, comme suggéré par [Langrand et al., 1999], et ce, dans sa version modifiée qui introduit la notion d'endommagement continu et prend en compte la naissance d'un endommagement local à partir de la phase où le corps du boulon se met en contact avec le bord des alésages. Il en résulte une simulation remarquablement précise du comportement entier, jusqu'à la rupture.

5.4.2. La simulation de l'éprouvette boulonnée

Modélisation

Une modélisation volumique est faite au moyen d'éléments hexaèdres à intégration complète et formulés en Lagrangien total. La géométrie reprend les cotes de la Figure 9.21 (en annexes) et exploite la symétrie longitudinale : seule une demie-éprouvette est modélisée et le déplacement du plan médian est nul selon Uy. Une face extrême est encastrée et un déplacement selon Ux est imposé à la face opposée, à partir du fichier expérimental.

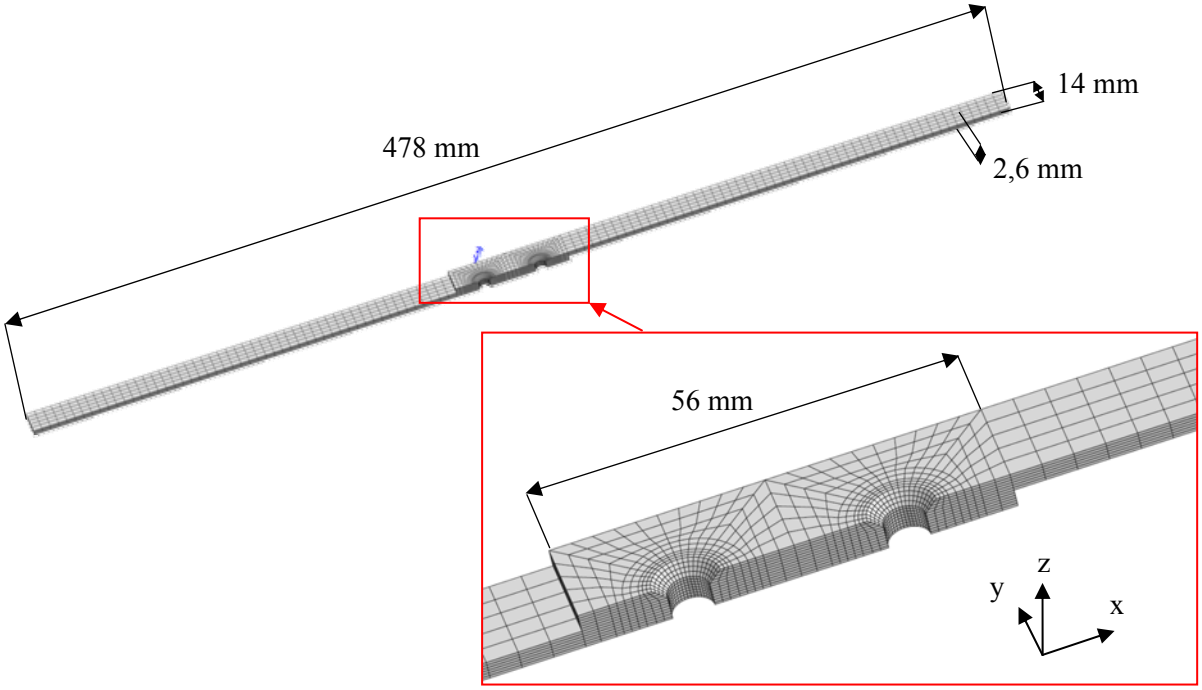


Figure 5.17 Maillage des éprouvettes boulonnées

Des essais de modélisation du contact se sont malheureusement révélés infructueux sur le code utilisé, ZeBuLoN 8.4. Au niveau du contact plan, le modèle se contente de lier les nœuds en regard des deux substrats, imposant un glissement nul. Cette hypothèse sur-rigidifie la structure et n'est valable que pendant la phase 1 de la déformation. De même, les boulons auraient pu être liés à leur logement mais en procédant ainsi, leur rigidité aurait participé à celle de la structure, ce qui n'est pas correct puisque les alésages s'ovalisent au cours de la déformation. Il a donc été préféré de les supprimer. Un seul matériau est employé, l'aluminium des substrats. Ses coefficients pour la loi développée sont décrits en Tableau 3.7.2.

Résultats

La simulation atteint son objectif : aussi bien sur la courbe force-déplacement traverse (Figure 5.18) que sur la courbe force-déflexion des fixations (Figure 5.19), la simulation corrèle avec la phase 1 de la déformation expérimentale. Au-delà, d'autres phénomènes de déformation rentrent en jeu et ne sont pas pris en compte par la modélisation, qui est trop rigide du fait du « soudage » des substrats. Ces phénomènes sont essentiellement dus à la déflexion des fixations, qui à elle seule explique la moitié du déplacement total. Le comportement des substrats est quant à lui correctement simulé (Figure 5.20). La limite de prédiction de la déformation totale de l'éprouvette ou des fixations est basse, vers 2500 N, soit 34 MPa. Ceci semble être dû au fait que le déplacement global est une mesure du déplacement de la traverse, intégrant donc tout le jeu du système d'amarrage et pollue la mesure. La déformée présentée Figure 5.21 est représentative de ce qui est observé expérimentalement (l'essai et la simulation tendent à se rejoindre en fin de chargement).

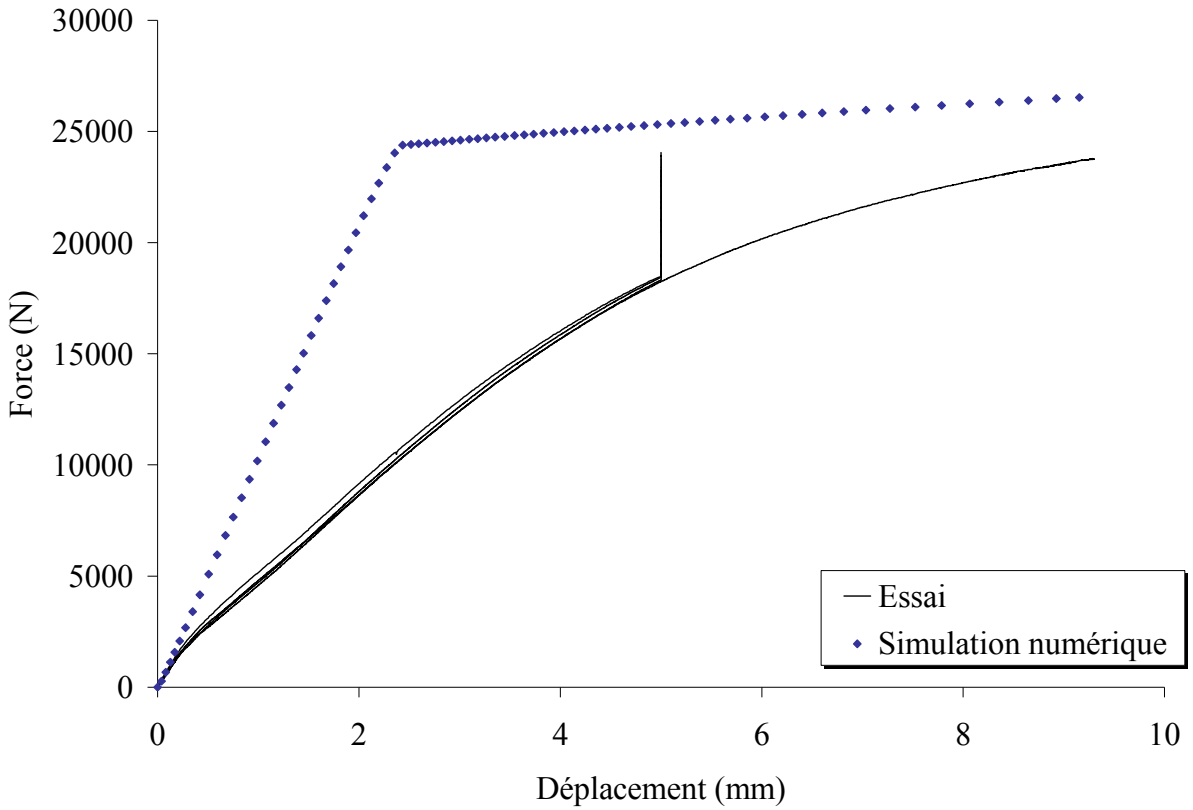


Figure 5.18 Comparaison essai-simulation sur éprouvettes boulonnées : courbe force-déplacement traverse à 71 N/s

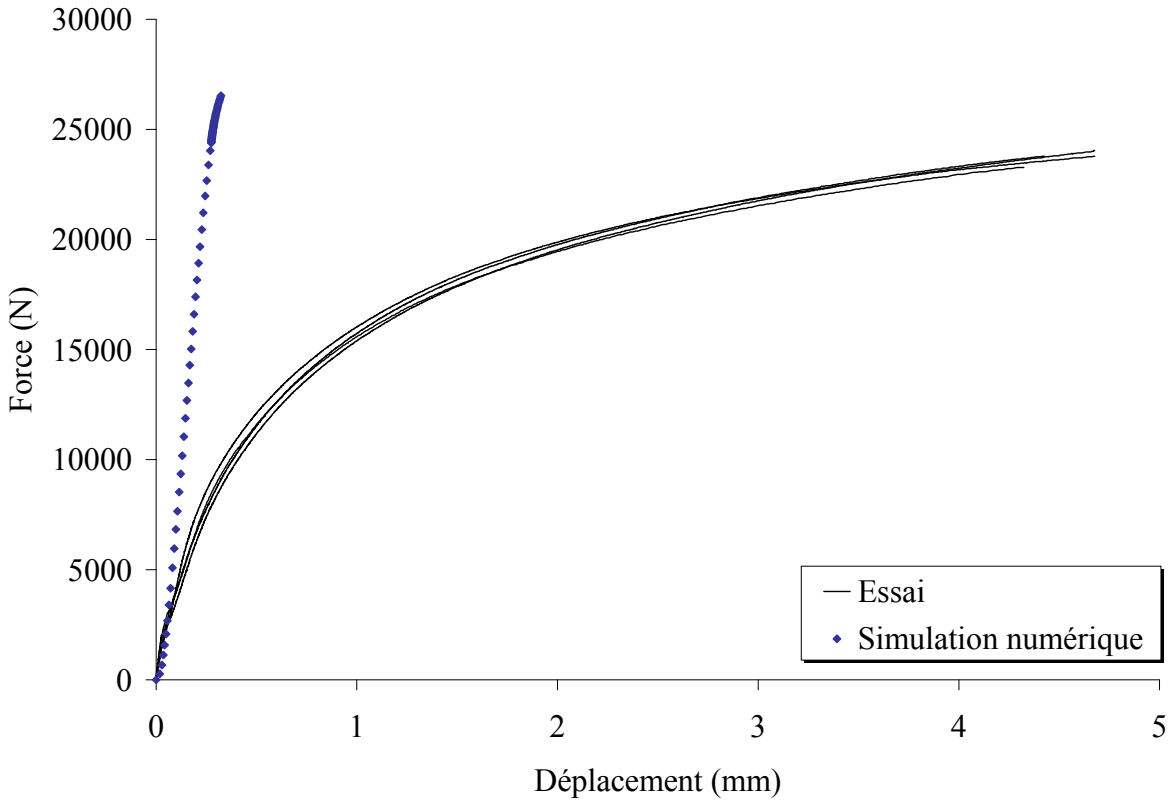


Figure 5.19 Comparaison essai-simulation sur éprouvettes boulonnées : courbe force-déflexion des fixations à 71 N/s

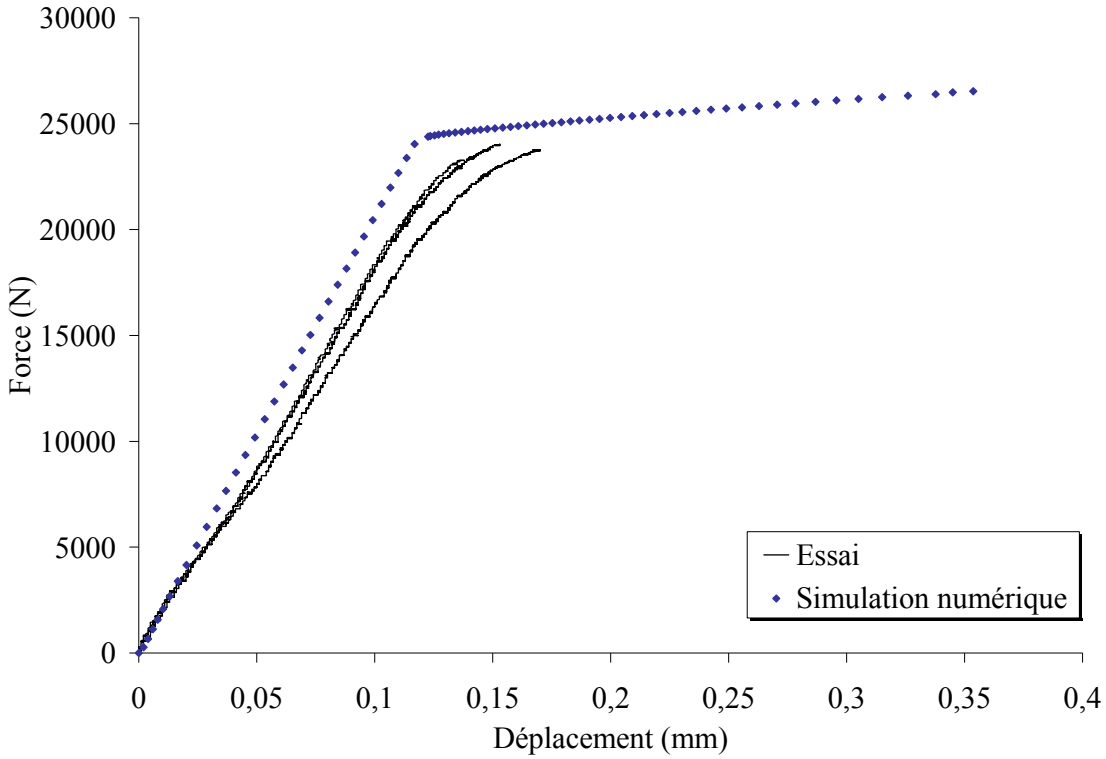


Figure 5.20 Comparaison essai-simulation sur éprouvettes boulonnées : courbe force-déplacement du substrat près des mors à 71 N/s

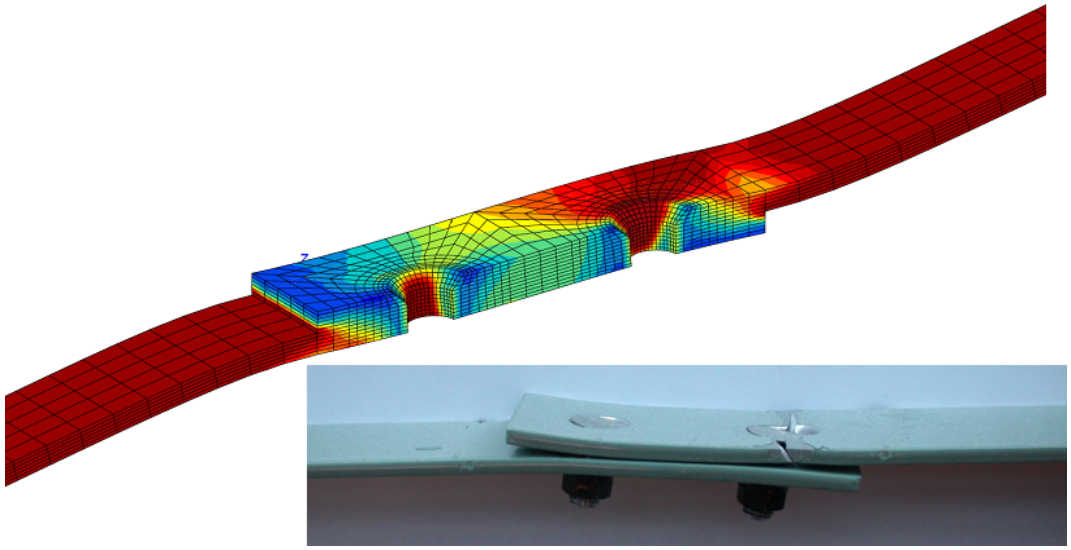


Figure 5.21 Déformée de l'éprouvette boulonnée en fin de chargement, amplifiée 5x et comparaison avec l'expérience

[Dang-Hoan, 2009] fait la remarque que la majorité de la réponse de l'éprouvette est due au comportement de la matière des substrats. La Figure 9.27 en annexes présente la comparaison en termes de contrainte-déformation entre l'essai sur éprouvette boulonnée, l'essai sur éprouvette massive d'aluminium et la simulation, et l'accord entre les courbes permet de dire que la simulation respecte bien cet aspect sensible.

5.4.3. Le modèle de l'éprouvette hybride

Modélisation

Puisque l'assemblage est obtenu par serrage des boulons sur une zone fraîchement encollée et que la colle est chassée sur un diamètre de 12 mm résultant en un contact métal-métal sous les têtes de vis, il a semblé important de représenter cette variation d'épaisseur et ce contact. En effet, c'est grâce au fort serrage des fixations (256 MPa) que les efforts transitent d'un substrat à un autre : par frottement de type Coulomb. D'ailleurs, [Dang-Hoan, 2009] a montré que le glissement qu'on observe phase 2 sur les éprouvette hybrides se produit à un niveau d'effort qui va croissant avec la force de serrage des boulons. La modélisation d'une épaisseur constante de colle sur tout le recouvrement, telle que dans [Paroissien, 2006], basé sur les observations de [Kelly, 2006] sur un assemblage hybride à substrats composites collé puis boulonné ne permet pas ce type de transfert, qui se fait alors par cisaillement de la vis et de la colle dès les premiers instants.

Dans un premier temps, un demi-maillage de l'éprouvette avec tous ses composants est réalisé, Figure 5.22. Les mêmes éléments et conditions limites sont utilisés que pour le modèle de l'éprouvette boulonnée, mis à part que le chargement est fait en contrainte imposée, à partir du fichier expérimental. Le film de colle a une épaisseur de 0,177 mm et présente des évidements autour des axes des vis d'un rayon de 6 mm comme observé sur les faciès de rupture. Son épaisseur comporte 4 éléments. Ce maillage sert à en créer un autre, présentant la déformée due au serrage des fixations.
Dans un deuxième temps, un chargement mécanique est appliqué sur les vis, de sorte à ce qu'elles se contractent à une contrainte de 256 MPa selon Uz et amènent les deux substrats en contact, voir Figure 5.23. La fonction de gestion du contact est de type Coulomb.
Le troisième temps consiste à extraire le maillage déformé et à fusionner les nœuds qui sont en contact dans une zone proche des têtes de vis. Il reste une zone de vide avant le joint de colle, dont l'épaisseur va croissante jusqu'au bord des substrats, voir Figure 5.24. Les nœuds de la colle et des substrats sont également fusionnés. Le modèle n'utilise plus de contact. Ainsi, le contact métal-métal est remplacé par une liaison sans glissement autour des têtes de vis, ce qui est représentatif des phénomènes de déformation de la phase 1.

Les matériaux employés pour les vis et les écrous ont été modélisés avec une loi élastique linéaire isotrope de type loi de Hook. Les coefficients sont décris en Tableau 3.7.2 et correspondent à des valeurs typiques trouvées dans la littérature pour de l'alliage d'aluminium 7025 et du titane 6AL-4V.

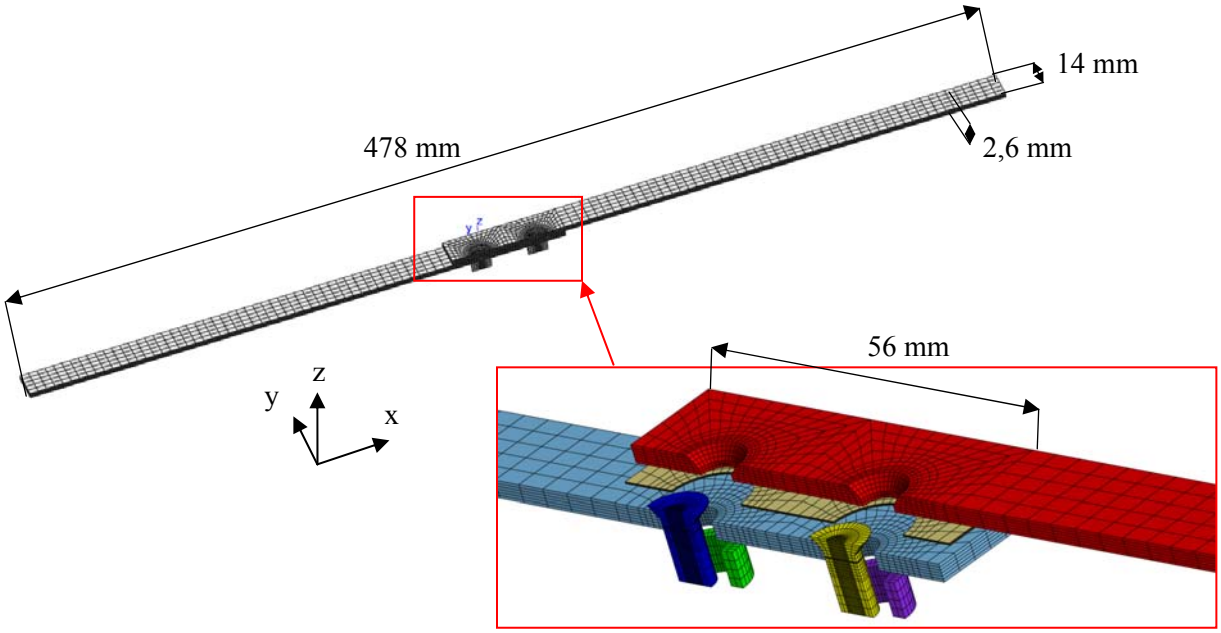


Figure 5.22 Etape 1 de la création du maillage des éprouvettes hybrides

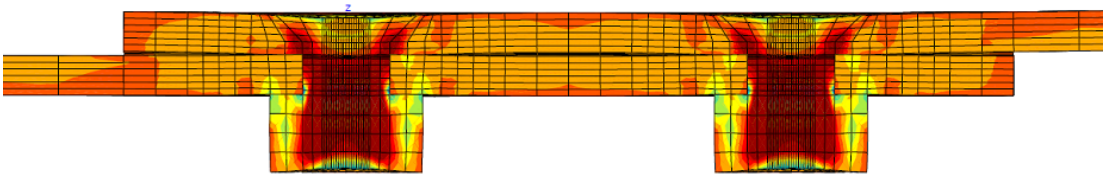


Figure 5.23 Etape 2 de la création du maillage des éprouvettes hybrides. Champ des contraintes de traction selon Uz.

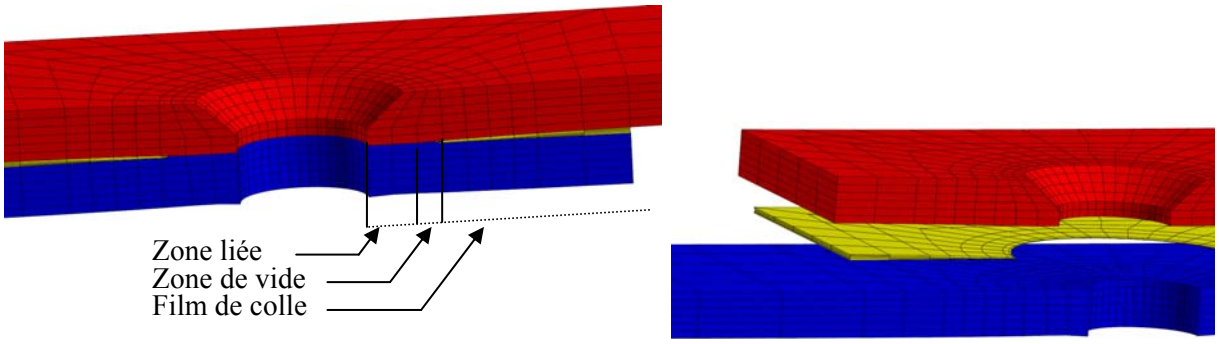


Figure 5.24 Etape 3 de la création du maillage des éprouvettes hybrides.

Pièce	Module de Young	Coefficient de Poisson
Ecrou	71000 MPa	0,33
Vis	104000MPa	0,33

Tableau 5.6 Coefficients des matériaux d'assemblage pour une loi hookéenne

Résultats

La simulation de force-déplacement traverse est en accord avec le comportement expérimental sur une faible portion des courbes de déplacement global (Figure 5.25). En effet, passée la limite de 2500 N, les courbes expérimentales et simulées divergent, avec une plus grande rigidité calculée numériquement. Les courbes expérimentales et simulées de force-déflexion des fixations (Figure 5.26) sont pourtant en bon accord jusqu'à la rupture du film de colle, qui intervient vers 12000 N. Puisque le déplacement des fixations et la déformation des substrats seuls sont bien simulés, on peut se demander pourquoi la courbe de force-déplacement traverse ne présente pas le même accord jusqu'à 12000 N. Déjà constaté pour les éprouvettes boulonnées, cet écart peut être expliqué par le fait que la mesure du déplacement de la traverse intègre le jeu de la ligne d'amarrage et n'est donc pas représentatif du déplacement global de l'éprouvette.

La Figure 5.27 permet de voir que les déformées numériques sont proches des expérimentales et que le champ de contraintes de Von Mises présente bien un maximum à l'endroit de rupture du substrat supérieur, au droit de la vis. La flexion est correcte car même en l'absence de gestion du contact, le déplacement d'un substrat par rapport à l'autre est autorisé par la souplesse du joint de colle. Le champ de contraintes de Von Mises obtenu par simulation concorde avec les observations des déformations irréversibles visibles en Figure 5.15 : c'est bien dans le substrat supérieur où le boulon reçoit la charge que les contraintes sont maximales, ce qui expérimentalement engendre la rupture à cet endroit.

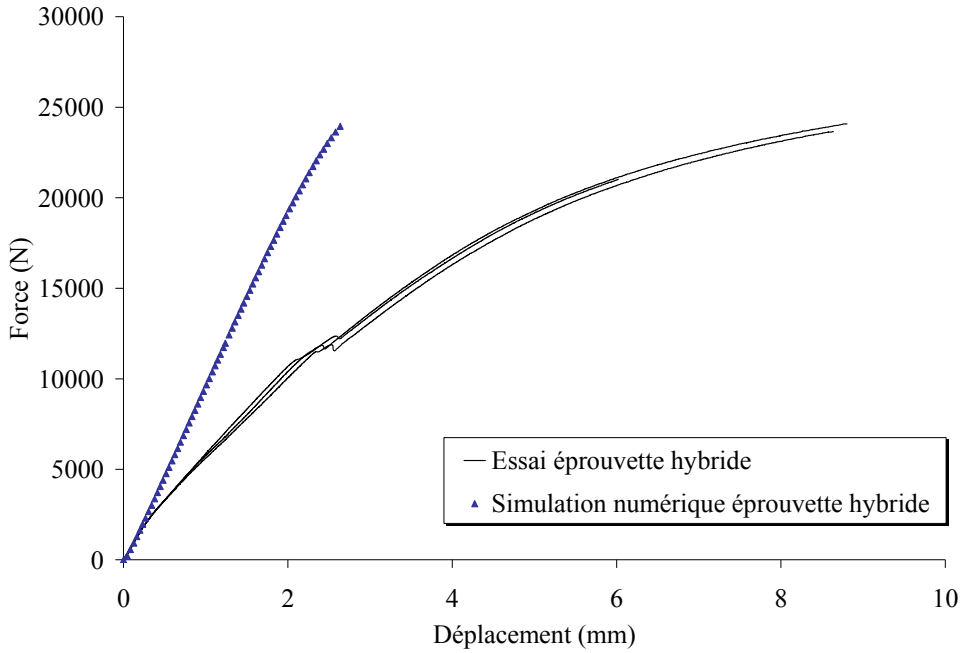


Figure 5.25 Comparaison essai-simulation sur éprouvettes hybrides : courbe force-déplacement traverse

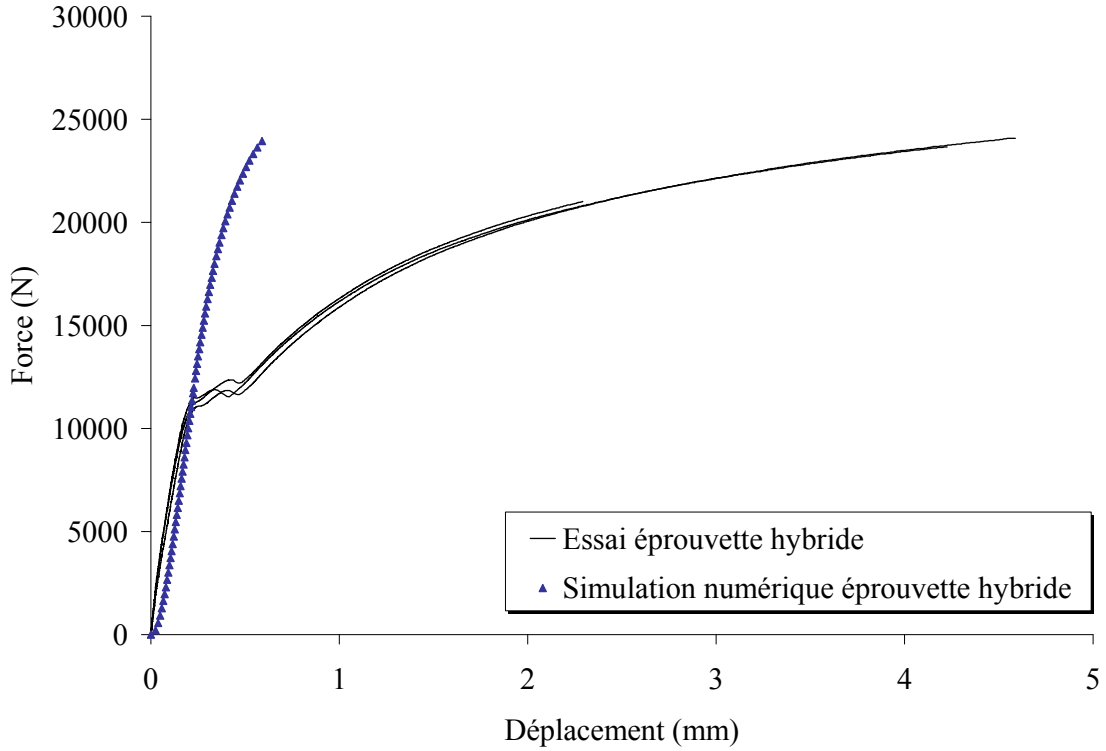


Figure 5.26 Comparaison essai-simulation sur éprouvettes hybrides : courbe force-déflexion des fixations

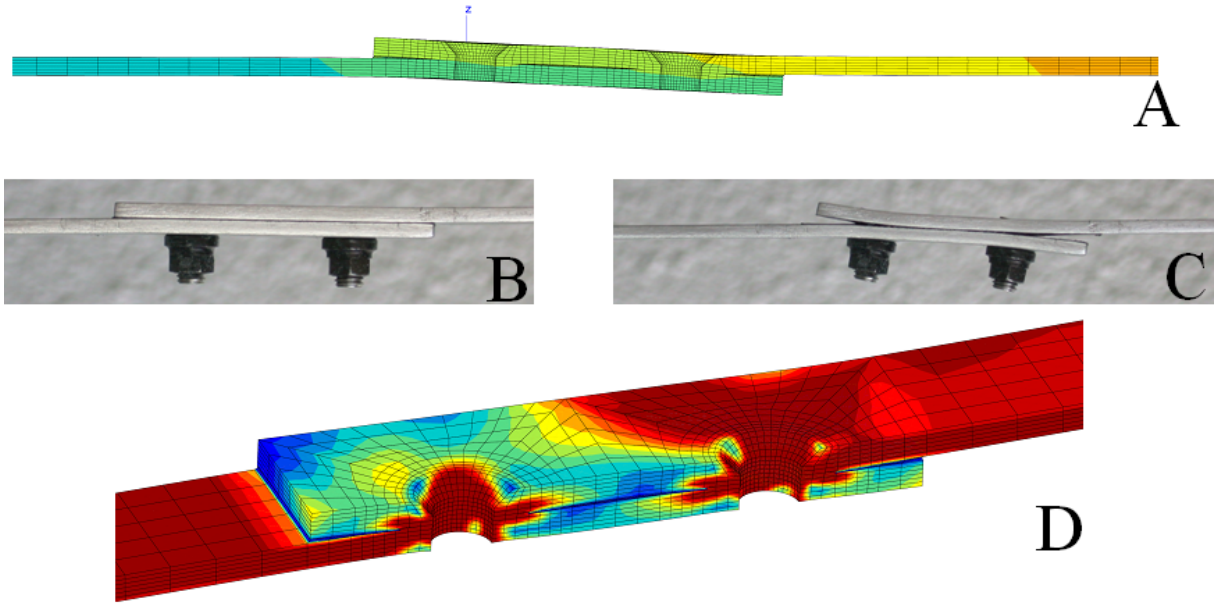


Figure 5.27 Déformées de l'éprouvette hybride. A : dernier pas de calcul à 24500N, B : avant rupture du film de colle à 11500N, C : avant rupture totale à 21500N, D : Champ de contraintes de Von Mises

5.4.4. Analyse

Comparaison des simulations

Les simulations des éprouvettes boulonnées et hybrides sont semblables (Figure 5.28) quant à la prédiction de la raideur globale, même si expérimentalement la mesure est faussée. Au niveau des fixations, une différence se marque surtout au-delà du seuil de 12000 N (Figure 5.29). Ceci est dû au parti pris de ne joindre les substrats qu'en-dessous de la tête de vis, ce qui provoque un comportement plus souple pour l'éprouvette hybride par rapport à l'éprouvette boulonnée qui a les substrats entièrement joints.

Les raideurs obtenues par simulation sont comparées aux raideurs expérimentales Figure 5.30. La simulation a une très bonne prédiction pour la raideur des éprouvettes hybrides mais celle des éprouvettes boulonnées est surestimée d'environ 18 %.

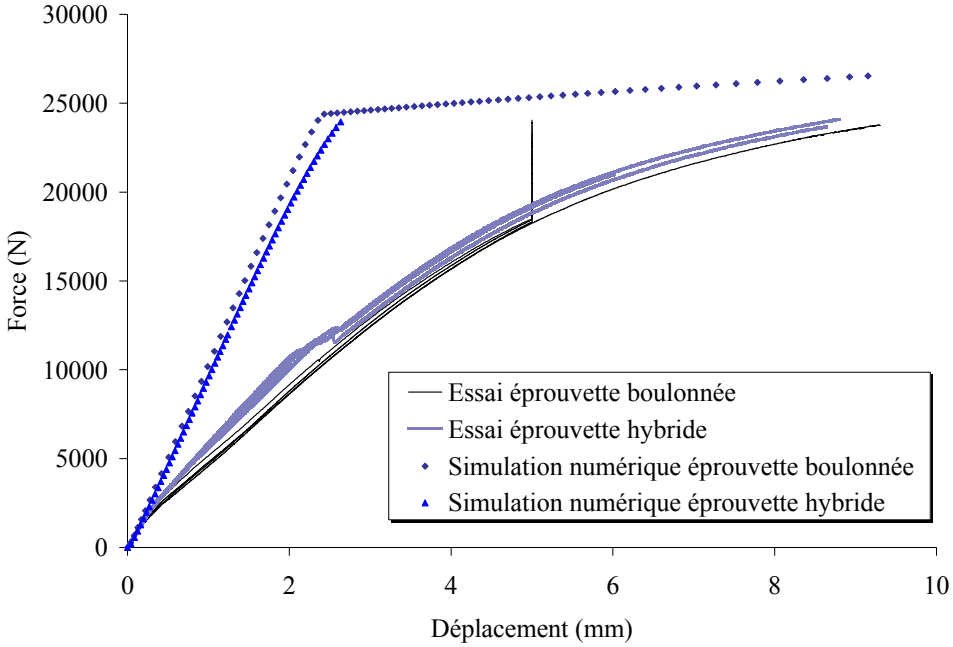


Figure 5.28 Comparaison des simulations : courbes force-déplacement traverse

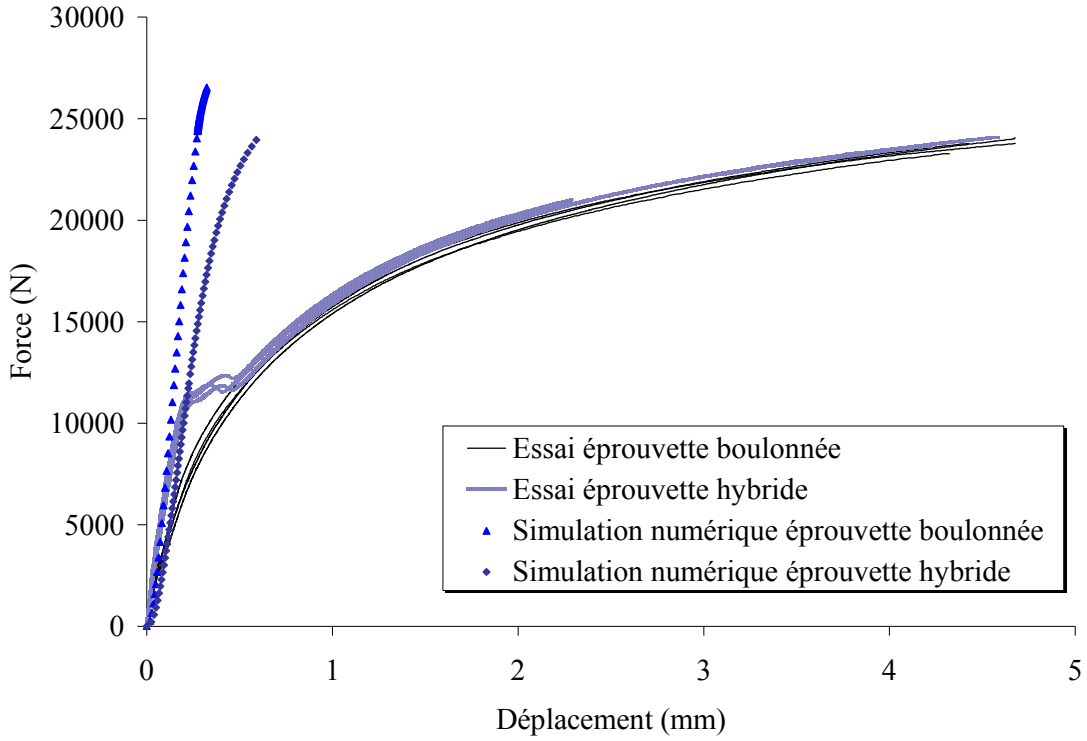


Figure 5.29 Comparaison des simulations : courbes force-déflexion des fixations

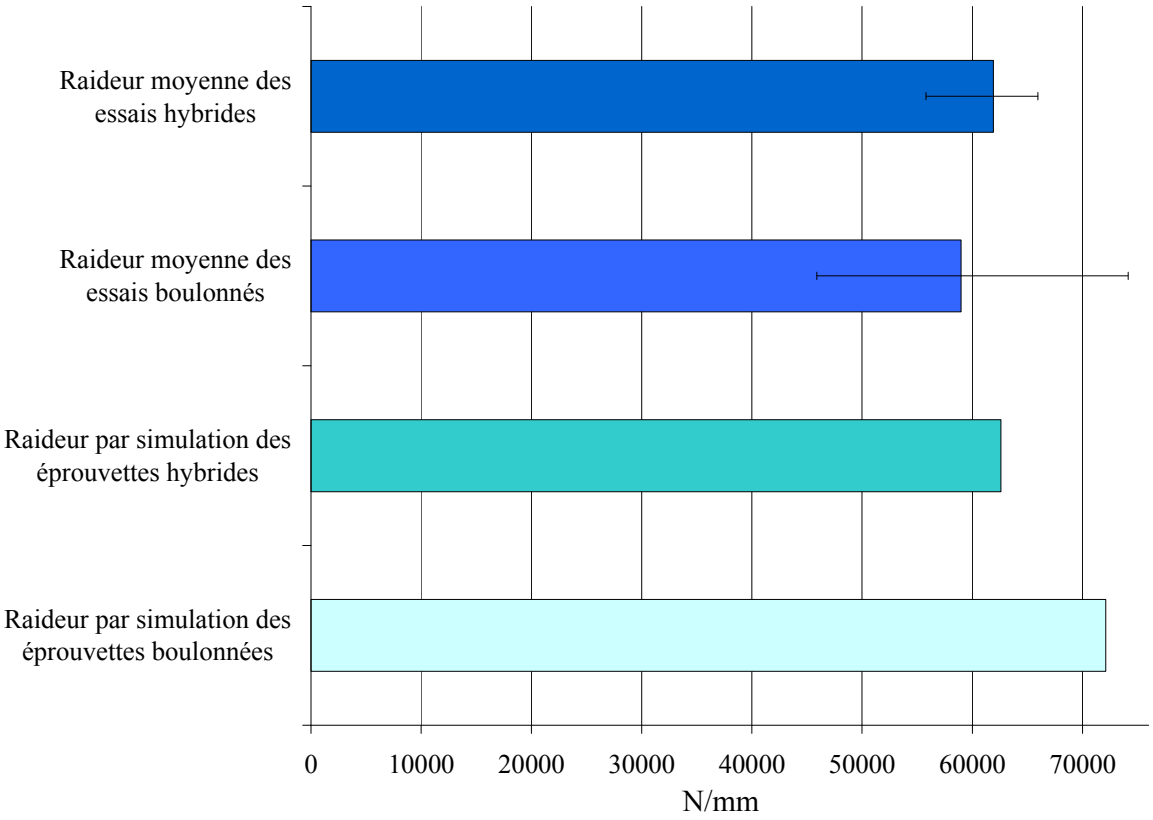


Figure 5.30 Comparaison des raideurs obtenues expérimentalement en phase 1 et par simulation

5.5. Conclusions sur la validation sur liaison hybride

Les essais menés sur les éprouvettes boulonnées et hybrides permettent de statuer sur l'apport mécanique d'une colle insérée entre les deux substrats : elle rigidifie sensiblement la liaison au-delà du niveau d'élasticité hookéenne constaté sur les éprouvettes boulonnées. Les éprouvettes hybrides portent à 165 MPa la limite de comportement linéaire. La colle joue donc bien un rôle structural car malgré son faible module de cisaillement, elle participe à la reprise de charge des fixations en empêchant le glissement relatif des substrats comme dans une éprouvette simplement boulonnée.

Les simulations de la raideur des fixations des deux types d'éprouvettes sont en accord avec l'expérimental, à un niveau de charge faible (36 MPa) pour les éprouvettes boulonnées mais élevé (165 MPa) pour les éprouvettes hybrides. Ces niveaux limites correspondent à la raideur initiale, qui chute dès l'apparition d'un matage de l'alésage par les vis. Ce matage ne peut pas être simulé car le code utilisé n'a pas donné de résultats satisfaisants dès l'introduction d'une fonction de contact pour les deux vis. Les résultats se bornent donc à une bonne prédiction de la raideur.

Pour compléter cette étude, des essais de charge-décharge devraient être menés afin de savoir si la limite de linéarité (phase 2) des éprouvettes hybrides est bien une limite de réversibilité du comportement. Une simulation avec un autre code de calcul gérant les contacts multiples tel que Samcef pourrait être utilisé. Les maillages ZeBuLoN sont transférables sous ce code (ainsi que beaucoup d'autres). Dans ce cas, les propriétés de la colle pourraient, en première approche, utiliser le module d'élasticité à vitesse lente du modèle car ce dernier est implémenté uniquement dans Zmat.

Chapitre 6
Conclusion

6.1. Rappel des objectifs 119
6.2. Principaux résultats atteints 119
6.3. Transfert des travaux 120
6.4. Perspectives 120

6. Conclusion

6.1. Rappel des objectifs

Cette thèse qui s'inscrivait dans le cadre d'un projet régional du pôle EMC2 avait pour mission de contribuer à la connaissance du comportement mécanique des assemblages multimatériaux collés employés par les partenaires industriels du pôle.

Que représente une meilleure compréhension du comportement mécanique d'un assemblage collé ? Pour Bénéteau, il s'agissait de se donner les moyens de classer les différentes géométries de liaison cloison/coque de bateau en fonction de leur raideur et de leur résistance. Pour Airbus, il s'agissait de comprendre les mécanismes en jeu dans un assemblage hybride et d'être capable d'en simuler la déformation sous traction.

6.2. Principaux résultats atteints

Les essais sur la colle polyuréthane ont révélé un caractère viscoélastoplastique, avec une sensibilité du seuil de plastification à la pression hydrostatique. Ceci a été mis en évidence grâce au moyen d'essai multiaxial de matériaux en couche mince, Arcan-Mines, qui a également permis de conclure à l'isotropie de la colle. Une importante variation de comportement entre lots de colle a été observée, ce qui a été expliqué par une microstructure qui différait entre lots de fabrication de par la taille des charges, de la craie. Cette microstructure explique la sensibilité de la colle à la pression hydrostatique : la faible adhérence du polymère de base aux charges crée, lors de la déformation, de la cavitation et donc une variation de volume. La colle polysulfure a également un caractère viscoélastique, proche d'un caoutchouc de par son incompressibilité et son hyperélasticité. L'évaluation de la sensibilité du comportement à différentes épaisseurs et à l'isotropie au moyen du dispositif Arcan-Mines a été difficile du fait d'une forte dispersion dans les essais à faible épaisseur et d'une rupture systématiquement adhésive. Néanmoins, en considérant le faisceau d'essai moyen et du fait d'une microstructure favorable, il a été conclu à l'indépendance du comportement à l'épaisseur et à l'isotropie de la colle polysulfure. La particularité de l'identification de la matrice de rigidité du bois et du composite est d'avoir fait l'objet d'une caractérisation expérimentale complète.

Pour modéliser les phénomènes observés dans les deux colles, un modèle de comportement a été crée et implémenté dans le code par éléments finis ZeBuLoN. Il intègre plusieurs « briques » de modélisation, avec, au choix, une élasticité hookéenne, une viscoélasticité linéaire, un critère de plasticité avec une sensibilité à la pression hydrostatique paramétrable, une plasticité de type isotrope et cinématique non linéaire et une viscoplasticité de type Norton. Le code a été écrit en ZebFront, le langage du pré-processeur du code, Zmat. Une validation spécifique du critère de Drucker-Prager a été faite en simulant tous les angles de sollicitation du dispositif Arcan-Mines : l'entrée en plasticité de la simulation au niveau de charge attendu dans différentes configurations de répartition contrainte déviatorique/pression hydrostatique signifie bien que le critère répond correctement.

Simuler des assemblages a permis de valider de façon globale la modélisation de tous les matériaux grâce à un bon accord entre calculs et essais. Afin de permettre le dimensionnement des liaisons bois/composite, deux critères ont été donnés : un taille de maillage minimale à respecter pour évaluer correctement la valeur du critère à l'abord d'une concentration de contraintes et un critère d'endommagement, entendu comme un seuil au-delà duquel la liaison est considérée comme irréversiblement déformée, qui est le critère de plasticité sensible à la pression hydrostatique identifié. Les mécanismes de déformation d'un assemblage hybride ont été analysés : la colle joue bien un rôle structural car elle empêche le déplacement relatif des substrats comme sur une éprouvette simplement boulonnée. La simulation, bridée par l'absence de modélisation du contact, permet toutefois de reproduire la première phase de déformation de l'assemblage hybride jusqu'à un niveau d'effort suffisant pour représenter une sollicitation en fatigue, ce qui était requis au début de l'étude.

6.3. Transfert des travaux

Les essais sur colle massive souple étaient une gageure pour notre équipe, qui a alors mis en œuvre des moyens de mesure de la déformation sans contact tels que les extensomètres à nappe et faisceau laser (acquis au cours du projet) et le suivi de points par images. Pour les essais sur structure, les montages ont été conçus et réalisés dans notre laboratoire.

La modélisation a été transférée au Cetim, qui exploite Zmat en frontal du code Abaqus. Suite à des comparaisons de validation inter-codes, le Cetim a pu à son tour réaliser des calculs à l'aide de la loi développée.

Les travaux ont également été diffusés aux partenaires au cours de fréquentes réunions d'avancement. Dans le cas d'Airbus, un échange soutenu avec le centre commun de recherche EADS IW de Toulouse et une société de prestation de services en ingénierie, Sogeti HT, enrichissait également ce transfert de connaissances.

6.4. Perspectives

D'un point de vue scientifique, si l'apport d'une loi élastoviscoplastique à critère de plasticité sensible à la pression hydrostatique est indéniable pour décrire le comportement en couche mince d'une colle, son identification est peu aisée. Le dispositif Arcan-Mines est complexe d'utilisation, ainsi que l'est l'interprétation des résultats obtenus. Une refonte du système d'accroche des éprouvettes pour une version plus rigide serait appréciable car elle permettrait peut-être alors de se passer d'un modèle de calcul complet et lourd. Le montage de maintien des éprouvettes pendant leur polymérisation serait aussi à améliorer afin d'avoir une meilleure maîtrise de l'épaisseur de collage d'un bord à l'autre de l'éprouvette. Concernant le critère de plasticité en lui-même, une description de la plasticité en pression hydrostatique positive serait la bienvenue pour fermer la surface de plasticité. La sensibilité à la vitesse de sollicitation est aussi à prendre en compte dans le critère, car elle joue un rôle indéniable, heureusement peu marquée pour les matériaux de notre étude. Enfin, un schéma d'intégration implicite améliorerait nettement les temps de calcul de la loi développée lorsque les effets visqueux sont utilisés.

D'un point de vue industriel, les études sur les cas Bénéteau et Airbus ont répondu aux attentes telles que définies en début de projet. Mais beaucoup de questions ont été soulevées en cours d'étude, portant sur la rupture des joints collés et leur vieillissement. Pour y répondre, un projet porté à nouveau par le Cetim sera déposé dans quelques mois auprès du pôle EMC2.

Chapitre 7
Bibliographie

7. Bibliographie

[AFNOR NF EN ISO 527, 1996]
Norme AFNOR NF EN ISO 527, 1996 : *Plastiques, Détermination des propriétés en traction.*

[AFNOR NF EN 2563, 1997]
Norme AFNOR NF EN 2563, 1997 : *Plastiques renforcés de fibres de carbone – Stratifiés unidirectionnels – détermination de la résistance apparente au cisaillement interlaminaire*, Série aérospatiale.

[AFNOR NF EN ISO 14125]
Norme NF EN ISO 14125, 1998 : *Composites plastiques renforcés de fibres, Détermination des propriétés de flexion.*

[Arcan, 1978]
Arcan M., Hashin Z., Voloshin A., 1978 : *A method to produce uniform plane-stress states with applications to fiber-reinforced materials*, Experimental Mechanics, 18, 4, p. 141–146.

[ASTM D3528, 2008]
Norme ASTM D3528 – 96, 2008 : *Standard Test Method for Strength Properties of Double Lap Shear Adhesive Joints by Tension Loading*

[Barré et al., 2010]
Barré D., Briançon C., Cheret F., Jeandrau J., Leroy M., Renard J., Thionnet A., 2010 : *Assemblages collés multimatériaux – Essais et modélisation de liaisons bois-composite pour application marine*, Revue des Composites et des Matériaux Avancés, 20, 2, p. 153-185

[Bassery, 2011]
Bassery J. : *Prise en compte du vieillissement et de la fatigue dans le dimensionnement des structures en matériaux composites*, Thèse de doctorat, Mines ParisTech.

[Bassery et al., 2010]
Bassery J., Gantchenko V., Renard J., 2010 : *Caractérisation multiaxiale des interfaces collées,* Revue des Composites et des Matériaux Avancés, 20, 2, p. 135-152.

[Benaiteau, 2007]
Jean-Yves Benaiteau, 2007 : présentation du projet MP32, site extranet du Cetim : http://extranet.cetim.fr/QuickPlace/mp32/

[Besson et al., 2001]
Besson J., Cailletaud G., Chaboche J.L., Forest S., 2001 : *Mécanique non linéaire des matériaux*, Hermès.

[Bikermann, 1961]
J.J. Bikermann, 1961 : *The science of adhesive joints*, Academic Press

[Boeing]
Unpublished Reports of the BOEING Corporation, Renton, WA

[Bretton et al., 2005]

Bretton C., Villoutreix G., 2005 : *Familles d'adhésifs et caractérisation d'un collage structural*, Techniques de l'Ingénieur AM 3560

[Cognard, 2002]

Cognard P., 2002 : *Calfeutrement des joints dans le bâtiment. Produits*, Techniques de l'Ingénieur C 3661.

[Cognard et al., 2005]

Cognard J.Y., Davies P., Gineste B., Sohier L., 2005 : *Development of an improved adhesive test method for composite assembly design*, Composites Science and Technology, 65, p. 359-368.

[Cognard, 2008]

Cognard J.Y., 2008 *: Numerical analysis of edge effects in adhesively-bonded assemblies application to the determination of the adhesive behaviour*, Computers & Structures, 86, p. 1704-1717

[Comyn, 2005]

J.Comyn., 2005 : *Addition polymerisation*, in : Handbook of Adhesion, ed. D.E. Packham, J. Wiley

[Dang-Hoan, 2009]

Thong Dang-Hoang, 2009: *Rupture et endommagement d'un assemblage boulonné : approche expérimentale et simulation numérique*. Thèse de doctorat, Université de Lille 1.

[Deryagin et al., 1957]

B.V. Deryagin, N.A. Krotova, V.V. Karassev, Y.M. Kirillova, I.N. Aleinikova, 1957 : *In proceedings of the Second International Congress on Surface Activity*

[Dharmawan et al., 2004]

Dharmawan F., Thomson, R.S., Li H., Herszberg I., Gellert E., 2004 : *Geometry and damage effects in a composite marine T-joint*, Composite Structures, vol. 66, p.181-187

[Diebels et al., 2007]

Diebels S., Johlitz M., Steeb H., Chatzouridou A.et al., 2007 : *A continuum-based model capturing size effects in polymer bonds,* in : The Seventh International Seminar on Geometry, Continua and Microstructures, Journal of physics : conf. series, IOP Publishing, 62, p. 34-42

[Esquillor et al., 2005]

Esquillor J., Huet J., Lachaud F., 2005 : *Modélisation par éléments finis d'un assemblage aéronautique en simple cisaillement,* in : 17ème Congrès Français de Mécanique, Troyes, France

[Gay, 2005]

Daniel Gay, 2005 : *Matériaux Composites* 5ème édition, Dunod

[Halary et al., 2008]

Halary J.L., Lauprêtre F., Monnerie L., 2008 : *Mécanique des matériaux polymères*, Belin

[Hawkins et al., 1993]

Hawkins G., Shenoi R.A., 1993 : *A parametric study to determine the influence of geometric variations on the performance of a bulkhead to shell plating joint,* in Proceedings of the ICCM 9, p.97-104, Madrid, Espagne

[Huth, 1984]

Huth H., 1984 *Zum Einflub der Nietnachgiebigkeit mehrreihiger Nietverbindungen auf die Lastübertragungs- und Lebensdauervorhersage*, LBF Report No. FB-172, dissertation, Technische Universität München, Munich, Allemagne.

[Huth, 1986]

Huth H., 1986 : *Influence of fastener flexibility on the prediction of load transfer and fatigue life for multiple-row joints*, in : Fatigue in mechanically fastened composite and metallic joints, ASTM STP 927, ed. J.M. Potter, Philadelphia, p. 221-250

[Kelly, 2006]

Kelly G., 2006 : *Quasi-static strength and fatigue life of hybrid (bonded/bolted) composite single-lap joints,* Composite Structures, 72, p. 119-129

[Kinloch, 1987]

A.J. Kinloch, 1987 : *Adhesion and adhesives*, Chapman and Hall

[Krawczak, 1997]

Krawczak P., 1997 : *Essais des plastiques renforcés*, Techniques de l'ingénieur AM 5405

[Krüger et al., 2004]

Krüger J.K., Possart W., Bactavachalou R., et al., 2004 : *Gradient of the mechanical modulus in glass–epoxy–metal joints as measured by Brillouin microscopy*, Journal of Adhesion, 80, p. 585–599.

[Irisarri, 2009]

Irisarri F.X., 2009 : *Stratégies de calcul pour l'optimisation multiobjectif des structures composites*, Thèse de doctorat, Université de Toulouse III – Paul Sabatier.

[ISO 37, 2005]

Norme ISO 37, 2005 : *Rubber, vulcanized or thermoplastic - Determination of tensile stress-strain properties.*

[Joannès, 2007]

Joannès S., 2007 : *Caractérisation mécanique et outil d'aide au dimensionnement des collages structuraux*, Thèse de doctorat, Ecole des Mines de Paris

[Johlitz et al, 2008]

Johlitz M., Steeb H., Diebels S., et al. 2008 : *Experimental and numerical investigation of size effects in polyurethane adhesive sealing*, Technische Mechanik, 28, p. 3-12

[Lake et al., 1967]

G.J. Lake, A.G. Thomas, 1967 : *The strength of highly elastic materials*, In proceedings of the Royal Society of London

[Langrand et al., 1999]

Bertrand Langrand, Eric Deltombe, Eric Markiewicz, Pascal Drazétic, 1999 : *Numerical approach for assessment of dynamic strength for riveted joints*, Aerosp. Sci. Technol. 3, pp.431-446.

[Leguillon et al., 1987]

Leguillon D., Sanchez-Palencia E., 1987 : *Computation of singular solutions in elliptic problems and elasticity*. Masson.

[Lemaître et al., 1985]
Lemaître J., Chaboche J.L., 1985 : *Mécanique des matériaux solides*, Dunod.

[Li et al., 2006]
Li H., Dharmawan F., Herszberg I., John, S., 2006 : *Fracture behaviour of composite maritime T-joints*, Composite Structures, vol. 75, p. 339-350

[Mallucelli et al., 2005]
Malucelli G., Priola A., Ferrero F., et al, 2005 : *Polyurethane resin-based adhesives: curing reaction and properties of cured systems*, International Journal of Adhesion and Adhesives, 25, p. 87-91

[Mc Bain et al., 1925]
J.Mc Bain et D.G Hopkins, 1925 : *Adhesives and adhesive action*, Journal of physical chemistry, 29(2):188-204

[Mc Carthy, 2001]
McCarthy M., 2001 : *BOJCAS: Bolted joints in composite aircraft structures*, Air & space Europe, 3, p. 1-4 (Voir aussi : http://www.smr.ch/bojcas/)

[Morris, 2004]
Morris G., 2004 : *Defining a standard formula and test-method for fastener flexibility in lap-joints*, Thèse de doctorat, TU Delft University, Hollande.

[Parker, 2005]
Parker G.C., 2005 : *Polyurethane Adhesives*, in : *Handbook of Adhesion*, ed. D.E. Packham, J. Wiley

[Paroissien, 2006]
Paroissien E., 2006 : *Contribution aux assemblages hybrides (boulonnés/collés) – Application aux jonctions aéronautiques*, Thèse de doctorat, Université de Toulouse III – Paul Sabatier.

[Phillips et al., 1998]
Phillips H.J., Shenoi R.A., 1998 : *Damage tolerance of laminated tee joints in FRP structures*, Composites Part A, vol. 29, p. 465-478

[Poitou et al., 2010]
Suzanne Poitou, Jean-Yves Benaiteau, 2010 : *Projet MP32 « Conception et assemblages multimatériaux » - Montage et pilotage du projet*, numéro spécial Collage Structural, Revue des Composites et des Matériaux Avancés, vol. 20, n°2/2010, Lavoisier

[Prager, 1955]
Prager W., 1955 : *The theory of plasticity : a survey of recent achievements*, Proceedings of the Institution for Mechanical Engineers, 169, p. 41-57

[Qi et al., 2004]
Qi H.J., Boyce M.C., 2004 : *Constitutive model for stretch-induced softening of the stress–stretch behavior of elastomeric material,* Journal of the mechanics and physics of solids, 52, p. 2187-2205

[Qi et al., 2005]
Qi H.J., Boyce M.C., 2005 : *Stress–strain behavior of thermoplastic polyurethanes,* Mechanics of materials, 37, p. 817-939

[Ramière, 2010]

Jean François Ramière, Christophe Briançon, Fabien Chéret, Jean Pierre Jeandrau, Michel Leroy, Jacques Renard, Alain Thionnet, 2010 : *Jonctions Hybrides Boulonnées-Collées, Applications aux cas des structures d'avions*, numéro spécial Collage Structural, Revue des Composites et des Matériaux Avancés, vol. 20, 2, p.215-232

[Shanahan, 1991]

Shanahan M. E., 1991 : *Adhesion and wetting : similarities and differences (physical phenomena)*, Rubber World, 205(1):28-36

[Swift, 1971]

Swift T., 1971 : Development of the fail-safe design features of the DC-10. in : Damage Tolerance in Aircraft Structures, ASTM STP 486 , p. 164-214.

[Taylor et al., 1932]

Taylor G.I., Quinney H., 1932 : *The plastic distortion of metals*, Philosophical transactions of the Royal Society of London, 230, p. 323-362.

[Tate et al., 1947]

Tate M.B., Rosenfeld S.J., 1946 : *Preliminary Investigation of the loads carried by individual bolts in Bolted Joints*, NACA, TN N° 1051, Washington, DC

[Theotokoglou et al.1996]

Theotokoglou E.E., Moan T., 1996 : *Experimental and numerical study of composite T-joints*, Journal of composite materials, January 1996, vol.3° no.2, p.190-209

[Thionnet et al., 2004]

Thionnet A., Martin C., Barradas S., 2004 : *Mécanique et comportements des milieux continus*, Ellipses.

[Vlieger et al., 1998]

H.Vlieger, H.H.Ottens, 1998 : *Uniaxial and biaxial tests on riveted fuselage lap joint specimens*, U.S. Department of Transportation, DOT/FAA/AR-98/33

[Voyutskii et al., 1957]

Voyutskii S.S., Margolinal Y., 1957 : *The nature of self-adhesion (tack) of polymers*, Rubber Chemistry and Technology, 30:531-543

[Wineman et al., 1964]

Wineman A.S., Pipkin A.C., 1964 : *Material symmetry restrictions on constitutive equations,* Archive for Rational Mechanics and Analysis, 17, 3, p.184-214.

[ZeBuLoN, 2010]

Contacts : Transvalor / ENSMP, Centre des Matériaux, B.P. 87 – F91003 EVRY Cedex
Northwest Numerics, Inc., 150 Nickerson Street #102, Seattle, WA 98109

Chapitre 8
Publications

8.1.1. Articles 128
8.1.2. Conférences 128

8. Publications

8.1.1. Articles

Michel Leroy, Jacques Renard, Alain Thionnet, 2009 : *Comportement mécanique d'une colle structurale polyuréthane, modélisation viscoélastoplastique avec critère de Drucker-Prager modifié*, Revue des Composites et des Matériaux Avancés, vol 19, 2009, 2, p.127-152

Damien Barré, Christophe Briançon, Fabien Cherret, Jean-Pierre Jeandrau, Michel Leroy, Jacques Renard, Alain Thionnet, 2010 : *Assemblages collés multimatériaux – Essais et modélisation de liaisons bois-composite pour application marine*, numéro spécial Collage Structural, Revue des Composites et des Matériaux Avancés, vol. 20, 2, p.153-185

Jean François Ramière, Christophe Briançon, Fabien Chéret, Jean Pierre Jeandrau, Michel Leroy, Jacques Renard, Alain Thionnet, 2010 : *Jonctions Hybrides Boulonnées-Collées, Applications aux cas des structures d'avions*, numéro spécial Collage Structural, Revue des Composites et des Matériaux Avancés, vol. 20, 2, p.215-232

8.1.2. Conférences

Michel Leroy, Jacques Renard, Alain Thionnet: *Caractérisation d'une colle polyuréthane*, Séminaire Comportement visqueux de polymères sous sollicitations multiaxiales, Centre des Matériaux, 2010

Michel Leroy, Christophe Briançon, Jacques Renard, Alain Thionnet : *Validation of a constitutive law for bonded assemblies*, IVth World Congress on Adhesion and Related Phenomena, Arcachon, 2010

Michel Leroy, Jacques Renard, Alain Thionnet : *Caractérisation d'une colle structurale polyuréthane*, Matériaux 2010, Nantes, 2010

Chapitre 9
Annexes

9.1.1. Conclusions de l'étude « Le collage en France » 130
9.1.2. Présentation du cas industriel naval 131
9.1.3. Mise en forme des éprouvettes haltères XPU 133
9.1.4. Dessins de définition des éprouvettes employées 134
9.1.5. Résultats d'essais Arcan-Mines 136
9.1.6. Exploitation des essais Arcan-Mines 138
9.1.7. Calcul d'incertitude de mesure de l'essai Arcan-Mines 141
9.1.8. Pilotage d'une machine de traction uniaxiale en déformation vraie 144
9.1.9. Code source en Zmat de la loi viscoélastoplastique à critère de Drucker-Prager modifié développée. 145
9.1.10. Comparaison des résultats avec le Cetim 147
9.1.11. Dessin de definition des éprouvettes 148
9.1.12. Courbes d'essai 149

9. Annexes

9.1.1. Conclusions de l'étude « Le collage en France »

Action 1-2 : Développer le collage multi-matériaux

Action collective de sensibilisation

ACTIONS DE SENSIBILISATION SUR LE COLLAGE MULTIMATÉRIAUX

La problématique

Le collage multi-matériaux est ressenti par les entreprises comme un point faible du collage.

En revanche, aussi bien les centres d'expertise que les fabricants de colles annoncent disposer d'une compétence forte dans le domaine.

La mise en place d'actions de sensibilisation sur le collage multimatériaux peut permettre de diffuser le savoir faire des professionnels du secteur. Ces actions devront être considérées comme des venant en relais des travaux actuellement conduits par les centres d'expertise.

Ces actions viseront prioritairement le secteur de la plasturgie et du matériel électrique. Elles relèvent toutefois d'une approche transversale qui peut être matérialisée par les expériences réussies dans pratiquement tous les secteurs.

☞ Besoin

A dominante technique portant sur le retour d'expérience sur les matériaux assemblés et les solutions techniques qui ont été mises en œuvre.

☞ Action envisageable

Cette action collective peut reposer sur.

1- La démonstration de la faisabilité du collage par le croisement du savoir faire acquis sur les matériaux de différents secteurs d'activité

2- L'organisation de conférences, réunions et témoignages d'entreprises

3- La mobilisation des centres d'expertise pour faciliter leur présence en entreprises utilisatrices et la diffusion des meilleures pratiques techniques et économiques.

Les enjeux

☞ au niveau national

Cet axe répond à 11 % des entreprises ayant cité un point faible du collage.

Lever ce verrou aura un impact principalement à moyen/long terme.

La sensibilité et l'impact seront à rechercher sur la plasturgie ou le secteur électrique.

☞ pour les entreprises utilisatrices de colles

Les gains seront à rechercher sur le moyen terme. Les gains de productivité ne pouvant être abordés que par la preuve de l'existence d'une solution technique.

Ressources et compétences à mobiliser

Les centres d'expertise : organisation de manifestations, expertise en entreprises

Les fournisseurs de colles : diffusion d'expériences réussies

Partenaires éventuels identifiés à l'occasion de l'analyse

Tous les centres d'expertise pourraient participer à cette action.

Une coopération entre chacune des trois familles d'intervenants permettrait de matérialiser la faisabilité.

9.1.2. Présentation du cas industriel naval

Figure 9.1 Assemblage des cloisons intérieures et de la coque

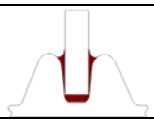
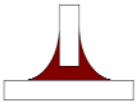
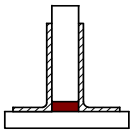
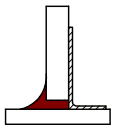
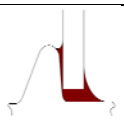
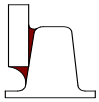
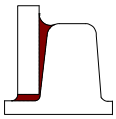
n°	Géométrie	Visible	Structurelle	Etanche	Face composite	Type d'application
1		OUI	OUI	NON	Gel coat	Collage cloison structurelle sur le pont
2		NON	OUI	NON	Gel coat et brute	Collage cloison stucturelle sur bordé de la coque
3		NON	OUI et NON	NON	Gel coat et brute	Structurelle : Cloison de pied de mât
4		NON	OUI et NON	OUI	Gel coat et brute	Non structurelle : fond de puits à chaine
5		PARTIEL	OUI et NON	NON	Gel coat	Non structurelle : équipets Structurelle : cloison arrière (sur le pont)
6		PARTIEL	OUI	NON	Gel coat	Structurelle : cloison sur coque
7		PARTIEL	OUI	NON	Gel coat	Structurelle : cloison sur coque

Tableau 9.1 Schémas des géométries d'assemblages entre la cloison et la coque

9.1.3. Mise en forme des éprouvettes haltères XPU

Figure 9.2 Pistolet mélangeur bicomposant pour cartouches de 400 ml, buse hélicoïdale

Figure 9.3 Dépose de la colle

Figure 9.4 Retrait de l'excédent

Figure 9.5 Mise sous presse immédiate, 5 MPa de pression pendant 48h

Figure 9.6 Contrôle de la présence de porosités à la lumière d'une lampe

Les moules consistent en des plaques d'aluminium AU4G de 2 mm d'épaisseur qui sont usinées aux cotes présentées Figure 9.7.

Ces moules sont enduits de PTFE en aérosol avant chaque mise en forme afin de faciliter le démoulage des éprouvettes.
Les plaques sur lesquelles les moules sont posés puis pressés sont également en aluminium et recouvertes d'une feuille de PTFE auto-adhésive.

La dépose de la colle dans les moules se fait à l'aide du pistolet mélangeur, en observant un angle entre la buse et le moule à peu près constant et surtout en évitant d'introduire des bulles d'air tel qu'en faisant des allers-retours. Il faut aussi éviter à présent tout mouvement relatif entre les moules et les plaques sur lesquelles ils sont posés.

Le cordon étant déposé dans le moule, il faut retirer l'excédent de colle afin d'éviter des surépaisseurs au moment du pressage.

Cette opération est faite en utilisant un clinquant d'acier comme raclette et, de même qu'au moment de la dépose, en gardant un angle constant et en ne faisant qu'une seule passe.

Puis, les plaques sont superposées, ce qui clôt les moules. L'ensemble (9 éprouvettes par lot de fabrication) est placé sous presse hydraulique avec une force de 30 tonnes sur la totalité de la surface (soit 5 MPa) pendant 2 jours.
Au bout de ces 2 jours, les plaques sont retirées et séparées.

Le contrôle se fait à la lumière d'une lampe : les défauts (manque de matière) apparaîssent par transparence.

Si l'éprouvette comporte des « retassures », elle est éliminée ; si ce défaut est une porosité et qu'elle est assez éloignée de la zone utile (3 fois son diamètre par rapport au centre géométrique), elle pourra être testée, en faisant attention d'éloigner suffisamment les instruments de mesure de déformation.

9.1.4. Dessins de définition des éprouvettes employées

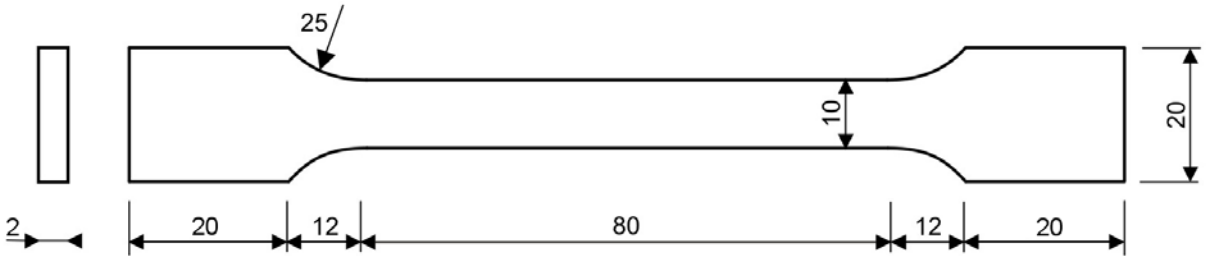


Figure 9.7 Géométrie des éprouvettes de colle XPU d'après la norme [AFNOR NF EN ISO 527, 1996].

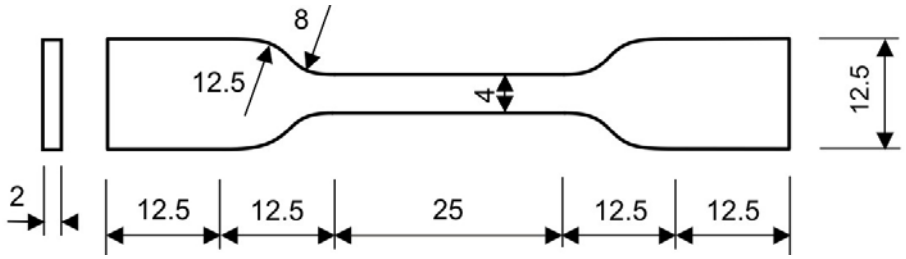


Figure 9.8 Géométrie des éprouvettes de colle FMV d'après la norme [ISO 37, 2005] type 2

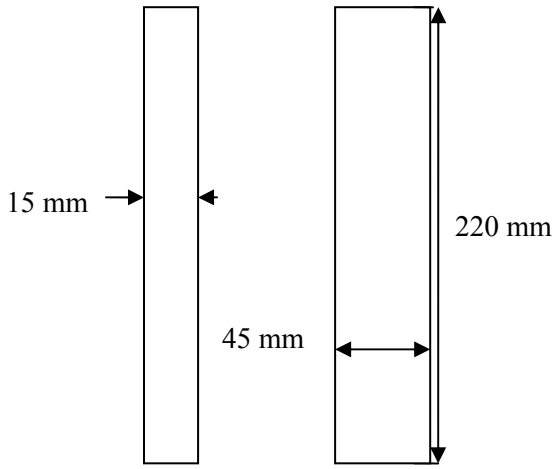


Figure 9.9 Géométrie des éprouvettes de traction uniaxiale - bois contreplaqué

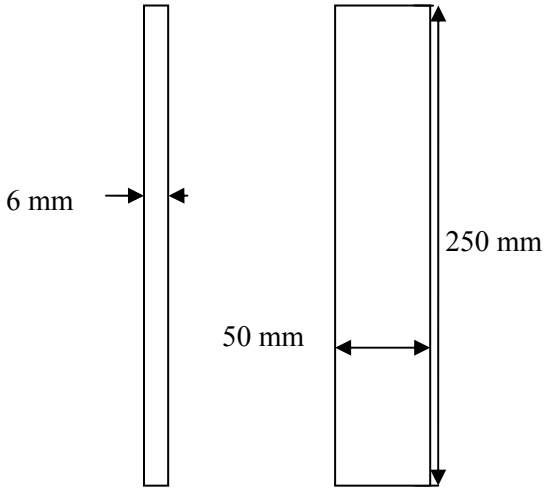


Figure 9.10 Géométrie des éprouvettes de traction uniaxiale – composite

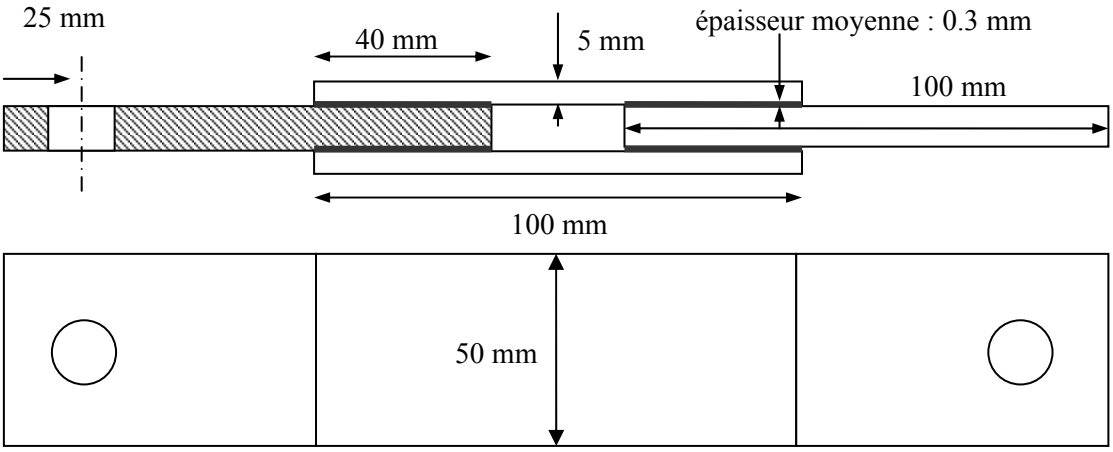


Figure 9.11 Géométrie des éprouvettes de quadruple cisaillement

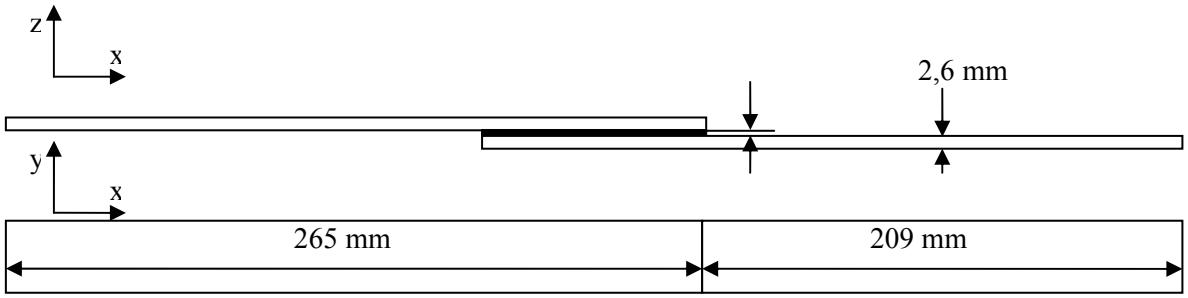


Figure 9.12 Géométrie des éprouvettes de simple recouvrement

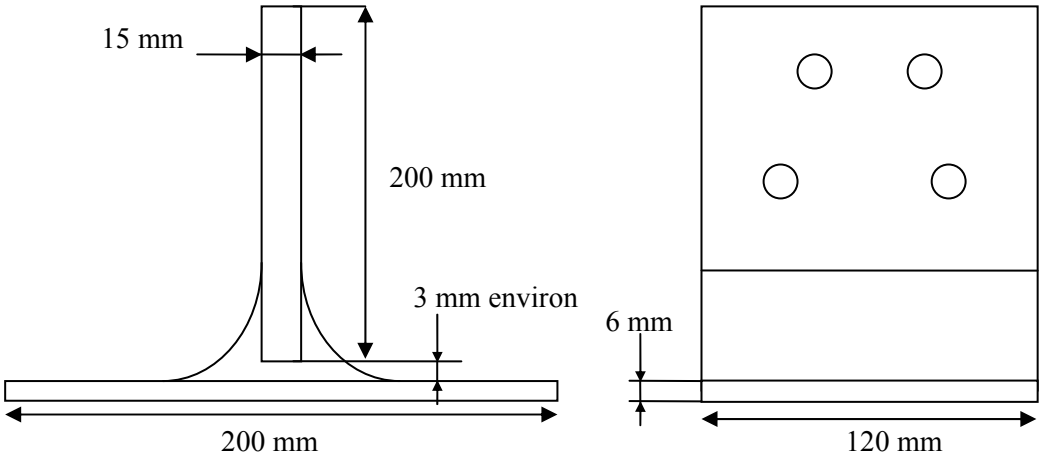


Figure 9.13 Dessin de définition des maquettes en T

9.1.5. Résultats d'essais Arcan-Mines sur colle XPU

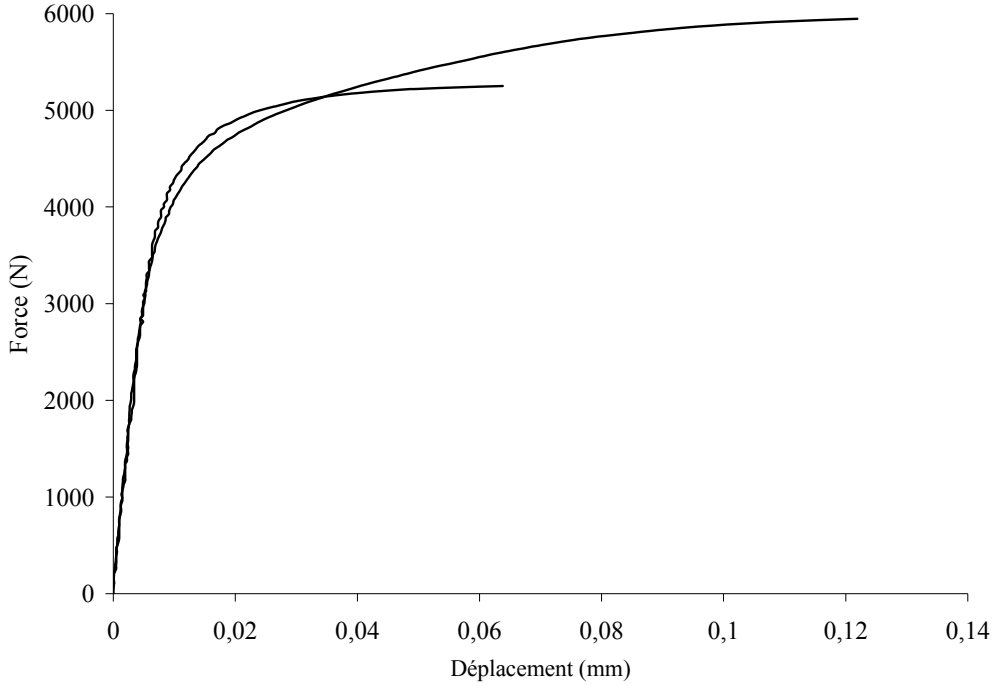


Figure 9.14 Essais Arcan-Mines à 0° à 7 N.s^{-1}, 2 spécimens - colle XPU

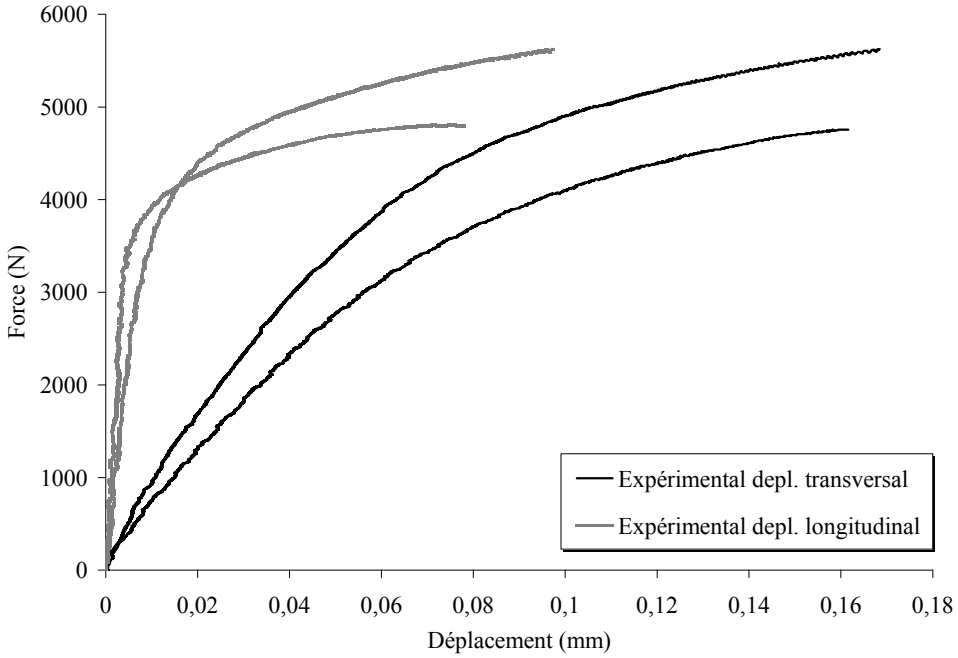


Figure 9.15 Essais Arcan-Mines à 30° à 7 N.s^{-1}, 2 spécimens - colle XPU

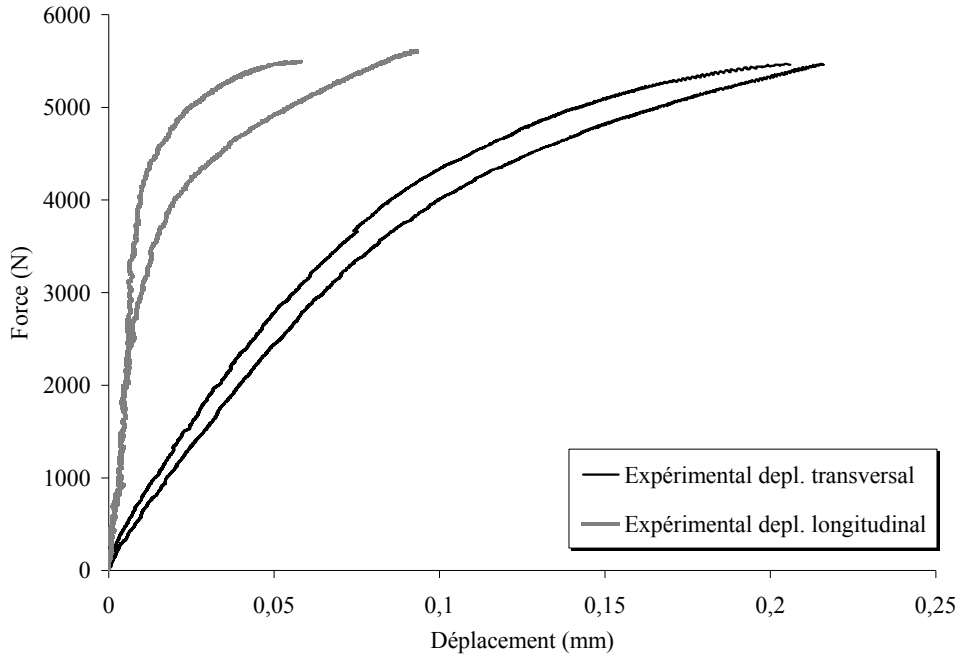


Figure 9.16 Essais Arcan-Mines à 60° à 7 N.s^{-1}, 2 spécimens - colle XPU

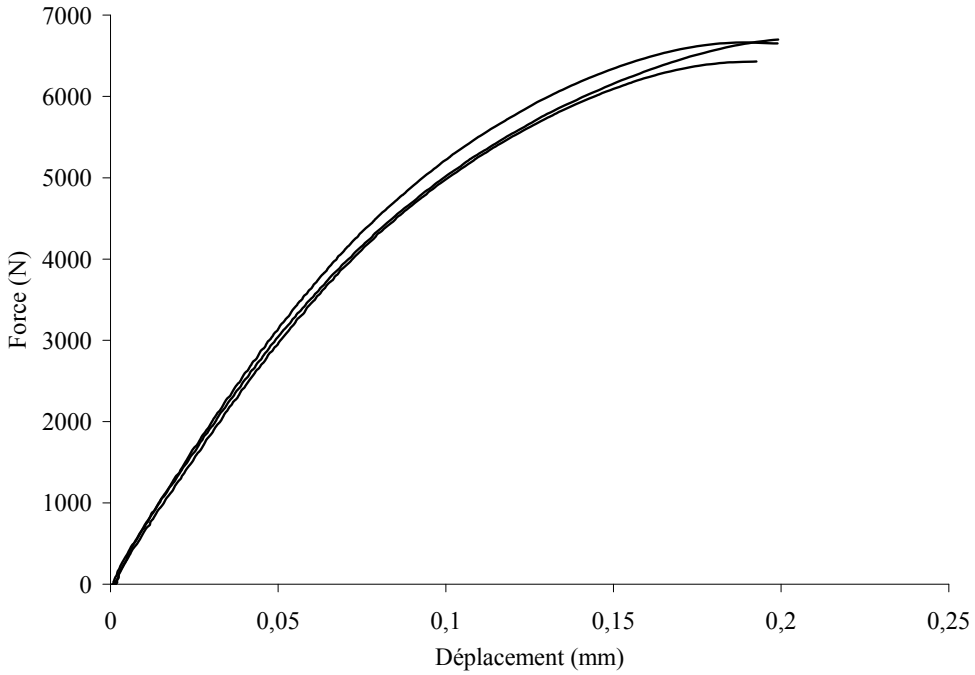


Figure 9.17 Essais Arcan-Mines à 90° à 7 N.s^{-1}, 3 spécimens - colle XPU

9.1.6. Exploitation des essais Arcan-Mines

Les données servant d'exemple sont celles tirées des essais sur la colle FMV.

Calcul des contraintes et déformations

Les contraintes et déformations s'entendent comme nominales. La contrainte est la force F appliquée sur la structure, divisée par la surface S de collage (700 mm²). La déformation est la variation d'allongement l - l_0 de l'extensomètre divisée par la base de mesure l_0 qui est l'épaisseur e de colle. En traction ($\alpha = 0°$) comme en cisaillement simple ($\alpha = 90°$), l'allongement l est directement donné par l'extensomètre. En état mixte, la déformation est séparée entre une déformation longitudinale (direction de la normale au plan du joint) et une déformation transversale (direction d'après les deux allongements donnés par l'extensomètre double).
La déformation des substrats en aluminium avoisine les 5.10^{-3}%, elle a été négligée devant les 100% attendus dans la colle.

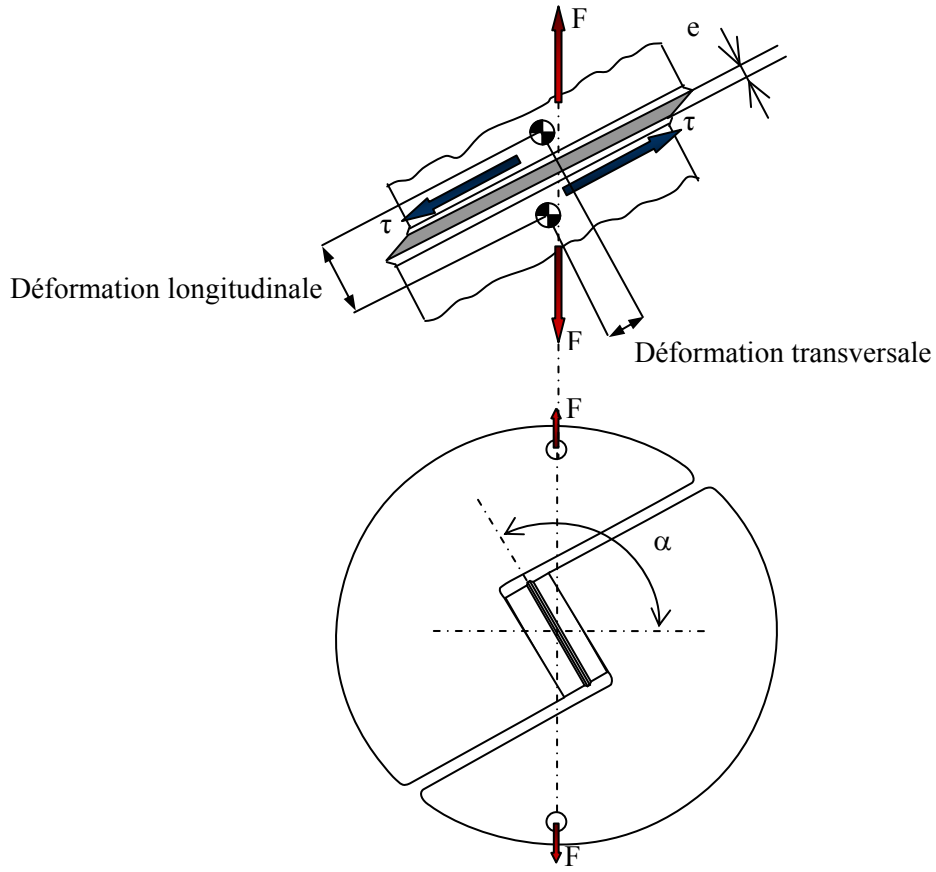


Figure 9.18 Forces et déformations dans le joint de colle pour un état de sollicitation mixte à un angle α

Calcul des pentes d'élasticité

Sur une courbe ne présentant pas une partie linéaire dès l'origine, il est difficile d'évaluer objectivement quelle est sa tangente à l'origine. Le calcul des pentes élastiques, entendues comme ratio de la contrainte sur la déformation, a été fait de la manière suivante : pour tout point de la courbe de contrainte-déformation, une régression linéaire est faite depuis l'origine jusqu'au point considéré. Le coefficient de corrélation R^2 qui apprécie la linéarité de la régression est calculé en parallèle. Quand celui-ci atteint son maximum, la valeur calculée par la régression (la pente) est considérée comme la raideur élastique de l'éprouvette. Comme cela peut être observé sur les essais de cisaillement cette méthode peut sous-estimer la pente par rapport à une tangente à l'origine lorsque la courbe présente une rigidité plus importante très proche de l'origine puis se courbe. Néanmoins, le caractère déterministe de la méthode de maximisation du R^2 nous la fait préférer à la celle de la tangente à l'origine couramment employée.

Etat de cisaillement simple

Les modules de cisaillement G peuvent être directement déduits sur les courbes de contrainte/déformation nominale avec la méthode de maximisation de R².

Etat de traction plane

L'état de traction plane est un état de sollicitation triaxial : du fait de la faible hauteur des flancs de l'éprouvette, les déplacements dans les directions perpendiculaires à la normale au plan du joint sont bloqués. La direction 1 est prise dans celle de la normale au plan du joint, la direction 2 est prise selon la longueur de l'éprouvette et la direction 3 orthogonale aux deux autres.

L'état de contraintes en traction plane s'écrit :

$$\begin{cases} \varepsilon_1 = \dfrac{\sigma_1}{E} - \dfrac{\upsilon}{E}(\sigma_2 + \sigma_3) & (1) \\ \varepsilon_2 = \dfrac{\sigma_2}{E} - \dfrac{\upsilon}{E}(\sigma_1 + \sigma_3) & (2) \\ \varepsilon_3 = \dfrac{\sigma_3}{E} - \dfrac{\upsilon}{E}(\sigma_2 + \sigma_1) & (3) \end{cases}$$

Équation 9.1 Etat de déformation en traction plane

Or :

$$\varepsilon_2 = \varepsilon_3 = 0$$

Donc (2) de l'Équation 9.1 donne :

$$\sigma_2 = \upsilon(\sigma_1 + \sigma_3)$$

et (3) :

$$\begin{aligned} &\sigma_3 = \upsilon[\sigma_1 + \upsilon(\sigma_1 + \sigma_3)] \\ &\Leftrightarrow \sigma_3(1-\upsilon^2) = \sigma_1\upsilon(1+\upsilon) \\ &\Leftrightarrow \sigma_3 = \sigma_1 \frac{\upsilon(1+\upsilon)}{1-\upsilon^2} = \sigma_1 \frac{\upsilon}{1-\upsilon} \end{aligned}$$

(2) – (3) donne :

$$\begin{aligned} \sigma_2 - \sigma_3 &= \upsilon(\sigma_3 - \sigma_2) \\ \sigma_2(1+\upsilon) &= \sigma_3(1+\upsilon) \\ \sigma_2 &= \sigma_3 \end{aligned}$$

Ainsi, (1) s'écrit :

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{\sigma_1}{E} \cdot \frac{-\upsilon}{E} 2\sigma_1 \frac{\upsilon(1+\upsilon)}{1-\upsilon^2} \\ &= \frac{\sigma_1}{E}\left(1 - \frac{2\upsilon^2(1+\upsilon)}{1-\upsilon^2}\right) \\ &= \frac{\sigma_1}{E}\left(1 - \frac{2\upsilon^2}{1-\upsilon}\right) \end{aligned}$$

Le module de Young E du matériau est ainsi déduit :

$$E = \frac{\sigma_1}{\varepsilon_1}\left(1 - \frac{2\upsilon^2}{1-\upsilon}\right)$$

Équation 9.2 Module de Young du matériau par l'essai Arcan-Mines en traction plane

où $\frac{\sigma_1}{\varepsilon_1}$ est la raideur apparente E' obtenue par le calcul de la pente à l'origine du graphique de contrainte-déformation de l'essai Arcan-Mines à l'état de traction plane.

Identification du coefficient de Poisson

Pour connaître le module élastique E et le coefficient de Poisson ν, grâce à l'Équation 9.2 et à la relation de Coulomb, le système suivant est obtenu :

$$\begin{cases} E = E'\left(1 - \dfrac{2\upsilon^2}{1-\upsilon}\right) \\ G = \dfrac{E}{2(1+\upsilon)} \end{cases}$$

En remplaçant l'expression de E dans la relation de Coulomb, l'Équation 9.3 est obtenue.

$$\upsilon = \frac{E'-2G}{2(E'-G)}$$

Équation 9.3 Coefficient de Poisson identifié au moyen d'essais en traction plane et en cisaillement simple

9.1.7. Calcul d'incertitude de mesure de l'essai Arcan-Mines

La précision des résultats d'essais dépendant de la précision des moyens de mesure, un calcul d'incertitude sur les résultats est mené. Comme pour toute fonction *f* de variables *x* et *y*, l'incertitude sur *f*, *df* est égale à la somme des valeurs absolues des incertitudes sur *f(x; y)*, telle que :

$$df(x,y) = \left|\frac{\partial f(x,y)}{\partial x}\right| dx + \left|\frac{\partial f(x,y)}{\partial y}\right| dy$$

L'incertitude sur les modules élastiques $E' = \frac{\sigma_1}{\varepsilon_1}$ est :

$$dE' = \left|\frac{\partial E'}{\partial \sigma_1}\right| d\sigma_1 + \left|\frac{\partial E'}{\partial \varepsilon_1}\right| d\varepsilon_1$$

$$= \left|\frac{1}{\varepsilon_1}\right| d\sigma_1 + \left|\frac{-\sigma_1}{\varepsilon_1^{\,2}}\right| d\varepsilon_1$$

Soit, en divisant les deux membres par *E'* :

$$\frac{dE'}{E'} = \left|\frac{1}{\varepsilon_1}\right| \frac{d\sigma_1}{E'} + \left|\frac{-\sigma_1}{\varepsilon_1^{\,2}}\right| \frac{d\varepsilon_1}{E'}$$

Or $E' = \frac{\sigma_1}{\varepsilon_1}$, donc :

$$\frac{dE'}{E'} = \frac{d\sigma_1}{\sigma_1} + \frac{d\varepsilon_1}{\varepsilon_1}$$

De même, les erreurs sur $\sigma_1 = \frac{F}{S}$ et $\varepsilon_1 = \frac{\Delta l}{l_0}$, où F est la force appliquée sur la structure, S la surface de collage, l l'allongement de l'éprouvette et l_0 la base de mesure sont, respectivement :

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = \frac{dF}{F} + \frac{dS}{S}$$

$$\frac{d\varepsilon_1}{\varepsilon_1} = \frac{dl}{l} + \frac{dl_0}{l_0}$$

La surface se calcule à partir de mesures de la longueur L_1 et de la largeur L_2. Alors l'erreur relative sur la surface vaut $\frac{dS}{S} = \frac{dL_1}{L_1} + \frac{dL_2}{L_2}$

La base de mesure l_0 est égale à la hauteur du joint de colle, mesurée par différence entre la hauteur totale de l'éprouvette collée H et la hauteur des deux substrats h_1 et h_2 avant encollage. L'erreur relative sur la base de mesure se calcule par :

$$\frac{dl_0}{l_0} = \frac{dH}{H} + \frac{dh_1}{h_1} + \frac{dh_2}{h_2}$$

Les erreurs de calcul sur le module d'élasticité apparent E' sont dues aux erreurs de mesure, propres aux appareils utilisés. L'erreur de ces derniers, relative ou absolue sont connues et récapitulées dans le Tableau 9.2.

Grandeur mesurée (moyen de mesure)	Erreur absolue	Erreur relative
Force (cellule de charge)		$\frac{dF}{F} = 0{,}1\%$
Dimension (pied à coulisse)	$dL_1 = dL_2 = dH = dh_1 = dh_2 = 0{,}01$ mm	
Allongement (extensomètre)		$\frac{dl}{l} = 0{,}01\%$

Tableau 9.2 Erreurs de mesure sur l'essai Arcan-Mines

Les dimensions nominales des pieds des éprouvettes collées sont regroupées Tableau 9.3.

Dimension	Valeur nominale
H	60 mm + épaisseur du joint
L_1	70 mm
L_2	10 mm
$h_1=h_2$	30 mm

Tableau 9.3 Dimensions des substrats du dispositif Arcan-Mines

A présent, les erreurs qui découlent de ces erreurs de mesure peuvent être calculées.

Erreur sur la contrainte :

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = \frac{dF}{F} + \frac{dS}{S}$$

$$= \frac{dF}{F} + \frac{dL_1}{L_1} + \frac{dL_2}{L_2}$$

$$\text{soit } \frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = 0{,}001 + \frac{0{,}01}{70} + \frac{0{,}01}{10}$$

$$= 0{,}21\%$$

Erreur sur la déformation :

$$\frac{d\varepsilon_1}{\varepsilon_1} = \frac{dl}{l} + \frac{dl_0}{l_0}$$

$$= \frac{dl}{l} + \frac{dH + dh_1 + dh_2}{H - h_1 - h_2}$$

Soit, pour un joint de 300 µm :

$$\frac{d\varepsilon_1}{\varepsilon_1} = 0{,}0001 + \frac{0{,}03}{0{,}3} = 10{,}01\%$$

et pour un joint de 100 µm :

$$\frac{d\varepsilon_1}{\varepsilon_1} = 0{,}0001 + \frac{0{,}03}{0{,}1} = 30{,}01\%$$

L'erreur relative résultante sur le module E' est alors calculée.
Pour un joint de 300 µm :

$$\frac{dE'}{E'} = 0{,}21\% + 10{,}01\% = 10{,}22\%$$

Pour un joint de 100 µm :

$$\frac{dE'}{E'} = 0{,}21\% + 30{,}01\% = 30{,}22\%$$

Il en est de même pour le module de cisaillement $G = \frac{\tau}{\gamma}$ (aux petites déformations).

avec $\tau = \frac{F}{S}$ la contrainte de cisaillement et $\gamma = \frac{l}{e}$ la déformation de cisaillement. Comme $e = l_0$, l'erreur relative sur G est la même que sur E'.

Les calculs de modules élastiques sont donc entachés des erreurs relatives suivantes récapitulées en Tableau 9.4.

	Joint de 100 µm	Joint de 300 µm
Erreur sur le module élastique	30,22 %	10,22 %

Tableau 9.4 Erreurs relatives sur le calcul des modules élastiques

L'erreur sur le calcul des modules d'élasticité peut donc être très importante. Le paramètre générant la plus grande partie de cette erreur est la mesure de l'épaisseur du joint, qui se fait en soustrayant de la hauteur totale de l'éprouvette collé l'épaisseur des deux substrats. Cette mesure, pourtant précise à 0,01 mm génère une erreur de 30 % lorsqu'il s'agit de mesurer un joint de 0,1 mm d'épaisseur.

Les mesures des substrats pour les essais Arcan-Mines ont été faites dans ces conditions. Ce sont les résultats très dispersés sur les joints de colle FMV d'épaisseur nominale de 100 µm qui ont suscité une interrogation sur l'incertitude de mesure et ont conduit au calcul d'erreur présenté ici.

Deux avertissements sont faits aux utilisateurs de ce système :

- il est impératif d'utiliser un moyen de mesure d'épaisseur des éprouvettes d'une sensibilité dix fois supérieure dans le cas de joints de faible épaisseur. Ainsi, dans le cas d'un joint de 100 µm, l'erreur de calcul des modules élastiques peut être réduite à 3,1 %. Un palmer numérique avec une résolution de 0,001 mm est préconisé.
- le calcul du coefficient de Poisson au moyen de l'Équation 9.3 est impensable dans le cas de faibles épaisseurs mesurées au pied à coulisse. L'erreur propagée serait bien trop importante.

9.1.8. Pilotage d'une machine de traction uniaxiale en déformation vraie

Un pilotage en vitesse de déformation vraie impose un calcul en temps réel de la valeur de la section utile, à partir de la valeur de la longueur utile actuelle relevée par l'extensomètre laser.

Calcul de la déformation vraie[1]

Il est utile de déduire des valeurs de longueur utile actuelle l et initiale l_0 non pas celle de la déformation $\varepsilon = \frac{l - l_0}{l_0}$ mais celle du taux d'extension $\lambda = \frac{l}{l_0} = \varepsilon + 1$. Revenons alors sur la définition de la contrainte, qui est la force F divisée par la section de l'éprouvette S. L'existence de grandes valeurs de déformation fait que la section de l'échantillon à grand taux d'extension S_λ diffère beaucoup de la section à déformation nulle S_0. Il est donc habituel de distinguer deux contraintes, appelées respectivement la contrainte nominale σ_N, et vraie, σ_V , telles que :

$$\sigma_N = \frac{F}{S_0} \text{ et } \sigma_V = \frac{F}{S_\lambda}$$

Équation 9.4 Définition de la contrainte nominale et de la contrainte vraie

L'écart entre σ_N et σ_V , négligeable à faible déformation, augmente au fur et à mesure que le taux d'extension croît. Prenons l'exemple d'un échantillon cubique dont les arêtes ont une longueur unité. En supposant l'incompressibilité du matériau (υ = 0,5), le volume V et la section S_λ de l'échantillon soumis à un essai de traction uniaxiale prendront respectivement les valeurs V = 1 et $S_\lambda = \frac{1}{\lambda}$. Donc : $\sigma_V = \sigma_N.\lambda = \sigma_N (\varepsilon + 1)$ d'après l'Équation 9.4.

$$\varepsilon_V = \int_{l_0}^{l} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l}{l_0}$$

Comme $\frac{l}{l_0} = \lambda = 1 + \varepsilon_N$ alors $\varepsilon_V = \ln(1 + \varepsilon_N)$.

Si ε_N est petit, $\ln(1 + \varepsilon_N) \approx \varepsilon_N$ au premier ordre, et par conséquent $\varepsilon_N \approx \varepsilon_V$. En revanche, dans le cas du matériau étudié, λ peut dépasser 2. Si λ = 2, S_λ = 0,5 et donc $\sigma_V = 2\sigma_N$. De même, puisque le matériau est incompressible, quand ε_N = 1, ε_V = 0,69, d'où l'importance de piloter la machine d'essai en déformation vraie.

Consigne de pilotage de la machine

La longueur l de la section utile de l'éprouvette est asservie par la machine d'essai et l'ordinateur de contrôle à une consigne. La consigne évolue au cours du temps t et est définie par la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$ choisie par l'utilisateur. La consigne de pilotage est :

$$l = l_0 e^{\dot{\varepsilon} t}$$

[1] D'après [Halary et al., 2008]

9.1.9. Code source en Zmat de la loi viscoélastoplastique à critère de Drucker-Prager modifié développée.

```
//=========================================================================
//   EXPONENT DRUCKER PRAGER BEHAVIOR
//   Elasticity
//   User linear vicoelasticity
//   Exponent Drucker-Prager plasticity criterion
//   User isotropic non-linear hardening
//   User kinematic non-linear hardening
//   User Norton flow (use_norton_flow)
//
//   alain.thionnet@u-bourgogne.fr
//   sebastien.joannes@ensmp.fr
//   michel.leroy@mines-paristech.fr
//=========================================================================
#include <Elasticity.h>
#include <Basic_nl_behavior.h>
#include <Print.h>
#include <Gen_visco.h>
#include <Basic_nl_simulation.h>

@Class VEP_EXPONENT_DRUCKER_PRAGER_BEHAVIOR : BASIC_NL_BEHAVIOR {
   @Name     exponent_dp_vep;
   @SubClass ELASTICITY elasticity;
   @SubClass ELASTICITY elasticity_infini, gamma;
   @tVarInt  eel, eve, eir;
   @Coefs    a, beta;
   @Coefs    R0, H, Q, b;
   @Coefs    C, D;
   @Tags     use_norton_flow;
   @Coefs    active_viscoelasticite, active_plasticite;
   @Coefs    K, n;
   @tVarInt  al1;
   @sVarInt  epcum;
   @tVarAux  X;
   @sVarAux  R;
   @sVarAux  I1, J;
   @tVarUtil norm, m1, m2;
};

@StrainPart {
   sig = *elasticity*eel;
   eto = eel + active_viscoelasticite*eve + active_plasticite*eir;
   m_tg_matrix = *elasticity;
}

@Derivative {
   //Lois d'Etats
  TENSOR4& C0 = *elasticity;
  TENSOR4& Coo = *elasticity_infini;
  TENSOR4& G = *gamma;
  TENSOR4  C0m1 = inverse(C0);

// Contrainte
   sig = C0*eel;
   X   = (2./3.)*C*al1;
   R   = R0+H*epcum+Q*(1.-exp(-b*epcum));

// Deformation viscoelastique lineaire
  if (active_viscoelasticite == 0.)
```

```
   {
   deve = 0.;
   }
  else
   {
   deve = C0m1*G*sig - C0m1*G*Coo*eve - C0m1*G*Coo*C0m1*sig;
   }

// Deformation plastique
  if (active_plasticite == 0.)
   {
   deir = 0.;
   }
  else
{
//Fonction de charge
   TENSOR2 sigeff = deviator(sig-X);
   J = sqrt(1.5*(sigeff|sigeff));
   TENSOR2 Id2 = TENSOR2::unity(tsz());
   I1 = trace(sig-X);
   double fa = pow(J,a)-beta*pow(R,a)+(beta-1.)*I1*pow(R,a-1.);
   double f = sign(fa)*pow(sign(fa)*fa,1./a); //pb avec abs()

//Critere de plasticite
   if (f > 0.) {
      double df_dfa = pow(fa,1./a-1.)/a;
      TENSOR2 dfa_dsig = 1.5*a*sigeff/J*pow(J,a-1.)+(beta-1.)*Id2*pow(R,a-
1.);
      double dfa_dR = -beta*a*pow(R,a-1.)+(beta-1.)*(a-1.)*I1*pow(R,a-2.);
      TENSOR2 norm = df_dfa*dfa_dsig;
      double df_dR = df_dfa*dfa_dR;
      double dlbd;
      if (use_norton_flow) {
         dlbd = pow(f/K,n);
      } else {
         double M1 = norm|(2./3.*C*norm-D*X);
         double M2 = df_dR*df_dR*(H+Q*b*exp(-b*epcum));
         double M = M1+M2;
         dlbd = (norm|(C0*(deto-deve)))/(M+(norm|(C0*norm)));
      }
      if (dlbd < 0.) dlbd = 0.;
      depcum    = -dlbd*df_dR;
      deir      = dlbd*norm;
      if (C > 0.) {
          dal1  = -dlbd*(1.5*D/C*X-norm);
      }
      else {
          dal1  = 0.;
      }
   }
  else {
      deir = 0.;
       }
}
// Deformation elastique
        deel = deto - active_viscoelasticite*deve - active_plasticite*deir;
}
```

9.1.10. Comparaison des résultats avec le Cetim

Le montage des brides du Cetim était beaucoup plus rigide que celui que nous avons utilisé. Il en résulte des courbes de force-déplacement global beaucoup plus raides.

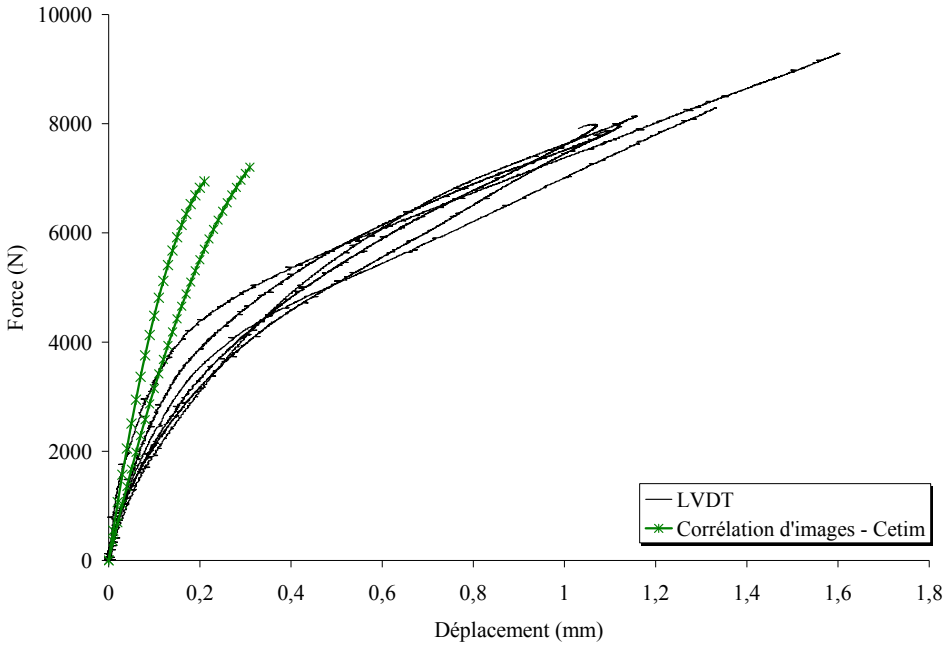


Figure 9.19 Courbe force-déplacement sous le composite, comparaison avec les mesures du Cetim

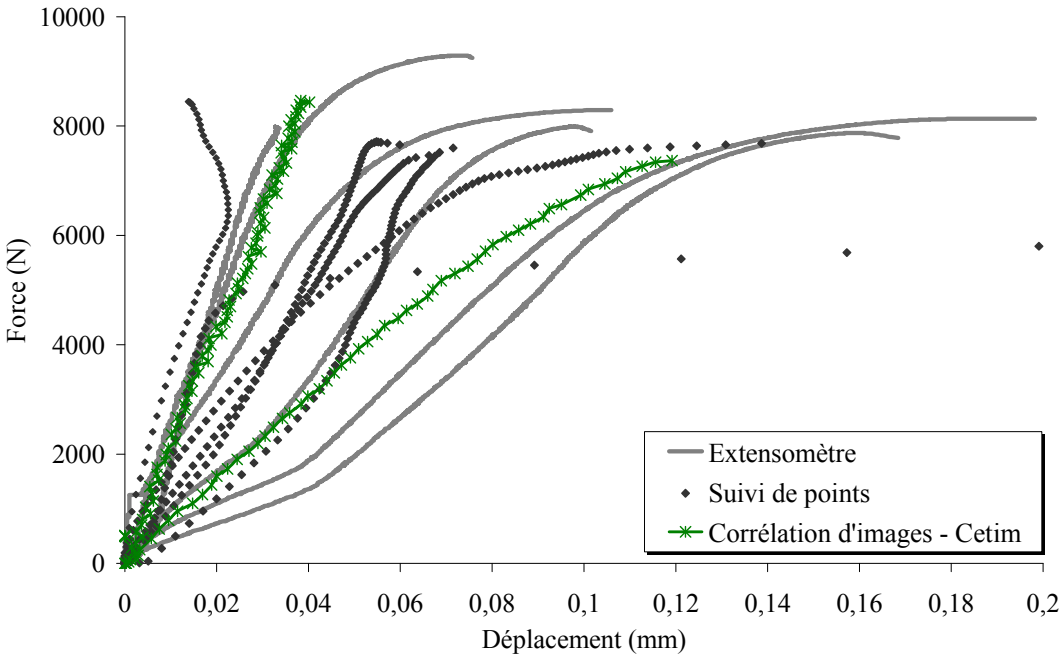


Figure 9.20 Courbe force-déplacement relatif entre le bois et le composite, comparaison avec les mesures du Cetim

9.1.11. Dessin de definition des éprouvettes

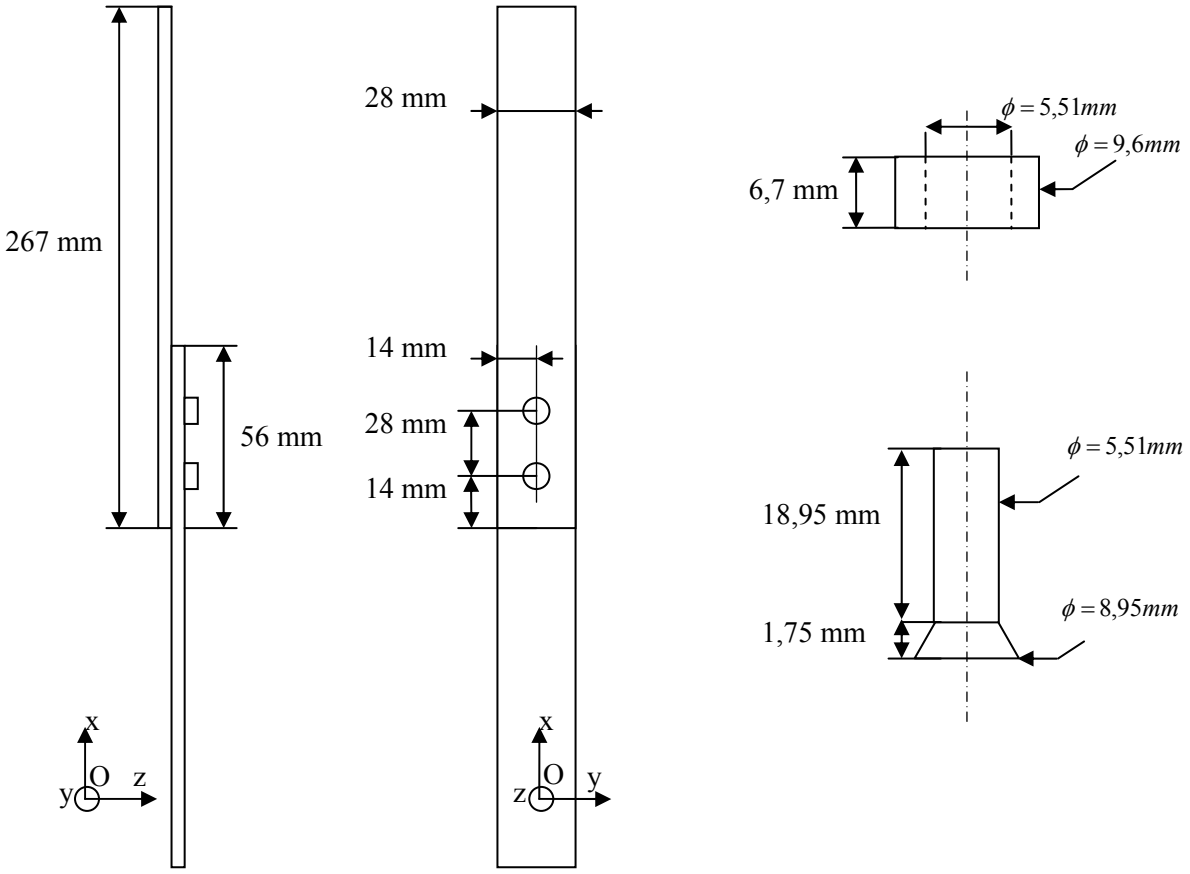


Figure 9.21 Géométrie des éprouvettes, des vis et des écrous

9.1.12. Courbes d'essai

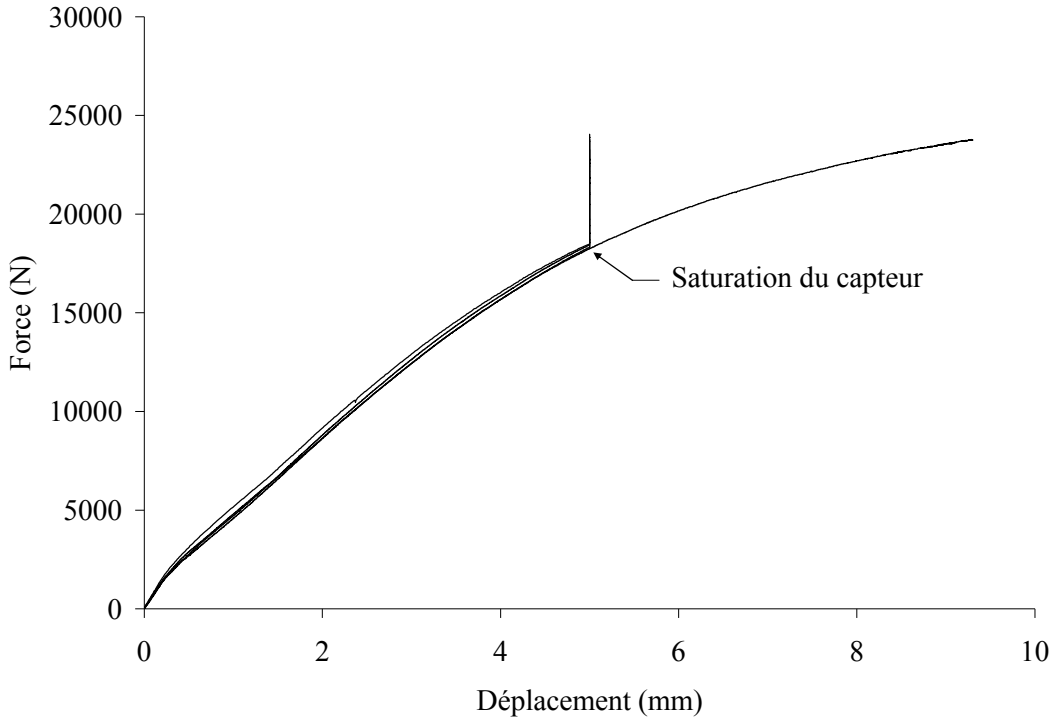


Figure 9.22 Eprouvettes boulonnées : courbe force-déplacement traverse à 71 N/s

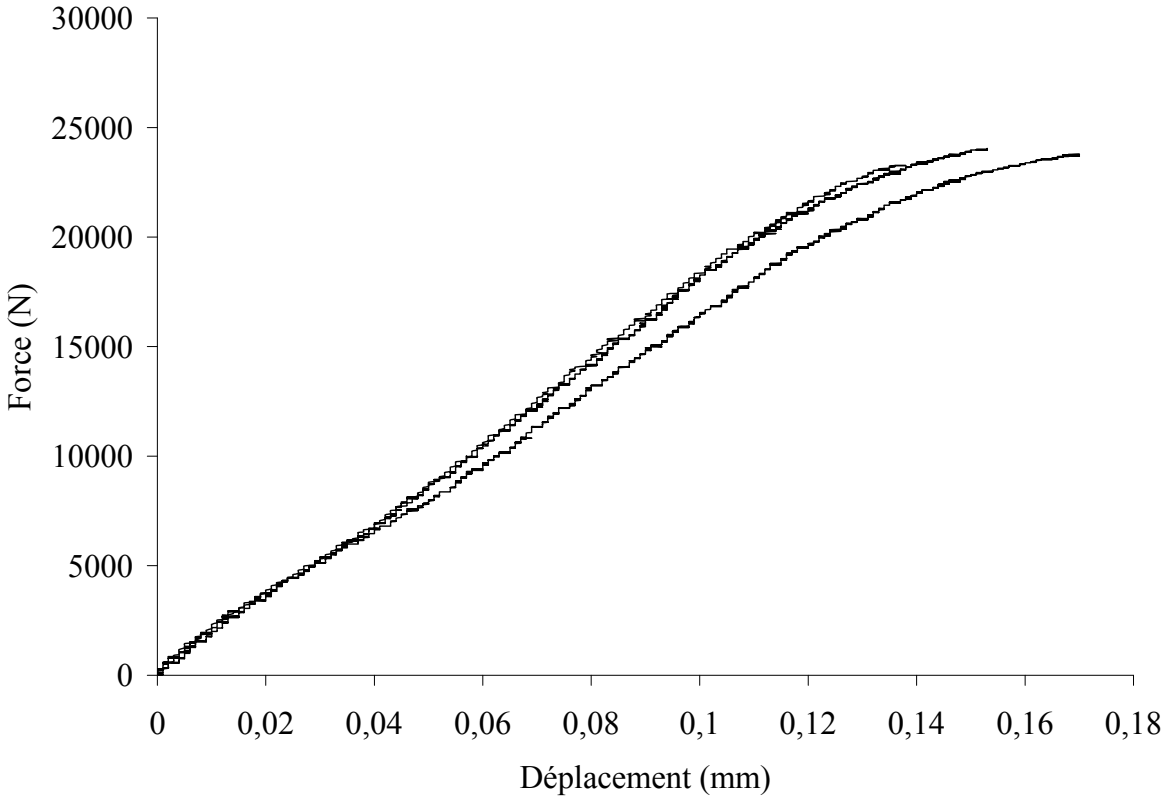


Figure 9.23 Eprouvettes boulonnées : courbes force-déplacement du substrat près du mors à 71 N/s

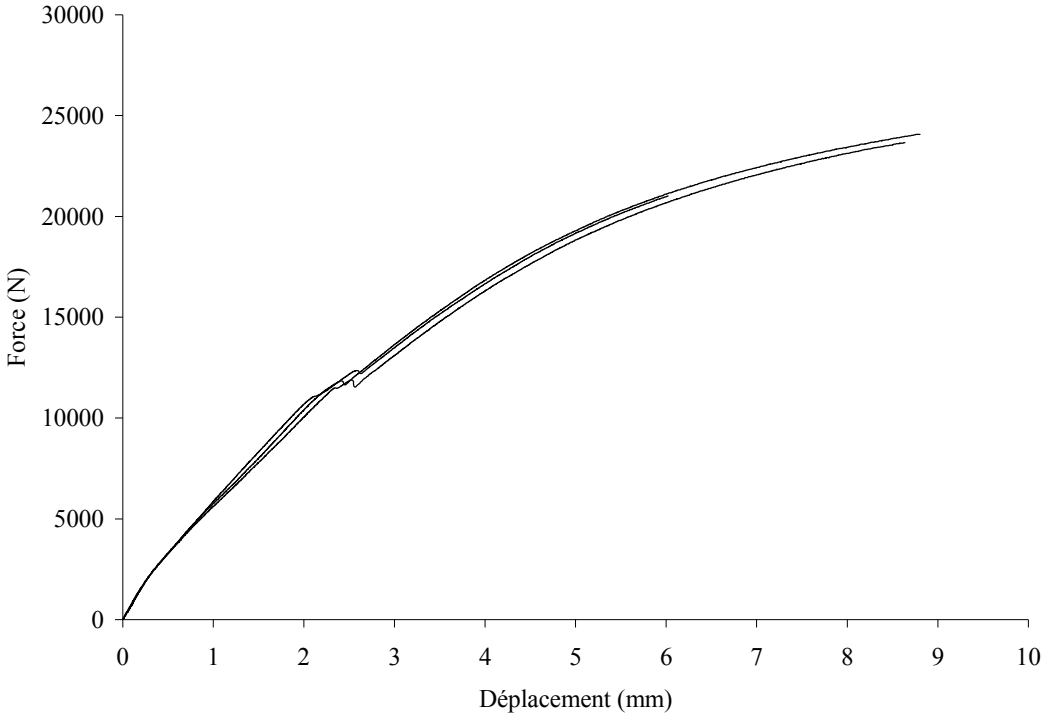


Figure 9.24 Eprouvettes hybrides : courbes force-déplacement traverse à 71 N/s

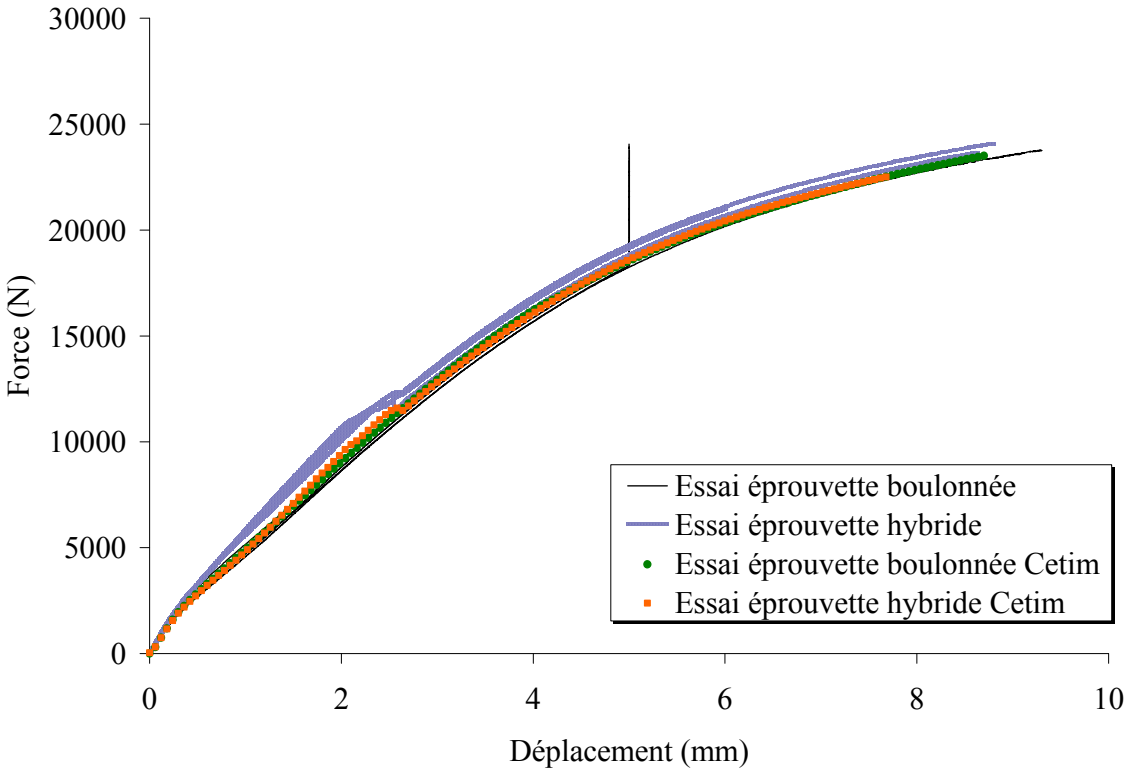


Figure 9.25 Comparaison avec les essais du Cetim : force-déplacement traverse à 71 N/s pour notre laboratoire et 0,18 mm/min pour le Cetim

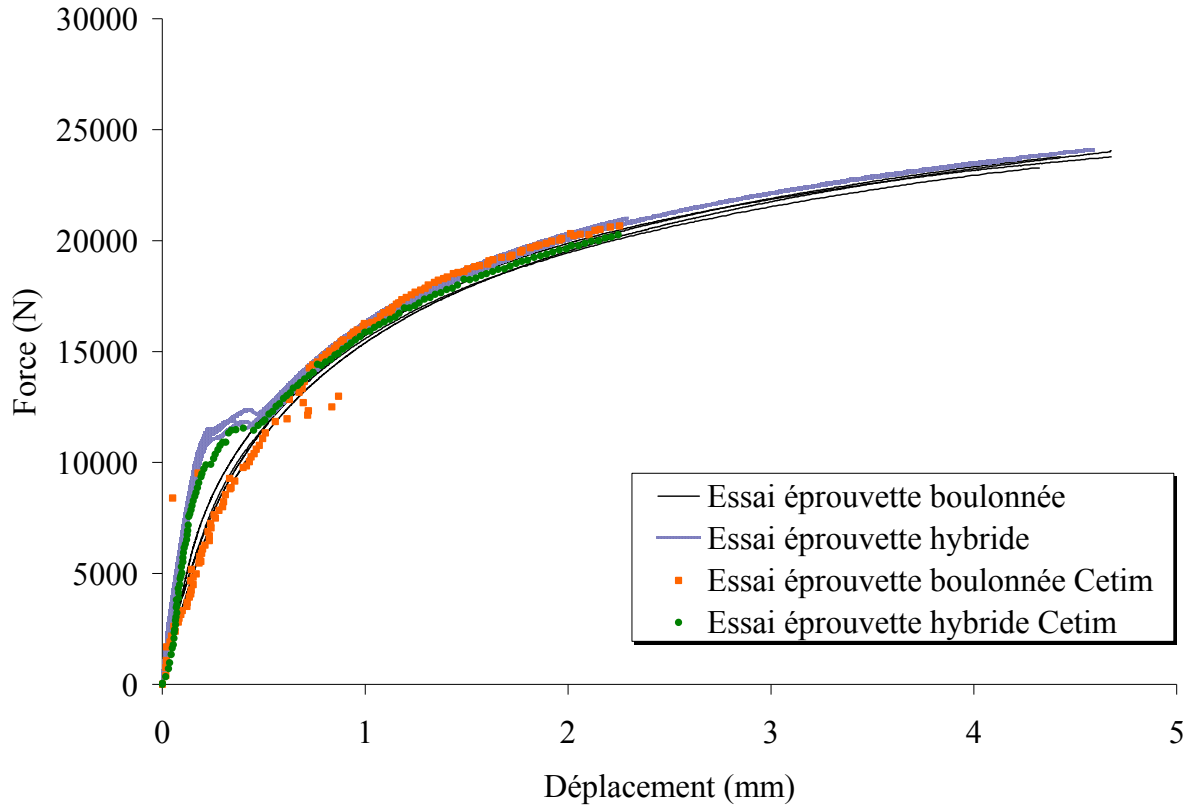


Figure 9.26 Comparaison avec le Cetim : courbes force-déplacement des fixations à 71 N/s pour notre laboratoire et 0,18 mm/min pour le Cetim

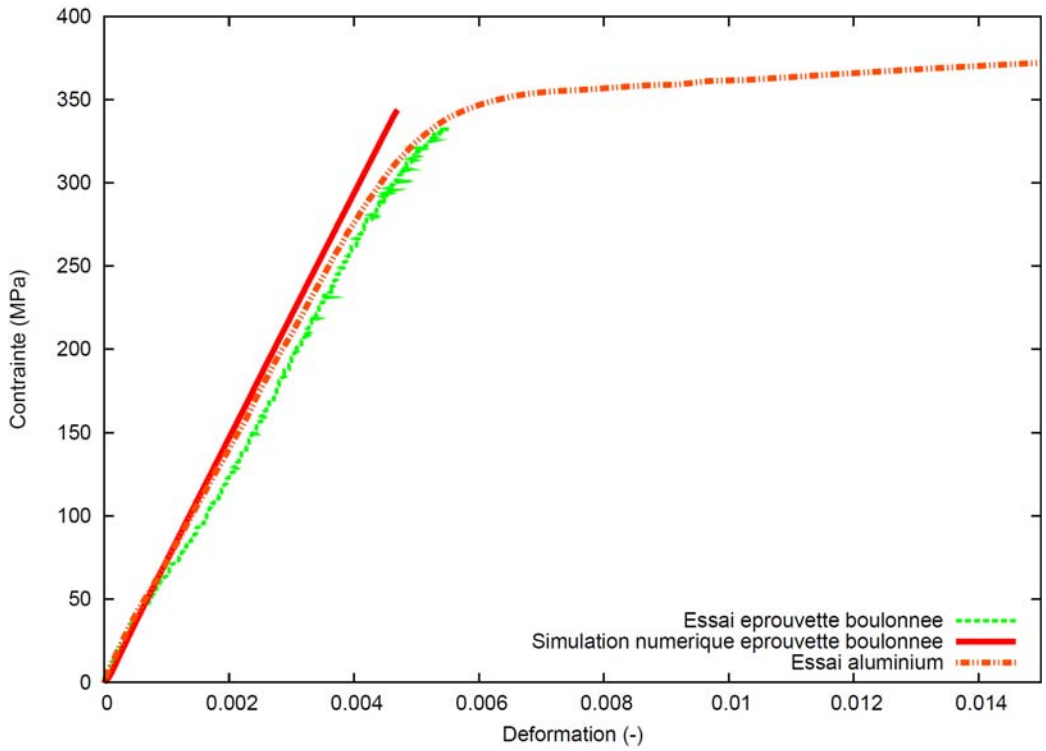


Figure 9.27 Comparaison du comportement des substrats aux éprouvettes d'aluminium massif et à la simulation

Expérimentation et modélisation du comportement mécanique de structures marines collées et aéronautiques collées-boulonnées

RESUME :

L'assemblage par collage est un moyen de concevoir des structures optimales, car il autorise l'emploi de matériaux distincts pour chaque pièce à unir. Le collage peut aussi être combiné à une autre technique d'assemblage, afin d'en cumuler les avantages. Les enjeux de l'optimisation des couples de matériaux et des techniques d'assemblage sont, dans les cas naval et aéronautique traités, un gain en masse et un gain de coût de fabrication. Les matériaux mis en œuvre sont de natures diverses : bois, composite, alliage d'aluminium, colles polyuréthane et polysulfure. Le cas d'étude naval vise à classer des géométries de liaison cloison intérieure/coque de bateau en termes de raideur et de résistance. Le cas aéronautique s'attache à comprendre les mécanismes en jeu dans un assemblage hybride boulonné-collé et à simuler sa déformation sous traction. La démarche adoptée consiste à passer successivement de l'échelle élémentaire à la maquette de structure industrielle par des boucles essais/calculs, en validant les modélisations par des essais sur des éprouvettes de complexité croissante. Pour la colle polyuréthane, des caractérisations élémentaires ont permis d'observer sa viscoélastoplasticité et, au moyen du dispositif de sollicitation multiaxiale Arcan-Mines, l'influence de la pression hydrostatique sur l'entrée en plasticité. La loi de comportement développée pour représenter ces effets intègre un modèle de viscoélasticité original et un critère de Drucker-Prager modifié. Ce dernier, assorti de règles de calcul, est proposé comme critère de comparaison de résistance entre géométries. Il a été déterminé dans le cas de l'assemblage hybride que la colle polysulfure employée a bien un rôle structural : elle augmente sensiblement la raideur de la fixation par rapport à une liaison simplement boulonnée. Une simulation par éléments finis permet de reproduire la phase de déformation élastique jusqu'au niveau d'effort de qualification en fatigue de la structure. L'ensemble de ces travaux a permis de doter les bureaux d'étude d'éléments de choix et de justification pour la conception de leurs assemblages.

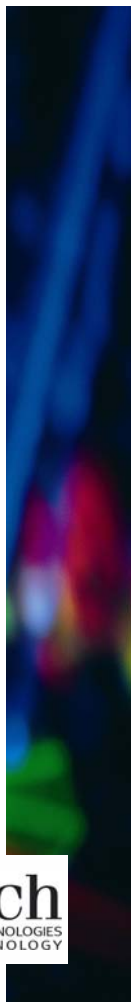
Mots clés : colle structurale, caractérisation mécanique de matériaux, assemblage multimatériaux et hybride, modélisation multiaxiale du comportement, simulation numérique de structures collées.

Testing and modelling the mechanical behaviour of marines bonded and aeronautical bonded-bolted structures

ABSTRACT :

Adhesive bonding is a way to design optimal structures because it allows the use of various materials for each part to join. Bonding can also be combined with another assembly technique, to sum their advantages. The issue of pairing materials and assembly techniques is, in our naval and aircraft application cases, a gain in weight and in manufacturing cost. The materials used are of various types: wood, composite, aluminium alloy, polyurethane and polysulfide adhesives. The naval case aims at classifying geometries of bulkhead / boat hull in terms of stiffness and strength. The aircraft study aims at understanding the mechanisms involved in a hybrid (bolted and bonded) assembly, and to simulate its deformation in tensile loading. The adopted approach is to go through successively from the basic scale to the industrial structure model by tests and computation loops, validating models by tests on increasing complexity specimens. For the polyurethane adhesive, basic characterizations have revealed its viscous-elastic-plastic behaviour and, by means of the multiaxial solicitation device Arcan-Mines, the hydrostatic pressure influence on the plasticity surface. The constitutive law developed to represent these effects includes an original model of viscoelasticity and a modified Drucker-Prager criterion. The latter, along with computational rules, is proposed as a criterion for resistance comparison between geometries. In the hybrid assembly case, it has been determined that the polysulfide adhesive used has a structural role: it significantly increases the joint stiffness in comparison with a simply bolted joint. A finite element method simulation can reproduce the elastic phase of deformation up to the structure's qualification load level in fatigue. All this work has provided elements of justification and choice to our partner's research offices for the design of their joints.

Keywords: structural bonding, mechanical characterization of materials, multi-material and hybrid assembly, multiaxial behaviour modelling, numerical simulation of bonded structures.



MINES ParisTech

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY