Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis

LAMIH UMR CNRS 8201

Thèse de doctorat

Pour obtenir le grade de Docteur de l'Université de

VALENCIENNES ET DU HAINAUT-CAMBRÉSIS

Discipline, spécialité selon la liste des spécialités pour lesquelles l'École Doctorale est accréditée:

MÉCANIQUE

Présentée et soutenue publiquement par Ludovic DUFOUR
Le 09/03/2017 à Valenciennes

École doctorale: Sciences Pour l'Ingénieur (SPI), Lille Nord-de-France
n° d'ordre : 17/03
Équipe de recherche, Laboratoire : Laboratoire d'Automatique, de Mécanique et d'Informatique Industrielles et Humaines (LAMIH)

Caractérisation et modélisation du collage structural multi-matériaux sous sollicitation dynamique

Rapporteurs

- BAHLOULI, Nadia. Professeur, Université de Strasbourg
- LACHAUD Frédéric. Professeur, ISAE-SUPAERO Toulouse

Examinateurs

- FONTAINE, Stéphane. Professeur, Université de Bourgogne (Président du jury)
- BADULESCU, Claudiu. Maître de Conférences, ENSTA Bretagne

Co-encadrants de thèse

- BOUREL, Benjamin. Ingénieur de Recherche, Université de Valenciennes
- LECONTE, Nicolas. Maître de Conférences, Université de Valenciennes
- HAUGOU, Grégory. Maître de Conférences, Université de Valenciennes

Directeur de thèse

- LAURO, Franck. Professeur, Université de Valenciennes

Membres invités

- DECHALOTTE, Florent. PSA Group
- CARRERE, Nicolas. Safran Group

“ On dit toujours que le temps change les choses, mais en réalité le temps ne fait que passer et nous devons changer les choses nous-même.”

-Andy Warhol

A Julie.

Remerciements

L'ensemble de ces travaux de recherche n'auraient pu être possible sans le soutien des projets d'investissement d'avenir et de l'ADEME.

Mes remerciements s'adressent à l'ensemble des partenaires du projet Fastlite. Je remercie ainsi PSA, Renault, Bolhoff, Laser Cheval, A.Raymond, le Cetim, Altair, ESI, Plastic Omnium ,Rhodia et L'ENSTA Bretagne. Je remercie particulièrement ces derniers d'avoir partagé leur grande expertise dans le domaine du collage.

Je souhaite remercier Florent Dechalotte d'avoir partagé son expérience et de m'avoir ainsi offert une meilleure compréhension des enjeux du projet dans le contexte de l'industrie automobile.

Je remercie chaleureusement Franck Lauro, Benjamin Bourel et Nicolas Leconte qui ont permis le début de cette aventure et qui m'ont accompagné jusqu'à son dénouement. Je les remercie pour leurs conseils et leurs grandes disponibilités.

Mes remerciements s'adressent aussi à tous ceux ayant contribués à ces travaux. Je remercie ainsi, Gregory Haugou et Rémy Delille pour les nombreuses heures passés à réaliser les essais présentés ou non dans ces travaux. De plus, je remercie l'ensemble des personnes qui m'ont permis de travailler dans les meilleures conditions possibles. Je remercie ainsi Frédéric, Denis, Thierry, Sabine et Catherine.

Je souhaite aussi remercier l'ensemble des membres du laboratoire, qui m'ont accueilli et fait une place parmi eux durant ces dernières années.

Pour finir, je remercie infiniment Julie pour sa patience et son soutien inconditionnel.

Table des matières

1 Caractérisation du comportement des adhésifs 9

1.1 Introduction 11

1.2 État de l'art 11

1.2.1 Caractéristiques du collage 11

1.2.2 Caractérisation expérimentale du comportement des adhésifs . . 17

1.2.3 Conclusion de l'état de l'art 25

1.3 Caractérisation expérimentale des adhésifs 25

1.3.1 Procédure d'obtention des éprouvettes d'adhésif pur 26

1.3.2 Comportement viscoélastique 27

1.3.3 Comportement viscoplastique 30

1.3.4 Compression monotone 38

1.4 Conclusion 40

2 Modélisation du comportement des adhésifs à l'échelle mésoscopique 41

2.1 Introduction 43

2.2 État de l'art 43

2.2.1 Modèles (visco)élastiques linéaires 44

2.2.2 Modèles (visco)plastique 46

2.2.3 Endommagement 48

2.2.4 Conclusion de l'état de l'art 49

2.3 Description du modèle de comportement mésocopique 49

2.3.1 Viscoélasticité linéaire 50

2.3.2 Viscoplasticité non associée 52

2.3.3 Endommagement 54

2.4 Identification du modèle constitutif 55

2.4.1 Identification des paramètres viscoélastiques 55

2.4.2 Identification des paramètres viscoplastiques 58

2.4.3 Endommagement 62

2.4.4 Bilan des paramètres du modèle 63

2.5 Validation sur essais de traction 63

2.6 Conclusion 64

3 Identification expérimentale d'un critère de rupture intrinsèque 67

3.1 Introduction 69
3.2 État de l'art 69
3.2.1 Les différents types de critères d'initiation 69
3.2.2 Méthodes d'identifications expérimentales 72
3.2.3 Conclusion de l'état de l'art 74
3.3 Étude expérimentale de l'initiation de rupture par essai Arcan 76
3.3.1 Description du dispositif expérimental Arcan 76
3.3.2 Procédure expérimentale 80
3.4 Identification du critère d'initiation 92
3.4.1 Simulation des essais Arcan 92
3.4.2 Identification du critère de rupture 95
3.5 Validation du critère de rupture 96
3.5.1 Éprouvette simple-recouvrement 97
3.5.2 Campagnes d'essais simple-recouvrement statique et dynamique 98
3.5.3 Simulation mésoscopique simple-recouvrement 105
3.6 Conclusion 110

4 Modèle macroscopique - élément cohésif 113

4.1 Introduction 115
4.2 État de l'art 115
4.2.1 Mécanique de la rupture 116
4.2.2 Élément cohésif 118
4.2.3 Conclusion de l'état de l'art 121
4.3 Description et implémentation de l'élément cohésif 122
4.3.1 Description de l'élément 122
4.3.2 Loi cohésive 123
4.3.3 Implémentation numérique 125
4.4 Identification des paramètres cohésifs 129
4.4.1 Comportement 130
4.4.2 Rupture 132
4.5 Validation 136
4.5.1 Modélisation des essais Arcan 136
4.5.2 Modélisation des essais simple-recouvrement 136
4.6 Conclusion 142

5 Validation sur sous-structure multimatériaux - Toolbox 145
5.1 Introduction . . . 147
5.2 Toolbox . . . 148
5.2.1 Définition . . . 148
5.2.2 Fabrication des omégas . . . 148
5.2.3 Procédure de collage . . . 149
5.3 Démarche expérimentale . . . 150
5.3.1 Dispositif d'essai . . . 150
5.3.2 Résultats . . . 153
5.4 Validation du modèle cohésif . . . 162
5.4.1 Maillage et conditions aux limites . . . 162
5.4.2 Corrélation . . . 164
5.5 Conclusion . . . 169

6 Conclusions et perspectives 171

A Étude expérimentale du Rivset I
A.1 Objet de l'étude . . . I
A.1.1 Description du procédé . . . I
A.1.2 Les différentes configurations . . . I
A.2 Protocole expérimental . . . II
A.2.1 Dispositif expérimental . . . II
A.2.2 Moyens d'essais . . . III
A.2.3 Résultats . . . V
A.2.4 Influence de la vitesse . . . X
A.2.5 Conclusion . . . XI

B Pré-étude simple recouvrement XIII

Introduction

Bien que stable depuis 1996 (source CITEPA, avril 2009), et malgré les nombreux progrès accomplis (constructeurs, réglementations, contrôles accrus des vitesses), les émissions de CO_2 du secteur des transports routiers ont atteint en France un niveau supérieur à 120 Mt/an. Face aux nouvelles exigences des marchés en matière d'impact environnemental, le secteur automobile se doit de trouver des moyens afin de réduire les consommations énergétiques et les coûts de production à l'aide de l'allégement des structures. Un allègement de 100 kg permet une réduction moyenne de CO_2 de 9.4 g/km et une réduction de la consommation de carburant de 0.4 L/100km. L'allègement de 250 kg, visé à terme, permettrait de réduire de 352 kg l'émission de CO_2 d'un véhicule parcourant 15 000 km par an (source ADEME).

L'une des solutions technologiques envisagées pour répondre à cette problématique est l'utilisation de matériaux composites en remplacement des traditionnels matériaux métalliques. La faible densité et les performances mécaniques de ces matériaux permettent une optimisation significative de la masse d'un véhicule. De plus, ils ont d'autres avantages tels qu'un très bon comportement au crash ou encore un bon comportement à la corrosion. Aujourd'hui, les composites représentent environ 50% de la masse des éléments structurels des avions de ligne. Dans l'industrie automobile, les principales applications concernent notamment l'habitacle des véhicules ou des éléments de carrosserie (capots, portes, haillon...). L'utilisation des composites reste encore marginale pour des pièces structurales pour lesquelles les efforts à transmettre sont plus importants. Différents verrous doivent être encore levés quant à une utilisation en série de ces matériaux dans l'industrie automobile : prix, industrialisation, temps de cycle, recyclage, simulation et assemblage. Ce dernier verrou est le point de départ de ces travaux de recherche.

Projet Fastlite assemblage

Les travaux de ce mémoire s'inscrivent dans le projet Fastlite assemblage. Le projet est accompagné par l'ADEME dans le cadre du Programme "Véhicule du Futur" des Projets d'Investissements d'Avenir. Les objectifs du projet sont l'émergence de

solutions d'assemblages multi-matériaux répondant aux contraintes de l'industrie automobile (respect du temps de cycle, critère de tenue mécanique, environnement en température...). Ces objectifs concernent la mise au point de procédés d'assemblage (composite/composite et composite/métallique), la caractérisation et la modélisation de la tenue mécanique de ces assemblages pour la simulation globale de véhicule. Le projet est composé de trois phases principales. La première concerne l'exploration des différentes solutions d'assemblage existantes à l'heure actuelle. La seconde phase du projet s'intéresse à la faisabilité des assemblages, la validation et la modélisation de la tenue des assemblages les plus prometteurs. La dernière phase a pour objectif, l'exploitation et la valorisation industrielle de la seconde phase.

Le projet Fastlite est piloté par le GIE Peugeot Citroën - Renault. Ce pilotage par les constructeurs automobiles permet de donner en permanence le cadre d'applicabilité des solutions finales d'un point de vue technico-économique. Le choix des partenaires permet de répondre aux objectifs du projet. On peut distinguer 4 familles de partenaires :

Les assembleurs : A.Raymond, Laser cheval, Bollhoff, CETIM
Ils développent et mettent au point les solutions d'assemblage propres à leur périmètre.

Les chimistes et transformateurs : Rhodia, Plastic Omnium
En plus de l'approvisionnement en matière première, ils participent à la compréhension des problématiques de l'assemblage et du comportement en termes de tenue de l'assemblage. Ils peuvent dans certains cas participer à la mise au point des procédés d'assemblage par un choix des constituants de la matière.

Les éditeurs de logiciels : Altair, ESI
Ils définissent les modèles nécessaires et les intègrent aux logiciels de calculs. Ces partenaires s'appuient sur les compétences de l'ENSTA Brest et de l'Université de Valenciennes pour les aspects théoriques.

Les académiques : ENSTA Brest, l'Université de Valenciennes
Ils donnent chacun dans leur domaine un appui académique aux industriels : L'ENSTA de Brest participe à la caractérisation et la modélisation statique et fatigue des assemblages, l'Université de Valenciennes participe à la caractérisation et à la modélisation dynamique des assemblages.

Les composites étudiés dans le projet sont proposés par l'industrie du composite afin de répondre aux contraintes technico-économiques de l'industrie automobile française. Cette dernière n'a pas les mêmes contraintes quant à l'utilisation des composites que l'industrie aéronautique notamment en termes de coût des produits et de volume à produire. Les composites sélectionnés pour le projet selon ces critères, et bien évidemment en y ajoutant des données de tenue mécanique, sont : l'Evolite PA66 HF Consolidated laminate (Polyamide 6.6 50% de fibre de verre tissé équilibré 8H satin), le SMC coupé (Vinylester Fibre de verre courte) et le SMC tissé (Vinylester Fibre de verre) obtenu par procédé RTM [1] et le Prépreg Epoxy (Époxy Fibre de carbone tissé équilibré Sergé 2/2) obtenu par pré-imprégné à 37% en masse. Trois matériaux métalliques sont mis à disposition dans le projet : l'aluminium 5182, l'acier DP600 et l'acier 22MnB5. Les tableaux 1 et 2 regroupent les caractéristiques des matériaux composites et métalliques.

Désignation	**Module de Young [GPa]**	**Limite rupture [MPa]**	**Épaisseur [mm]**
Evolite PA66	26.7(0°), 24.6(90°), 4.83(45°)	520(0°), 480(90°), 35(45°)	2
SMC coupé	16.2	140	2.2
SMC tissé	-	-	2.2
Prépreg Époxy	55.2(0°), 54.6(90°), 3.36(45°)	970(0°), 781(90°), 94(45°)	2

Tableau 1 – Caractéristiques des matériaux composites

Désignation	**Module de Young [GPa]**	**Limite élastique [GPa]**	**Épaisseur [mm]**
Aluminium 5182	70	143.4	2
DP600	210	310	1
22MnB5	210	1100	1.5

Tableau 2 – Caractéristiques des matériaux métalliques

Les technologies d'assemblages de ces matériaux entre eux, ou avec d'autres matériaux, sont encore peu nombreuses. Une étude dans le cadre de la phase 1 du projet a été réalisée par les différents assembleurs afin d'identifier les solutions d'assemblages compatibles avec les contraintes de l'industrie automobile. Le retour d'expérience des partenaires permet d'identifier diverses catégories d'assemblages :

- Mécanique : Rivetage (Bollhoff), vissage(EJOT [2]), Clipsage (A.Raymond), Clouage(Bollhoff).
- Thermique : Soudage (Laser Cheval, EJOT), Ultrason (CETIM),
- Chimique : Collage (CETIM, A. Raymond)),
- Mixte Mécanique/Collage.

1. RTM(Resin Transfed Molding)
2. Les solutions de chez EJOT sont étudiées par le CETIM

Comparaison et choix de la solution d'assemblage

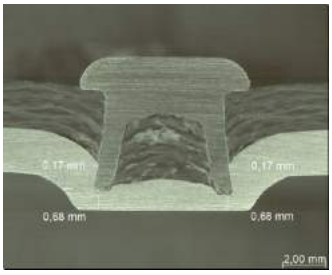
Les *solutions d'assemblage mécanique* telles que le vissage (EJOT FDS, figure 1a), le cloutage (Rivtac, figure 1b) et le rivetage (Rivset, figure 1c) sont des solutions bien connues de l'industrie. La figure 1d montre une technologie d'assemblage (Rivkle) spécifiquement développée par Bolhoff pour l'assemblage des matériaux composites. Cette technologie est basée sur le principe des rivets "pop".



(a) EJOT FDS



(b) Rivtac



(c) Rivset



(d) Rivkle

FIGURE 1 – Coupe des solutions technologiques de type mécanique



(a) EJOTWELD Clou

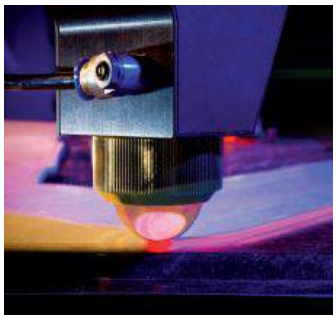


(b) EJOTWELD Pion

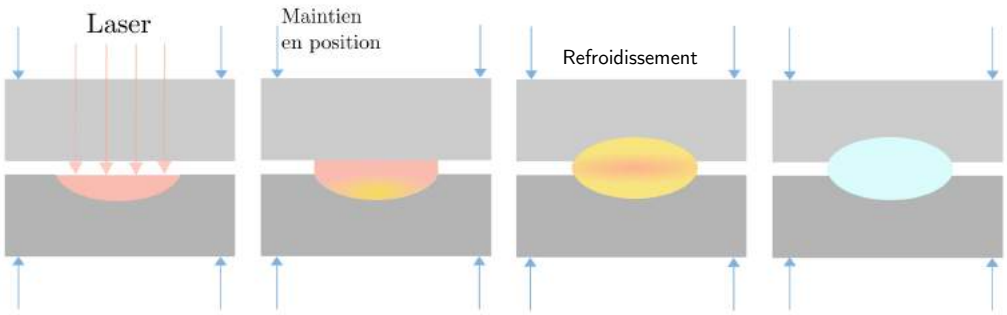
FIGURE 2 – Coupe des solutions technologiques EJOTWELD

Les *solutions d'assemblage thermique* (soudage) sont encore très marginales pour l'assemblage des composites, mais peuvent présenter une certaine potentialité. Dans le projet, on retrouve le soudage laser et les solutions EJOTWELD (figure 2). Le soudage laser utilise la transparence de certains composites pour créer, à l'aide d'un faisceau laser, une zone de fusion de la matière à l'interface des deux pièces à assembler (figure 3).

Les *solutions d'assemblage chimique* (collage) sont déjà largement utilisées dans le secteur automobile, mais pour des assemblages où les sollicitations mécaniques res-



(a) Dispositif de soudage laser



(b) Principe

FIGURE 3 – Soudage laser des matériaux composites

tent faibles. Pour l'assemblage composite/composite et composite/métallique dans des zones structurales du véhicule, le comportement de ces structures collées est encore peu connu. Des colles de compositions différentes (polyuréthane, époxy mono et bi-composant, méthacrylate) ont été étudiées dans ce projet.

Ces diverses technologies ont fait l'objet d'une évaluation au travers d'une large campagne expérimentale sur la base d'essais simple-recouvrement. Les avantages et inconvénients de chaque technologie ont été répertoriés. La variété des compositions des substrats d'assemblage ne peut bien évidemment pas amener à une solution unique. Certaines technologies sont déjà applicables et d'autres ont montré qu'elles pouvaient être intéressantes moyennant quelques modifications. L'ensemble des résultats obtenus lors de cette phase 1 a permis au consortium du projet de selectionner de deux technologies pour la phase 2 de caractérisation et de modélisation. La première concerne le *rivetage* et la deuxième le *collage*.

Pour le rivetage, de nombreuses technologies sont largement industrialisées pour les assemblages métalliques. Pour les assemblages composite/métallique, les solutions envisagées doivent :

- Avoir une bonne tenue mécanique,
- Permettre une grande cadence de production,

- Ne pas détériorer les matériaux de l'assemblage.

La technologie de rivetage retenue dans le projet sur la base de ces critères a été le rivet auto-perçant (RIVSET). Celui-ci transperce la partie composite (en position supérieure) et déforme la partie métallique (en position inférieure) de manière à assurer son ancrage. Cette technologie a été étudiée au travers d'une campagne expérimentale en dynamique et sera présentée en annexe dans ce rapport (annexe A).

Par ailleurs, le recours au collage dans l'industrie automobile n'a cessé d'augmenter ces dernières décennies notamment pour répondre à la problématique du collage multi-matériaux. Le collage s'emploie pour l'assemblage des vitrages automobile ou pour l'assemblage d'éléments plastiques (tableaux de bord, pare-chocs). De plus, l'évolution des performances des adhésifs les rendent de plus en plus compétitifs. On dénombre un très grand éventail de produits sur le marché dans le but de répondre aux diverses demandes provenant de l'ensemble des secteurs industriels. Le collage dispose de nombreux atouts :

- Absence de modification physique des pièces à assembler (perçage, déformation des pièces),
- A résistance égale, le collage permet un gain de poids significatif par rapport aux solutions "classiques",
- Assemblage de matériaux différents (composites, polymères, alliages),
- Bonne tenue à la fatigue.

et quelques inconvénients :

- Tenue à la température limitée,
- Comportement de la colle sensible à l'humidité. La présence des molécules d'eau diminue les performances d'adhésion,
- Comportement à long terme induit par le vieillissement mal connu,
- Traitement de surface généralement nécessaire pour une meilleure adhésion (traitement mécanique, chimique),
- Le dimensionnement des assemblages par collage souffre d'un manque de maturité.

Les conditions techniques imposées par l'industrie automobile pour le collage sont les suivantes :

- Le collage sur tôle grasse,
- Polymérisation en cataphorèse,
- Tenue mécanique élevée,
- La température de transition vitreuse compatible avec la température d'utilisation de l'adhésif (-40°C et +90°C),
- Rupture dans le joint de colle (rupture cohésive).

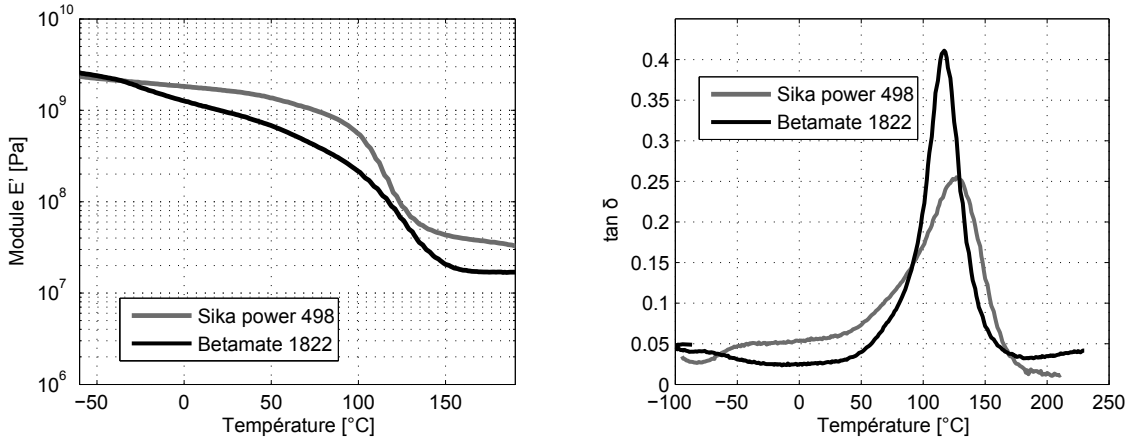
Les colles sélectionnées pour ce projet ont donc été choisies à l'aide de ces critères en se servant des essais simples recouvrement et des caractéristiques obtenues par des essais DMTA (Dynamic Mechanical Thermal Analysis), afin de vérifier leur tenue mécanique sur la plage de température considérée. Ainsi, deux colles époxy ont été retenues : la *Betamate 1822* et la *Sika power 498*. Ces adhésifs sont des monocomposants à base de résine époxyde à haute résistance structurelle, à durcissement thermique et modifié par ajout d'additif (5 à 10 μm d'oxyde de calcium). Les modificateurs d'impact leur assurent une meilleure ductilité pour une utilisation de type crash. Le tableau 3 regroupe les caractéristiques techniques données par les fournisseurs des deux adhésifs.

Adhésif	**Densité [g/ml]**	**Module de Young [MPa]**	**Contrainte à rupture [MPa]**	**Déformation à rupture [%]**
Betamate 1822	1.38	500	20	25
Sika power 498	1.3	1300	30	5

Tableau 3 – Caractéristiques mécaniques des colles

La figure 4a et la figure 4b illustrent l'évolution du module de conservation E' (rigidité de la colle) et du facteur d'amortissement tan δ (viscocité de la colle) en fonction de la température pour les deux colles sélectionnées. La température de transition vitreuse T_v des adhésifs est identifiée à partir du pic du facteur d'amortissement. En pratique, la valeur de cette transition conditionne la température maximale d'utilisation. Elle est de 117°C pour la Betamate 1822 et de 128°C pour la Sika power 498. Dans les deux cas, la transition vitreuse est supérieure à la plage de température maximum d'utilisation. Cependant, ces deux colles ont des caractéristiques mécaniques différentes notamment en module de Young et élongation à rupture : un comportement peu ductile, mais à grande résistance pour la Sika power 498 et un comportement ductile avec une résistance plus limitée pour la Betamate 1822. Le challenge consiste donc à être capable d'introduire ces différents comportements dans les modèles d'assemblage.

Le comportement statique étant étudié par l'ENSTA Bretagne, nous nous intéressons dans ce travail au comportement dynamique des assemblages collés et à sa



(a) Module de conservation (b) tan δ

FIGURE 4 – Module de conservation E' et tan δ de la Betamate 1822 et de la Sika power 498 en fonction de la température

modélisation pour le crash. En conséquence, *l'objectif de la thèse* est de proposer un modèle macroscopique pour la modélisation en crash ainsi qu'une méthode de caractérisation associée. La démarche mise en place consiste donc à étudier dans un premier temps la physique du comportement des deux colles choisies en s'appuyant sur des essais mécaniques de caractérisation (Chapitre 1). On s'appuiera sur ces résultats pour proposer et identifier une modélisation fine dite "mésoscopique" du comportement des colles (Chapitre 2) afin d'obtenir et d'analyser les états de contrainte et de déformation dans les joints de colle avant rupture. On pourra ainsi, à l'aide de ce modèle et d'essais spécifiques, identifier un critère de rupture (Chapitre 3). Enfin, l'ensemble de ces travaux seront adaptés pour proposer une modélisation dite "macroscopique", basée sur un élément de type "cohésif" pour la simulation du collage en crash (Chapitre 4). Au final, ce modèle cohésif sera validé par des essais sur sous-structures multi-matériaux (Chapitre5).

Chapitre 1

Caractérisation du comportement des adhésifs

.

Résumé

Après avoir passé en revue les différentes techniques expérimentales proposées dans la littérature, une démarche de caractérisation sur éprouvette d'adhésif pure est présentée. Le comportement viscoélastique est mis en évidence au travers d'une analyse mécanique dynamique (AMD). Par la suite, des essais de traction monotone réalisés à différentes vitesses de déformation [5.5x10$^{-4}s^{-1}$ à 50 s^{-1}] montrent un comportement viscoplastique. Ces mêmes essais ont permis de conclure que les adhésifs étudiés présentent un comportement isotrope transverse avec variation de volume. Pour finir, des essais de compression monotone mettent en évidence l'influence de la pression hydrostatique sur le comportement.

Sommaire

1.1 Introduction 11
1.2 État de l'art 11
1.2.1 Caractéristiques du collage 11
1.2.1.1 L'adhésif 11
1.2.1.2 Interface et adhésion 14
1.2.2 Caractérisation expérimentale du comportement des adhésifs 17
1.2.2.1 Essais sur les assemblages collés 17
1.2.2.2 Essais "bulk" sur colle pure 22
1.2.3 Conclusion de l'état de l'art 25
1.3 Caractérisation expérimentale des adhésifs 25
1.3.1 Procédure d'obtention des éprouvettes d'adhésif pur 26
1.3.2 Comportement viscoélastique 27
1.3.3 Comportement viscoplastique 30
1.3.3.1 Essais monotones statiques et dynamiques 30
1.3.3.2 Hypothèse d'isotropie transverse et variation de volume 33
1.3.3.3 Traction cyclique 33
1.3.3.4 Méthode SEE 35
1.3.4 Compression monotone 38
1.4 Conclusion 40

1.1 Introduction

De plus en plus employé dans de nombreux domaines industriels, le collage et son introduction dans les phases de simulation numérique requièrent une bonne connaissance du comportement des adhésifs. Dans ce chapitre, après un état de l'art général sur le collage structural et sur l'étude de ses propriétés physico-chimique, une démarche expérimentale est proposée pour l'étude du comportement mécanique des deux adhésifs (Sika power 498 et Betamate 1822).

1.2 État de l'art

1.2.1 Caractéristiques du collage

Le *collage structural* est une technologie d'assemblage pour laquelle des éléments matériels, appelés "*substrats*", sont joints par l'intermédiaire d'un agent de liaison appelé "*adhésif*". Les adhésifs dits *structuraux* permettent notamment de transmettre des efforts mécaniques importants entre les composants d'une structure. L'évaluation de la fiabilité et des performances des assemblages par collage s'articule autour de deux propriétés, la *cohésion* et l'*adhésion* de l'adhésif. La cohésion désigne la capacité qu'à la matière à résister aux sollicitations mécaniques alors que l'adhésion désigne la capacité de maintenir une liaison entre le substrat et l'adhésif.

1.2.1.1 L'adhésif

D'un point de vue matériaux, l'adhésif peut être considéré comme un polymère. Ce dernier est constitué de longues chaînes moléculaires où les unités de répétition sont toutes les mêmes (homopolymère) ou de nature différente (copolymère). La cohésion des atomes sur une même chaîne est assurée par des liaisons chimiques fortes, tandis que les liaisons interchaînes sont plus faibles. La présence de liaisons faibles et fortes apporte aux matériaux polymères des propriétés physicochimiques particulières [47].

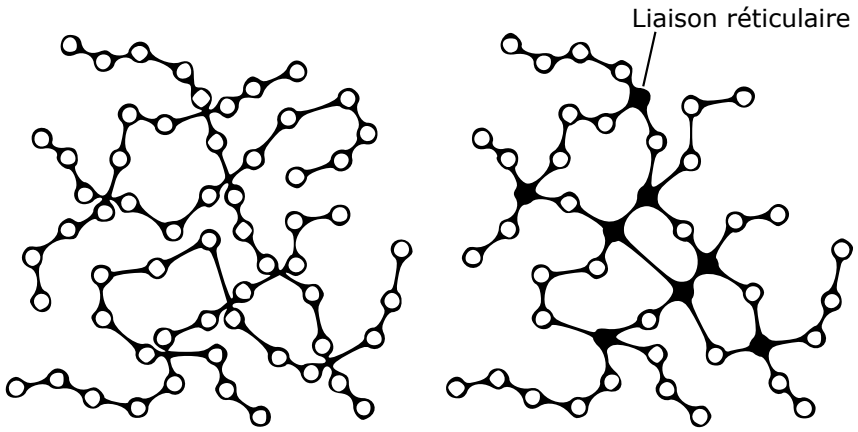
- **Structure des polymères**

Deux grandes familles de polymères existent : les thermoplastiques (élastomère, vinyle, acrylique, polyester, polyamide...) et les thermodurcissables (époxydique, polyuréthane, phénolique, silicone...).

Les *thermoplastiques* disposent de chaînes polymères linéaires (structure monodimensionnelle longue et flexible) ou ramifiées (branchement de molécules) à liaison covalente. Ces chaînes sont liées entre elles par des liaisons faibles de type hydrogène ou

de Van der Walls. La solidarité des chaînes entre elles est à l'origine de la cohésion de la matière et varie en fonction de la disposition des chaînes (figure 1.1a). Ces chaînes macromoléculaires acquièrent de la mobilité par élévation de la température. Ainsi, les thermoplastiques se prêtent facilement à la mise en forme (extrusion, injection). Ils peuvent être remis en forme par élévation de la température tout en conservant leurs propriétés initiales. Leurs structures peuvent être soit amorphe (macromolécules en désordre) ou semi-cristalline (mélange de macromolécules alignées et de macromolécules en désordre). Dans le cas d'une structure semi-cristalline, le matériau possède de meilleures caractéristiques mécaniques et thermiques.

Les *thermodurcissables* se présentent en réseau tridimensionnel de macromolécules réticulées (figure 1.1b). Des liaisons fortes de type covalente lient les chaînes entre elles. La réaction de réticulation s'effectue sous l'effet de la température ou d'additifs chimiques. Une fois les thermodurcissables réticulés, la mise en forme de la matière est impossible contrairement au thermoplastique. Cette irréversibilité provient du réseau constitué de liaisons covalentes dont la rupture est irréversible. La structure des polymères thermodurcissables est amorphe.



(a) Thermoplastique (b) Thermodurcissable

FIGURE 1.1 – Macromolécule monodimensionnelle des polymères

Des additifs sont souvent intégrés à la formulation des polymères dans l'intention de modifier leurs caractéristiques physiques. Ceux-ci ont pour objectif de modifier l'aspect, la couleur, la résistance chimique ou les propriétés mécaniques. L'ajout de charges permet notamment d'améliorer les propriétés plastiques des polymères. Ces charges se présentent généralement sous forme de nodules ou de fibres. Elles s'insèrent entre les chaînes macromoléculaires dans le but de diminuer les interactions intermoléculaires (figure 1.2). Cette procédure permet notamment de rendre des matériaux rigides plus ductiles.

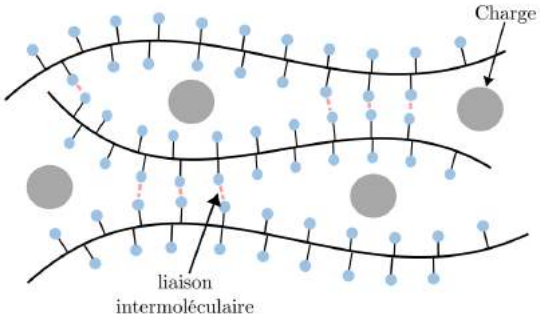


FIGURE 1.2 – Ajout d'additifs plastifiants au sein d'un matériau polymère

- **Les différents adhésifs et leurs comportements**

Les *adhésifs structuraux* sont des résines synthétiques polymères comprenant les *adhésifs réactifs*, dont le durcissement correspond à une réaction chimique initiée par un agent extérieur (mélange de composants, apport calorique), et les *adhésifs physiques*, dont le durcissement équivaut à un changement d'état physique qui résulte d'une solidification ou de l'évaporation d'un solvant. Les adhésifs à prise réactive chimique sont des polymères thermodurcissables et les adhésifs à changement d'état physique sont des thermoplastiques. On distingue également adhésifs monocomposants qui réticulent par apport calorifique ou changement d'état et les bi-composants qui réticulent par mélange de deux réactifs (résine/durcisseur).

Les principaux adhésifs sont les époxy, les polyuréthanes ou les cyanoacrylates. Les adhésifs à base de *résine époxy* sont largement utilisés par l'industrie aéronautique et automobile en raison de leurs grandes polyvalences. Ils ont l'avantage de présenter une bonne adhésion sur un grand nombre de substrats ainsi que des performances mécaniques importantes. Ce sont des thermodurcissables, disponibles sous forme monocomposant ou bi-composant. Les *colles polyuréthane* sont également très présentes sur le marché en raison de leur flexibilité (souplesse de l'adhésif) en comparaison aux adhésifs epoxy. Elles sont également disponibles sous forme de monocomposant et de bi-composant. On les retrouve notamment dans le collage de nombreuses pièces automobiles telle que le pare-brise. Les *cyanoacrylates*, présentes sur le marché domestique, sont plus connues sous le nom de Super Glue (loctite). Ce sont des colles à prise rapide dont la polymérisation s'effectue sous l'effet de l'humidité ambiante.

La cohésion des adhésifs est analysée de manière générale au travers de leur comportement mécanique. Les polymères et les adhésifs jouissent d'une diversité importante de comportement (figure 1.3) (fragile (*courbe I*), ductile (*courbe II*), hyper-élastique (*courbe III*),...). Cette diversité est étendue avec l'influence de la température et de la vitesse de sollicitation sur le comportement. En effet, les adhésifs fragiles peuvent

devenir ductiles lorsqu'ils sont sollicités à de plus hautes températures tandis que des matériaux ductiles peuvent devenir fragiles lorsqu'ils sont sollicités à des températures plus basses ou à des vitesses de sollicitation plus élevées. Par ailleurs, les adhésifs disposent de deux températures caractéristiques : la température de fusion et la température de transition vitreuse. Contrairement à la température de fusion qui correspond au passage de l'état solide à l'état liquide, la température de transition vitreuse ne s'accompagne d'aucun changement d'état. Elle coïncide avec une diminution significative de la rigidité du matériau. Ces températures caractéristiques sont des paramètres importants dans le choix des adhésifs par rapport aux conditions d'utilisation.

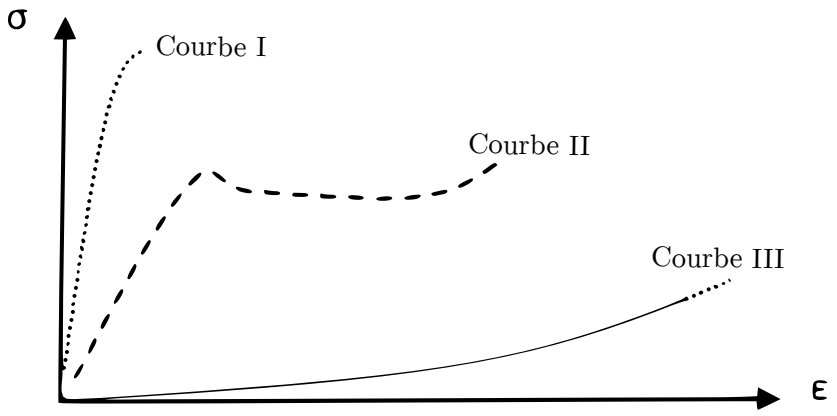


FIGURE 1.3 – Divers comportements mécaniques des polymères

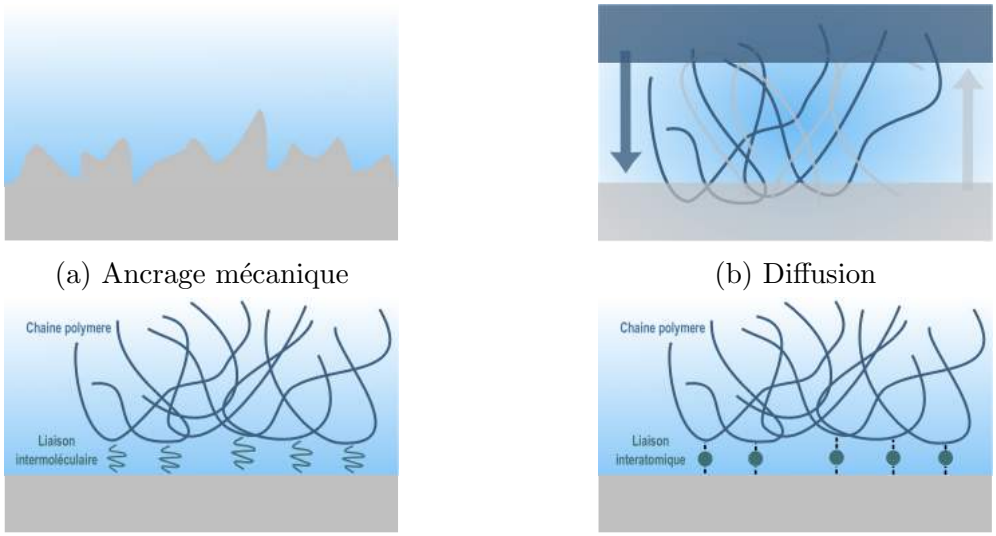
Les adhésifs sont sensibles à d'autres facteurs tels que le vieillissement [67] et l'humidité [92]. Le vieillissement se caractérise par une dégradation chimique. La présence d'eau provoque une migration des molécules d'eau entre les chaînes polymères et par affaiblissement des liaisons internes. Cela occasionne une dégradation des propriétés mécaniques. Des études de sensibilité peuvent s'avérer nécessaire pour évaluer leur influence au cours du temps sur les propriétés de la colle.

1.2.1.2 Interface et adhésion

L'assemblage par collage est composé d'un adhésif avec des caractéristiques physico-chimique propres, mais également d'interfaces. En l'occurrence, l'interface équivaut à la frontière entre l'adhésif et le substrat. Elle est le lieu de phénomènes physiques d'interaction que l'on appelle "*adhésion*". Différentes théories tentent de décrire ces phénomènes d'adhésion [24] :

- Adhésion mécanique (théorie de l'ancrage mécanique).
- Adhésion physico-chimique (théorie de l'absorption et de la diffusion).
- Adhésion chimique (théorie de la liaison chimique).

Le phénomène souvent considéré comme prépondérant dans le mécanisme d'adhésion est l'*ancrage mécanique* (figure 1.4a). L'adhésif vient en effet s'insérer dans les irrégularités des substrats et permet une transmission d'effort entre l'adhésif et le substrat. Ce phénomène explique en partie l'influence de la rugosité sur les performances de l'adhésion. La *théorie de la diffusion* (figure 1.4b) décrit le phénomène qui intervient pour des substrats à base de polymère (matériau plastique, composite). Ce phénomène correspond à une interpénétration des chaînes polymères entre les deux substrats. Pour cela, les deux substrats doivent être compatibles chimiquement. La *théorie de l'absorption* (figure 1.4c) résulte des interactions intermoléculaires (liaison secondaire). Ces liaisons sont de type Van Der Walls ou hydrogène. L'*adhésion chimique* (figure 1.4d) décrit les interactions inter-atomiques (liaison primaire). Ces liaisons sont principalement des liaisons covalentes, mais peuvent être aussi des liaisons ioniques.



(a) Ancrage mécanique (b) Diffusion

(c) Absorption (d) Chimique

FIGURE 1.4 – Illustration des différentes théories de l'adhésion

La mouillabilité est régulièrement employée pour évaluer l'adhésion. Elle consiste à étudier l'aptitude qu'a un liquide à s'étaler sur une surface solide. Le mouillage est total lorsque le liquide s'étale jusqu'à former un film parfait ($\theta = 0°$). Il est nul lorsque $\theta = 180°$. On considère que le matériau est mouillable lorsque θ est compris entre 0 et 90° et qu'il n'est pas mouillable lorsque θ est compris entre 90 et 150° (figure 1.5). Une bonne mouillabilité permet un emprisonnement optimal de l'adhésif entre les aspérités (ancrage mécanique). Elle limite la création de bulles durant les phases d'étalement des adhésifs et rend compte de l'affinité (interactions intermoléculaires) entre le liquide et le substrat.

La maîtrise de l'état de surface (rugosité, contamination) est un facteur déterminant quant à la fiabilité et la reproductibilité de l'adhésion. L'utilisation de traitements de surface optimise et contrôle cet état. Ces traitements permettent une augmentation

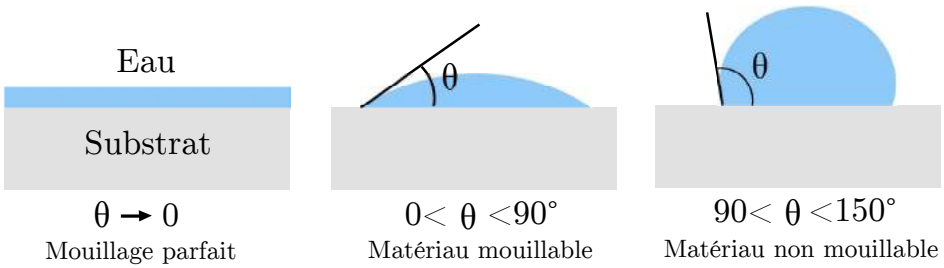


FIGURE 1.5 – Mouillabilité

de la rugosité et une élimination des couches superficielles (oxydation, contamination, ...). Ils peuvent être abrasifs (ponçage, grenaillage, sablage...), chimiques (dégraissage, décapage...) ou physico-chimiques (electropolissage, flammage, plasma basse pression).

Pour résumer, la tenue mécanique et la fiabilité des assemblages par collage découlent des caractéristiques intrinsèques de l'adhésif et des caractéristiques d'adhésion de celui-ci avec la surface à coller. Les caractéristiques des adhésifs sont variées et dérivent de nombreux paramètres (formulation chimique de l'adhésif, vitesse de sollicitation, température, vieillissement...). Les performances d'adhésion dépendent de l'adhésif, du substrat et de son état de surface. L'optimisation de l'adhésion passe généralement par celle de l'état de surface au travers de traitements spécifiques. Le choix de la colle et des traitements de surface appropriés restent encore principalement empiriques.

Afin de maximiser les performances et la reproductibilité des assemblages collés, la rupture doit avoir lieu dans l'adhésif (rupture cohésive) et non à l'interface entre l'adhésif et le substrat (rupture adhésive) (figure 1.6). La rupture adhésive est généralement à éviter dans la mesure où elle traduit un défaut d'adhésion causé par un mauvais choix de colle ou par l'état de surface.

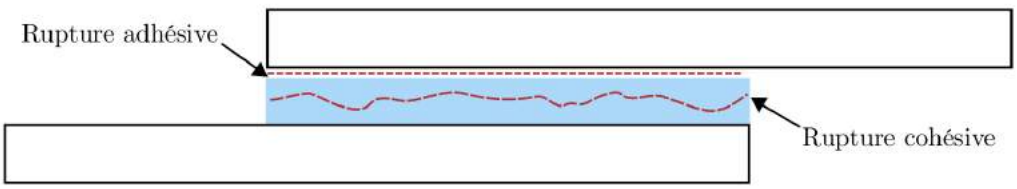


FIGURE 1.6 – Type de rupture

1.2.2 Caractérisation expérimentale du comportement des adhésifs

Dans la littérature, deux approches existent pour caractériser le comportement des adhésifs. La première consiste à étudier le comportement des colles au travers d'*essais sur assemblage*. Auquel cas, les conditions de collage concordent avec celles de l'industrie (adhésion, épaisseur représentative). Cependant, les concentrations de contraintes aux extrémités des joints (effet de bord) engendrent une hétérogénéité des champs mécaniques rendant impossible une identification directe du comportement de l'adhésif. Une méthode d'identification inverse associée à un calcul éléments finis est généralement nécessaire.

La seconde approche consiste à étudier le comportement intrinsèque sur éprouvette de *colle pure* (essais "bulk") à l'image de la pratique adoptée sur les matériaux polymères. Cette approche permet une identification directe de la relation contrainte-déformation. Toutefois, elle est principalement limitée par la non prise en compte des conditions d'adhésion, par une épaisseur non représentative des assemblages et par les difficultés d'obtenir des éprouvettes de colle pure exemptes de porosités. L'industrie chimique emploie ce type d'approche pour l'identification des propriétés élastiques.

1.2.2.1 Essais sur les assemblages collés

Un grand nombre d'essais normalisés d'assemblage par collage existe. Ces essais permettent une étude du comportement mécanique pour des sollicitations de cisaillement pur, traction pure ou chargement mixte. Ils peuvent être catégorisés en deux familles : ceux effectués sur assemblage de substrats minces et ceux effectués sur assemblage de substrats épais.

- **Essais sur substrats minces**

Les essais d'assemblages collés sont souvent entrepris avec des éprouvettes normalisées (NF-EN 1465, ISO 4587) de type *simple-recouvrement* (figure 1.7) [30, 66, 72]. Ces essais font intervenir deux substrats minces collés ensemble sur une zone de recouvrement. Ces substrats peuvent être de matériaux identiques ou différents [36]. Des cales d'alignement ou des mors decallables sont utilisés afin d'assurer un chargement dans l'axe de l'assemblage. La charge est appliquée à l'aide d'une machine de traction. La présence d'une flexion des substrats génère une contrainte normale à l'extrémité de la zone de recouvrement (figure 1.7)[54]. L'état de contrainte est alors un état multi-axial complexe qui n'est pas limité au cisaillement pur. L'essai de type *double-recouvrement* (figure 1.8) [42, 97] permet de limiter la flexion. La sollicitation du joint de colle se

rapproche alors d'un cisaillement pur.

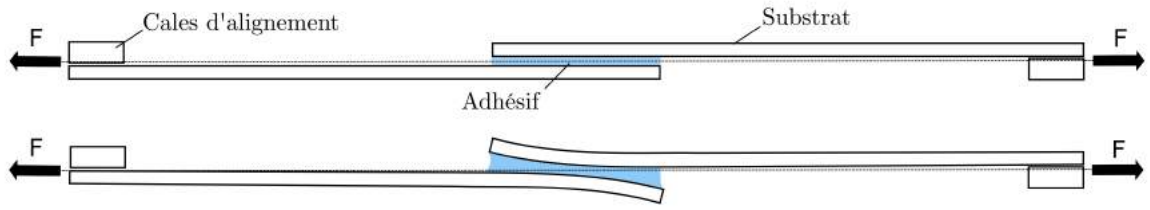


FIGURE 1.7 – Essais normalisés ISO 4587 - simple-recouvrement



FIGURE 1.8 – Essais normalisés ISO 11003-2 - double-recouvrement

La figure 1.9 illustre la répartition des contraintes de traction et de cisaillement le long de la zone de recouvrement d'un assemblage simple-recouvrement. Cette figure met en évidence l'hétérogénéité du champ de contrainte. Cette hétérogénéité provient de la déformation des substrats et de la présence de concentrations de contraintes sur le bord [35, 59]. La géométrie du joint à son extrémité (bourrelet de colle - figure 1.10) influence par ailleurs la répartition de contrainte en bordure et conditionne, par conséquent, la résistance de l'assemblage [31, 56].

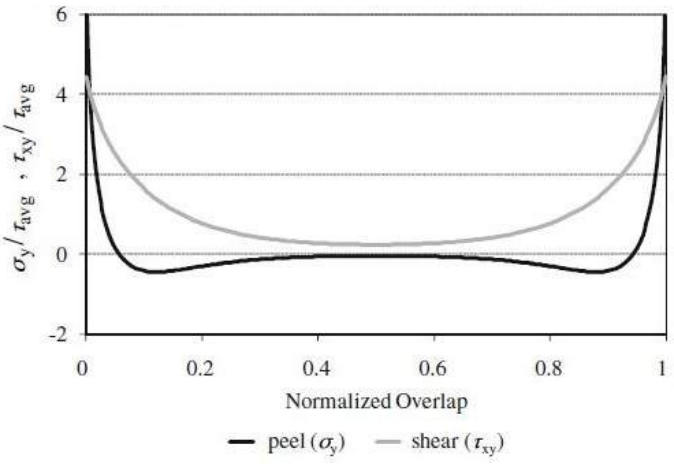


FIGURE 1.9 – Distribution du champ de contrainte le long du recouvrement [35]

La plupart de ces essais sont réalisés à température ambiante et en quasi-statique. Néanmoins, différents travaux étudient l'influence de la température et de la vitesse de déformation sur le comportement et la rupture de ces assemblages. Deb et al. [42] étudient cette influence sur éprouvette double-recouvrement avec des substrats en acier

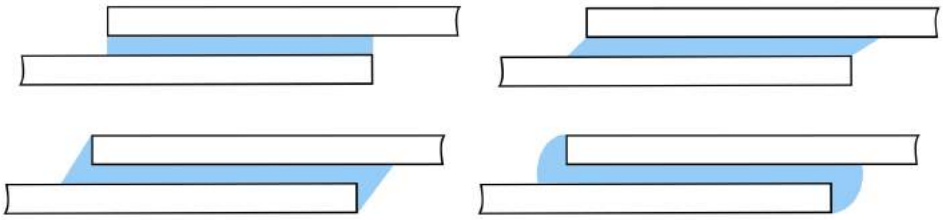


FIGURE 1.10 – Différentes géométries de joint de colle en bordure de la zone de recouvrement

pour des vitesses de 1 à 500 mm/min et pour une température de -20°C à 82°C. Avendano et al. [8] étudient l'influence de la température pour une plage de -30°C à 80°C avec des essais simple-recouvrement sur matériaux composite CFRP [1] et biopolymère. Ils proposent l'utilisation d'un dispositif d'impact afin d'étudier l'influence de la vitesse pour une sollicitation de 3 m/s avec une énergie de 20 J. Les résultats de ces campagnes montrent une influence classique de ces facteurs sur le comportement (c.-à-d. une augmentation de la ductilité avec l'augmentation de la température et un comportement plus rigide avec l'augmentation de la vitesse). De plus, Avendano et al. [8] mettent également en évidence des difficultés d'adhésion d'une colle acrylique sur les substrats avec l'augmentation de la température.

Les essais de simple et double-recouvrement ont par ailleurs été étendus au dispositif des barres d'Hopkinson afin d'atteindre des vitesse de déformation nettement plus importante [25, 89]. D'autres essais sur substrat minces existent par ailleurs. Parmi eux, on peut citer également les travaux de thèse de D.Morin [44] qui propose un essai de type traction dynamique sur barre d'Hopkinson à l'aide d'assemblage double "U" (figure 1.11).

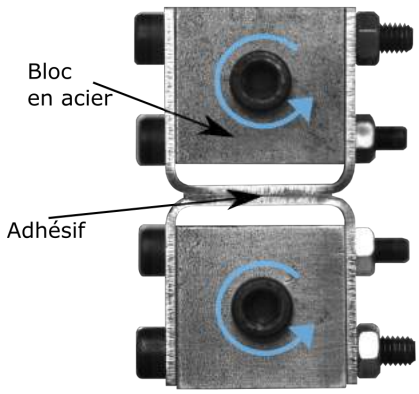


FIGURE 1.11 – Eprouvette de traction double "U"

1. CRFP : Carbon Fiber Reinforced Polymere - Polymère à renfort fibre de carbone

L'influence du comportement des substrats sur la réponse mécanique de l'essai empêche son utilisation dans une démarche de caractérisation. Cependant, ces essais sont généralement des essais de référence qui permettent en particulier de valider le choix de l'adhésif par rapport au substrat (Adhésion) et d'étudier les performances mécaniques de l'assemblage. Ils permettent d'étudier de nombreux paramètres relatifs à l'adhésion (choix des matériaux, traitement de surface) et rendent possible l'utilisation de matériaux composites.

- **Substrats épais**

L'utilisation de substrats épais permet généralement de s'affranchir de leur déformation et par conséquent de limiter l'influence de leurs comportements sur la réponse mécanique. Au même titre que les essais simple-recouvrement, ils sont représentatifs des conditions industrielles (interface, épaisseur). Cependant, il s'agit d'essais applicables uniquement pour des matériaux usinables.

L'*essai TAST* (norme ISO 11003-2) est un essai de type simple-recouvrement avec des substrats épais (figure 1.12) [31, 39]. La rigidité des substrats corrige la problématique de flexion dans les essais simple-recouvrement. Dans leurs travaux, J.Y. Cognard et al. [32] exploitent cet essai afin d'étudier l'influence de l'épaisseur de l'adhésif sur le comportement des joints collés en cisaillement.



FIGURE 1.12 – Essai TAST

Les essais de type "bout à bout" ou "*Butt joint*" (ISO 6922) sont par ailleurs mis en oeuvre pour caractériser le comportement de la colle en traction [28, 41]. Cet essai est composé de deux barreaux cylindriques collés bout à bout (figure 1.13). La charge est appliquée sur l'une des deux extrémités tandis que l'autre extrémité est fixe. Bien qu'il s'apparente à un essai de traction, l'état au sein du joint de colle n'est pas de la traction pure en raison des faibles dimensions de celui-ci (effets de bords prépondérants).

Au sein d'une application industrielle, les joints de colle subissent des sollicitations complexes et multi-axiales. L'étude du joint sous sollicitation mixte est donc nécessaire pour appréhender cet état de contrainte complexe. Les essais de type "*scarf joint*" utilisent des barreaux spécifiques, qui selon l'angle d'usinage, permettent différentes sollicitations (figure 1.15).

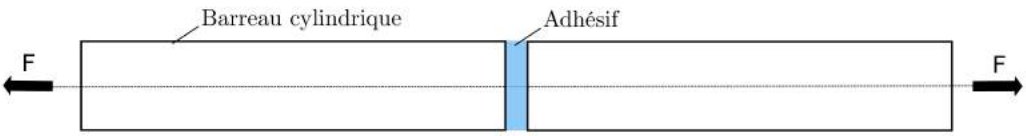


FIGURE 1.13 – Essai bout à bout (Butt)

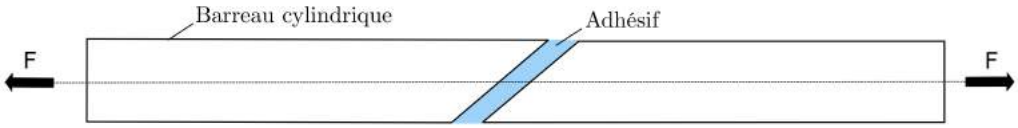


FIGURE 1.14 – Essai Scarf.

La pratique de ces essais sur machine de traction classique (statique/dynamique) a été étendue aux dispositifs de barre d'Hopkinson. En raison de leur faible masse, les éprouvettes butt et scarf sont particulièrement adaptées pour l'étude sur barre de Hopkinson. Des travaux ont été menés sur dispositif de traction pour différents types de sollicitation par Bourel et al. [16]. La figure 1.15 montre les différentes éprouvettes employées dans cette étude pour balayer divers angles de chargement.



FIGURE 1.15 – Manchon pour sollicitations diverses [16]

Des essais sur barre de compression peuvent également être menés à l'aide d'éprouvette spécifique (figure 1.16) [81, 96]. Dans ce cas, le collage est effectué sur une surface annulaire de manière à exercer une sollicitation de traction lorsque la barre d'entrée percute l'éprouvette.

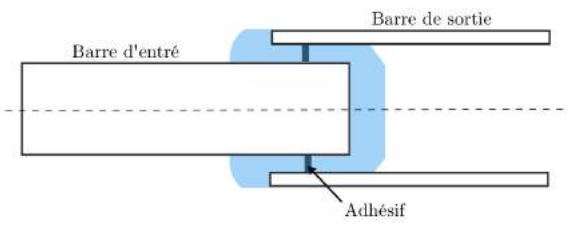
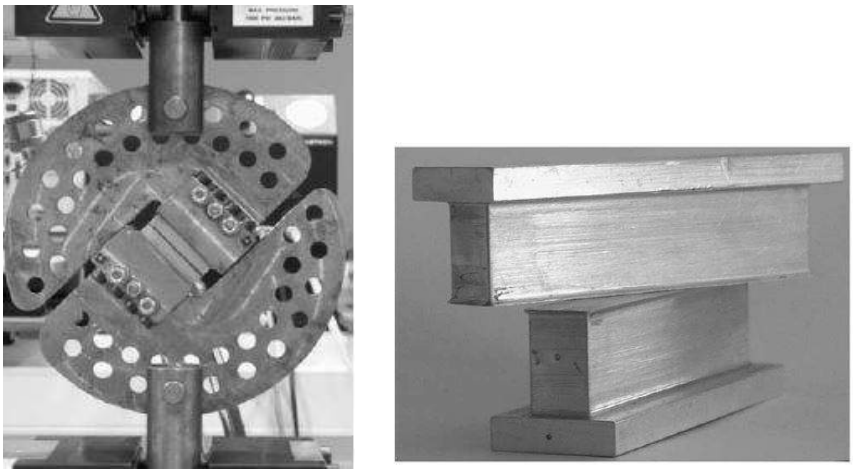


FIGURE 1.16 – Manchon spécifique[96]

Cognard et al. [31, 33] proposent un nouveau dispositif dérivé des essais *Arcan* [7]. Ce dispositif est composé de deux supports percés (figure 1.17a). Le chargement est appliqué suivant différents angles (traction, cisaillement et sollicitations mixtes). Les éprouvettes (figure 1.17b) sont des pièces massives pour limiter leurs déformations et leurs influences sur la réponse mécanique.



(a) Arcan Modifié (b) Substrat

FIGURE 1.17 – Dispositif Arcan de l'ENSTA Bretagne

Comme pour tous les essais sur assemblages, l'effet de bord occasionne un champ de contrainte hétérogène dans le joint. Cognard et al. [33] montrent que la présence de becs en bord d'éprouvette permet une réduction de la singularité en bord. La figure 1.18 montre la répartition de la contrainte de von Mises le long du joint de colle pour un essai de "traction". Ces courbes montrent l'influence de l'angle des becs sur l'hétérogénéité du champ de contrainte. Plus l'angle des becs est faible, plus la singularité en bord sera faible.

Ce dispositif expérimental reprend les nombreux atouts des essais précédents. L'avantage par rapport aux essais précités est d'avoir notamment un montage unique ainsi que les mêmes substrats, quel que soit l'angle de chargement. Il permet à l'aide de ces substrats spécifiques avec becs de minimiser l'hétérogénéité du champ de contrainte. Cependant, une identification directe du comportement de l'adhésif reste délicate et une méthode inverse est nécessaire. De plus, la masse et l'encombrement le limitent aux essais quasi-statiques.

1.2.2.2 Essais "bulk" sur colle pure

Une approche plus directe consiste à étudier le comportement des adhésifs sur éprouvette d'adhésif pur [50, 80]. Cette démarche rend possible une analyse intrinsèque du comportement de l'adhésif sans influence des substrats. Dans ce cas, l'approche ex-

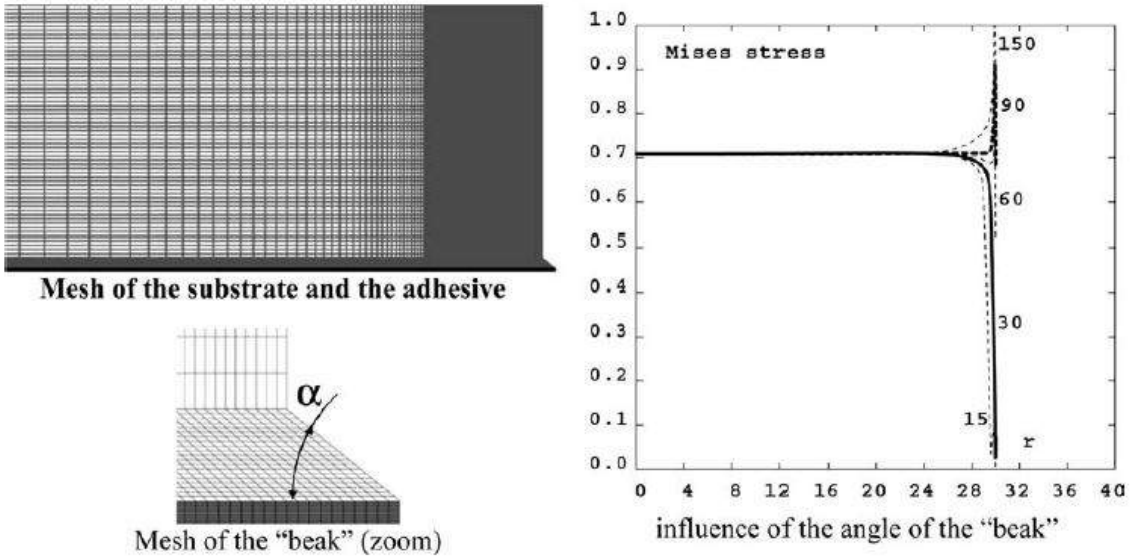


FIGURE 1.18 – Influence des becs sur la contrainte de von Mises dans un assemblage Arcan [33]

périmentale s'apparente à celle mise en place pour les matériaux polymères [10]. Les difficultés relatives à cette démarche proviennent principalement des techniques d'obtention des éprouvettes d'adhésif pur (figure 1.19). En effet, l'obtention d'éprouvettes exemptes de micro bulles peut s'avérer délicate sur certains adhésifs. Sa mise en oeuvre est généralement difficile sur les adhésifs bi-composants à cause de la phase de mélange entre la résine et le durcisseur. Les plaques (figure 1.19a) [78] ou les éprouvettes (figure 1.19b) [50, 67] de colle pure sont obtenues par moulage. Les plaques sont découpées par jet d'eau afin d'obtenir différents types d'éprouvettes. L'épaisseur des éprouvettes est de l'ordre de quelques millimètres. Elles peuvent être des éprouvettes de traction normalisée (NF EN ISO 527) ou des éprouvettes de compression normalisée (NF EN ISO 604) ou encore des éprouvettes de cisaillement de type Iosipescu.



(a) Dispositif d'obtention de plaque de colle pure

(b) Dispositif d'obtention d'éprouvette de type "haltère"

FIGURE 1.19 – Méthode d'obtention des plaques et éprouvettes de colle pure

Au même titre que pour les polymères, la caractérisation du comportement est directement obtenue grâce à ces différents essais. L'analyse du comportement viscoélastique peut être effectuée suivant différentes techniques. Parmi elles, on peut citer les essais

de fluage, de relaxation et les techniques AMD (analyse mécanique dynamique)[43]. L'étude du comportement viscoplastique est effectuée par des essais de traction monotone [50, 80] et de compression [10, 80] pour des vitesses allant de la quasi-statique jusqu'à de grandes vitesses de sollicitation.

De manière générale, l'extensométrie optique ou la corrélation d'image sont employées afin de mesurer le déplacement durant l'essai. Les références [10, 79] utilisent la corrélation d'image et une méthode de post-traitement spécifique appelée méthode SEÈ [70] afin d'obtenir les courbes de comportement à vitesse de déformation constante. La corrélation d'image est une technique optique qui permet une mesure sans contact des déplacements en surface d'éprouvette. La zone de mesure, ou région d'intérêt (ROI), est discrétisée en zones d'intérêts (ZOI) (figure 1.20). Le champ de déplacement de l'éprouvette est reconstruit par calcul du déplacement de chaque ZOI. Cette technique identifie le déplacement de tâches ou "moucheti" entre deux images successives (figure 1.20). Le champ de déplacement entre l'image de référence et celle déformée est défini par :

$$g(\bar{x}) = f(\bar{x} + \bar{u}) \tag{1.1}$$

où, g et f sont les fonctions de niveaux de gris correspondant à l'image déformée et à l'image de référence. $\bar{x}$ est la position et $\bar{u}$ le déplacement entre l'image de référence et l'image déformée de la ZOI. Ces grandeurs sont déterminées en maximisant la quantité $h(\bar{u})$.

$$h(\bar{u}) = \int\int g(\bar{x}) f(\bar{x} + \bar{u}) d\Omega \tag{1.2}$$

La précision des déplacements mesurés dépend alors de la qualité du niveau de gris présent en surface de l'éprouvette.

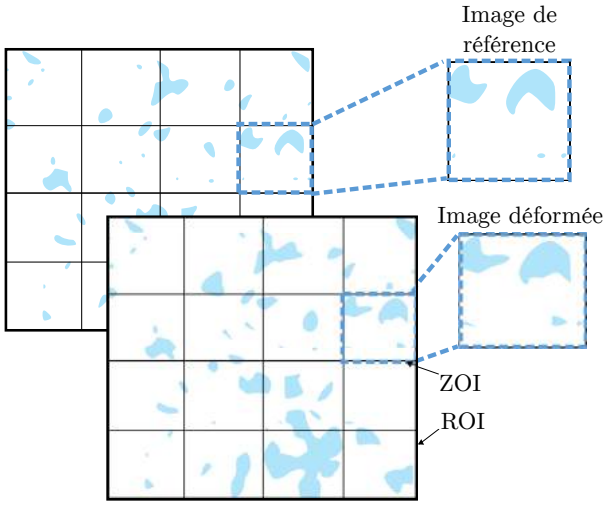


FIGURE 1.20 – Principe de la corrélation d'image

1.2.3 Conclusion de l'état de l'art

L'état de l'art a mis en évidence que les performances du collage dépendent de l'adhésion à l'interface entre l'adhésif et le substrat et de la nature de l'adhésif. Les phénomènes influençant l'adhésion sont nombreux et font intervenir un grand nombre de paramètres souvent difficiles à maîtriser. En raison de la complexité des mécanismes d'adhésion, cette problématique mérite une étude approfondie et des travaux spécifiques que nous n'aborderons pas ici. Les travaux présentés dans ce manuscrit traitent donc uniquement de la caractérisation du comportement des adhésifs avec une rupture cohésive.

Parmi les différents types d'essais de caractérisation de la colle, les essais sur assemblage sont représentatifs des conditions industrielles (épaisseur, interface, sollicitation). Cependant, ils montrent une certaine limitation liée à l'hétérogénéité des contraintes au sein du joint de colle rendant impossible une identification directe des propriétés mécaniques. Bien que les travaux de J.Y. Cognard permettent une limitation de cette hétérogénéité, l'état de contrainte dans le joint de colle n'est pas uni-axiale et il est donc nécessaire de recourir à une identification du comportement par méthode inverse. De ce fait, afin de fournir une démarche de caractérisation intrinsèque et directe, les présents travaux porteront sur une caractérisation de la colle par essais bulk. Ce choix sera conforté par une facilité d'analyse du comportement en dynamique. De la même manière que pour les matériaux polymères, des éprouvettes conventionnelles seront employées pour cette caractérisation.

1.3 Caractérisation expérimentale des adhésifs

Dans ce chapitre, l'analyse du comportement des adhésifs consiste dans un premier temps à étudier le comportement viscoélastique par des essais AMD. Par la suite, le comportement viscoplastique est étudié par des essais de tractions monotones pour des vitesses allant de 1 mm/min à 1000 mm/s ($5.5\text{x}10^{-4}$ à $50s^{-1}$). La méthode SEÈ est employée afin de définir des lois de comportement à vitesse de déformation constante. Des essais cycliques avec relaxation sont menés afin d'étudier la déformation inélastique. Des essais statiques avec étude de l'ensemble du champ de déformation au travers d'une mesure par corrélation d'image sont entrepris afin d'étudier l'isotropie et la variation de volume du matériau. Pour finir, des essais de compression sont réalisés afin d'étudier l'influence de la pression hydrostatique sur le comportement.

En plus d'être sensible à la vitesse de sollicitation, les adhésifs sont sensibles à la

température, au vieillissement et à l'humidité. Toutefois, l'influence de ces paramètres n'est pas étudiée dans ce travail.

1.3.1 Procédure d'obtention des éprouvettes d'adhésif pur

Les éprouvettes sont découpées dans des plaques moulées. Le moulage des plaques d'adhésif est effectué à l'aide d'un montage composé de deux moules recouverts d'un revêtement PTFE[2](figure 1.21). L'empreinte dans les moules permet d'obtenir des plaques aux dimensions désirées (250x250mm). Une couche de spray de PTFE (Loctite 8192) est également appliquée sur le moule pour faciliter le démoulage.



FIGURE 1.21 – Moule pour la fabrication des plaques d'adhésif pur

La colle, déposée dans l'empreinte du moule, est étalée à l'aide d'une spatule en silicone (figure 1.22). Le moule est ensuite fermé puis inséré sous une presse chauffante (figure 1.23a) à une pression de 100 bars. La polymérisation des plaques respecte le cycle suivant : 23 min de 70°C à 200°C et 20 min à 200°C (figure 1.23b).



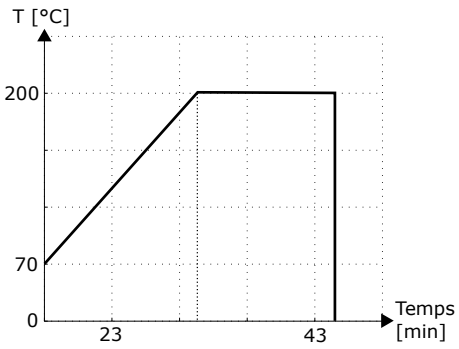
FIGURE 1.22 – Procédure de moulage des plaques d'adhésif pur

Les différents types d'éprouvettes utilisées dans l'étude sont obtenus par découpe au jet d'eau. L'épaisseur des éprouvettes est de 2.7+/-0.3 mm pour la Betamate 1822 et de 3+/-0.05 mm pour la Sika power 498. Les éprouvettes présentant des défauts (bulles) visibles sont écartées. La masse volumique mesurée sur ces éprouvettes est de 1322.9 kg/m^3 pour la Sika power 498 et de 1299.4 kg/m^3 pour la Betamate 1822. La qualité des éprouvettes (répartition nodule, porosité) est ensuite analysée par des mesures microtomographiques. Les scans sont réalisés avec un microtomographe SKYSCAN

2. PTFE : Polytétrafluoéthylène



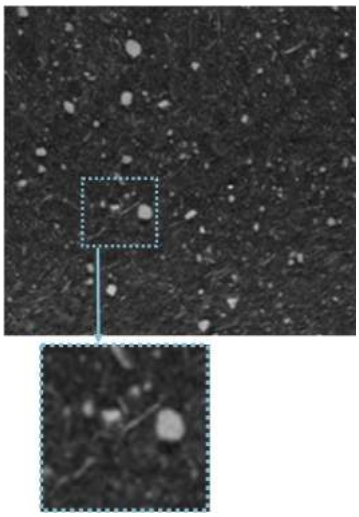
(a) Presse chauffante



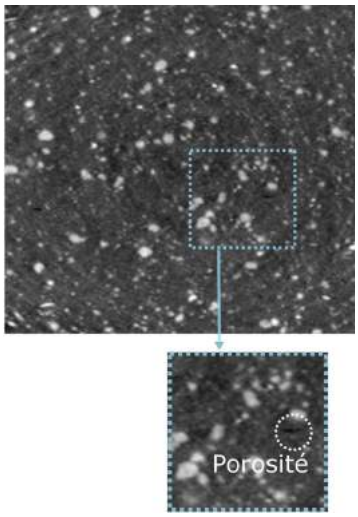
(b) Condition de polymérisation des plaques

FIGURE 1.23 – Procédure de polymérisation des plaques d'adhésif pur

1172 (résolution d'image : 2.47μm, tension : 80KV et ampèrage : 100μA). Les figures 1.24 mettent en évidence la présence de porosité uniquement pour la Betamate 1822. Ces porosités ont une dimension maximale 12.65 x 64.47μm. Les figures 1.25 montrent la répartition des nodules d'oxyde de calcium dans la section centrale de l'éprouvette. Dans les deux cas, la répartition est relativement homogène. La quantité de nodules pour la Betamate 1822 est de 8.36% contre 4.46% pour la Sika power 498. De plus, la dimension des nodules de la Betamate 1822 est supérieure à celle de la Sika power 498.



(a) Sika power 498

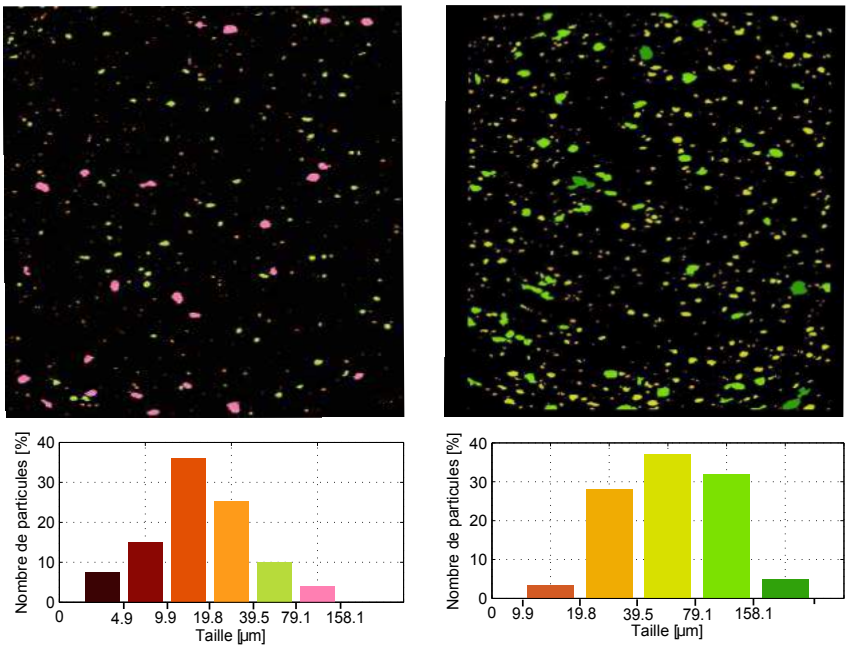


(b) Betamate 1822

FIGURE 1.24 – Image microtomographique des éprouvettes d'adhésif pur

1.3.2 Comportement viscoélastique

La viscoélasticité, supposée linéaire, des adhésifs sélectionnés est ici traitée par analyse mécanique dynamique (AMD). L'AMD permet de déterminer les modules com-



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 1.25 – Distribution de la taille des particules dans la section centrale de l'éprouvette

plexes (rigidité du matériau) et le facteur d'amortissement (viscosité du matériau).

Elle consiste à imposer une déformation sinusoïdale à l'éprouvette sur une large plage de fréquence ω (équation 1.3). Au cours de l'essai, l'effort est mesuré afin d'établir la contrainte dans l'éprouvette. Pour les polymères viscoélastiques, un déphasage δ apparaît entre le signal d'entrée (déformation) et le signal de sortie (contrainte) suivant l'équation 1.4. Ce déphasage représente directement les propriétés visqueuses intrinsèques du matériau.

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 cos(\omega t) \tag{1.3}$$

$$\sigma(t) = \sigma_0 cos((\omega t) + \delta) \tag{1.4}$$

De ces mesures, on en déduit le module complexe E* :

$$E^*(i\omega) = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} exp(i\delta) \tag{1.5}$$

Il se décompose en une partie réelle E' (module de conservation), qui représente la réponse élastique, et d'une partie imaginaire E'' (module de perte) représentant la réponse visqueuse.

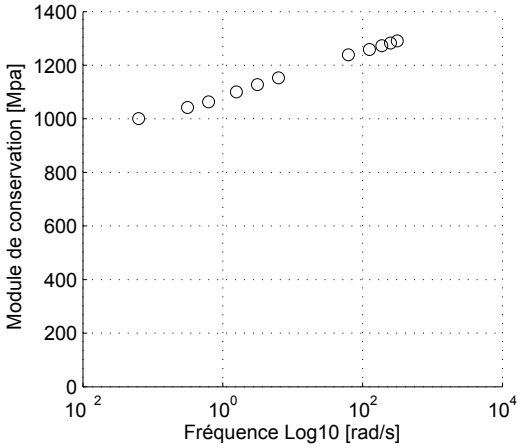
$$E^* = E' + iE'' \tag{1.6}$$

où :

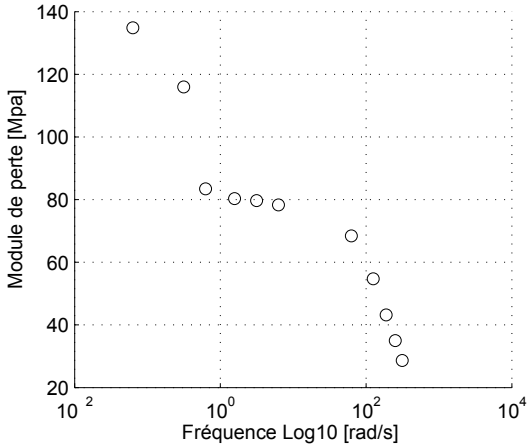
$$E' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} cos(\delta) \tag{1.7}$$

$$E'' = \frac{\sigma_0}{\varepsilon_0} sin(\delta) \tag{1.8}$$

Les essais AMD sont effectués sur une machine de traction électromagnétique (INSTRON E3000) avec des éprouvettes droites de section 10mm x 3mm. Une amplitude de 0.1mm avec une fréquence de 0.1Hz à 60Hz est imposée à l'éprouvette. Les essais sont réalisés à température et humidité ambiante (23℃ et H 30%) et dans un délai maximum d'un mois après la polymérisation pour limiter l'effet du vieillissement sur le comportement de la colle. La mesure de l'effort est effectuée par une cellule piézoélectrique de 3kN. Les figures 1.26a et 1.27a montrent l'évolution du module de conservation E' en fonction de la fréquence de sollicitation. Pour les deux adhésifs, la raideur du matériau augmente de manière logarithmique avec la fréquence. Les résultats mettent ici en évidence la rigidité plus grande pour la Sika power 498. Les figures 1.26b et 1.27b montrent par ailleurs la décroissance du module de perte E'' en fonction de la fréquence de sollicitation. En conclusion, ces essais AMD mettent en évidence pour les deux adhésifs un comportement visqueux.

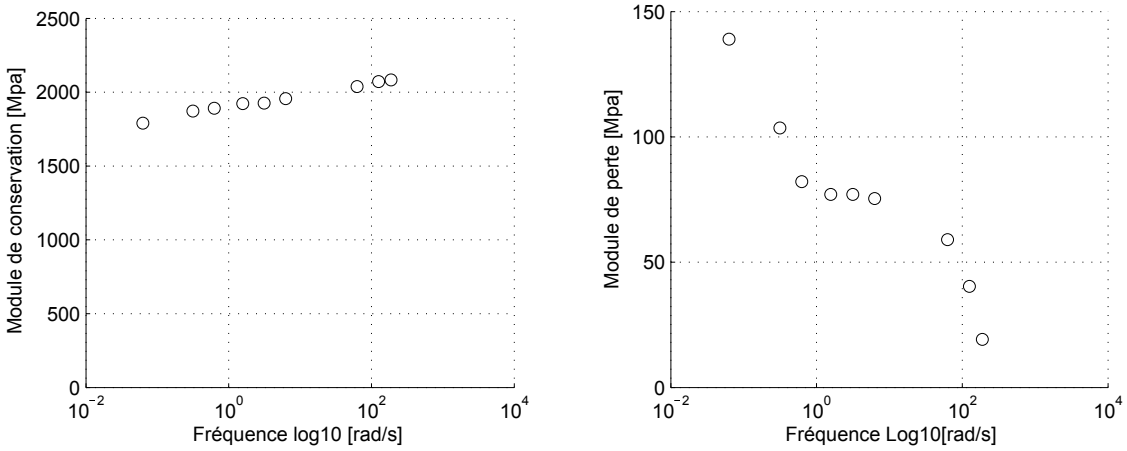


(a) Résultats expérimentaux : modules de conservation



(b) Résultats expérimentaux : module de perte

FIGURE 1.26 – Module de conservation et module de perte pour la Betamate 1822



(a) Résultats expérimentaux : module de conservation

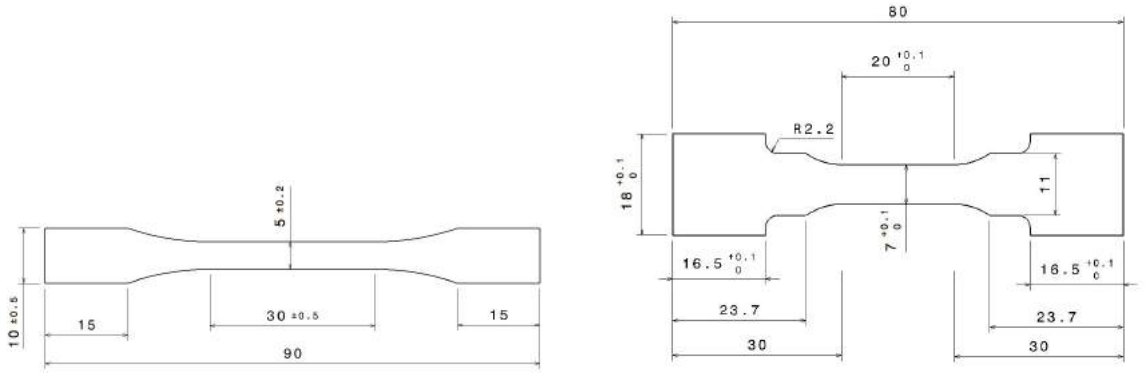
(b) Résultats expérimentaux : module de perte

FIGURE 1.27 – Module de conservation et module de perte pour la Sika power 498

1.3.3 Comportement viscoplastique

1.3.3.1 Essais monotones statiques et dynamiques

Des essais quasi-statiques sont également effectués sur la machine de traction électromagnétique (INSTRON E3000) avec des éprouvettes normalisées de type "haltère" (figure 1.28a). La vitesse de sollicitation est de 1 mm/min soit une vitesse de déformation théorique de $5.5\text{x}10^{-4}s^{-1}$. L'effort est mesuré par une cellule piézoélectrique de capacité 3 kN. Des essais de traction monotone en dynamique sont effectués sur une machine hydraulique avec des éprouvettes spécifiques (figure 1.28b). Les vitesses de sollicitation imposées sont de 10 mm/s, 100 mm/s et 1000 mm/s soit des vitesses de déformation théoriques de 0.5 s^{-1}, 5 s^{-1} et 50 s^{-1}. La mesure de l'effort est effectuée avec une cellule piézoélectrique de capacité 15 kN.



(a) Éprouvette pour essai traction quasi-statique

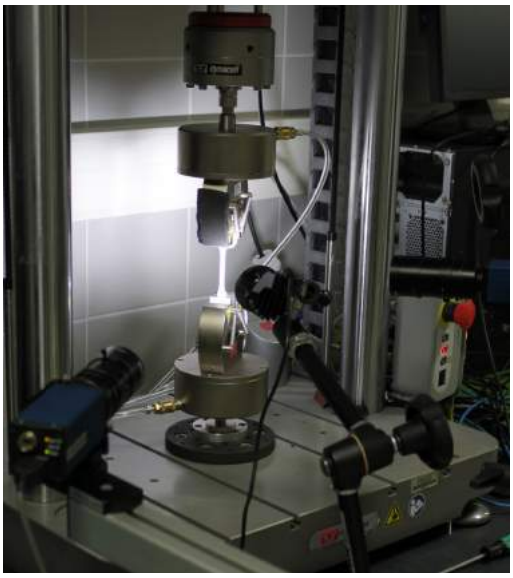
(b) Éprouvette pour essai traction dynamique

FIGURE 1.28 – Dimensions des éprouvettes de traction monotone en statique et en dynamique

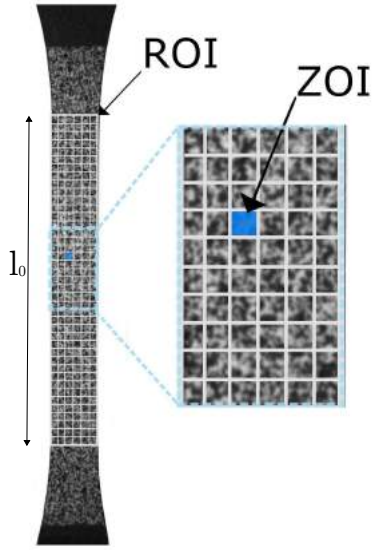
L'ensemble des essais sont réalisés à température et humidité ambiante (23°C et H

30% d'humidité).

La mesure des déplacements des éprouvettes au cours de l'essai est réalisée par corrélation d'image (DIC). Dans le cadre de nos essais de traction monotone, une caméra statique LIMESS DCD1.4 (cadence : 4 image/s) est utilisée pour les essais quasi-statique et une caméra rapide PHOTRON APX RS3000 (cadence : 1000, 10000 et 30000 image/s) pour les essais dynamiques. Le moucheti nécessaire à la corrélation d'image est réalisé par projection de peinture noire sur fond banc (figure 1.29b).Le post-traitement DIC est effectué avec le logiciel $VIC2D$©. À partir des déplacements de chaque ZOI, le logiciel reconstruit le champ de déplacement et calcule également le champ de déformation.



(a) Machine électromagnétique Instron E3000



(b) Moucheti, région d'intérêt (ROI) et zone d'intérêt (ZOI)

FIGURE 1.29 – Dispositif expérimental des essais de traction monotone en statique.

Dans un premier temps, la corrélation d'image permet l'identification du comportement global de l'éprouvette. Le post-traitement utilise ainsi le déplacement relatif sur la longueur utile. Les courbes de contrainte vraie/déformation vraie sont présentées sur la figure 1.31b pour la Betamate 1822 et sur la figure 1.31a pour la Sika power 498. La déformation vraie (ε_{yy}) et la contrainte vraie (σ_{yy}) suivant l'axe longitudinal y s'expriment par :

$$\varepsilon_{yy} = ln(1 + \Gamma yy) \tag{1.9}$$

$$\sigma_{yy} = \Sigma yy(1 + \Gamma yy) \tag{1.10}$$

où les grandeurs Γyy et Σyy représentent la déformation et la contrainte ingénieur

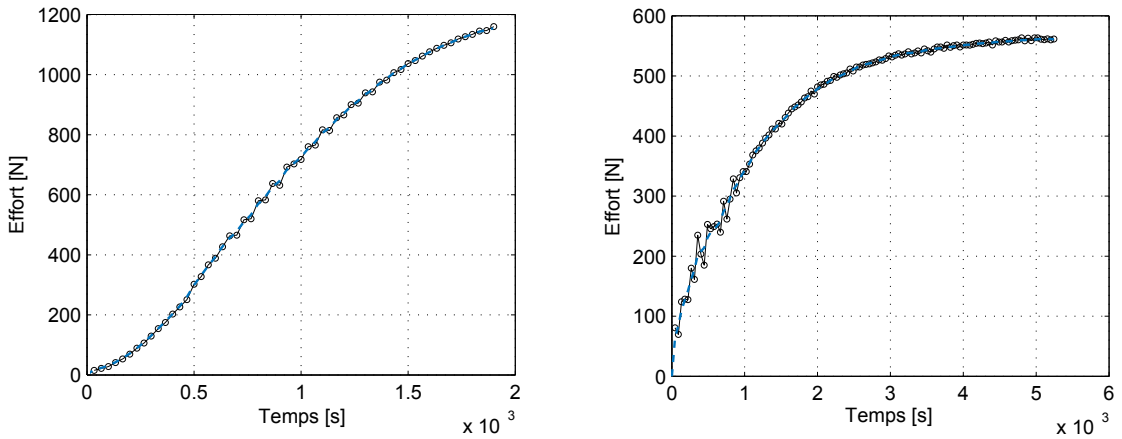
telles que :

$$\Gamma yy = \frac{U_{yy}}{l_0} \tag{1.11}$$

$$\Sigma yy = \frac{F}{S_0} \tag{1.12}$$

F est l'effort mesuré par la cellule piézoélectrique, S_0 la section moyenne initiale, U_{yy} le déplacement relatif de la zone utile et l_0 la longueur initiale de la zone utile. La section est une section moyenne calculée à partir de la mesure de l'épaisseur le long de l'éprouvette. Pour une éprouvette, cette section peut varier au maximum de 5%.

Un filtre numérique est appliqué sur la mesure de l'effort. La figure 1.30 montre la différence entre les données d'effort brut et les données d'effort filtré pour les essais à 1000 mm/s. Dans les deux cas, on observe un bruit de mesure faible.

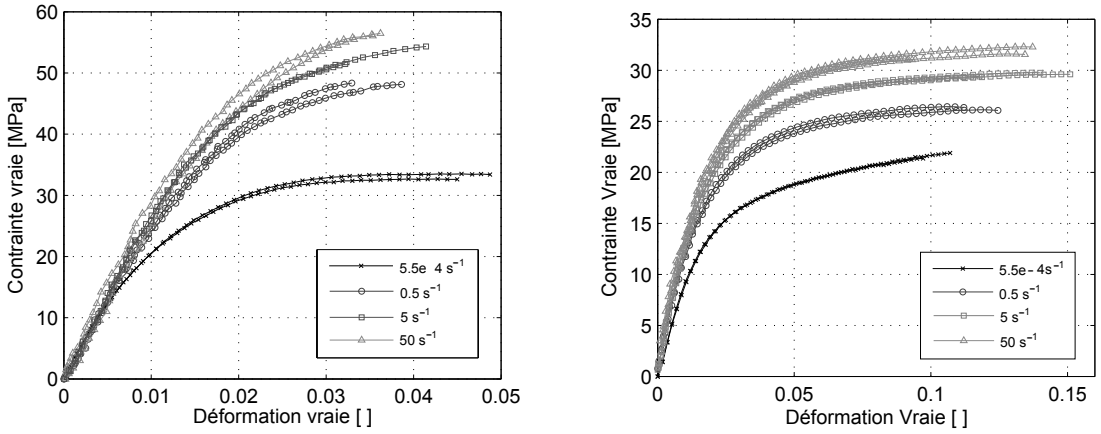


(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 1.30 – Bruit de mesure de l'effort

Les dispersions expérimentales des essais de traction sont faibles pour les deux adhésifs (figure 1.31). Dans les deux cas, les courbes de comportement illustrent un comportement caractéristique des matériaux époxy. En effet, les courbes montrent un comportement linéaire pour les petites déformations et un comportement non linéaire à partir d'un seuil. La Betamate 1822 présente une ductilité plus importante que la Sika power 498. La déformation moyenne à rupture est de 13% pour la Betamate 1822 et de 4% pour la Sika power 498 .

Ces premiers résultats mettent également en lumière la dépendance des deux matériaux à la vitesse de déformation. Les courbes montrent une évolution de la limite élastique du matériau en fonction de la vitesse de sollicitation. De plus, la vitesse de déformation augmente la contrainte à rupture de la Betamate 1822 de 21.89 MPa pour une vitesse de 1 mm/min à 32.28 MPa pour une vitesse de 1000 mm/s (47.4%) et de



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 1.31 – Comportement des colles en traction monotone pour différentes vitesses de sollicitation

33.4 MPa à 56.47 MPa pour la Sika power 498 (69%).

1.3.3.2 Hypothèse d'isotropie transverse et variation de volume

Un essai de traction monotone avec une mesure des déformations longitudinales (ε_{xx}) et des déformations transverses (ε_{yy} et ε_{zz}) est réalisé. La corrélation d'image est ici réalisée à l'aide de deux caméras. L'une pointant sur la face, l'autre sur la tranche de l'éprouvette. La figure 1.32 montre la zone de mesure de la déformation suivant les deux côtés de l'éprouvette.

L'étude de l'isotropie transverse et de la variation de volume du matériau est entreprise par des essais quasi-statiques sur la Betamate 1822. La figure 1.33a illustre l'évolution des déformations ε_{xx}, ε_{yy} et ε_{zz} durant l'essai. Les déformations ε_{yy} et ε_{zz}, quasiment confondues, justifient un comportement isotrope transverse. Par ailleurs, il est possible de déterminer l'évolution de la variation de volume en cours d'essai en utilisant la trace du tenseur de déformation (équation 1.13). On constate ainsi une légère variation de volume pour une valeur de $\varepsilon^v = 9.8\text{x}10^{-3}$ à la déformation à rupture. On considère les mêmes conclusions pour la Sika power 498.

$$\varepsilon^v = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} + \varepsilon_{zz} \tag{1.13}$$

1.3.3.3 Traction cyclique

Les essais de traction monotone mettent en évidence une évolution non linéaire du comportement. Des essais cycliques avec interruption sont réalisés afin d'appréhender le caractère inélastique de la déformation. Ces essais sont effectués sur des éprouvettes

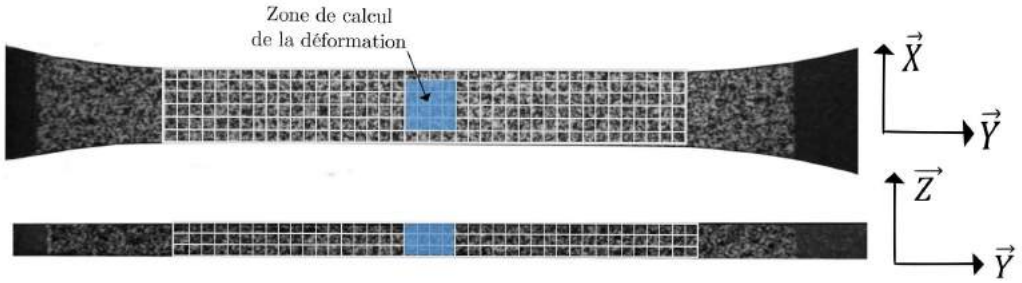
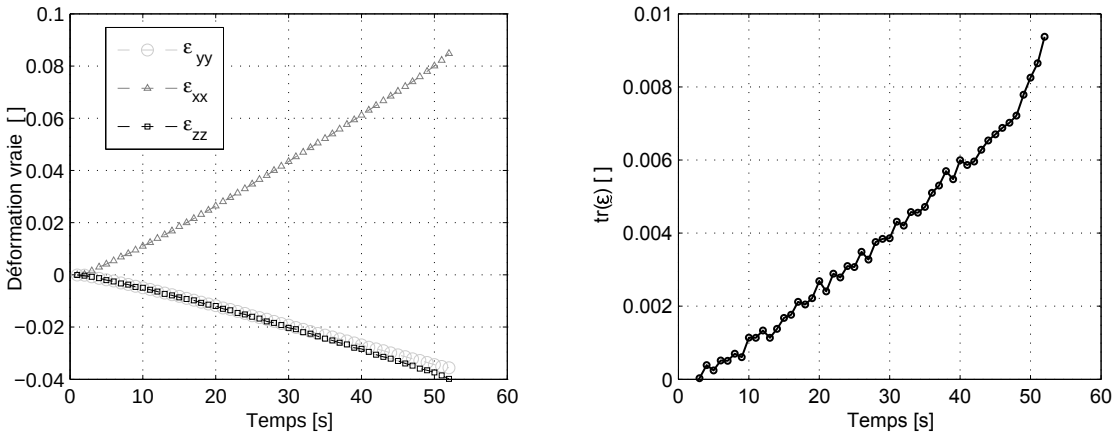


FIGURE 1.32 – Configuration de mesure des composantes du tenseur de déformation durant un essai de traction monotone



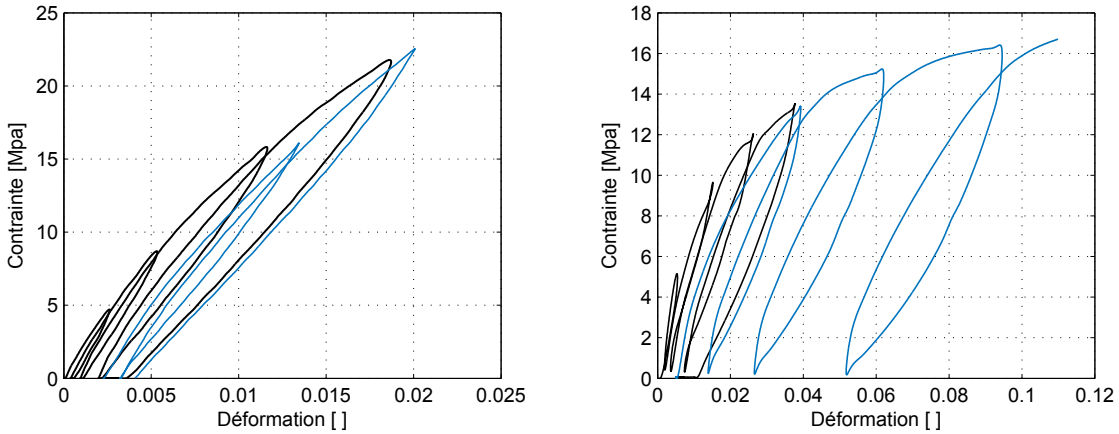
(a) Évolution des composantes de déformation

(b) Variation de volume au cours de l'essai de traction monotone

FIGURE 1.33 – Mise en évidence de l'isotropie transverse (a) et de la variation de volume (b) de la Betamate 1822

droites de section 10 mm x 3 mm. La procédure d'essai consiste à imposer plusieurs cycles de retour à contrainte nulle. Après plusieurs cycles, l'effort est maintenu à une valeur nulle durant 30 min puis quelques cycles sont à nouveau imposés. Cette étape de relâchement de l'effort permet d'étudier la nature de la déformation (élastique ou inélastique).

La figure 1.34 représente le comportement des deux adhésifs. Les parties noires et bleu correspondent respectivement au comportement avant et après le maintien de l'effort à zéro. Une déformation permanente de l'éprouvette est observée après chaque cycle. D'autre part, la figure 1.35 représente l'évolution de la déformation longitudinale. Elle met plus clairement en évidence une convergence de la déformation vers une valeur non nulle durant l'interruption de l'essai. Au vu des temps caractéristiques du crash, on fera l'hypothèse que cette déformation est une déformation permanente (plastique). De plus, la figure 1.34 met en évidence une diminution du module d'élasticité pour chaque cycle. Cette observation suggère la présence d'un mécanisme d'endommagement du matériau. Dans le cas des polymères chargés, cet endommagement provient de manière générale d'une nucléation autour des charges.

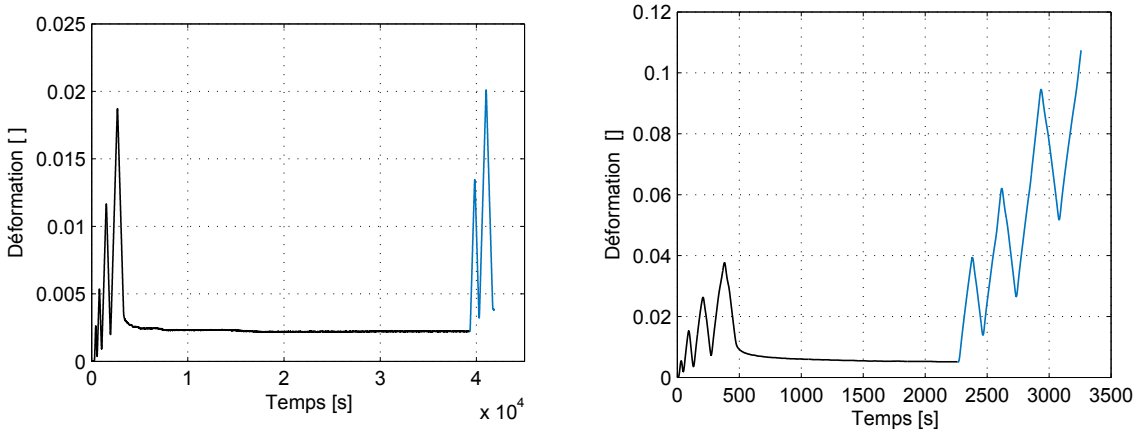


(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 1.34 – Courbe de contrainte/déformation des essais cycliques

1.3.3.4 Méthode SEE

Les essais de traction monotone ont mis en évidence une dépendance du comportement à la vitesse de déformation. Au cours de chaque essai, les vitesses de déformation ne sont pas constantes au sein de l'éprouvette. La méthode SEÈ [70] est une technique initialement développée pour extraire des lois de comportement à vitesse de déformation constante pour des matériaux polymères. Cette méthode utilise l'hétérogénéité du champ de déformation et de vitesse de déformation au cours d'essais réalisés à diffé-



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 1.35 – Évolution de la déformation au cours de l'essai de traction cyclique

rentes vitesses. L'objectif est alors de représenter le comportement dans un espace 3D : σ,ε,$\dot{\varepsilon}$ (figure 1.36). Une coupe de cette surface à une valeur de vitesse de déformation donnée fournit le comportement à vitesse de déformation constante.

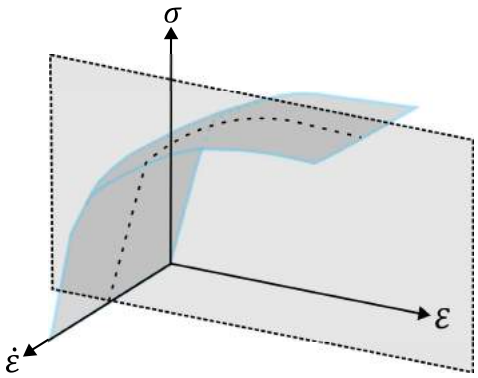


FIGURE 1.36 – Principe de la surface SEĖ

Cette méthode nécessite l'utilisation de la corrélation d'image pour calculer le champ de déformation (ε_{xx}, ε_{yy} et ε_{xy}) sur l'ensemble de l'éprouvette au cours de l'essai. Les vitesses de déformation de chaque zone d'intérêt, à un instant t, peuvent être déduites par différence finie :

$$\dot{\varepsilon}_{yy}(t) = \frac{\varepsilon_{yy}(t) - \varepsilon_{yy}(t - \delta t)}{\delta t} \tag{1.14}$$

La contrainte de Cauchy de chaque zone d'intérêt est calculée avec une hypothèse d'isotropie transverse (compressible) (σ_{yy}^{comp}) et une hypothèse d'incompressibilité (σ_{yy}^{inc})

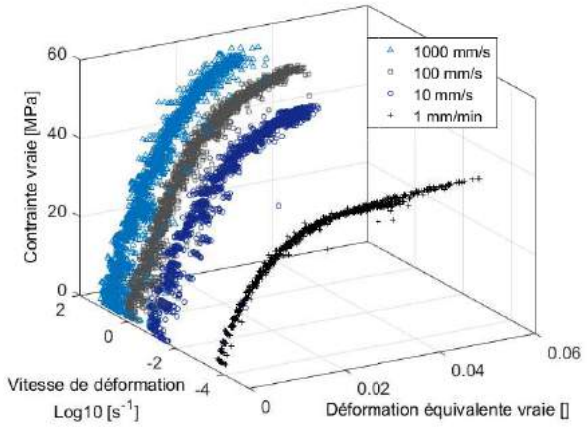
telle que :

$$\sigma_{yy}^{comp} = \frac{F}{S_0}.exp^{(-2\varepsilon_{xx})} \tag{1.15}$$

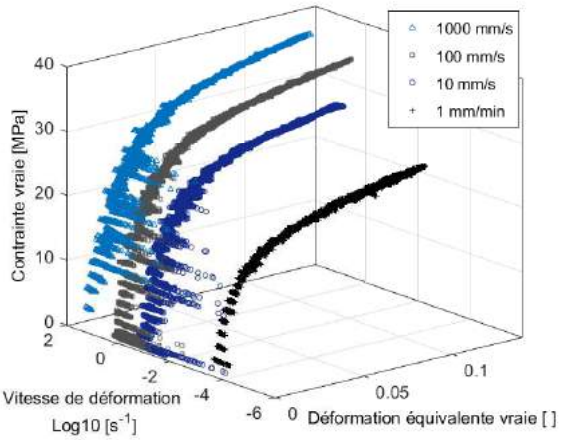
$$\sigma_{yy}^{inc} = \frac{F}{S_0}.exp^{(\varepsilon_{yy})} \tag{1.16}$$

où S_0, ε_{xx} et ε_{yy} sont respectivement, la section initiale, les déformations transverses et longitudinales.

Les figures 1.37a et 1.37b montrent les surfaces de comportement ainsi obtenues (surface SEȮ) pour la Sika power 498 et la Betamate 1822. Elles illustrent la forte sensibilité de ces deux colles à la vitesse de déformation. Elles mettent en lumière l'hétérogénéité du champ de vitesse de déformation dans l'éprouvette.



(a) Sika power 498



(b) Betamate 1822

FIGURE 1.37 – Surface SEȮ avec l'hypothèse d'incompressibilité

1.3.4 Compression monotone

Les matériaux polymères sont sensibles à la pression hydrostatique. Pour étudier cette dépendance, des essais de compression sont réalisés. Un essai de compression quasi-statique est effectué à l'aide d'une machine électromécanique INSTRON 3000 par l'intermédiaire de platines (figure 1.38) sur des plots d'adhésif pur de diamètre 5 mm et d'épaisseur d'environ 3 mm. Les platines sont lubrifiées afin de diminuer le frottement avec l'éprouvette. On suppose que la dépendance à la vitesse de déformation observée en traction est identique en compression. Par conséquent, les essais sont menés uniquement pour une vitesse quasi-statique (0.08 mm/min). Cette vitesse correspond à une vitesse de déformation identique à la vitesse de déformation obtenue pour les essais de traction monotone statique ($5.5\text{x}10^{-4}s^{-1}$). La mesure de l'effort se fait par une cellule de 3 kN et la mesure du déplacement directement par la machine.

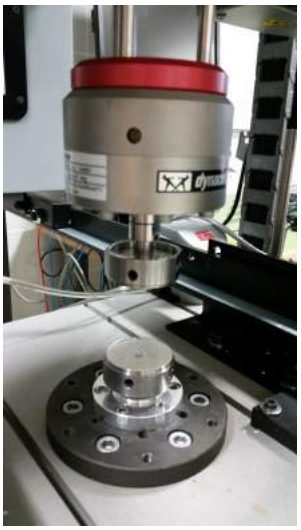
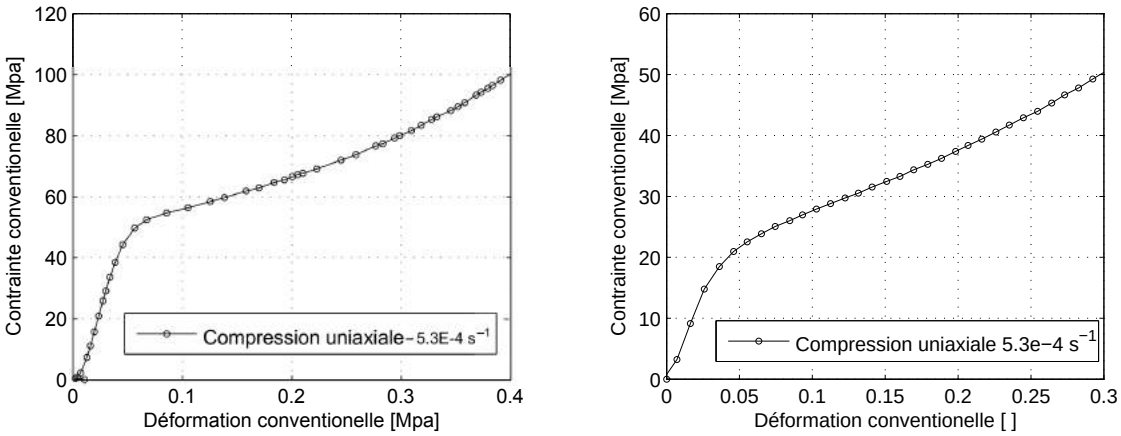


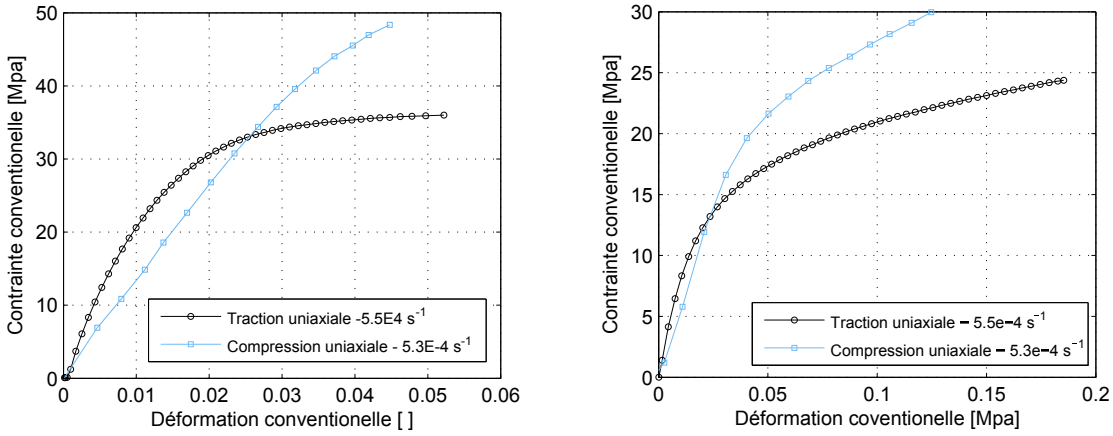
FIGURE 1.38 – Dispositif expérimental de compression statique

Les figures 1.39a et 1.39b montrent le comportement en compression de la Betamate 1822 et Sika power 498 en contrainte et déformation conventionelle. Les figures 1.40a et 1.40b montrent la différence de comportement avec les essais de traction monotone. Ces courbes mettent en évidence la dépendance du comportement à la direction de chargement et donc à la pression hydrostatique.



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 1.39 – Essai de compression uni-axiale à 0.08 mm/min



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 1.40 – Comparaison du comportement en traction et compression

1.4 Conclusion

Une démarche d'analyse du comportement de deux adhésifs époxy monocomposant (Betamate 1822 et Sika power 498) a été menée sur différentes éprouvettes de colle pure. Des essais AMD ont mis en évidence un comportement viscoélastique pour les deux adhésifs. Les essais de traction monotone effectués pour différentes vitesses de sollicitation ont mis par ailleurs en lumière un comportement viscoplastique. Une méthode de post-traitement originale (méthode SEĖ) a permis d'extraire les surfaces de comportement en prenant compte l'hétérogénéité du champ de déformation et de vitesse de déformation. Ce comportement viscoplastique est par ailleurs confirmé par les essais de charge/décharge avec relaxation. Ces essais ont aussi mis en évidence un phénomène d'endommagement du matériau associé à un comportement isotrope transverse. Enfin, des essais de compression ont permis de révéler la dépendance du comportement à la pression hydrostatique.

En résumé, les deux adhésifs ont un comportement viscoélastique, viscoplastique avec variation de volume et endommagement. Par conséquent, un modèle de comportement mésoscopique capable de représenter l'ensemble de ces caractéristiques doit être choisi ou développé afin d'obtenir une bonne représentation des états de contrainte et de déformation avant rupture.

Chapitre 2

Modélisation du comportement des adhésifs à l'échelle mésoscopique

.

Résumé

L'objectif de ce chapitre est de proposer une démarche d'identification d'un modèle fin, dit "mésoscopique", adapté au comportement mis en évidence dans le chapitre précédent. Le modèle employé ici est issu des travaux de Balieu et al. [10] sur le comportement des polymères semi-cristallins. Ce modèle, basé sur le principe général de la thermodynamique des milieux continus, décrit le comportement comme viscoélastique viscoplastique non associé. Un modèle rhéologique de Wiechert (c.-à-d. le modèle de Maxwell généralisé) décrit le comportement viscoélastique. La viscoplasticité est formalisée au travers d'une surface de charge avec dépendance à la pression hydrostatique et à la vitesse de déformation, d'une loi d'écrouissage isotrope et d'un second potentiel de dissipation pour la variation de volume (formulation non associée). L'endommagement du matériau est décrit par de l'endommagement effectif. *Ipso facto*, ce modèle à la capacité de représenter le comportement des adhésifs présentés dans le chapitre précédent.

La démarche d'identification des paramètres du modèle se base sur les essais présentés dans le chapitre précédent. Les essais AMD permettent une identification des paramètres du modèle de Wiechert. Les essais de traction monotone en dynamique avec la corrélation d'image fournissent les informations nécessaires à l'identification de la surface de charge, des lois d'écoulement plastique et d'endommagement. L'essai de compression permet d'identifier le paramètre de dépendance à la pression hydrostatique. La simulation des essais de traction monotone assure la validation de l'identification des paramètres du modèle.

Sommaire

2.1 Introduction 43
2.2 État de l'art 43
2.2.1 Modèles (visco)élastiques linéaires 44
2.2.1.1 Viscoélasticité linéaire 44
2.2.2 Modèles (visco)plastique 46
2.2.2.1 Surface de charge 46
2.2.2.2 Loi d'écrouissage-viscoplasticité 47
2.2.2.3 Loi d'écoulement plastique 48
2.2.3 Endommagement 48
2.2.4 Conclusion de l'état de l'art 49
2.3 Description du modèle de comportement mésocopique . . 49
2.3.1 Viscoélasticité linéaire 50
2.3.2 Viscoplasticité non associée 52
2.3.2.1 Surface de charge 52
2.3.2.2 Écrouissage isotrope 53
2.3.2.3 Écoulement viscoplastique 53
2.3.3 Endommagement 54
2.4 Identification du modèle constitutif 55
2.4.1 Identification des paramètres viscoélastiques 55
2.4.2 Identification des paramètres viscoplastiques 58
2.4.2.1 Identification de la loi d'écrouissage 58
2.4.2.2 Dépendance à la pression hydrostatique 59
2.4.2.3 Identification des paramètres d'écoulement plastique 61
2.4.3 Endommagement 62
2.4.4 Bilan des paramètres du modèle 63
2.5 Validation sur essais de traction 63
2.6 Conclusion 64

2.1 Introduction

La méthode des éléments finis (MEF) permet d'étudier les adhésifs aux géométries et comportements complexes. On parle alors d'*échelle mésoscopique* lorsque la structure étudiée est représentée par une discrétisation fine des géométries. Adams R.D. [3] a été parmi les précurseurs de l'utilisation de la méthode des éléments finis dans le domaine du collage. Depuis, de nombreuses études ont été menées afin d'analyser le comportement et la rupture d'assemblages collés. La simulation numérique a permis notamment d'analyser la répartition du champ de contrainte au sein d'assemblages simple-recouvrements [59]. L'influence de la géométrie en bord (bourrelet de colle) sur le champ de contrainte d'essais simple-recouvrements a été étudiée par Crocombe et al. [34]. On peut aussi citer les études menées dans le but d'étudier l'influence de l'épaisseur [38].

L'utilisation de la méthode des éléments finis, nécessite une modélisation fine du comportement des matériaux. Dans le cadre des assemblages par collage, le modèle matériau doit pouvoir représenter le comportement complexe de l'adhésif. Ce chapitre présente un modèle phénoménologique capable de répondre à cette problématique. L'objectif est d'identifier les différents paramètres du modèle et de valider sa capacité à représenter le comportement des adhésifs. Le modèle est validé dans ce chapitre au travers de la simulation des essais de traction monotone dynamique.

2.2 État de l'art

Le comportement des matériaux peut être formalisé par une approche physique ou phénoménologique. L'*approche physique* consiste à représenter le comportement macroscopique à partir de la description des mécanismes microstructuraux. Cette approche est complexe à mettre en place en raison des difficultés d'observation de ces mécanismes microstructuraux et par conséquent d'identification des paramètres du modèle. L'*approche phénoménologique* consiste à définir un comportement homogène (milieu continu) à l'aide d'une description thermodynamique représentative des phénomènes microstructuraux au sein du matériau. Bien que les variables internes ne soient pas accessibles par la mesure, il est possible de les obtenir à partir des variables observables au cours d'essais expérimentaux. Cette approche est largement étudiée pour de nombreux matériaux (métallique, polymère, composite...). Pour ces raisons, l'utilisation de ce type d'approche est plus appropriée dans un contexte industriel.

2.2.1 Modèles (visco)élastiques linéaires

2.2.1.1 Viscoélasticité linéaire

Les matériaux polymères présentent des phénomènes dissipatifs associés à la présence de viscosité. Par conséquent, il existe une dépendance de la réponse à la vitesse de déformation. Des modèles phénoménologiques existent pour prédire la dépendance du module d'élasticité à la vitesse de déformation [87]. Cependant, au cours d'une analyse éléments finis, ces modèles nécessitent l'utilisation de la vitesse de déformation instantanée. En dynamique, cette approche nécessite l'utilisation de filtre numérique occasionnant des imprécisions. Pour cette raison, les modèles rhéologiques sont largement utilisés pour décrire le comportement viscoélastique.

- **Modèles rhéologiques simplifiés**

Il s'agit de modèles rhéologiques composés de ressort (éléments de Hooke) et d'amortisseur (éléments de Newton) en série et/ou en parallèle représentant les composantes élastiques et visqueuses. Les deux principaux sont le modèle de Maxwell [75] et le modèle de Kelvin-Voigt [5].

Le *modèle de Kelvin-Voigt* est composé d'un amortisseur et d'un ressort en parallèle. La déformation du ressort est identique à la déformation de l'amortisseur et la contrainte totale est la somme des contraintes du ressort et de l'amortisseur.

Le *modèle de Maxwell* est composé d'un amortisseur et d'un ressort en série. La déformation totale est la somme de la déformation du ressort et de l'amortisseur. La contrainte du ressort est identique à la contrainte de l'amortisseur.

Dans le cas uni-axial, le comportement de ces modèles est décrit par l'équation différentielle 2.1 pour le modèle de Kelvin-Voigt et par l'équation 2.2 pour le modèle de Maxwell.

$$\sigma = \eta\dot{\varepsilon} + E\varepsilon \tag{2.1}$$

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\dot{\sigma}}{E} + \frac{\sigma}{\eta} \tag{2.2}$$

avec η le coefficient de viscosité et E, le module d'élasticité.

- **Modèles rhéologiques généralisés**

Le temps de relaxation caractéristique des matériaux polymères n' est pas unique. Par conséquent, l'utilisation des modèles rhéologiques simple n'est pas suffisante. Les travaux de Boltzmann ont permis la généralisation de ces modèles simples. Le principe de superposition de Boltzmann stipule que l'état de contrainte ou de déformation

d'un corps viscoélastique est fonction de l'ensemble des sollicitations appliquées au matériau. Ainsi, l'effet de chaque sollicitation élémentaire est la somme des réponses dues à chacune de ces contributions. Ce principe permet l'utilisation de modèle rhéologique complexe telle que le modèle de Wiechert (Maxwell généralisé) [10], le modèle de Kelvin-Voigt généralisé ou encore les modèles spectraux et bi-spectraux [9]

Le *modèle de Kelvin-Voigt généralisé* (figure 2.1) utilise en série n éléments de Kelvin-Voigt avec un élément de Hooke. La contrainte appliquée est identique pour chaque élément. Ainsi, ce modèle est plus adapté pour une formulation en contrainte.

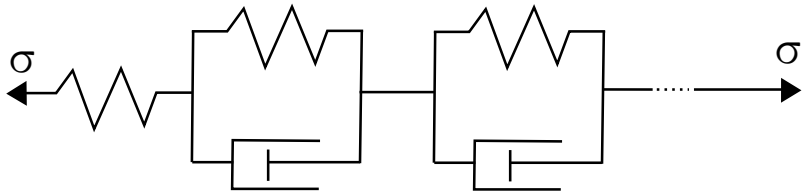


FIGURE 2.1 – Schéma du modèle de Kelvin-Voigt généralisé

Le *modèle de Maxwell généralisé* (figure 2.2) est une combinaison de n éléments de Maxwell en parallèle avec un élément de Hooke. Les éléments de Maxwell prennent en compte la viscoélasticité pour différents temps de relaxation. En appliquant le principe de superposition de Boltzmann, la contrainte résulte de chaque échelon de déformation. La déformation appliquée est identique pour chacun des éléments.

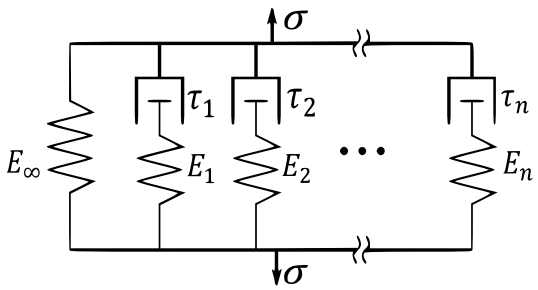


FIGURE 2.2 – Schéma du modèle de Maxwell généralisé

Le *modèle spectral* (figure 2.3) permet une discrétisation continue des temps de relaxation. Ce modèle correspond généralement à un modèle de Kelvin-Voigt généralisé où les différents éléments sont remplacés par des mécanismes visqueux ξ déterminés par une fonction de distribution gaussienne. Ainsi, seuls deux paramètres sont nécessaires pour prendre en considération l'ensemble des temps caractéristiques. Badulescu et al.[9] emploient ce type de modèle pour la modélisation du comportement viscoélastique d'un adhésif époxy.

Le modèle de Maxwell généralisé, formulé en déformation, est largement employé pour la modélisation du comportement viscoélastique des polymères. Ce type de formu-

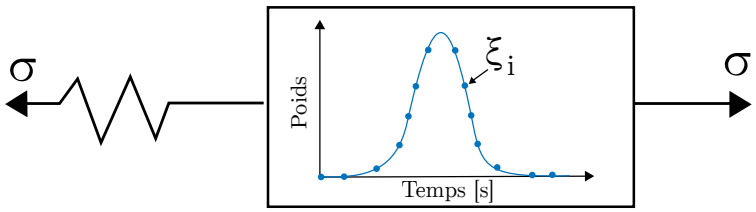


FIGURE 2.3 – Schéma du modèle spectral

lation est plus facilement implémentable qu'une formulation en contrainte. Le modèle spectral offre une alternative plutôt intéressante dans le sens où elle nécessite peu de paramètres à identifier en comparaison du modèle de Maxwell généralisé. Cependant, ce modèle nécessite des itérations qui occasionnent des temps de calcul importants notamment dans un schéma explicite.

2.2.2 Modèles (visco)plastique

Les modèles matériaux de plasticité sont largement utilisés pour représenter le comportement "inélastique" des adhésifs [64]. Le comportement du matériau est basé sur l'hypothèse que la déformation totale se décompose en une partie élastique (ou visco élastique) et une partie plastique (ou viscoplastique) telle que :

$$\underset{\sim}{\varepsilon} = \underset{\sim}{\varepsilon}^e + \underset{\sim}{\varepsilon}^p \tag{2.3}$$

2.2.2.1 Surface de charge

Le seuil d'élasticité est défini par la surface de charge f telle que :

- si $f < 0$, l'état est intérieur au domaine d'élasticité, le comportement est élastique ;
- si $f = 0$, l'état est sur la frontière du domaine, il y a écoulement plastique.

Les critères de plasticité les plus courants sont ceux de von Mises et de Tresca [91]. Ces critères, ne prenant pas en compte la dépendance à la pression hydrostatique, ne peuvent prédire avec précision le comportement des adhésifs pour des chargements multi-axiaux. En effet, la surface de charge de ces matériaux est sensible à la contrainte hydrostatique aussi bien qu'à la contrainte déviatorique [85]. Une surface de charge avec dépendance à la pression hydrostatique est alors plus appropriée. Le critère de Drucker-Prager linéaire [41, 45] introduit le premier invariant du tenseur des contraintes $I_1(\underset{\sim}{\sigma})$. L'introduction de cet invariant permet ainsi la prise en compte de la pression hydrostatique dans la surface de charge. De nombreuses extensions du critère de Drucker-Prager ont été proposées pour mieux prédire cette dépendance à la pression hydrostatique des

polymères. On peut citer entre autres le critère de Raghava [12, 42] :

$$f(\underline{\underline{\sigma}}) = 3J_2(\underline{\underline{S}}) + (\eta - 1)\sigma_y I_1(\underline{\underline{\sigma}}) - \eta\sigma_y^2 \leq 0 \tag{2.4}$$

avec $J_2(\underline{\underline{S}})$, le second invariant du tenseur déviatorique des contraintes de Cauchy et σ_y la limite élastique du matériau et η le ratio de la limite élastique entre la compression et la traction.

$J_2(\underline{\underline{S}})$ s'exprime tel que :

$$J_2(\underline{\underline{S}}) = \frac{1}{2}\underline{\underline{S}} : \underline{\underline{S}} \tag{2.5}$$

$I_1(\underline{\underline{\sigma}})$ est le premier invariant du tenseur des contraintes données par :

$$I_1 = tr(\underline{\underline{\sigma}}) \tag{2.6}$$

Deb et al. [42] emploient le modèle de Raghava pour la simulation d'essai double recouvrement avec une résine époxy. Ils montrent ainsi que ce modèle offre une bonne corrélation avec les essais pour différentes températures et vitesses de sollicitations. Dean et al. [41] montrent également que l'utilisation d'un critère de Raghava permet d'obtenir une bonne prédiction de la surface de charge pour un adhésif époxy.

2.2.2.2 Loi d'écrouissage-viscoplasticité

L'écrouissage du matériau décrit l'expansion de la surface de charge f. La fonction de charge pour un écrouissage isotrope est alors de la forme :

$$f(\underline{\underline{\sigma}})^* = f(\underline{\underline{\sigma}}) - R \tag{2.7}$$

avec R, la loi d'écrouissage

Les lois d'écrouissage peuvent prendre diverses formes. Pour les matériaux métalliques, le modèle de Johson-Cook est largement utilisé. Néanmoins, dans le cas des matériaux polymères, ce modèle n'est pas capable de représenter leurs comportements plus complexes. G'Sell et al. [53] décrivent l'évolution de la contrainte pour les matériaux polymères par le produit de fonctions exponentielles. Jousset et al. ainsi que Manhken et al. [63, 73] emploient ce type de fonction pour représenter l'écrouissage d'un adhésif époxy. Epee [46] et Balieu [10] ont notamment modifié ce type de critère en intégrant une fonction polynomiale permettant une meilleure représentation du comportement des matériaux semi-cristallins.

2.2.2.3 Loi d'écoulement plastique

Les lois d'écoulement permettent de définir la vitesse de déformation plastique (viscoplastique). L'objectif est de définir l'intensité et la direction de la vitesse d'écoulement. La direction d'écoulement est notée $\underset{\sim}{n}$. De manière courante, en plasticité associée, $\underset{\sim}{n}$ est fournie par la normale à la surface de charge f.

La variation de volume au sein des matériaux polymères a été étudiée par de nombreux auteurs. G'Sell et al. [53] ont notamment mesuré la déformation volumétrique pour différents matériaux polymères. Il a constaté la non conservation du volume et par conséquent l'inapplicabilité des modèles en plasticité associée. Il est donc nécessaire d'employer une plasticité non associée afin de pouvoir décrire correctement le processus de déformation. Dans ce cas, l'écoulement est défini par un potentiel de dissipation F différent de f. Ce potentiel dépend alors de la pression hydrostatique [12, 73].

2.2.3 Endommagement

La présence de charge dans les polymères ou les adhésifs engendre des phénomènes de cavitation autour de celle-ci. De nombreux modèles intègrent ce phénomène d'endommagement dans leur formulation. L'objectif est de décrire l'évolution des phénomènes entre un l'état vierge jusqu'à amorçage d'une fissure. Un des modèles les plus répandus est le modèle de Gurson [46, 55, 69], lequel décrit les phénomènes microstructuraux de nucléation et de coalescence. Bien que ce modèle donne de bons résultats sur les matériaux métalliques et certains polymères, ces paramètres ne peuvent être identifiés directement par l'expérimentation et nécessitent une méthode d'identification inverse [68]. D'autre part, des approches continues, basées sur la thermodynamique des phénomènes irréversibles, ont été proposées par Lemaitre [71]. L'endommagement est alors décrit travers de l'évolution de la section effective. En supposant une répartition de contrainte uniforme dans la zone utile de l'éprouvette de traction, la contrainte effective s'exprime alors par :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D} \tag{2.8}$$

La variable d'endommagement D associée à cette approche est alors un scalaire dans le cas des matériaux isotropes [11]. L'utilisation d'une approche continue est intéressante, car elle peut être couplée avec un modèle phénoménologique et identifiée de manière simple par l'intermédiaire d'essais conventionnels.

2.2.4 Conclusion de l'état de l'art

L'utilisation d'un modèle phénoménologique permet de représenter un grand nombre de phénomènes physiques. Dans la littérature, on trouve un grand nombre de ces modèle permettant de représenter le comportement complexe des adhésifs et polymères [9, 10, 45, 49, 64].

Les essais du chapitre précèdent ont mis en évidence un comportement de type viscoélastique viscoplastique avec variation de volume, dépendance à la pression hydrostatique et endommagement. Par conséquent, le modèle choisi doit pouvoir représenter ce type de comportement. Dans le cadre de nos travaux, nous utiliserons un modèle phénoménologique basé sur la thermodynamique des milieux continus. Ce modèle proposé par Balieu et al. [10, 12] a initialement été développé et implémenté pour les matériaux polymères semi-cristallins. Il prend en compte les phénomènes physiques complexes relatifs aux matériaux polymères au travers d'une description en grande déformation viscoélastique viscoplastique non associée. La viscoélasticité est formalisée par un modèle rhéologique de Wiechert. La surface de charge est basée sur les travaux de Raghava afin de prendre correctement en compte l'influence de la pression hydrostatique. La loi d'écrouissage employée est basée sur les travaux de G'Sell. Cette loi permet de représenter le comportement viscoplastique complexe des polymères. Enfin, une plasticité non associée est utilisée dans le but de modéliser la variation de volume dans le domaine plastique, associé à un endommagement effectif lié au processus de nucléation autour des particules.

Ce modèle est particulièrement adapté au comportement des polymères et par conséquent il semble prometteur pour une utilisation dans le cas de la modélisation des adhésifs. De plus, il peut être facilement identifié à partir d'essais classiques sur éprouvettes "bulk".

2.3 Description du modèle de comportement mésoscopique

Dans cette section, le modèle développé et implémenté par Balieu et al. [10, 12] pour un polymère semi-cristallin est présenté plus en détail.

Le comportement du matériau est basé sur l'hypothèse que la déformation totale

se décompose en une partie viscoélastique et une partie viscoplastique telle que :

$$\underset{\sim}{\varepsilon} = \underset{\sim}{\varepsilon}^{ve} + \underset{\sim}{\varepsilon}^{vp} \tag{2.9}$$

Le potentiel thermodynamique ou énergie libre d'Helmholtz est une fonction du tenseur de déformation total $\underset{\sim}{\varepsilon}$, du tenseur de déformation viscoplastique $\underset{\sim}{\varepsilon}^{vp}$, de la viscoplasticité équivalente κ et de l'endommagement D :

$$\psi = \psi(\underset{\sim}{\varepsilon}, \underset{\sim}{\varepsilon}^{vp}, \kappa, D) \tag{2.10}$$

ψ est décomposé en une énergie libre viscoélastique et une énergie libre viscoplastique.

$$\psi = \psi^{ve}(\underset{\sim}{\varepsilon}, D) + \psi^{vp}(\kappa) \tag{2.11}$$

Par ailleurs, le potentiel de dissipation ϕ permet de décrire l'évolution des phénomènes irréversibles tels que la viscoplasticité et l'endommagement :

$$\phi = \phi(\dot{\underset{\sim}{\varepsilon}}^{vp}, \dot{\kappa}, \dot{D}, \kappa, D) \tag{2.12}$$

Le potentiel "dual" qui décrit l'évolution des variables internes est obtenu par la transformation de Legendre [99]. Il est décomposé en un potentiel viscoplastique f^{vp} et un potentiel d'endommagement F^D :

$$\phi^* = f^{vp}(\underset{\sim}{\sigma}, R, D) + F^D(Y, \kappa, D) \tag{2.13}$$

2.3.1 Viscoélasticité linéaire

Dans le modèle de Wiechert, la déformation de chaque élément de Maxwell est égale à la déformation totale, et la contrainte totale est la somme des contraintes de chaque élément. L'expression de la contrainte pour un élément i de Maxwelll s'exprime telle que :

$$\sigma_i^{ve}(t) = E_i exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right).\varepsilon_0 \tag{2.14}$$

En appliquant le théorème de superposition, l'expression de la contrainte à un temps t est donnée par :

$$\sigma^{ve}(t) = \left[E_\infty + \sum_{i=1}^{n} E_i exp\left(-\frac{t}{\tau_i}\right)\right]\varepsilon_0 \tag{2.15}$$

où E_∞ est la rigidité de l'élément de Hooke, E_i et τ_i sont le module de Young et le temps de relaxation du i^{me} élément de Maxwell.

Afin d'étendre ce modèle dans les trois dimensions et prendre en compte l'historique des déformations au temps t, le principe de superposition de Bolzman est employé en sommant les incréments de contrainte dus aux incréments de déformation $d\varepsilon(\zeta)$ au temps antérieur ζ. Cela conduit à l'expression de la contrainte :

$$\underset{\sim}{\sigma}^{ve}(t) = \int_{-\infty}^{t} R^{ve}(t-\zeta) : \frac{d\underset{\sim}{\varepsilon}(\zeta)}{d\zeta} d\zeta \tag{2.16}$$

où R^{ve} est le tenseur de relaxation du quatrième ordre pouvant s'écrire sous la forme d'une série de Prony :

$$R^{ve}(t) = \mathscr{L}_{\infty}^{ve} + \sum_{i=1}^{N} \mathscr{L}_{i}^{ve} exp\left(\frac{-t}{\tau_i}\right) \tag{2.17}$$

$\mathscr{L}_{\infty}^{ve}$ est le tenseur élastique à long terme du quatrième ordre défini par :

$$\mathscr{L}_{\infty}^{ve} = 2G_{\infty}\underset{\sim}{I}_d + K_{\infty}\underset{\sim}{I} \otimes \underset{\sim}{I} \tag{2.18}$$

avec I_d la projection déviatorique du tenseur telle que :

$$\underset{\sim}{I}_d = \underset{\sim}{I}_s - \frac{1}{3}\underset{\sim}{I} \otimes \underset{\sim}{I} \tag{2.19}$$

et avec $\underset{\sim}{I}_s$ le tenseur identité symétrique du quatrième ordre et $\underset{\sim}{I}$ le tenseur identité du second ordre. Comme en élasticité classique, le module élastique isostatique (K_{∞}) et de cisaillement à long terme (G_{∞}) sont définis par :

$$K_{\infty} = \frac{E_{\infty}}{3(1-2\nu)}, G_{\infty} = \frac{E_{\infty}}{2(1+\nu)} \tag{2.20}$$

Le modèle viscoélastique de Maxwell est couplé avec un phénomène d'endommagement D (voir section 2.3.3). Le tenseur de contrainte nominale élastique est donné par :

$$\sigma^{ve}(t) = \rho\frac{\partial\phi^{ve}}{\partial\underset{\sim}{\varepsilon}^{ve}} = (1-D)\int_{-\infty}^{t} R^{ve}(t-\tau) : \frac{d\underset{\sim}{\varepsilon}(\tau)}{d\tau} d\tau \tag{2.21}$$

L'énergie libre viscoélastique s'écrit alors sous la forme :

$$\rho\psi^{ve} = \frac{1}{2}(1-D)\int_{-\infty}^{t}\int_{-\infty}^{t} \mathscr{L}_{\infty}^{ve} + \sum_{i=1}^{N} R_i^{ve} exp(2t-\zeta-\upsilon)\frac{\underset{\sim}{\varepsilon}^{ve}(\zeta)}{d\zeta}\frac{\underset{\sim}{\varepsilon}^{ve}(\upsilon)}{d\upsilon} d\zeta d\upsilon \tag{2.22}$$

2.3.2 Viscoplasticité non associée

2.3.2.1 Surface de charge

Une surface de charge non symétrique est employée pour représenter la différence de comportement en traction, compression et cisaillement. Cette surface de charge, initialement proposée par Raghava [86], s'exprime en fonction des invariants du tenseur des contraintes effectives $\tilde{\underset{\sim}{\sigma}}$:

$$f(\tilde{\underset{\sim}{\sigma}}, R) = \frac{(\eta-1)I_1(\tilde{\underset{\sim}{\sigma}})\sqrt{(\eta-1)^2 I_1^2(\tilde{\underset{\sim}{\sigma}}) + 12\eta J_2(\tilde{\underset{\sim}{S}})}}{2\eta} - (\sigma_t + R(\kappa)) \tag{2.23}$$

avec σ_t la limite élastique uniaxiale, $R(\kappa)$ la loi d'écrouissage et κ la déformation plastique équivalente définie par :

$$\kappa = \sqrt{\frac{2}{3}\underset{\sim}{\varepsilon}^p : \underset{\sim}{\varepsilon}^p} \tag{2.24}$$

Le paramètre η est représentatif de la dépendance à la pression hydrostatique. Il est défini comme le ratio entre la limite élastique en compression σ_y^c et en traction σ_y^t tel que :

$$\eta = \frac{\sigma_y^c}{\sigma_y^t} \tag{2.25}$$

Dans le cas où $\eta = 1$, la surface de charge correspond au modèle de von Mises.

Le modèle de Raghava est proposé dans sa forme viscoplastique avec endommagement :

$$f^{vp}(\underset{\sim}{\sigma}, \kappa, \dot{\kappa}, D) = \frac{(\eta-1)I_1(\underset{\sim}{\sigma})\sqrt{(\eta-1)^2 I_1^2(\underset{\sim}{\sigma}) + 12\eta J_2(\underset{\sim}{S})}}{2\eta(1-D)} - (\sigma_t + R(\kappa))\left(\frac{\dot{\kappa}}{\dot{\kappa}_0}\right)^n \tag{2.26}$$

avec $\dot{\kappa}$ la vitesse de déformation plastique équivalente, $\dot{\kappa_0}$ la vitesse de déformation plastique de référence et n le paramètre de viscoplasticité. La variable d'endommagement D est ici basée sur l'endommagement principal effectif qui prend en considération l'accroissement et la nucléation des cavités autour des particules présentes dans les adhésifs.

2.3.2.2 Écrouissage isotrope

L'énergie libre viscoplastique ψ^{vp} qui est une fonction de la variable d'écrouissage κ s'écrit :

$$\rho\psi^{vp} = -\frac{Q_1}{b_1}\left(1+\frac{1}{b_1}\right)exp(-b_1\kappa)+Q_2\left(\kappa+\frac{exp(-b_2\kappa)}{b_2}\right)+\frac{b_3}{4}\kappa^4+\frac{b_4}{3}\kappa^3+\frac{b_5}{2}\kappa^2 \quad (2.27)$$

La loi de comportement du matériau $R(\kappa)$ est décrite par un écrouissage isotrope non linéaire proche de la fonction proposée par G'sell [53].

$$R(\kappa) = \frac{\partial\psi^{vp}}{\partial\kappa} = Q_1\kappa\exp(-b_1\kappa) + Q_2(1-\exp(-b_2\kappa)) + b_3\kappa^3 + b_4\kappa^2 + b_5\kappa \quad (2.28)$$

avec Q_1,Q_2,b_1,b_2,b_3,b_4,b_5, les paramètres matériau.

2.3.2.3 Écoulement viscoplastique

Pour compléter ce modèle et prendre en compte la variation de volume, un second potentiel thermodynamique est utilisé dans une formulation non associée. Ce potentiel, proche du premier, est défini par :

$$F^{vp}(\tilde{\underline{\sigma}}) = \frac{\sqrt{3J_2(\tilde{\underline{S}}) + \alpha^+ < p >^2 + \alpha^- < -p >^2}}{1-D} \quad (2.29)$$

avec α^+ et α^- les paramètres qui définissent respectivement la variation de volume pour une pression hydrostatique positive et négative. Le symbole <.> (Macauley bracket) signifie que

$$x = \begin{cases} 0, & x < 0 \\ x, & x \geq 0 \end{cases} \quad (2.30)$$

Les paramètres α^+ et α^- sont exprimés en fonction du coefficient de poisson plastique pour des pressions positives ν_p^+ et pour des pressions négatives ν_p^- tels que [10] :

$$\alpha^+ = \frac{9}{2}\left(\frac{1-2\nu_p^+}{1+\nu_p^+}\right) \quad (2.31)$$

$$\alpha^- = \frac{9}{2}\left(\frac{1-2\nu_p^-}{1+\nu_p^-}\right) \quad (2.32)$$

La loi de normalité non associée définit le tenseur de vitesse de déformation plastique telle que :

$$\dot{\underline{\underline{\varepsilon}}}^{vp} = \dot{\lambda}\frac{\partial F^{vp}}{\partial\underline{\underline{\sigma}}} = \dot{\lambda}\underline{\underline{n}} \quad (2.33)$$

où $\underset{\sim}{n}$ la direction de l'écoulement plastique est définie par :

$$\underset{\sim}{n} = \frac{1}{g(1-D)}\left(\frac{3}{2}\underset{\sim}{S} + \frac{1}{3}(\alpha^+ < p > -\alpha^- < -p >)\underset{\sim}{I}\right) \tag{2.34}$$

avec le scalaire g tel que :

$$g = \sqrt{3J_2(\underset{\sim}{S}) + (\alpha^+ < p >^2 -\alpha^- < -p >^2)} \tag{2.35}$$

Le tenseur des vitesses de déformation viscoplastique peut alors s'écrire :

$$\dot{\underset{\sim}{\varepsilon}}^{vp} = \dot{\lambda}\frac{\partial F^{vp}}{\partial \underset{\sim}{\sigma}} = \frac{\dot{\lambda}}{g(1-D)}\left(\frac{3}{2}\underset{\sim}{S} + \frac{1}{3}(\alpha^+ < p > -\alpha^- < -p >)\underset{\sim}{I}\right) \tag{2.36}$$

et la vitesse de déformation équivalente :

$$\dot{\kappa} = \dot{\lambda}\sqrt{\frac{2}{3}\underset{\sim}{n} : \underset{\sim}{n}} = \frac{\dot{\lambda}}{g(1-D)}\sqrt{3J_2(\underset{\sim}{S}) + \frac{2}{9}(\alpha^+ < p > -\alpha^- < -p >)^2} \tag{2.37}$$

2.3.3 Endommagement

Le potentiel de dissipation d'endommagement F^D utilisé dans ce modèle est donné par :

$$F^D(Y,\kappa,D) = \frac{Y}{g(1-D)k_c}\sqrt{3J_2(\underset{\sim}{S}) + \frac{2}{9}(\alpha^+ < p > -\alpha^- < -p >)^2}exp\left(-\frac{\kappa}{k_c}\right) \tag{2.38}$$

avec Y la variable d'endommagement conjugué.

En utilisant la loi de normalité, l'évolution de la variable interne d'endommagement s'exprime par :

$$\dot{D} = -\dot{\lambda}\frac{\partial F^D}{\partial Y} \tag{2.39}$$

$$= \frac{\dot{\lambda}}{g(1-D)k_c}\sqrt{3J_2(\underset{\sim}{S}) + \frac{2}{9}(\alpha^+ < p > -\alpha^- < -p >)^2}exp\left(-\frac{\kappa}{k_c}\right) \tag{2.40}$$

$$= \frac{\dot{\kappa}}{k_c}exp\left(-\frac{\kappa}{k_c}\right) \tag{2.41}$$

où k_c est un paramètre matériau.

Par intégration de l'équation 2.41 et en admettant la condition initiale $D(\kappa = 0) = 0$, le modèle d'endommagement s'écrit finalement :

$$D = 1 - exp\left(-\frac{\kappa}{\kappa_c}\right) \tag{2.42}$$

En résumé, le modèle présenté dans cette section nécessite les paramètres suivants :

Maxwell généralisé	module de Young de l'élément de Hooke E_∞ modules du i^{me} élément de Maxwell (E_i et τ_i)
Loi d'écrouissage	paramètres Q_1,Q_2,b_1,b_2,b_3,b_4,b_5
Surface de charge	paramètres de dépendance à la pression hydrostatique η paramètres σ_t et n
Loi d'écoulement	paramètres α^+ et α^-
Endommagement	paramètres k_c

Tableau 2.1 – Liste des paramètres du modèle mésoscopique

2.4 Identification du modèle constitutif

Les paramètres du modèle de Maxwell généralisé (équation 2.15) sont identifiés par analyse mécanique dynamique (AMD). Les paramètres liés au comportement viscoplastique non isochore et à l'endommagement sont identifiés à l'aide des essais de traction monotone effectués à différentes vitesses de déformation. La corrélation d'image et la méthode SEÈ fournissent les informations nécessaires à cette identification. Les essais de compression sont utilisés pour identifier la dépendance à la pression hydrostatique.

2.4.1 Identification des paramètres viscoélastiques

Les propriétés viscoélastiques des adhésifs ont été mises en évidence dans le chapitre précédent au travers d'essais AMD. Le module complexe E^* peut être exprimé en fonction du module de relaxation linéaire du modèle de Maxwell généralisé $E(t)$ tel que :

$$E^* = \int_0^\infty E(t).exp(-i\omega t)dt \tag{2.43}$$

Le module de relaxation linéaire peut être développé en série de Prony :

$$E(t) = E_\infty + \sum_{i=1}^{n} E_i.exp(-\frac{t}{\tau_i}) \tag{2.44}$$

Le module complexe s'exprime par conséquent par :

$$E^* = E' + iE'' \tag{2.45}$$

avec E' et E", les modules de conservation et de perte définis par :

$$E'(\omega) = E_\infty + \sum_{i=1}^{n} E_i \frac{(\omega\tau_i)^2}{1+(\omega\tau_i)^2} \tag{2.46}$$

$$E''(\omega) = \sum_{i=1}^{n} E_i \frac{\omega\tau_i}{1+(\omega\tau_i)^2} \tag{2.47}$$

Les paramètres E_i et τ_i sont identifiés par la minimisation de la fonction :

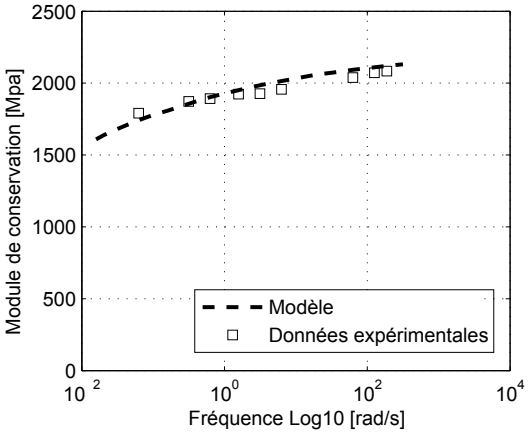
$$A = \sum_{i=1}^{n} \left[\left(\frac{E'(\omega_i)}{(E'_n(\omega_i)} - 1 \right)^2 + \left(\frac{E''(\omega_i)}{(E''_n(\omega_i)} - 1 \right)^2 \right] \tag{2.48}$$

avec E', E'' les modules calculés à partir des équations 2.47 et 2.48 et E'_n,E''_n les modules expérimentaux.

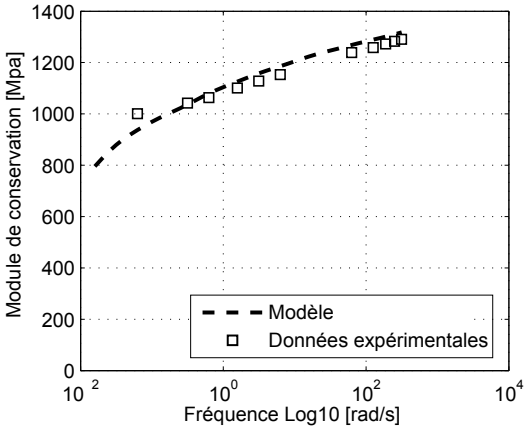
Une méthode d'optimisation de type "points intérieurs" est utilisée pour déterminer les variables de A (E_i,τ_i) à partir des valeurs ré-échantillonnées de E'_n et E''_n. Toutefois, une étape préalable consiste, dans un premier temps à ré-échantillonner les données expérimentales en utilisant une fonction polynomiale pour permettre une optimisation sur un plus grand nombre de points. Les modules de conservation nécessitent une fonction polynomiale du premier ordre et les modules de perte une fonction polynomiale du second ordre.

Sept branches de Maxwell sont ici utilisées afin de représenter l'évolution des modules complexes ($n = 7$). Ce nombre de branches est fixé comme étant le minimum nécessaire pour satisfaire l'optimisation et pour décrire correctement le comportement viscoélastique.

Le tableau 2.2 regroupe les paramètres du modèle de Maxwell généralisé de la Betamate 1822 et de la Sika power 498 obtenus à l'aide de l'optimisation. Les figures 2.4, 2.5 et 2.6 montrent la différence entre les valeurs expérimentales et le modèle de Maxwell généralisé. Ces figures mettent en évidence la fiabilité de la démarche d'optimisation dans l'identification des paramètres. Les valeurs ainsi obtenues permettent de représenter correctement le module de conservation E', le module de perte E'' et l'angle de perte $tan\delta$.

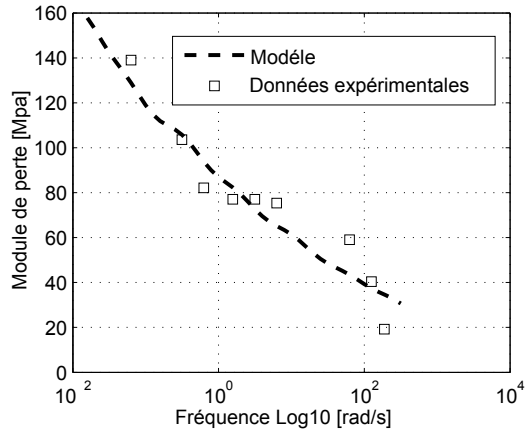


(a) Sika power 498

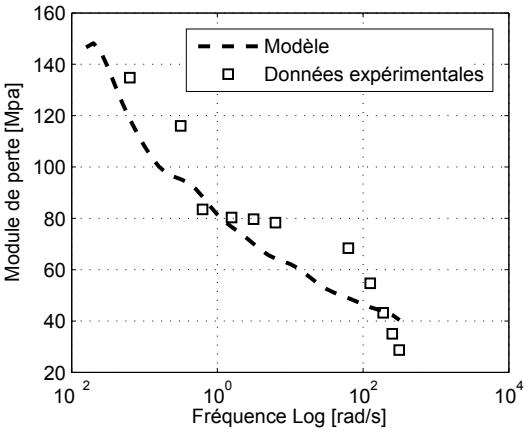


(b) Betamate 1822

FIGURE 2.4 – Comparaison du modèle de Maxwell généralisé et des résultats expérimentaux - Module de conservation

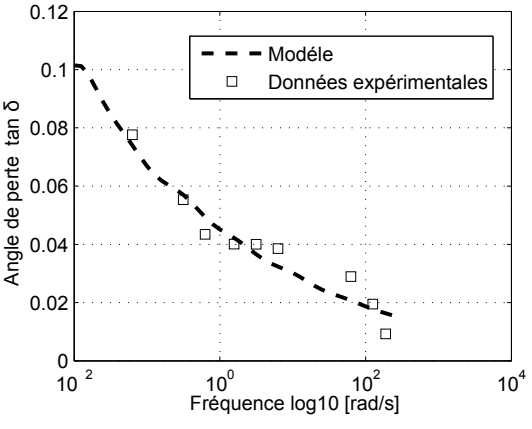


(a) Sika power 498

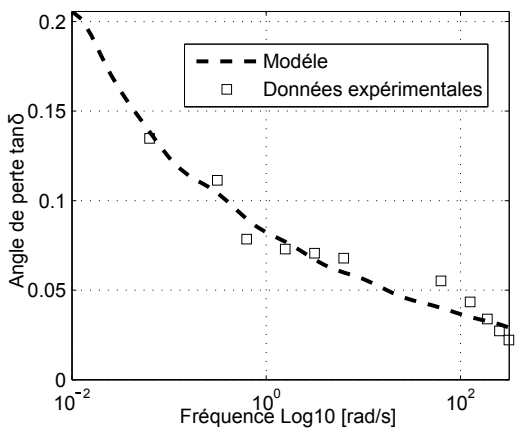


(b) Betamate 1822

FIGURE 2.5 – Comparaison du modèle de Maxwell généralisé et des résultats expérimentaux - Module de perte



(a) Sika power 498



(b) Betamate 1822

FIGURE 2.6 – Comparaison du modèle de Maxwell généralisé et des résultats expérimentaux - Angle de perte

	E_i[Mpa]	τ_i [ ]
i=1	262.1	100
i=2	125.4	17.78
i=3	118.02	3.1623
i=4	83.9	0.5623
i=5	66.4	0.1
i=6	44.8	0.0178
i=7	40.445	0.0032
E_∞ [Mpa]	1411.6	

(a) Sika power 498

	E_i[Mpa]	τ_i [ ]
i=1	291.7	63
i=2	82.2	12.1
i=3	101	2.326
i=4	61	0.4466
i=5	69.48	0.08577
i=6	48.69	0.0164689
i=7	131.7	0.00316
E_∞ [Mpa]	534.6	

(b) Betamate 1822

TABLEAU 2.2 – Paramètres du modèle de Maxwell généralisé

2.4.2 Identification des paramètres viscoplastiques

Dans le chapitre 1, les essais de traction monotone avec corrélation d'image, effectués pour différentes vitesses de déformation, fournissent les surfaces de comportement ($SE\dot{E}$). Ces surfaces donnent la possibilité d'identifier les lois de comportement en tenant compte de l'hétérogénéité du champ de déformation et de vitesse de déformation. L'objectif de cette partie est d'identifier le modèle de comportement viscoplastique retenu à partir de ces surfaces.

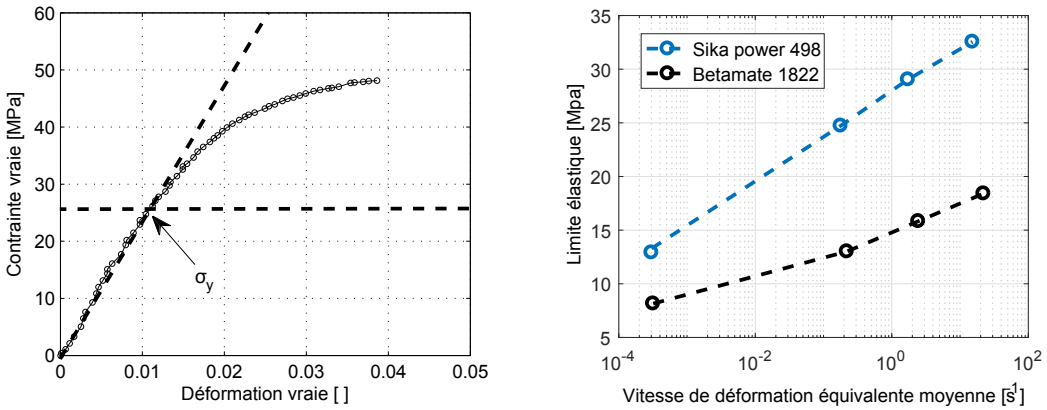
$$\sigma_y^{vp} = (\sigma_t + R(\kappa)) \left(\frac{\dot{\kappa}}{\dot{\kappa}_0} \right)^n \tag{2.49}$$

Il convient de définir les surfaces $SE\dot{E}$ dans l'espace des déformations plastiques équivalentes κ, vitesses de déformations équivalentes $\dot{\kappa}$ et contraintes σ. La limite élastique σ_y est identifiée pour chaque vitesse à partir des courbes de contrainte/déformation vraie (Chapitre1, figures 1.31a et 1.31b). Elle correspond à la contrainte au moment où la courbe devient non linéaire (figure 2.7a). La figure 2.7b montre l'évolution de la limite élastique σ_y ainsi obtenue à différentes vitesses de déformations moyennes. Ces vitesses de déformations moyennes sont définies comme étant la moyenne au cours de l'essai.

2.4.2.1 Identification de la loi d'écrouissage

Les paramètres du modèle d'écrouissage (équation 2.28) (Q_1,Q_2,b_1,b_2,b_3,b_4, b_5), la limite élastique initiale (σ_t) et le paramètre de dépendance à la vitesse de déformation n sont identifiés par optimisation. Bien que les limites élastiques aient été identifiées pour obtenir les surfaces $SE\dot{E}$ dans le domaine plastique, la valeur de σ_t est ici affinée en intégrant ce paramètre à l'optimisation.

La méthode des moindres carrés est employée pour réaliser cette optimisation. Elle



(a) Identification de la limite élastique (Sika power 498, $\dot{\kappa} = 0.5s^{-1}$)

(b) Évolution de la limite élastique en fonction de la vitesse de déformation moyenne

FIGURE 2.7 – Démarche d'identification de la limite élastique

s'effectue entre la loi de comportement et les données expérimentales (surface $SE\dot{E}$). En raison des cadences de caméras différentes entre les différents essais, le nombre de points expérimentaux n'étant pas le même pour chaque essai, un ré-échantillonnage est réalisé afin d'obtenir la même pondération de chaque vitesse. Les figures 2.8a et 2.8b montrent le modèle identifié. On observe une bonne corrélation entre ce modèle et les résultats expérimentaux

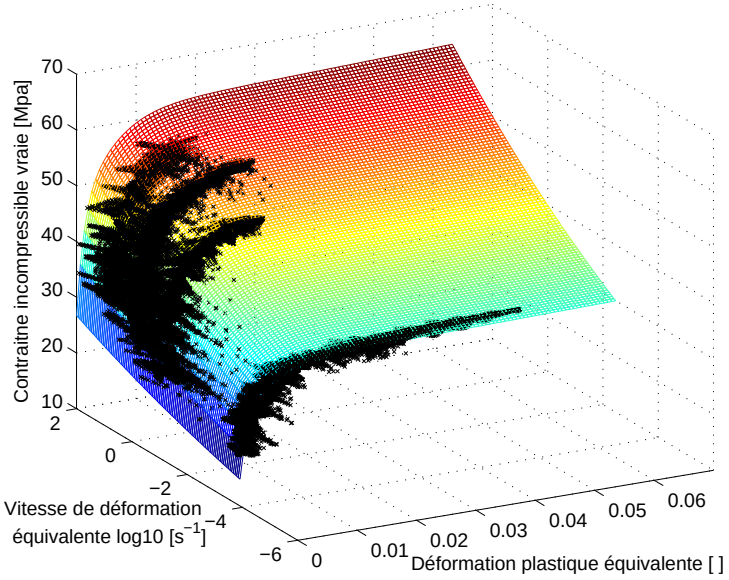
Le tableau 2.3 regroupe les valeurs relatives au modèle obtenu par la démarche d'optimisation.

Paramètres	**Sika power 498**	**Betamate 1822**
σ_t [MPa]	12	7.5
Q_1 [MPa]	4051	352
Q_2 [MPa]	15.8	6.82
b_1 [ ]	552	111
b_2 [ ]	243	55
b_3 [ ]	0	0
b_4[ ]	0	-25.3
b_5 [ ]	15.4	22.1
κ_0 $[s^{-1}]$	1e-6	1e-6
n [ ]	0.0435	0.047

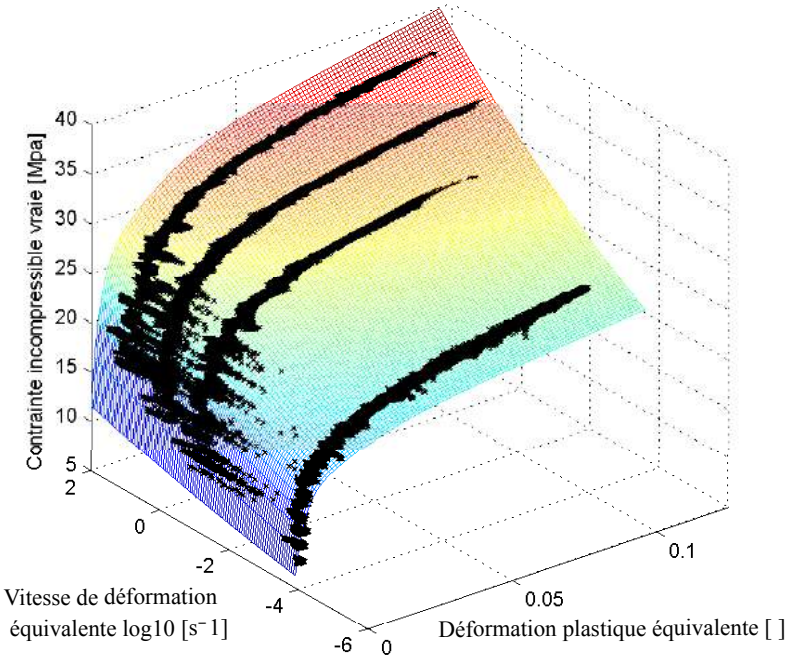
TABLEAU 2.3 – Paramètres de la loi d'écrouissage

2.4.2.2 Dépendance à la pression hydrostatique

Dans le chapitre 1, les différences de comportement constatées sur les essais de traction et de compression mettent en évidence une dépendance à la pression hydro-



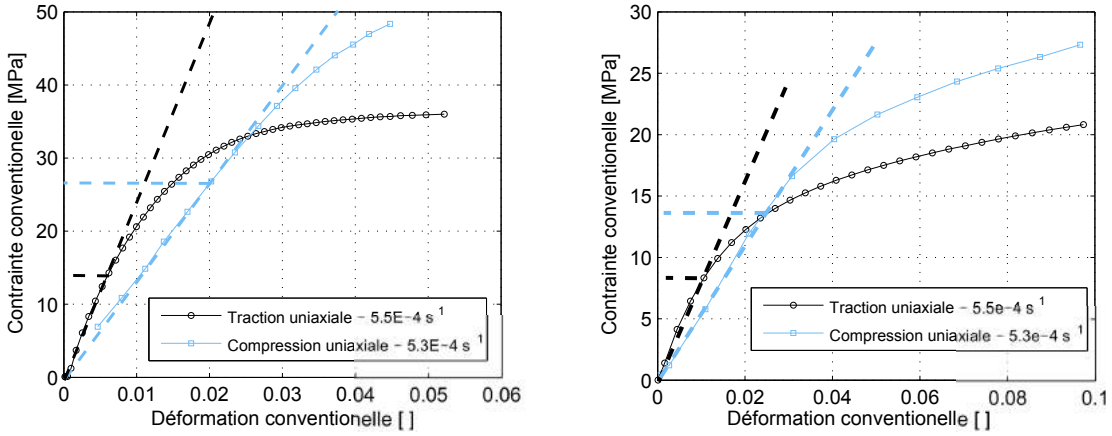
(a) Sika power 498



(b) Betamate 1822

FIGURE 2.8 – Surface de comportement SEÈ et modèle de G'Sell associé

statique. En raison de l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement, les essais de traction et de compression sont réalisés pour une même vitesse de déformation équivalente. Les figures 2.9 montrent la différence entre le comportement en traction et en compression.



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 2.9 – Identification des limites élastiques en traction et compression

En adoptant la démarche d'identification de la limite élastique présentée précédemment, il est possible de déterminer le paramètre de dépendance à la pression hydrostatique η (équation 2.26) comme étant le ratio entre la limite en compression et en traction.

$$\eta = \frac{\sigma_y^c}{\sigma_y^t} \tag{2.50}$$

Les valeurs identifiées sont de $\eta = 1.8$ pour la Sika power 498 et de $\eta = 1.6$ pour la Betamate 1822.

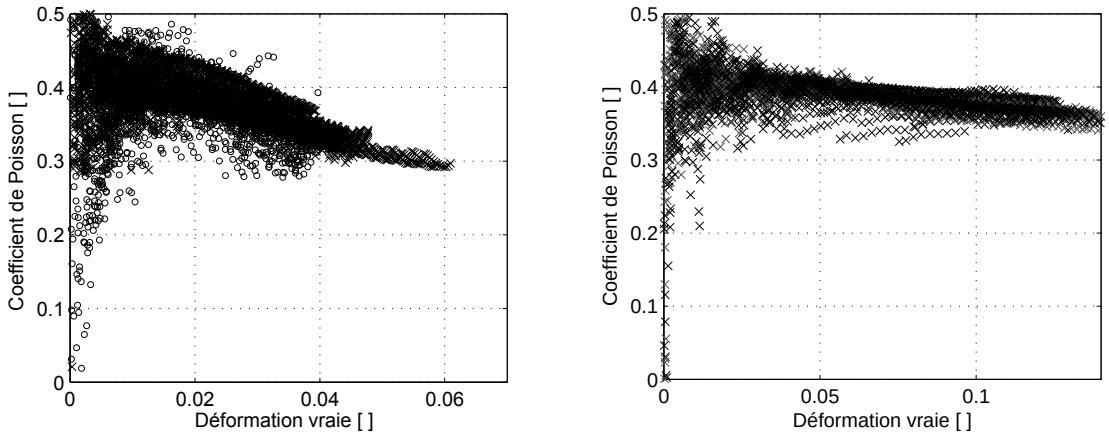
2.4.2.3 Identification des paramètres d'écoulement plastique

La viscoplasticité non associée est employée pour prendre en compte la déformation non isochore. Le potentiel viscoplastique introduit pour prendre en compte ce phénomène est décrit par l'équation 2.29. Ce potentiel nécessite le calcul du coefficient de Poisson plastique est défini comme le ratio entre les déformations plastiques transversales et axiales. Il est calculé pour chaque ZOI (Zone d'intérêt) de l'analyse DIC tel que :

$$\nu_p = -\frac{\varepsilon_{xx}^p}{\varepsilon_{yy}^p} \tag{2.51}$$

Les figures 2.10b et 2.10a montrent l'évolution du coefficient de Poisson pour les essais de traction monotone. On observe une dispersion importante des résultats pour les

faibles déformations. Cette dispersion provient du bruit de mesure de la corrélation d'image en petite déformation. L'augmentation du volume du matériau est mise en évidence par la diminution du coefficient de Poisson en traction jusqu'à une valeur de ν_p^+=0.3 pour la Sika power 498 et une valeur de ν_p^+=0.38 pour la Betamate 1822. En compression, l'hypothèse d'incompressibilité est choisie. Par conséquent, ν_p^-=0.5 pour les deux adhésifs.



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 2.10 – Coefficient de Poisson plastique

2.4.3 Endommagement

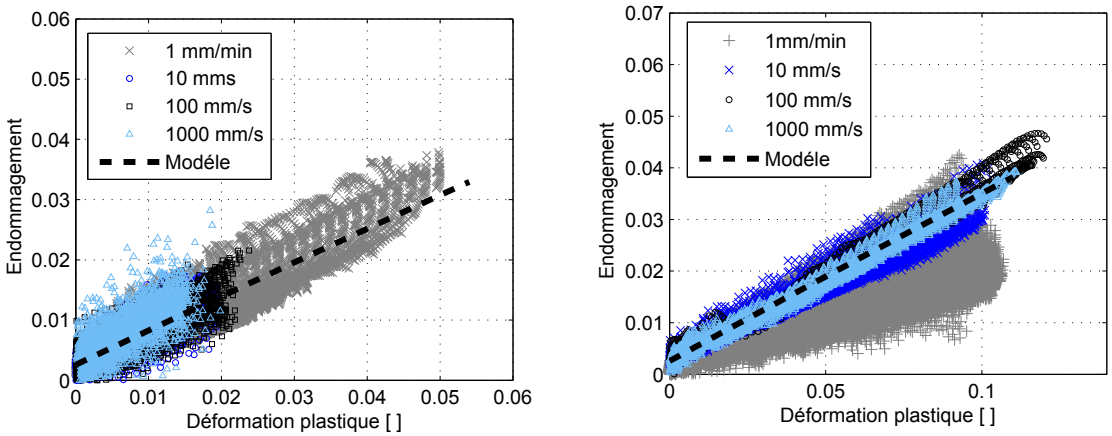
L'endommagement D est identifié en fonction des contraintes compressible et incompressible tel que :

$$D = 1 - \frac{\sigma^{com}}{\sigma^{inc}} \tag{2.52}$$

La figure 2.11 montre l'évolution de l'endommagement dans l'éprouvette pour chaque vitesse de sollicitation et pour l'ensemble des ZOI. Les valeurs d'endommagement sont relativement faibles. Une dispersion des résultats est observée, mais reste toutefois relative au regard de ces faibles valeurs. Néanmoins, on peut faire l'hypothèse que l'évolution de l'endommagement est identique, quelle que soit la vitesse de déformation.

Sur assemblage, les adhésifs atteignent des déformations à rupture bien supérieures à celles observées sur les essais avec adhésif pur. Par conséquent, l'endommagement ne peut-être négligé. Le paramètre d'endommagement κ_c est identifié par optimisation de l'évolution de l'endommagement D suivant la loi :

$$D = 1 - exp\left(-\frac{\kappa}{\kappa_c}\right) \tag{2.53}$$



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 2.11 – Endommagement

Pour la Sika power 498 la valeur de la variable κ_c est de 1.75 et de 2.8 pour la Betamate 1822.

2.4.4 Bilan des paramètres du modèle

Les paramètres du modèle de comportement sont regroupés dans les tableaux 2.4.

	Paramètres	Betamate 1822	Sika power 498
Écrouissage	σ_t [MPa]	7.5	12
	Q_1 [MPa]	352	4051
	Q_2 [MPa]	6.82	19.2
	b_1 [ ]	111	552
	b_2 [ ]	55	243
	b_3 [ ]	0	0
	b_4 [ ]	-25.3	0
	b_5 [ ]	22.1	15.4
Vitesse de déformation	ε_0 $[s^{-1}]$	1e-6	1e-6
	n [ ]	0.047	0.0435
Écoulement plastique	ν_p^+ [ ]	0.38	0.3
Pression	η [ ]	1.60	1.8
Endommagement	κ_c [ ]	2.8	1.75

TABLEAU 2.4 – Paramètres des lois constitutives

2.5 Validation sur essais de traction

Dans un premier temps, le modèle de comportement identifié est validé avec la simulation des essais de traction monotone dynamique. Le maillage éléments finis et les

conditions aux limites employées sont illustrés en figure 2.12. L'éprouvette est maillée avec des éléments 8 noeuds à intégration complète (C3D8). L'épaisseur est discrétisée en deux éléments et la demi-largeur avec 4 éléments en accord avec la convergence de maillage discutée dans [13]. Une symétrie est appliquée dans la largeur de l'éprouvette. L'une des extrémités de l'éprouvette est encastrée et une vitesse correspondante à la vitesse de sollicitation expérimentale est appliquée à l'autre extrémité.

Les résultats de la simulation numérique sont présentés en figure 2.13. Les courbes Effort-Déplacement relatif ainsi obtenues à différentes vitesses de sollicitation se superposent parfaitement avec les données expérimentales.

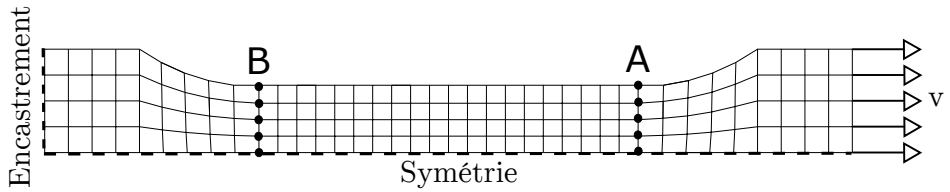
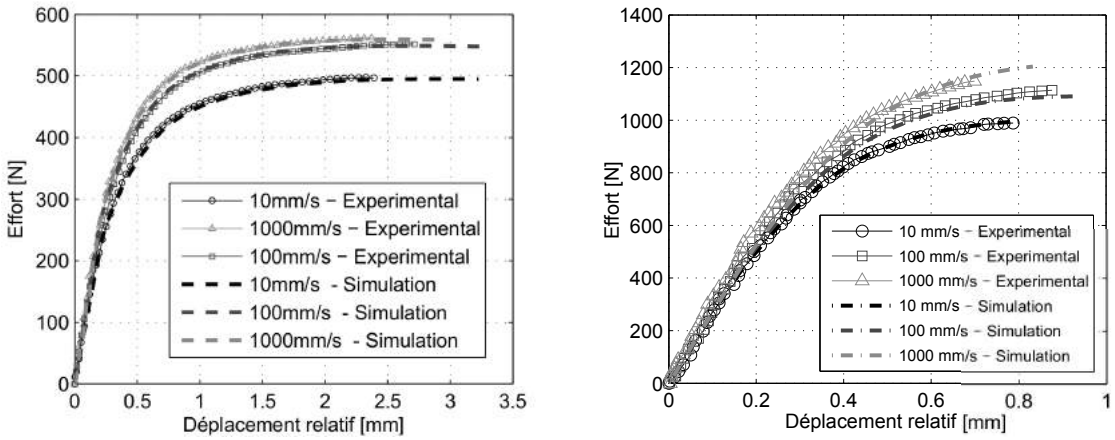


FIGURE 2.12 – Maillage et conditions aux limites des simulations de traction monotone



(a) Betamate 1822 (b) Sika power 498

FIGURE 2.13 – Comparaison des résultats numériques et expérimentaux de traction monotone

2.6 Conclusion

Un modèle de loi de comportement initialement développé pour les polymères semi-cristallins est identifié afin de modéliser le comportement des adhésifs époxy. Ce modèle est basé sur une formulation viscoélastique viscoplastique capable de représenter la dépendance à la vitesse de déformation, la dépendance à la pression hydrostatique, la variation de volume par l'intermédiaire d'une plasticité non associée et l'endommagement. La démarche d'identification associée au modèle est basée sur des essais expé-

rimentaux sur colle pure. Dans un premier temps, les paramètres viscoélastiques sont identifiés par analyse mécanique dynamique. Dans un second temps, les paramètres viscoplastiques sont identifiés avec des essais de traction monotone à différentes vitesses de sollicitations suivant une méthode spécifique appelée méthode SEȦ.

Le modèle ainsi identifié a été validé sur les essais de traction monotone pour les différentes vitesses de chargement de 10 mm/s à 1 m/s. Les résultats obtenus confirment la qualité de ce modèle phénoménologique pour représenter le comportement des adhésifs sur une large plage de vitesse de déformation. Il est donc possible maintenant de déterminer l'état de contrainte et de déformation avant rupture afin de déterminer un critère de rupture des assemblages collés.

Chapitre 3

Identification expérimentale d'un critère de rupture intrinsèque

Résumé

Ce chapitre traite de la mise en place d'une démarche de caractérisation d'un critère de rupture intrinsèque aux adhésifs. Pour cela, un dispositif de type Arcan est spécialement développé pour la caractérisation dynamique d'un critère de rupture. De plus, des substrats spécifiques avec becs en bord ont permis l'obtention de l'initiation de la rupture en dehors des zones de singularités (effet de bord). Cela a ainsi permis de proposer un critère intrinsèque. Des essais ont été menés pour des sollicitations de traction, de cisaillement et de traction/cisaillement pour différentes vitesses dynamiques et montrent une bonne répétabilité des résultats traduisant la fiabilité du montage. Ces essais combinés au modèle mésoscopique permettent dans un premier temps la validation du modèle mésoscopique et dans un second temps l'identification d'un critère de rupture en déformation. Pour finir, la simulation d'essais simple-recouvrement a permis de valider le critère de rupture.

Sommaire

3.1 Introduction 69
3.2 État de l'art 69
3.2.1 Les différents types de critères d'initiation 69
3.2.1.1 Critères en contrainte 69
3.2.1.2 Critères en déformation 70
3.2.1.3 Critères en énergie 71
3.2.1.4 Critère et singularité 71
3.2.2 Méthodes d'identifications expérimentales 72
3.2.2.1 Essais sur éprouvette de type bulk 73
3.2.2.2 Essais sur assemblage 73
3.2.3 Conclusion de l'état de l'art 74
3.3 Étude expérimentale de l'initiation de rupture par essai Arcan 76
3.3.1 Description du dispositif expérimental Arcan 76
3.3.1.1 Dispositif Arcan adapté pour la dynamique 76
3.3.1.2 Géométrie des substrats 77
3.3.2 Procédure expérimentale 80
3.3.2.1 Procédure de collage 80
3.3.2.2 Conditions d'essai 82
3.3.2.3 Post-traitement des données expérimentales 84
3.3.2.4 Résultats 89
3.4 Identification du critère d'initiation 92
3.4.1 Simulation des essais Arcan 92
3.4.1.1 Maillage et conditions aux limites 92
3.4.1.2 Corrélation numérique du comportement 93
3.4.2 Identification du critère de rupture 95
3.5 Validation du critère de rupture 96
3.5.1 Éprouvette simple-recouvrement 97
3.5.2 Campagnes d'essais simple-recouvrement statique et dynamique 98
3.5.2.1 Résultats expérimentaux en quasi-statique 100
3.5.2.2 Résultats expérimentaux en dynamique 103
3.5.3 Simulation mésoscopique simple-recouvrement 105
3.5.3.1 Convergence du maillage en 2D 105
3.5.3.2 Validation du critère 108
3.6 Conclusion 110

3.1 Introduction

Les processus de développement et de dimensionnement des structures industrielles nécessitent la prédiction de la rupture. La tenue en service décrit la capacité de la structure, ou dans notre cas de l'adhésif, à transmettre les efforts sans subir d'effondrement. L'initiation de la rupture décrit le moment où une microfissure apparaît au sein de l'adhésif. On parle alors d'*instant de rupture*. Par la suite, l'effondrement structural apparaît sous forme de propagation de fissures. La connaissance de l'état de contrainte et/ou de déformation critique est un point important pour prédire cette initiation. L'utilisation d'un critère de rupture nécessite dès lors une identification à l'aide d'essais spécifiques.

L'objectif de ce chapitre est de proposer un critère de rupture intrinsèque et une démarche d'identification associée de celui-ci pour les adhésifs étudiés. Après avoir dressé un bilan des différents critères de rupture existants ainsi que des différents essais employés pour leurs caractérisations, un nouveau dispositif expérimental est proposé pour répondre à la problématique de sa caractérisation en dynamique. En raison de la faible épaisseur des joints de colle, les grandeurs physiques caractéristiques de la rupture ne peuvent être obtenues expérimentalement. Pour pallier à cette difficulté, le modèle mésoscopique présenté dans le chapitre précédent est utilisé afin d'obtenir l'état de contrainte et de déformation critique au coeur de l'adhésif . Une fois le critère de rupture identifié, une validation par des essais simple-recouvrement est réalisée.

3.2 État de l'art

Dans ce chapitre, la rupture est traitée au sens de la mécanique des milieux continus. L'initiation de la rupture correspond à un état critique local au sein de la structure. Celui-ci correspond à un état mécanique (contrainte, déformation, énergie) pour lequel le matériau n'est plus capable de résister (création d'une microfissure). Selon la nature des matériaux, il peut être pertinent de choisir un type de critère ou bien une association de critère.

3.2.1 Les différents types de critères d'initiation

3.2.1.1 Critères en contrainte

Ces critères sont principalement utilisés pour les *adhésifs fragiles* où les déformations restent faibles. L'une des principales grandeurs à être utilisée pour prédire l'initiation de la rupture est la contrainte principale maximale. Adams et al. [1], ainsi que Harris

et al. [56] ont utilisé ce type de critère pour évaluer l'effort à rupture d'éprouvettes simple-recouvrement et ont montré sa bonne prédiction. Ikegami et al. [60] utilisent le critère de von Mises pour étudier l'effort à rupture d'éprouvettes scarf entre matériaux en fibre de verre et matériau métallique. Ils ont néanmoins montré que ce critère est plus approprié comme critère de plasticité que comme critère de rupture. On peut également citer l'utilisation de la contrainte de cisaillement maximale [37].

Les critères de type quadratique ou elliptique sont largement utilisés dans le domaine du composite (Tsai-Wu, Tsai-Hill) ou du collage [6]. La limite à rupture correspond à une surface seuil représentée dans un repère en contrainte. Pour le collage, ce repère correspond à la contrainte normale et la contrainte de cisaillement.

3.2.1.2 Critères en déformation

Pour les *matériaux ductiles*, les critères en contrainte ne sont plus appropriés. En effet, après plastification la contrainte peut rester presque "constante" au cours de la déformation (exemple : plasticité parfaite). Pour cette raison, l'utilisation d'un critère en contrainte ne permet plus de représenter précisément l'instant de rupture et l'utilisation d'une déformation critique est plus appropriée. Harris et Adams [56] utilisent la déformation principale maximale pour prédire l'effort à rupture d'essai simple-recouvrement. Un critère de déformation en cisaillement maximal est également proposé par Hart-Smith et al. [57]. On peut également citer les critères avec dépendance au taux de triaxialité η (équation 3.1).

$$\eta = -\frac{P}{\sigma^{VM}} \tag{3.1}$$

où P et σ^{VM} sont respectivement la pression hydrostatique et la contrainte équivalente de von Mises.

Johnson et Cook [61] ont établi une relation monotone avec le taux de triaxialité et une dépendance à la vitesse de déformation (équation 3.2). La déformation critique ε_f est comparée à la déformation équivalente $\bar{\varepsilon}$.

$$\bar{\varepsilon} \leq \varepsilon_f \quad avec \quad \varepsilon_f = (D_1 + D_2.e^{-D_3.\eta}).(1 + D_4.ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)) \tag{3.2}$$

avec D_1, D_2 et D_3 les paramètres de dépendance au taux de triaxialité η et D_4 le paramètre de sensibilité à la vitesse de déformation $\dot{\varepsilon}$. Le paramètre $\dot{\varepsilon}_0$ est utilisé comme vitesse de déformation de référence.

Morin et al. [79] ont défini la dépendance au taux de triaxialité par des fonctions

polynomiales $a(\eta)$ et $b(\eta)$ pour un adhésif époxy.

$$\varepsilon_f = a(\eta) + b(\eta).ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right) \tag{3.3}$$

Wierzbicki et Xue [94] ont établi une fonction non monotone prenant en considération le taux de triaxialité, mais également le troisième invariant du tenseur déviatorique des contraintes.

$$\varepsilon_f = D_1.e^{-D_2.\eta} - \left(D_1.e^{-D_2.\eta} - D_3.e^{-D_4.\eta}\right).\left(1 - \xi\frac{1}{n}\right)^n \tag{3.4}$$

avec n le paramètre de dépendance au troisième invariant du tenseur de contrainte ξ.

Ces différentes formes de critères permettent de représenter la dépendance au taux de triaxialité de manière plus ou moins précise. Ainsi, ce type de critère bien que développé initialement pour les matériaux métalliques sont aujourd'hui employés pour les polymères [46] et adhésifs [79].

3.2.1.3 Critères en énergie

D'autres critères emploient l'énergie [2, 98], c'est-à-dire l'aire sous la courbe de contrainte - déformation. Les critères énergétiques fournissent une bonne évaluation de l'instant de rupture. Zhao et al. [98] emploient un critère en énergie afin d'évaluer l'influence de l'arrondi des substrats au sein d'un essai simple-recouvrement.

$$W(\underline{\varepsilon}, \underline{\sigma}) \leq W_c \tag{3.5}$$

avec W_c l'énergie critique à rupture.

Différentes études utilisent une approche en couplant un critère en contrainte et en énergie pour identifier l'initiation et la capacité à développer une fissure. Dans ce cas, le critère en contrainte représente l'initiation d'une micro-fissure et le critère énergétique la création d'une macro-fissure [23, 58, 77]. Néanmoins, dans ce cas, la connaissance du taux de restitution d'énergie est nécessaire.

3.2.1.4 Critère et singularité

Les principales difficultés dans l'utilisation de ces critères proviennent de l'évaluation de l'état mécanique à proximité d'une singularité. La figure 3.1 illustre l'importance de la singularité en fonction de la géométrie du joint de colle. Moradi et al. [77] ont mis

en évidence l'influence de l'angle du bourrelet de colle sur la singularité de contrainte. Effectivement, une augmentation de cet angle génère une augmentation de la concentration de contrainte. De plus, les modèles numériques représentent le joint de colle de manière idéale. La représentation du champ de contrainte et de déformation à proximité de ces singularités dépend alors fortement de la densité du maillage.

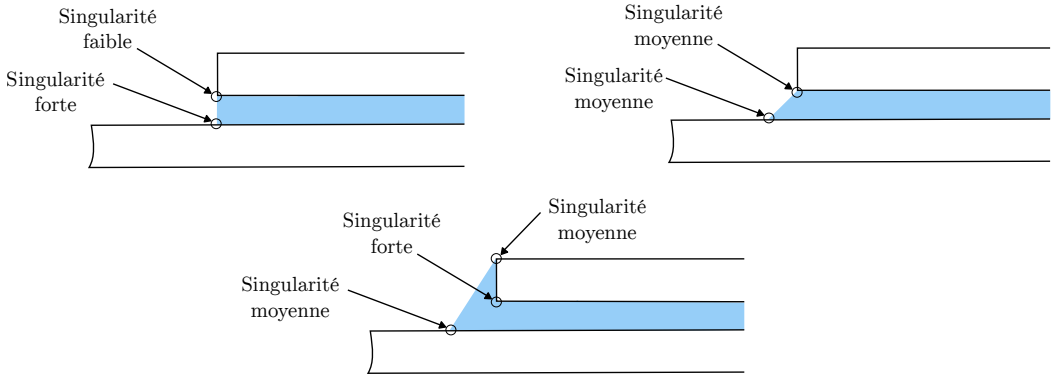


FIGURE 3.1 – Importance de la singularité pour différents types de bourrelets de colle [35]

Pour s'affranchir de ces difficultés, une distance ou une zone de calcul des contraintes ou des déformations maximales peuvent être employées. Un état de l'art de ces différentes méthodes est proposé par Odi et al. [82]. Zhao et al. [98] utilisent une valeur moyennée de la contrainte maximum à une distance donnée de la singularité. Cette distance correspond à la distance pour laquelle l'intégrale de la contrainte principale maximum divisée par la distance devient égale à l'effort de traction uniaxial. Dans cette étude, l'auteur met en évidence l'influence de la rigidité de l'adhésif sur la singularité. Towse et al. [93] emploient par ailleurs la déformation critique à une certaine distance de la singularité pour évaluer l'effort à rupture sur des essais simple-recouvrement.

L'évaluation de la distance ou de la zone de mesure reste un paramètre sensible. Une distance trop importante générera une sous-estimation et une distance trop proche une surestimation de la rupture. Il est difficile de généraliser cette démarche à l'ensemble des adhésifs et des substrats. Cependant, à condition de proposer une démarche d'identification de la distance cohérente, cette approche permet de répondre de manière satisfaisante aux problématiques de singularité.

3.2.2 Méthodes d'identifications expérimentales

La caractérisation est une phase indispensable et souvent délicate lorsqu'il s'agit de la rupture. L'objectif est d'identifier l'état critique de l'adhésif. Au même titre que l'étude du comportement présentée dans le premier chapitre, l'étude de l'initiation de la rupture peut-être réalisée sur des éprouvettes bulk ou sur assemblages.

3.2.2.1 Essais sur éprouvette de type bulk

L'approche d'identification d'un critère de rupture à partir d'éprouvette bulk est similaire à celle mise en place dans le cas des matériaux polymères. En effet, elle consiste à réaliser des essais de traction monotone, de cisaillement et de compression afin d'identifier l'état de déformation critique pour différentes valeurs du taux de triaxialité (figure 3.2). Des essais sur éprouvettes entaillées sont utilisés pour évaluer le critère à un taux de triaxialité supérieur à celui des éprouvettes de type "haltére" [79].

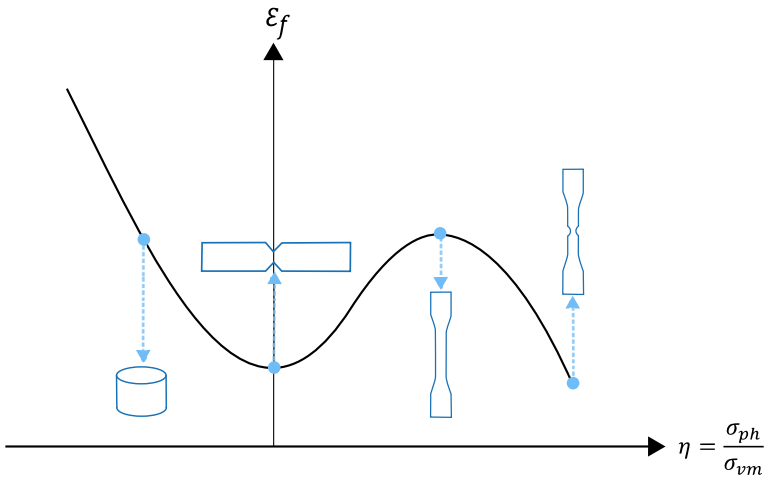


FIGURE 3.2 – Critère de rupture en fonction du taux de triaxialité

L'essai Arcan sur éprouvette bulk [7] (figure 3.3) permet par ailleurs d'étudier la rupture pour des sollicitations diverses obtenues par une modification de l'angle de chargement θ. L'avantage de cet essai est de conserver le même dispositif et la même géométrie d'éprouvette pour l'ensemble des sollicitations. L'inconvénient reste sa limitation à des vitesses faibles en raison du poids du dispositif. De plus, les états mécaniques à rupture sont relativement éloignés des conditions réelles dans l'assemblage notamment en termes de pression hydrostatique.

3.2.2.2 Essais sur assemblage

De nombreuses études traitent de l'initiation sur des éprouvettes de type "butt" et "scarf" [60, 84]. Afendi et al. [4] emploient des éprouvettes "scarf" afin de comparer les critères de von Mises et de contrainte principale maximale, pour des substrats et des épaisseurs de colle différentes. Les auteurs mettent en évidence l'initiation de la rupture au niveau des zones de singularité.

Cognard et al. [33] ont adapté l'essai Arcan aux assemblages afin d'identifier la rupture d'un joint d'adhésif époxy (figure 3.4a). La présence de becs en bord d'éprouvette permet à ce dispositif de produire un état non critique en bordure. Ainsi, dans le cadre

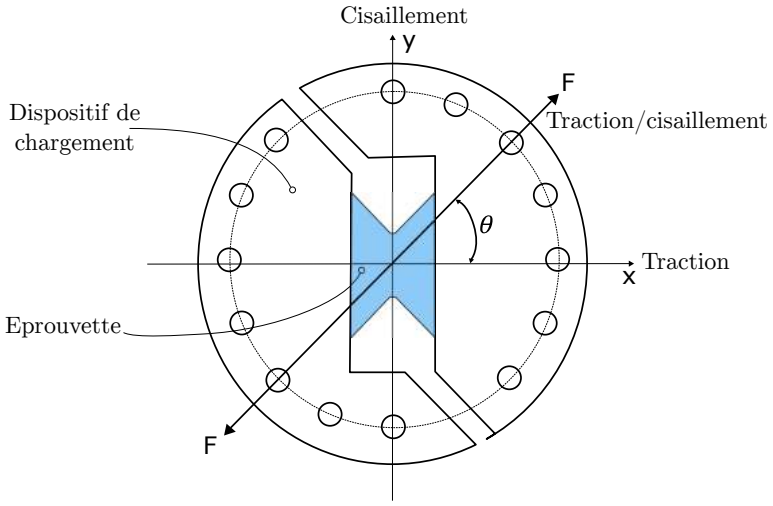
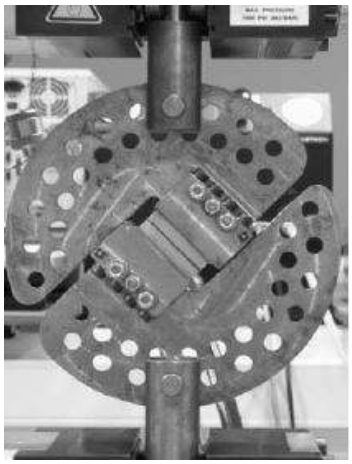
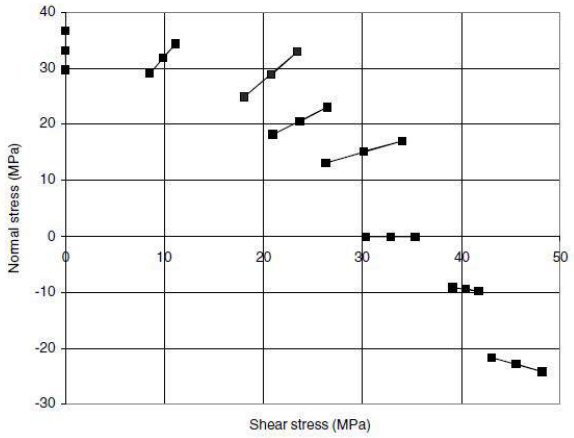


FIGURE 3.3 – Dispositif Arcan pour éprouvettes Bulk

de l'étude de la rupture, l'état critique local est situé au centre du joint plutôt qu'en bordure. À partir d'essais réalisés à différents angles de chargements, l'auteur propose une enveloppe à rupture en contrainte σ_{yy} (contrainte de traction) et σ_{xy} (contrainte de cisaillement) (figure 3.4b).



(a) Dispositif Arcan pour assemblage



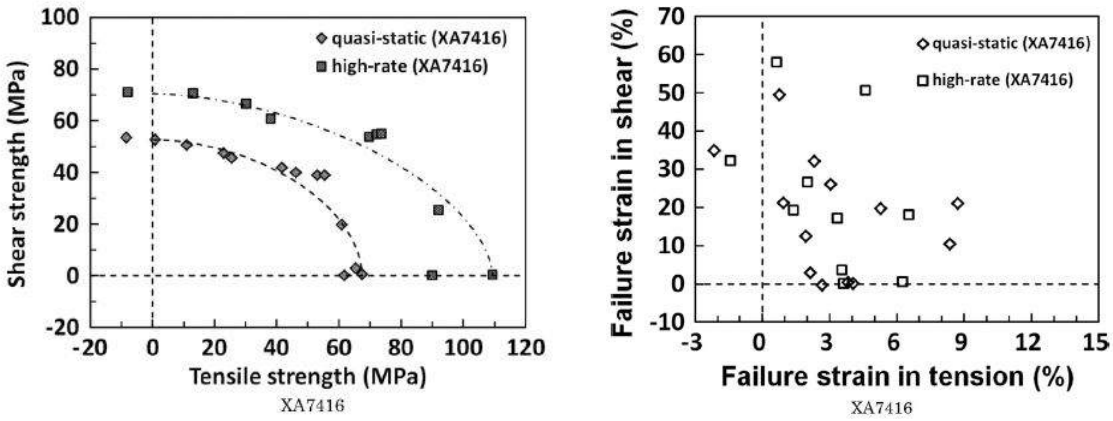
(b) Enveloppe à rupture en contrainte

FIGURE 3.4 – Dispositif Arcan quasi-statique et enveloppe à rupture en contrainte[33]

Des essais en dynamique permettent également de définir l'initiation de la rupture pour de plus grandes vitesses de déformation. Murakami et al. [81] emploient ainsi les essais sur barre d'Hopkinson afin d'identifier l'enveloppe à rupture. Ils mettent en évidence l'influence de la vitesse sur l'enveloppe à rupture en contrainte (figure 3.5a) et une grande dispersion de l'enveloppe à rupture en déformation (figure 3.5b).

3.2.3 Conclusion de l'état de l'art

L'objectif de ce chapitre est de définir une démarche de caractérisation de la rupture pour des sollicitations dynamiques. Cette démarche vise à identifier un critère de



(a) Enveloppe à rupture en contrainte (b) Enveloppe à rupture en déformation

FIGURE 3.5 – Enveloppe à rupture en statique et dynamique obtenue par essais scarf joint [81]

rupture intrinsèque à l'adhésif. Les adhésifs étudiés dans ces travaux sont des matériaux avec un comportement ductile. Pour cette raison, un critère en déformation ou en énergie est plus approprié qu'un critère en contrainte. Pour des raisons de cohérence avec le critère de rupture qui sera employé dans l'élément macroscopique présenté dans le chapitre suivant, le critère de rupture choisi est un critère en déformation plutôt qu'un critère en énergie. Il prendra la forme d'un critère elliptique.

Pour l'identification de ce critère, une démarche bulk semble moins appropriée qu'une démarche sur assemblage. En effet, l'épaisseur de la colle et notamment le confinement de celle-ci entre deux substrats génèrent un état de contrainte différent (taux de triaxialité) qui conditionne l'instant de rupture. L'utilisation d'un assemblage permet ainsi de s'approcher des conditions de mise en oeuvre réelle de l'adhésif (c.-à-d. sous forme de film mince). Les essais sur assemblages présentent cependant des difficultés liées à la présence d'effets de bord. En effet, ceux-ci pilotent alors l'initiation de la rupture et empêchent une identification intrinsèque de celle-ci. L'essai de type Arcan dédié au collage développé par Cognard et al. [33] avec l'utilisation d'un bec en bord d'éprouvette permet une diminution des effets de bord et favorise une l'identification intrinsèque de l'état mécanique au moment de la rupture. De plus, l'utilisation d'un essai de ce type offre la possibilité d'étudier l'effet de la mixité des contraintes sur la rupture (traction, cisaillement, traction/cisaillement). Pour ces différentes raisons, le dispositif Arcan est devenu un essai régulièrement employé dans l'étude de la rupture des colles (hors essais de propagation). Toutefois, le dispositif quasi statique actuel reste trop encombrant et lourd pour des sollicitations dynamiques. Il est donc nécessaire de développer un essai Arcan (avec bec) adapté aux essais dynamiques.

3.3 Étude expérimentale de l'initiation de rupture par essai Arcan

Dans ces travaux, nous proposons une adaptation du dispositif Arcan compatible avec les contraintes liées aux essais sous sollicitations dynamiques (c.-à-d. une masse et une inertie minimum). Le dimensionnement des becs est effectué afin de limiter les effets de bord. Une campagne d'essai est menée sur les deux colles pour des sollicitations allant de 1 mm/s à 100 mm/s. Elle est réalisée pour trois angles de chargements différents (0°, 90° et 45°). L'identification de l'état mécanique au sein de la colle au moment de la rupture est effectuée par la simulation des essais à l'aide du modèle phénoménologique présenté dans le chapitre 2. La validation du critère de rupture est effectuée sur des essais de simple-recouvrement en dynamique.

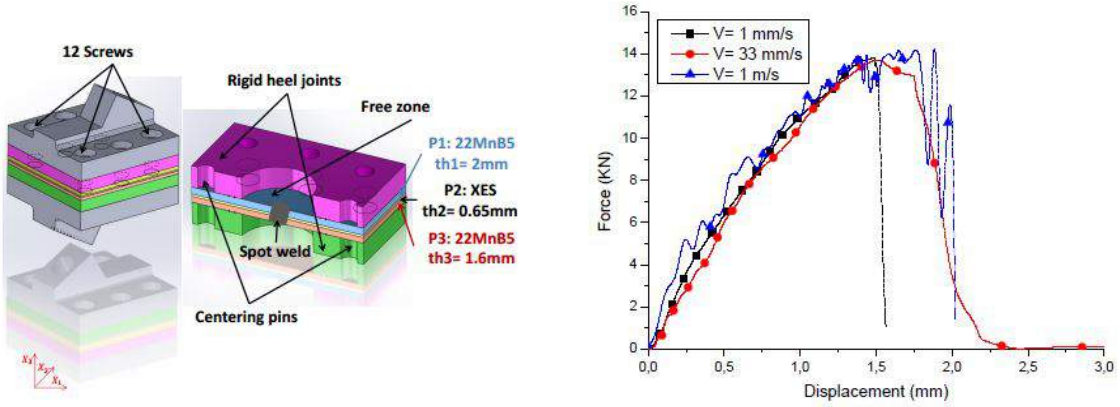
3.3.1 Description du dispositif expérimental Arcan

3.3.1.1 Dispositif Arcan adapté pour la dynamique

Le dispositif Arcan quasi-statique proposé par Cognard et al. [33] est composé d'un dispositif massif non adapté pour des sollicitations dynamiques en raison des phénomènes de vibration directement liées à la masse du dispositif. En effet, les capteurs d'effort piézoélectriques disposent de fréquences propres à partir desquelles ils entrent en résonance. Pour assurer la qualité des mesures (c.-à-d. non bruités), le dispositif expérimental doit être dimensionné afin d'éviter la plus basse fréquence du capteur considéré.

Chtourou et al. [29] proposent par ailleurs un dispositif Arcan optimisé en masse pour la caractérisation des points soudés en dynamique (figure 3.6a). Différents montages sont employés afin de solliciter le point de soudure suivant différentes sollicitations (traction, cisaillement et différents angles de mixité). Les courbes expérimentales obtenues à l'aide de ce dispositif montrent des résultats avec un bruit acceptable jusqu'à des vitesses de 1 m/s (figure 3.6b). Le capteur d'effort employé dans cette étude est une cellule KISTLER triaxiale 60kN avec une fréquence propre de 2.6 kHz. La masse du montage Arcan est de 790g. Ces caractéristiques servent de référence dans le dimensionnement d'un nouveau dispositif de type Arcan ayant pour objectif la sollicitation de joint de colle en dynamique.

La figure 3.7 est une vue éclatée du dispositif Arcan proposé dans cette étude. Il est composé de deux supports en acier (Z160) dont la géométrie diffère suivant l'angle de chargement et de deux substrats en aluminium (AU4G) collés ensemble sur une surface rectangulaire de 10 mm par 40 mm. Les substrats sont positionnés à l'aide de goupilles



(a) Montage Arcan pour caractérisation des points soudées

(b) Résultats expérimentaux pour des vitesses de 1 mm/s à 1 m/s

FIGURE 3.6 – Arcan points soudés et résultats expérimentaux [29]

de centrage et serrés par 6 vis. Pour solliciter le joint de colle suivant différents angles de chargements (0, 30, 45, 60 et 90°), plusieurs supports ont été conçus (figure 3.8).

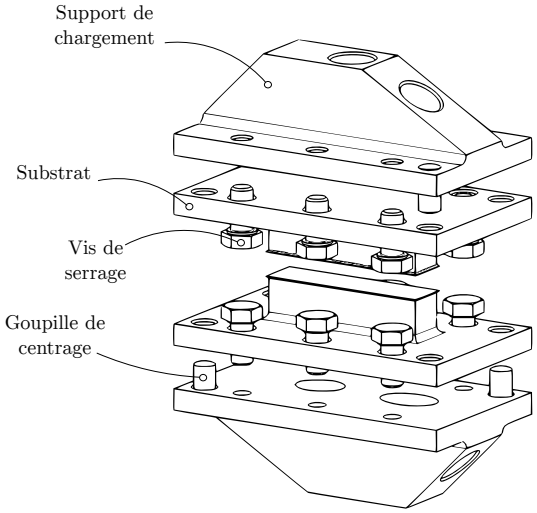


FIGURE 3.7 – Vue éclatée du montage Arcan

Le capteur d'effort employé durant les campagnes expérimentales est une cellule piézoélectrique uni-axiale KISTLER de 30 kN avec une fréquence propre de 40 kHz. La masse totale du dispositif Arcan est de 428 g. En comparaison du dispositif Arcan pour les points soudés, ce dispositif a une masse plus faible pour un capteur ayant une fréquence propre plus importante. On en conclut que les mesures fournies par le capteur seront d'aussi bonne qualité que celles fournies par le montage Arcan destiné aux points soudés.

3.3.1.2 Géométrie des substrats

Les substrats sont des pièces en aluminium avec une section de collage rectangulaire de 10 mm par 40 mm. Ils sont dimensionnés de manière suffisamment rigide afin de

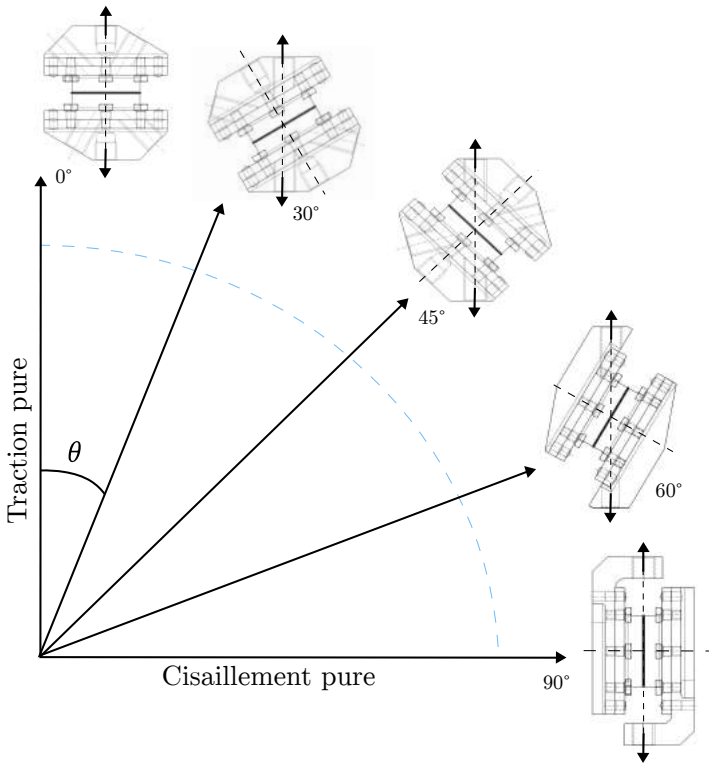


FIGURE 3.8 – Différents montages Arcan

limiter l'influence de leur déformation sur la réponse mécanique. Une géométrie en forme de bec autour des substrats (figure 3.9), inspirée des travaux de Cognard et al. [33], est utilisée afin d'assurer une initiation de la rupture au centre de la zone de collage.

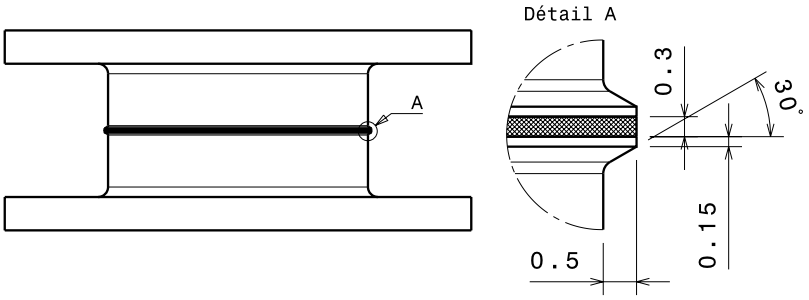


FIGURE 3.9 – Géométrie des substrats

Les dimensions des becs ont été définies à l'aide de simulations numériques en traction et en cisaillement. La figure 3.10 montre le maillage et les conditions aux limites de ces simulations. Elles sont réalisées en deux dimensions avec l'hypothèse de déformation plane. Le maillage de l'adhésif est un maillage réglé avec une discrétisation plus fine au niveau des becs qu'au centre du joint. Les éléments utilisés sont des éléments CPE4R (élément 4 noeuds à intégration réduite). Quarante éléments sont utilisés pour représenter la demi-épaisseur du joint (figure 3.10) soit 54480 éléments pour l'adhésif. Le substrat est maillé par des éléments de type CPE4R soit un total de 85838 éléments.

Les becs sont discrétisés plus finement que le reste du substrat.

Les substrats, supposés peu déformables, sont modélisés par une loi élastique (E=75 Gpa, ν=0.33). L'adhésif est modélisé également par une loi élastique (Sika power 498 : E=2091 Mpa, ν=0.3 et Betamate 1822 : E=1069 Mpa, ν=0.3). Afin de limiter les temps de calcul, une symétrie est appliquée sur la demi-éprouvette pour les simulations de traction et une anti-symétrie pour les simulations de cisaillement. Un déplacement imposé de 0.01 mm est appliqué à l'ensemble des noeuds supérieurs (figure 3.10). Le post-traitement et l'étude du champ de contrainte sont menés sur trois lignes situées dans le centre du joint de colle (L3, y=0), à l'interface entre l'adhésif et le substrat (L1, y=e) et entre ces deux positions (L2, y=e/2).

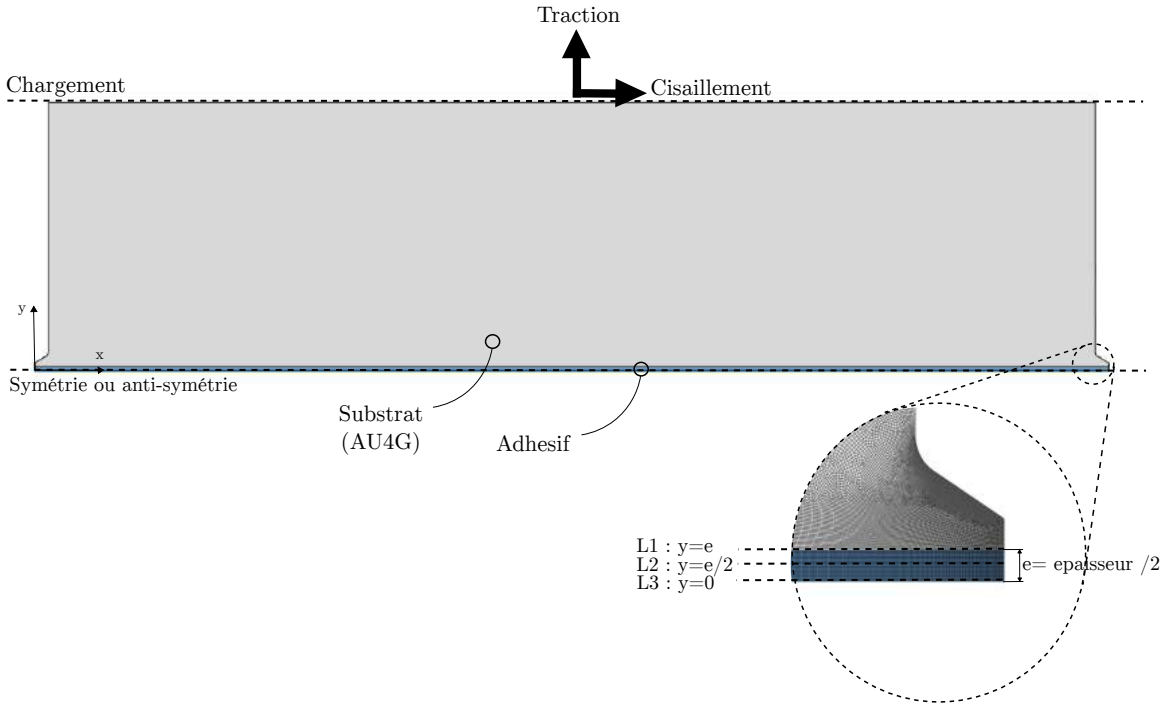


FIGURE 3.10 – Maillage et conditions aux limites

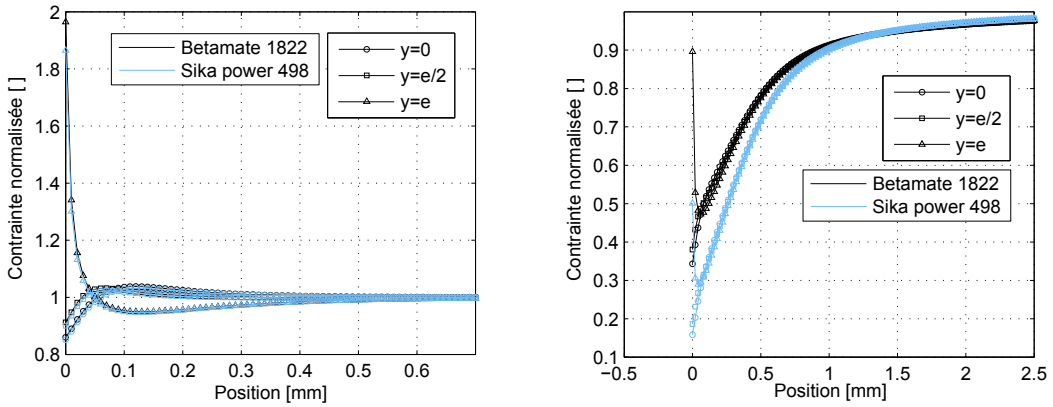
Les figures 3.11a et 3.11b montrent la répartition de la contrainte équivalente de von Mises (normalisé par rapport au centre du joint) le long de ces lignes d'étude pour la simulation en traction. Les figures 3.12a et 3.12b montrent ces mêmes résultats pour la simulation en cisaillement.

En traction, on observe quelle que soit la ligne d'étude, que la contrainte équivalente de von Mises à proximité de la bordure (position x= 0mm) dépasse la valeur centrale en l'absence de becs. Pour y=e, cette concentration est d'autant plus importante que nous sommes en présence d'une singularité numérique. Les simulations avec becs montrent une modification significative de cette concentration de contrainte. Ainsi la contrainte

est plus importante dans le centre du joint de colle (position x = 20 mm). On observe que cette diminution est plus importante pour la Sika power 498 que la Betamate 1822. Cette différence s'explique par la rigidité plus importante de la Sika power 498 qui occasionne une déformation plus prononcée des becs.

En cisaillement, la concentration de contrainte est localisée à l'interface de l'adhésif et du substrat. L'ajout des becs permet également de modifier la concentration de contrainte pour permettre un état critique au centre du joint (position x = 20 mm).

Cette étude, réalisée pour un couple de colle/substrat spécifique, a montré l'efficacité des becs sur la suppression de l'effet de bord dans le joint de colle. Toutefois, dans le cas d'une étude pour d'autres types d'adhésifs et d'autres types de substrats le dimensionnement de ces becs n'est pas systématiquement le même. En effet, la diminution de la contrainte à proximité des singularités est principalement due à la souplesse ajoutée par les becs. Celle-ci est naturellement liée à la géométrie, mais aussi au module d'élasticité des substrats. Dans le cas d'un substrat plus rigide (acier, titane ...) un re-dimensionnement des becs est nécessaire.



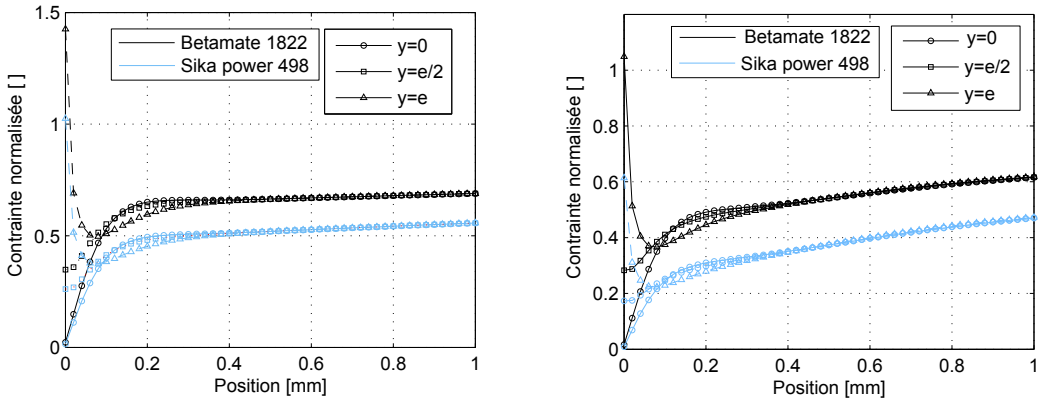
(a) Sans becs (b) Avec becs

FIGURE 3.11 – Contrainte de von Mises normalisée le long du joint de colle en traction

3.3.2 Procédure expérimentale

3.3.2.1 Procédure de collage

Un montage spécifique est développé afin de réaliser le collage des éprouvettes Arcan (figure 3.13). Il est composé d'un bâti avec deux goupilles de positionnement. La cotation spécifique des goupilles et de leur positionnement permet un centrage d'une précision de +/- 0.15 mm. Des entretoises sont ensuite employées afin de maîtriser l'épaisseur du joint de colle. La cotation de ces entretoises fournit une précision de



(a) Sans becs (b) Avec becs

FIGURE 3.12 – Contrainte de von Mises normalisée le long du joint de colle en cisaillement

l'épaisseur de 0.3 +/- 0.05 mm. Deux vis de serrage sont utilisées pour le maintien des substrats durant la phase de polymérisation.

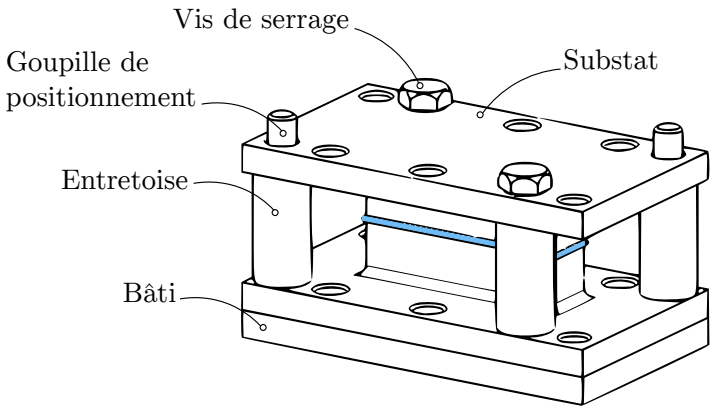


FIGURE 3.13 – Montage dédié à la procédure de collage des substrats

La figure 3.14 illustre la procédure de collage des substrats. Cette procédure consiste à nettoyer dans un premier temps les substrats à l'acétone. Le tube de colle est préchauffé pour faciliter l'extraction de la colle. Un film de colle est appliqué sur l'un des deux substrats. Le second substrat est positionné par rapport au premier par l'intermédiaire des goupilles de centrage. Une pression de serrage est appliquée entre les substrats par les deux vis. L'excédent de colle est ensuite nettoyé avant que les substrats ne soient introduits dans le four pour la polymérisation. Les conditions de polymérisation sont les suivantes : une pente de chauffe entre 70°C et 200°C d'une durée de 23 min puis 200°C pendant 20 min (figure 3.15).

La vérification de l'épaisseur du joint de colle est effectuée après la polymérisation. La procédure consiste à mesurer les substrats avant le collage et l'assemblage après collage. Ainsi l'épaisseur du joint de colle peut être déduite par soustraction des deux mesures. Les relevés effectués mettent en évidence une variation de +/-0.05 mm de

l'épaisseur conformément à la tolérance du montage.

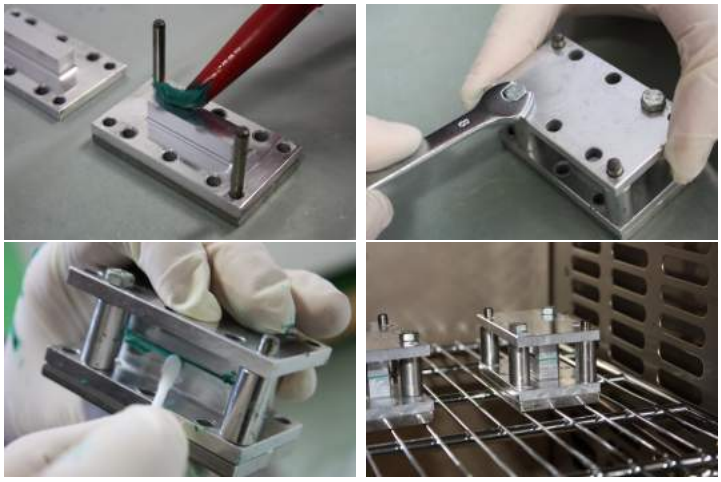


FIGURE 3.14 – Procédure de collage des éprouvettes ARCAN

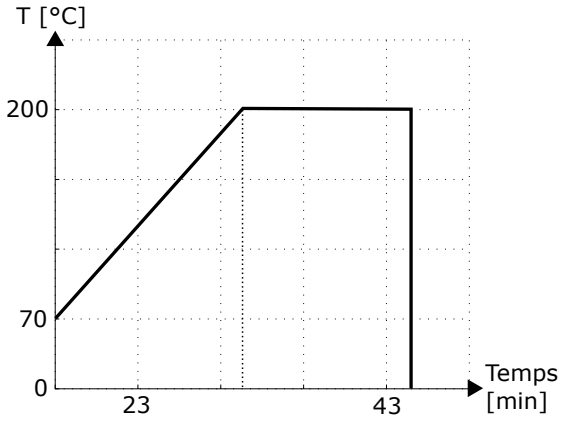


FIGURE 3.15 – Cycle de polymérisation des éprouvettes

3.3.2.2 Conditions d'essai

Les essais sont effectués sur un vérin hydraulique (INSTRON VHS) pour des vitesses imposées de 1 mm/s, 10 mm/s et 100 mm/s et pour des angles de chargement de 0°, 45°, et 90° (figure 3.16). L'effort est mesuré par une cellule piézoélectrique uniaxiale KISTLER de 30kN fixée entre la traverse supérieure et le support supérieur du dispositif Arcan. Un dispositif d'entraînement (figure 3.17), composé d'une cloche et d'un coulisseau, permet une mise en vitesse du montage afin que celle-ci atteigne la vitesse de consigne dès le début de l'essai. Les mesures de déplacement sont effectuées par corrélation d'image. Les substrats sont peints en blanc et un moucheti de peinture noire est réalisé juste avant l'essai (figure 3.18). Une caméra rapide (PHOTRON APX 3000) est employée.



(a) Traction (0°) (b) Traction/cisaillement (45°) (c) Cisaillement (90°)

FIGURE 3.16 – Dispositif Arcan 0°, 45° et 90°

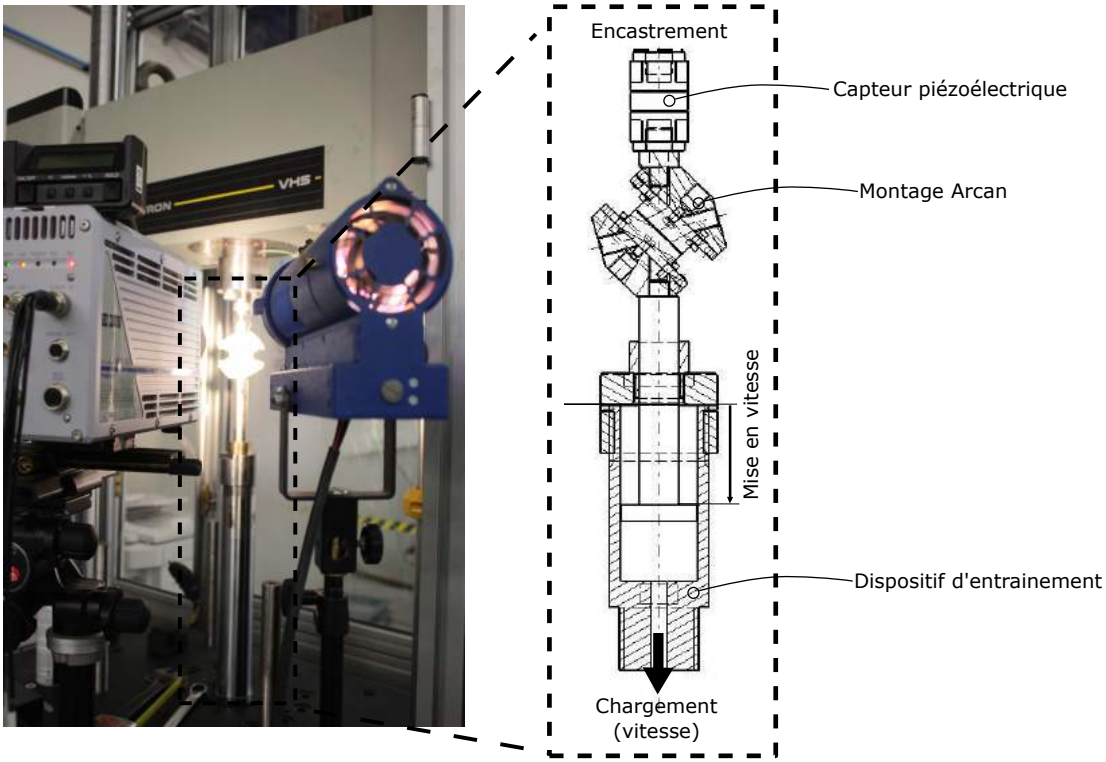


FIGURE 3.17 – Dispositif d'entraînement

3.3.2.3 Post-traitement des données expérimentales

Le post-traitement des données expérimentales a pour objectif de fournir les courbes effort-déplacement. Cette démarche est présentée ici pour la Sika power 498 pour les essais à 1 mm/s en traction et en cisaillement.

- **Post-traitement par corrélation d'image**

La corrélation d'image permet de mesurer le déplacement du substrat supérieur et du substrat inférieur (figure 3.18). Le logiciel $VIC2D^{©}$ fournit les déplacements suivant l'axe Y (direction de chargement) et suivant l'axe X pour chaque zone d'intérêt (ZOI). Deux lignes de mesures sont définies à proximité des vis afin d'obtenir une démarche de post-traitement identique pour chaque essai (figure 3.18). La ligne 1 (L1) correspond au substrat supérieur (substrat fixe) et la ligne 2 (L2) correspond au substrat inférieur (substrat mobile). La calibration est effectuée à partir de la largeur de l'éprouvette (39.1 mm, mesurée).

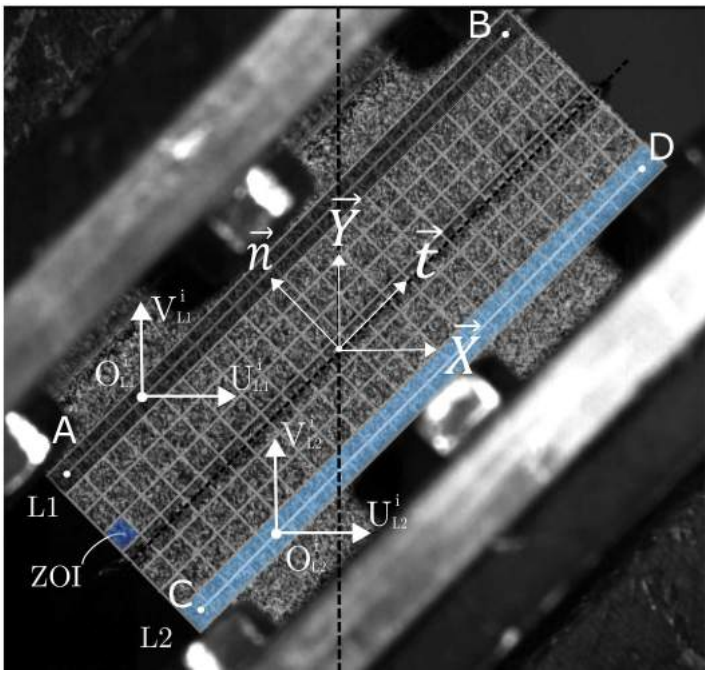
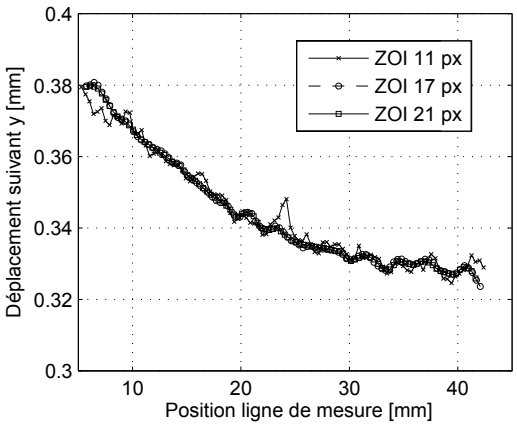


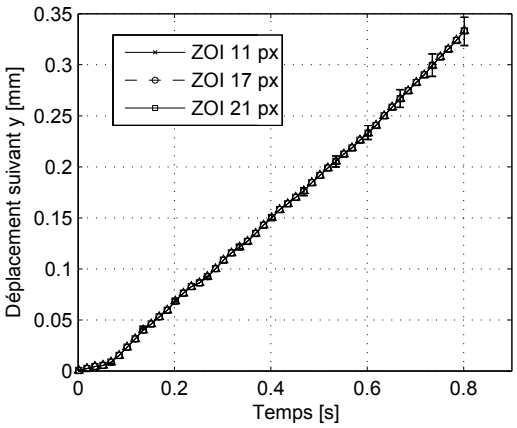
FIGURE 3.18 – Post-traitement par corrélation d'image des essais Arcan

Une étude de convergence de la taille de la ZOI est effectuée pour un essai de traction. L'essai de traction est le plus contraignant en termes de précision des mesures en raison des faibles déplacements à l'instant de rupture. La courbe 3.19a illustre le déplacement suivant l'axe Y le long de la ligne de mesure L2 à l'instant de rupture pour trois tailles de ZOI différentes. Dans le cas où la ZOI est petite (ZOI=11 pixel), on observe un bruit de mesure plus important. Entre une ZOI de 17 pixels et une ZOI

de 21 pixels, peu de différence est observée. La figure 3.19b illustre le déplacement moyen de cette même ligne au cours de l'essai. On observe également peu d'influence de la ZOI sur les résultats. Par la suite l'ensemble des post-traitements sont effectués avec une taille de ZOI intermédiaire de 17 pixels.



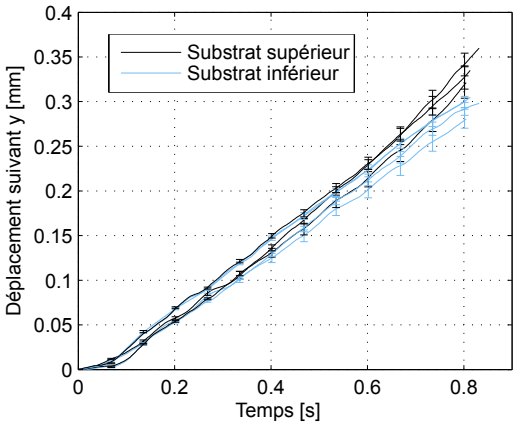
(a) Déplacement suivant Y en traction à 1 mm/s le long du substrat à t=0.8 s



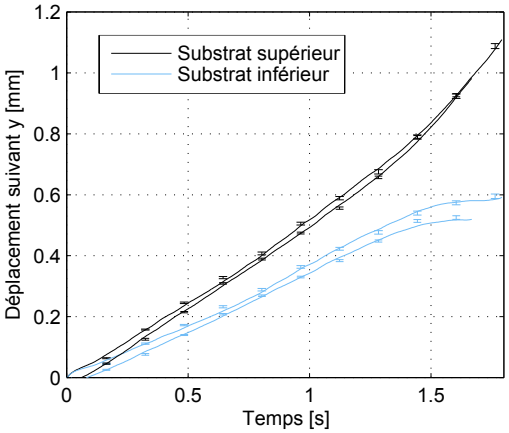
(b) Déplacement suivant Y en traction à 1 mm/s

FIGURE 3.19 – Mesure des déplacements (Sika power 498, v= 1mm/s)

La figure 3.20 illustre les déplacements moyens du substrat supérieur $L1$ et du substrat inférieur $L2$ en traction et cisaillement au cours de l'essai. Les barres d'erreur correspondent à la dispersion le long de la ligne de mesure (écart entre les valeurs minimales et maximales mesurées à un instant donné).



(a) Traction



(b) Cisaillement

FIGURE 3.20 – Déplacement suivant y (Sika power 498, v= 1 mm/s)

La figure 3.19a met en évidence une légère rotation des substrats au cours de l'essai. En effet, sans rotation, on s'attend à obtenir une valeur de déplacement constante le long de la ligne de post-traitement. Par la suite, cela nous conduira à apporter une correction à la mesure du déplacement relatif mesuré entre les deux substrats. La figure

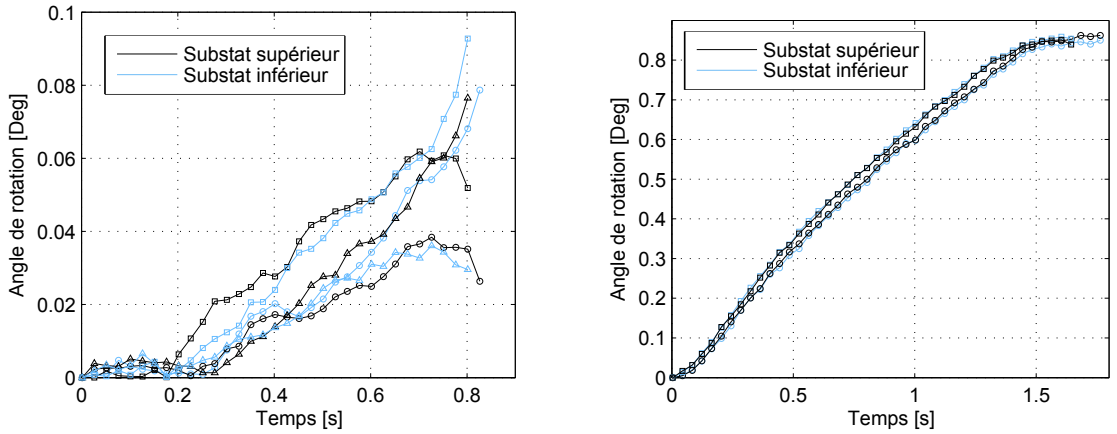
3.21 montre l'évolution de la rotation du substrat inférieur et du substrat supérieur au cours des différents essais. Le calcul de cet angle de rotation est défini pour le substrat supérieur tel que :

$$\theta_{AB}(t) = acos\left(\frac{\overrightarrow{AB}(t=0).\overrightarrow{AB}(t)}{||\overrightarrow{AB}||}\right) \tag{3.6}$$

et pour le substrat inférieur tel que :

$$\theta_{CD}(t) = acos\left(\frac{\overrightarrow{CD}(t=0).\overrightarrow{CD}(t)}{||\overrightarrow{CD}||}\right) \tag{3.7}$$

où $\overrightarrow{AB}$ et $\overrightarrow{CD}$ sont les vecteurs représentant les orientations des lignes L_1 et L_2 déterminés à chaque instant t à partir de la position des points A,B,C et D (figure 3.18).



(a) Traction (b) Cisaillement

FIGURE 3.21 – Angle de rotation des substrats (Sika power 498, v= 1mm/s)

En traction, on observe une rotation maximale de l'ordre de 0.08° et en cisaillement de l'ordre de 0.85°. Pour la traction, la rotation est très faible et pourra être négligée par la suite. Pour l'essai de cisaillement, les rotations entre les deux substrats sont identiques et non négligeables.

- **Post-traitement des déplacements relatifs**

Le calcul des déplacements relatifs dans le repère de mesure $\mathscr{R}(0, \overrightarrow{X}, \overrightarrow{Y})$ entre les substrats doit donc prendre en compte la rotation au cours de l'essai. En effet, la rotation des substrats génère un déplacement relatif dans ce repère non imputable à la cinématique de déformation. Le déplacement relatif total $\overrightarrow{\delta}$ peut s'écrire tel que :

$$\overrightarrow{\delta} = \overrightarrow{\delta}^d + \overrightarrow{\delta}^r \tag{3.8}$$

avec $\overrightarrow{\delta}^d$ et $\overrightarrow{\delta}^r$ les vecteurs déplacements relatifs de déformation et de déplacements relatifs rigides liés à la rotation d'ensemble du dispositif. Le déplacement relatif total est obtenu directement par corrélation d'image. Il est déterminé en moyennant les déplacements relatifs sur les deux lignes de mesure. On note δ_X et δ_Y, les moyennes des déplacements relatifs suivant l'axe X et l'axe Y définies telles que :

$$\delta_X = \frac{\sum_{i=1}^{n}[U_{L2}^i - U_{L1}^i]}{n} \tag{3.9}$$

$$\delta_Y = \frac{\sum_{i=1}^{n}[V_{L2}^i - V_{L1}^i]}{n} \tag{3.10}$$

où U_{L1}^i et V_{L1}^i sont les déplacements de la i^{me} ZOI de la ligne 1 suivant l'axe X et suivant l'axe Y. U_{L2}^i et V_{L2}^i sont les déplacements de la i^{me} ZOI de la ligne 2 suivant l'axe X et suivant l'axe Y.

La figure 3.22 illustre une cinématique de rotation du dispositif. O_{L1}^i et O_{L2}^i sont les points à l'instant $t = 0$ de la i^{me} ZOI respectivement sur la ligne 1 et la ligne 2. O_{L1}^i' et O_{L2}^i' sont ces mêmes points à l'instant t. β est l'angle de chargement initial et $\alpha(t)$ est l'angle de rotation au cours du temps. Les repères $\mathscr{R}(0, \overrightarrow{X}, \overrightarrow{Y})$, $\mathscr{R}(0, \overrightarrow{n}, \overrightarrow{t})$ et $\mathscr{R}(0, \overrightarrow{n'}, \overrightarrow{t'})$ sont respectivement le repère de la corrélation d'image (repère machine), le repère des substrats à l'instant $t = 0$ et le repère du substrat à l'instant t. Dans le cas de la traction pure les repères $\mathscr{R}(0, \overrightarrow{X}, \overrightarrow{Y})$ et $\mathscr{R}(0, \overrightarrow{n}, \overrightarrow{t})$ sont confondus.

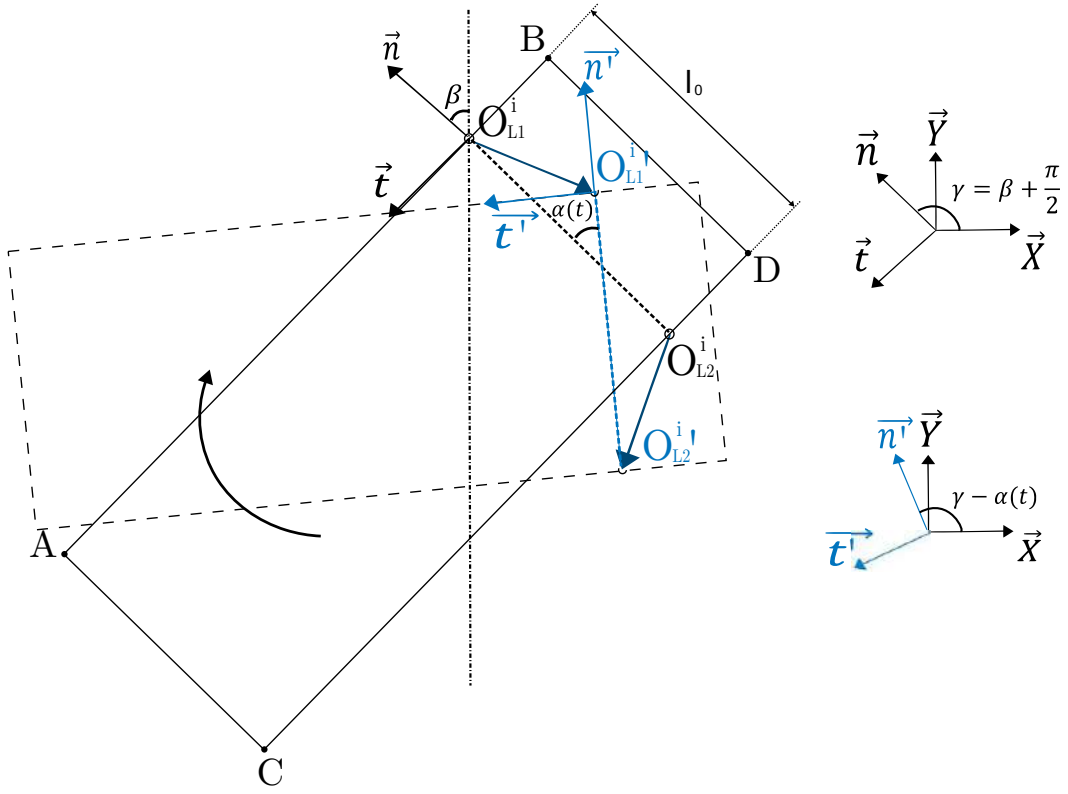


FIGURE 3.22 – Calcul du déplacement relatif causé par la rotation

Le déplacement relatif rigide est :

$$\overrightarrow{\delta}^{r,i} = \overrightarrow{O^i_{L1}O^i_{L1}{}'} - \overrightarrow{O^i_{L2}O^i_{L2}{}'} \tag{3.11}$$

Il est défini en appliquant une fermeture géométrique telle que :

$$\overrightarrow{O^i_{L2}O^i_{L1}} + \overrightarrow{O^i_{L1}O^i_{L1}{}'} + \overrightarrow{O^i_{L1}{}'O^i_{L2}{}'} + \overrightarrow{O^i_{L2}{}'O^i_{L2}} = \overrightarrow{0} \tag{3.12}$$

$\overrightarrow{\delta}^{r,i}$ s'écrit :

$$\overrightarrow{\delta}^{r,i} = \overrightarrow{O^i_{L1}O^i_{L2}} + \overrightarrow{O^i_{L2}{}'O^i_{L1}{}'} \tag{3.13}$$

$$\overrightarrow{\delta}^{r,i} = -l_0.\overrightarrow{n} + l_0.\overrightarrow{n'} \tag{3.14}$$

Les matrices de changement de repère s'écrivent :

$$\left\{ \begin{array}{c} n \\ t \end{array} \right\} = \left(\begin{array}{cc} cos(\beta + \frac{\pi}{2}) & sin(\beta + \frac{\pi}{2}) \\ sin(\beta + \frac{\pi}{2}) & -cos(\beta + \frac{\pi}{2}) \end{array} \right) \left\{ \begin{array}{c} X \\ Y \end{array} \right\} \tag{3.15}$$

$$\left\{ \begin{array}{c} n' \\ t' \end{array} \right\} = \left(\begin{array}{cc} cos((\beta + \frac{\pi}{2}) - \alpha) & sin((\beta + \frac{\pi}{2}) - \alpha) \\ sin((\beta + \frac{\pi}{2}) - \alpha) & -cos((\beta + \frac{\pi}{2}) - \alpha) \end{array} \right) \left\{ \begin{array}{c} X \\ Y \end{array} \right\} \tag{3.16}$$

Ainsi dans le repère global, $\overrightarrow{\delta}^{r,i}$ s'exprime tel que :

$$\overrightarrow{\delta}^{r,i} = l^i_0. \left(\begin{array}{c} -cos(\beta + \frac{\pi}{2}) + cos((\beta + \frac{\pi}{2}) - \alpha) \\ -sin(\beta + \frac{\pi}{2}) + sin((\beta + \frac{\pi}{2}) - \alpha) \end{array} \right) \tag{3.17}$$

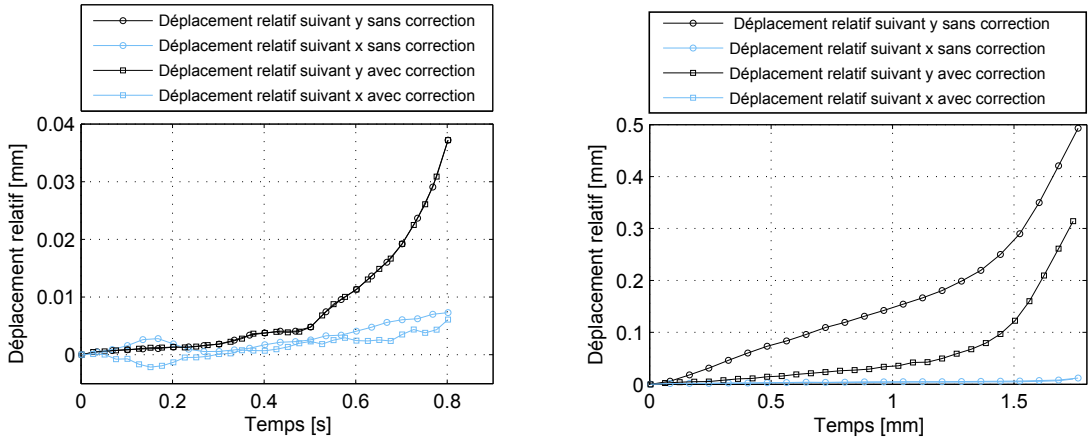
$$\overrightarrow{\delta}^{r,i} = l^i_0. \left(\begin{array}{c} sin(\beta) - sin(\beta - \alpha) \\ -cos(\beta) + cos(\beta - \alpha) \end{array} \right) \tag{3.18}$$

Le déplacement relatif de déformation est finalement donné par :

$$\delta^d_X = \frac{\sum_{i=1}^{n}[(U^i_{L2} - U^i_{L1}) - \delta^{r,i}_x]}{n} \tag{3.19}$$

$$\delta^d_Y = \frac{\sum_{i=1}^{n}[(V^i_{L2} - V^i_{L1}) - \delta^{r,i}_y]}{n} \tag{3.20}$$

La figure 3.23 illustre les déplacements relatifs avec et sans correction de la rotation. Dans le cas de l'essai de traction, la rotation des substrats n'a pas d'influence sur le déplacement relatif. Par contre, pour l'essai de cisaillement, on observe une influence significative de la correction.

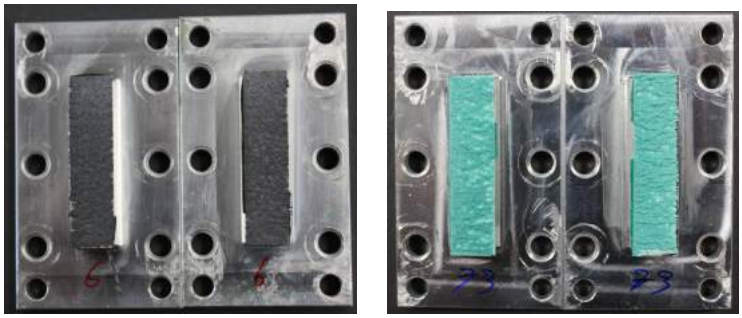


(a) Traction (b) Cisaillement

FIGURE 3.23 – Déplacement relatif (Sika power 498, v= 1mm/s)

3.3.2.4 Résultats

Dans l'ensemble de nos essais, les éprouvettes ont montré une rupture cohésive (figure 3.24a et 3.24b). Dans le cas contraire, la rupture aurait été dépendante de l'adhésion et non du comportement intrinsèque de l'adhésif.

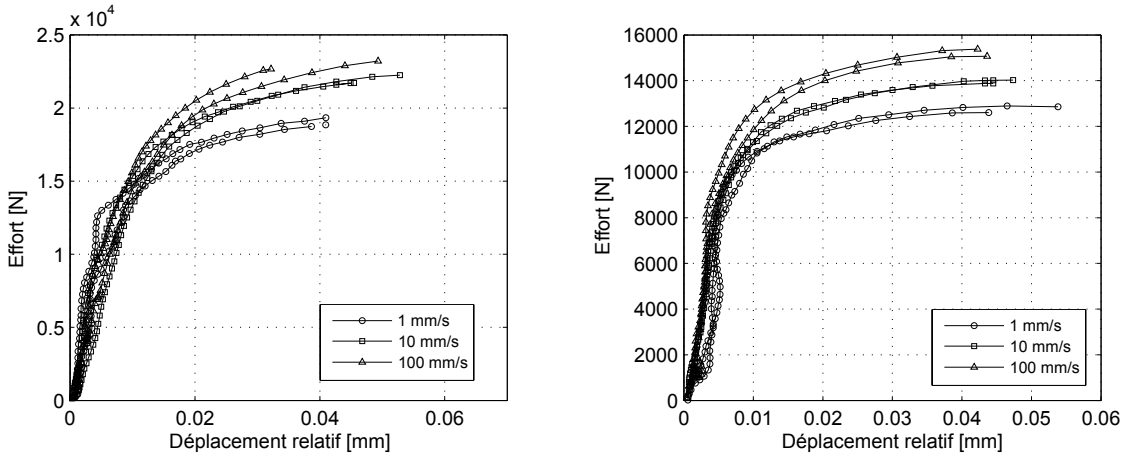


(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.24 – Faciès de rupture des essais Arcan

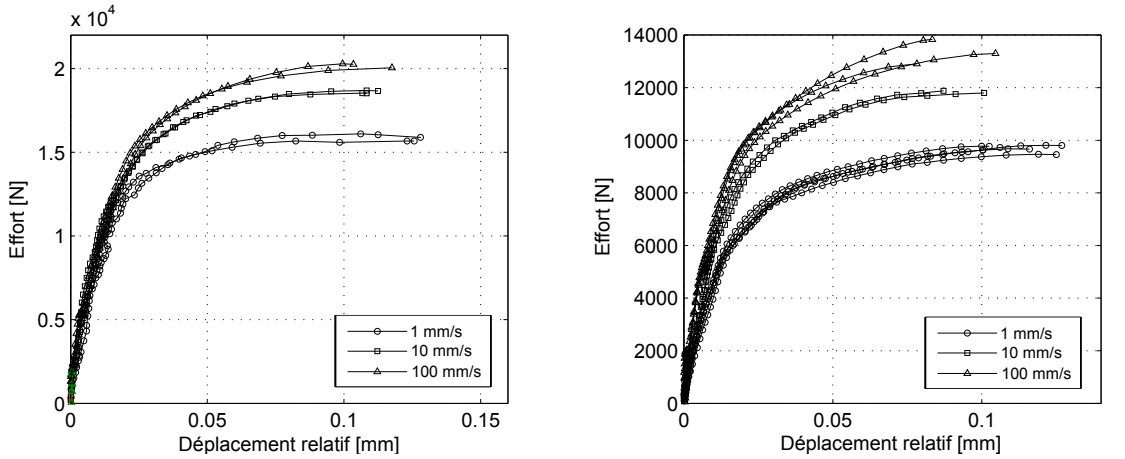
Les figures 3.25, 3.26 et 3.27 montrent les courbes effort-déplacement relatif des essais Arcan. Pour l'ensemble des résultats, les dispersions expérimentales sont faibles. Au même titre que les essais sur adhésifs purs, on observe une dépendance à la vitesse de sollicitation sur le niveau d'effort. Les résultats montrent toutefois une quasi insensibilité de la vitesse de sollicitation sur le déplacement relatif à rupture. De plus, les résultats mettent en évidence une différence de comportement entre la traction et le cisaillement. En effet, la rigidité est plus importante en traction qu'en cisaillement (figure 3.28).

Les enveloppes de rupture en effort et en déplacement relatif sont respectivement représentées par les figures 3.29 et 3.30. On observe une bonne répétabilité sur l'effort



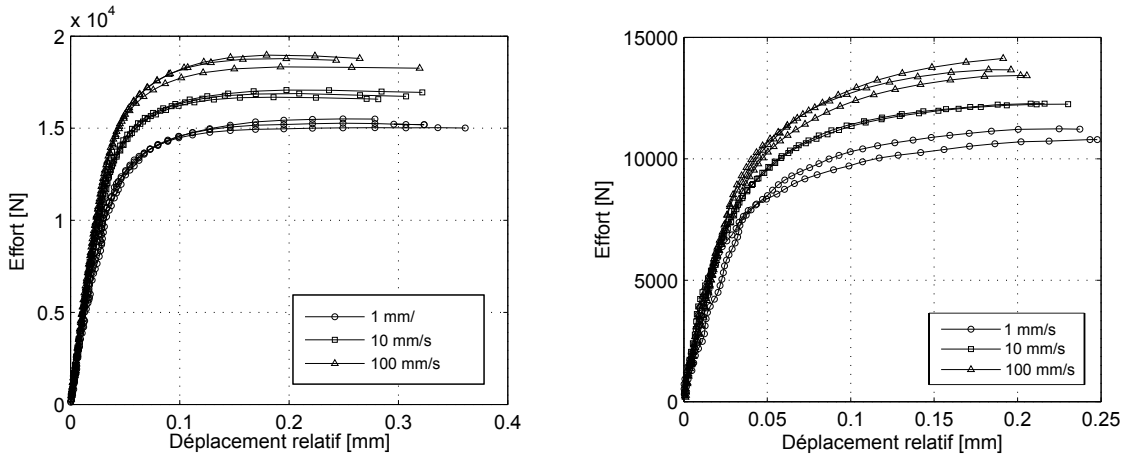
(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.25 – Résultats des essais de traction



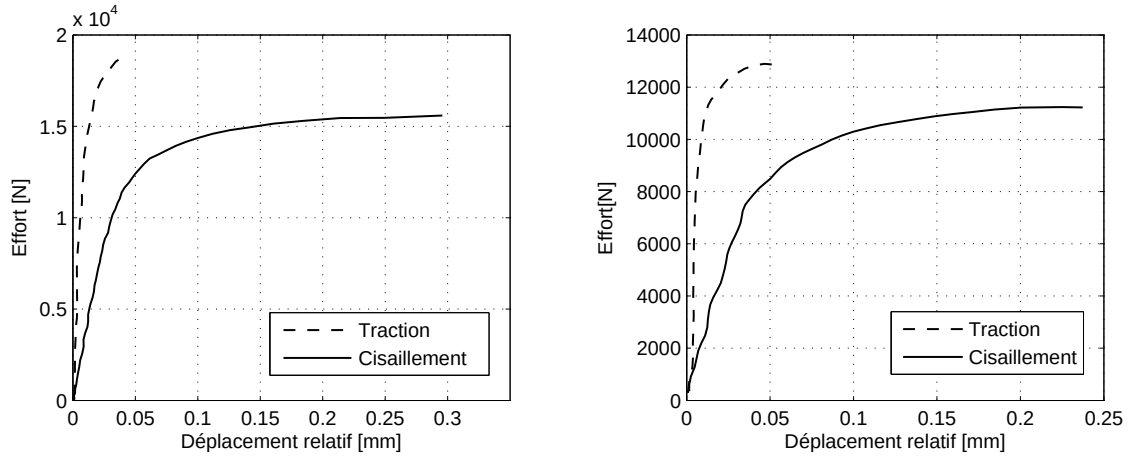
(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.26 – Résultats des essais de traction/cisaillement



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

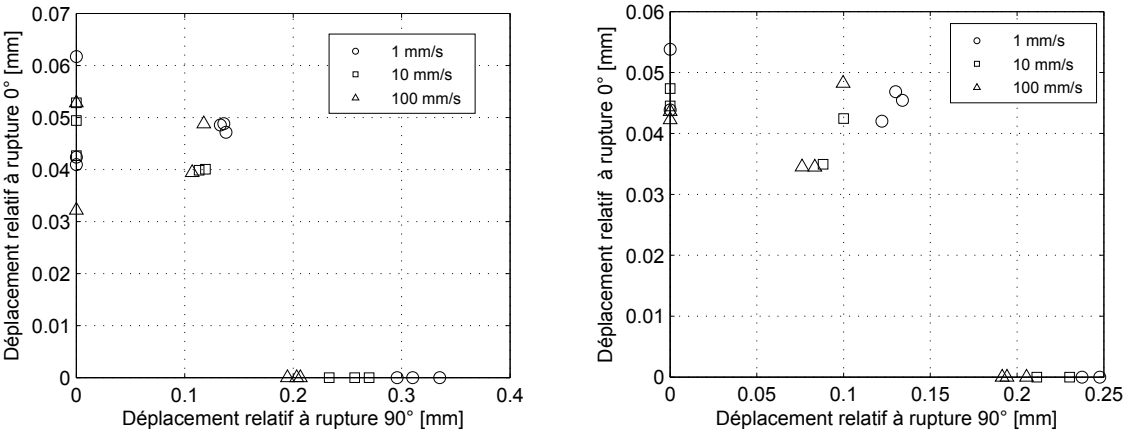
FIGURE 3.27 – Résultats des essais de cisaillement



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

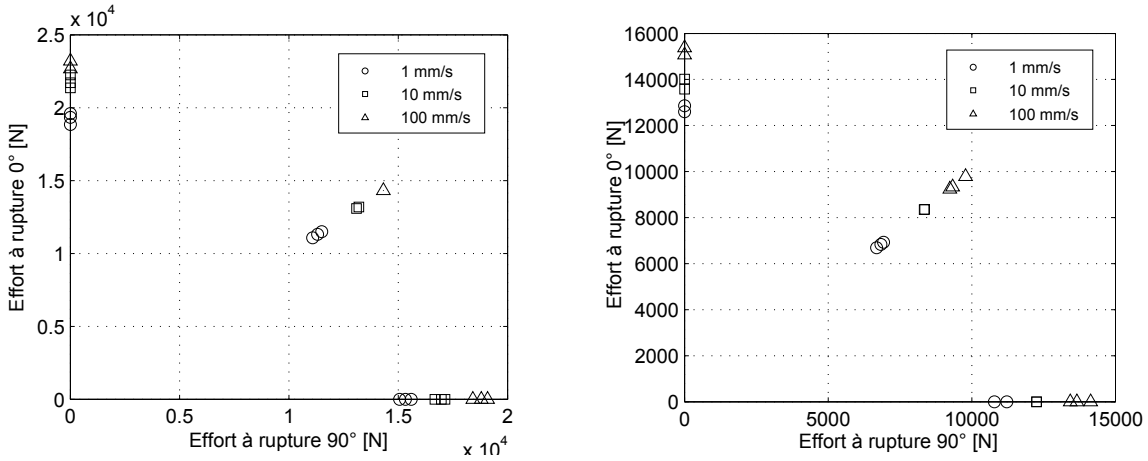
FIGURE 3.28 – Comparaison des résultats en traction et cisaillement (v=1 mm/s)

à rupture. Pour les déplacements relatifs à rupture, les résultats sont plus sensibles. En effet, on observe une dispersion plus importante.



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.29 – Déplacement relatif à rupture



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.30 – Effort à rupture

3.4 Identification du critère d'initiation

L'objectif de cette section est de proposer une démarche d'identification de l'état mécanique de l'adhésif au moment de la rupture. L'utilisation du dispositif Arcan décrit ci-dessus permet d'identifier l'instant de rupture. Cependant, les essais seuls ne permettent pas de fournir les grandeurs physiques au sein du joint de colle. Pour cela, la simulation numérique est nécessaire : les essais Arcan sont simulés à l'aide du modèle développé dans le chapitre précédent.

3.4.1 Simulation des essais Arcan

3.4.1.1 Maillage et conditions aux limites

Afin de limiter les temps de calcul, l'ensemble du dispositif n'est pas modélisé. Le maillage et les conditions aux limites sont présentés sur la figure 3.31. Seule une partie du substrat est représenté dans la simulation en tenant compte de la position de mesure du déplacement par DIC. Une symétrie est appliquée dans le plan $(\overrightarrow{n}, \overrightarrow{t})$. Les éléments utilisés sont des éléments solides à 8 noeuds à intégration réduite de type C3D8R. L'étude du champ de contrainte, avec l'utilisation de becs, a mis en évidence que la contrainte maximum est au centre du joint de colle. Pour cette raison, le maillage des substrats et notamment des becs ne nécessite pas forcément une discrétisation fine. L'adhésif est maillé avec 2 éléments dans l'épaisseur. Une étude de convergence a mis en évidence que ce nombre d'éléments n'a pas d'influence sur le comportement et sur la valeur maximale de la déformation au centre du joint de colle.

Le chargement consiste à imposer les déplacements relatifs expérimentaux sur le substrat supérieur. L'ensemble des degrés de liberté est bloqué sur le substrat infé-

rieur. Pour l'ensemble des simulations, l'épaisseur de l'adhésif est de 0.3 mm. Pour les lois matériaux, l'aluminium est modélisé par un comportement purement élastique (E=75000 MPa, ν=0.33). L'adhésif est modélisé à l'aide du comportement identifié dans le chapitre précédent.

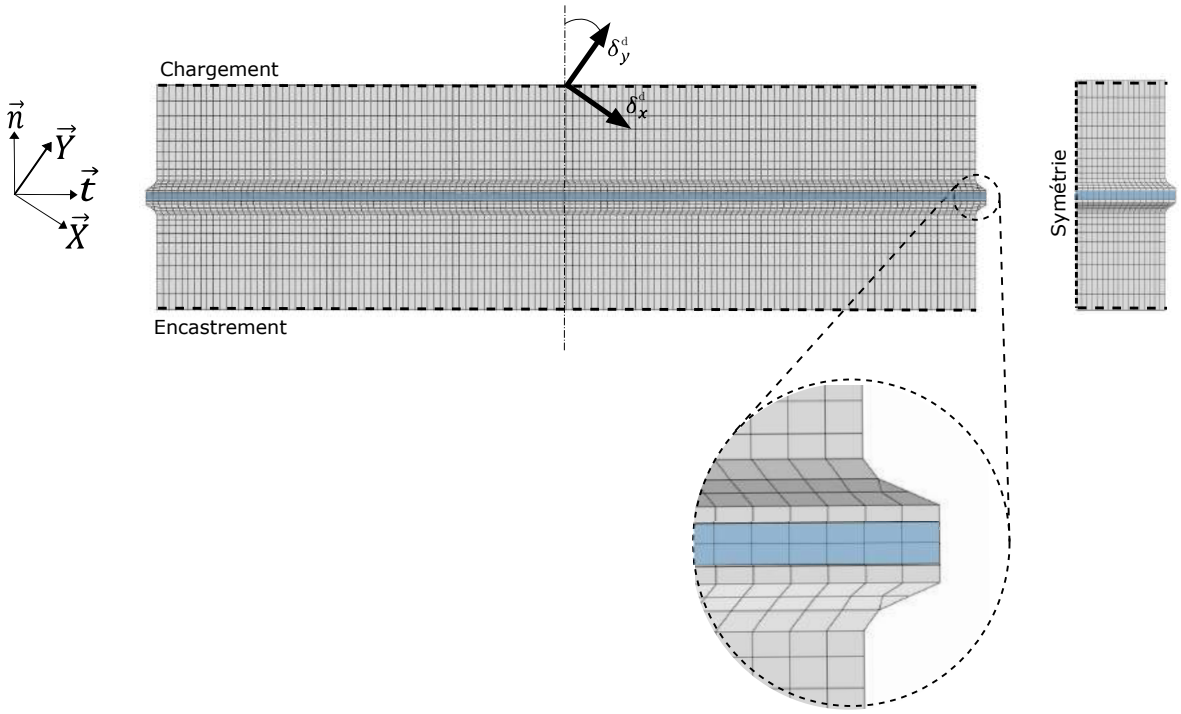
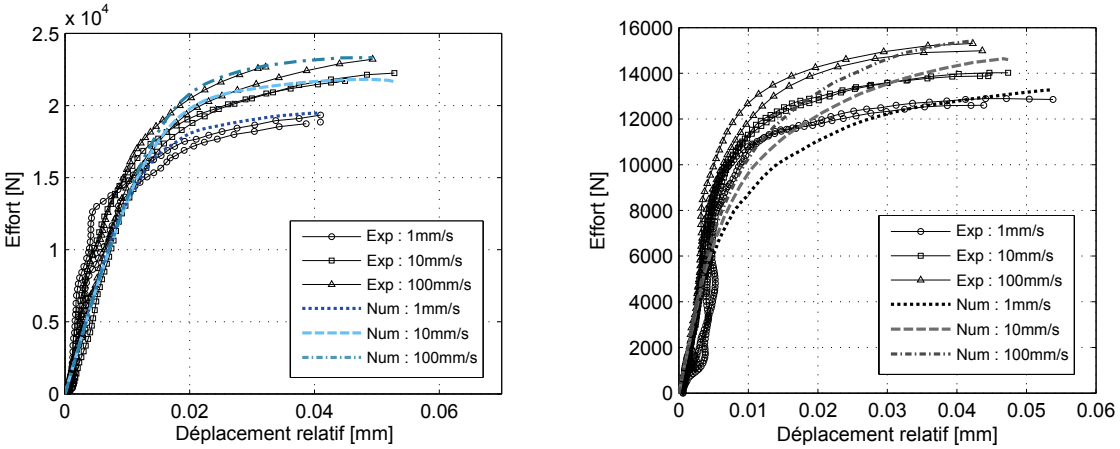


FIGURE 3.31 – Maillage et conditions aux limites

3.4.1.2 Corrélation numérique du comportement

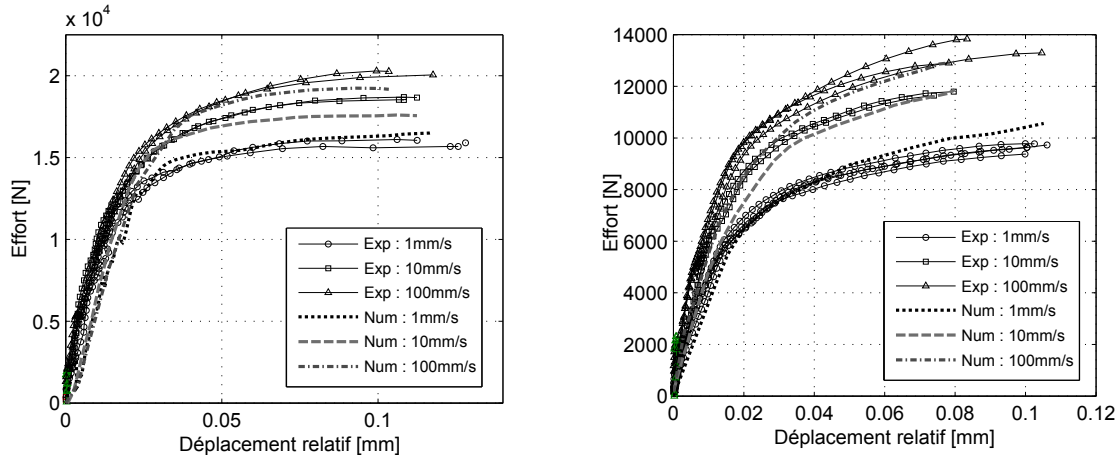
Les figures 3.32 à 3.34 montrent globalement une bonne corrélation entre la simulation numérique et les résultats expérimentaux pour les deux adhésifs et pour les trois directions de chargement. Cependant, pour la Betamate 1822 en cisaillement, un écart apparaît entre la simulation et les résultats expérimentaux. En effet, on observe une erreur de l'ordre de 17% à 100 mm/s, de 12% à 10 mm/s et de 13% à 1 mm/s.

Au cours des campagnes expérimentales, une forte dispersion a été observée entre les tubes d'adhésif de Betamate 1822 employés (figure 3.35a). Cette dispersion peut être responsable des écarts observés entre calcul et essais en cisaillement. Elle peut être due à des problèmes de conditionnement avant réception, une variation de formulation, ou encore une instabilité chimique. Ces dispersions, également observées par nos collègues de l'ENSTA Bretagne, ne sont à priori pas imputables à une erreur dans le processus expérimental. Suite à ces observations, une vérification des dispersions entre différents tubes de colle a également été effectuée pour la Sika power 498. Dans ce cas, les dispersions sont inférieures à 5% sur deux tubes de colle (figure 3.35b).



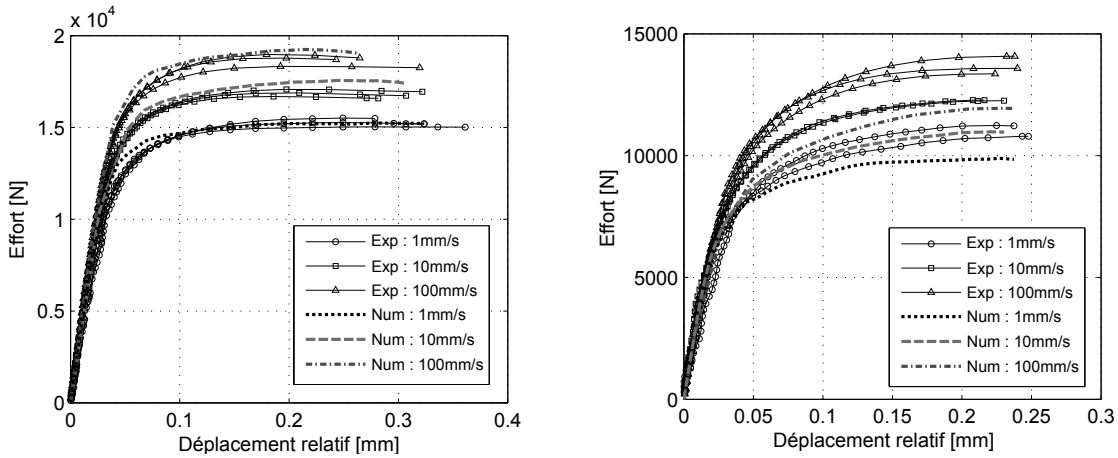
(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.32 – corrélation essais/numérique en traction



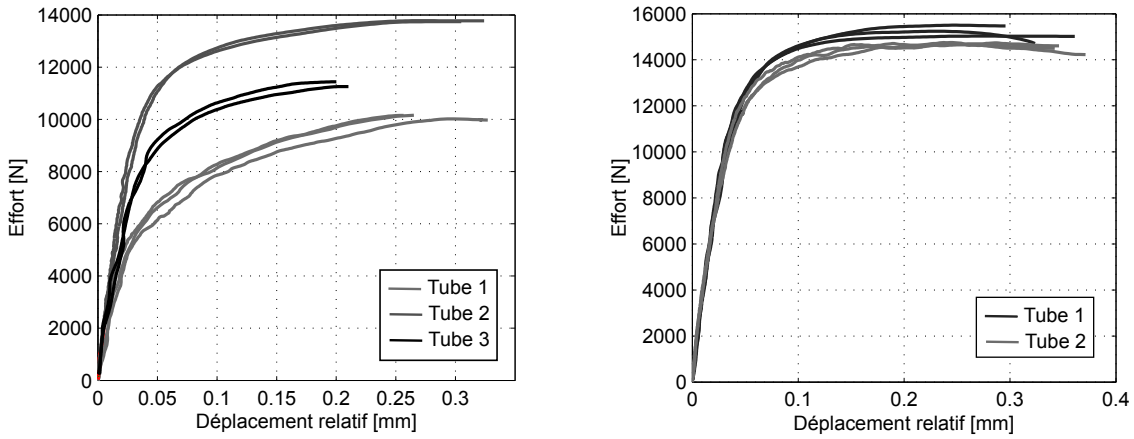
(a) Sika power 498 (b) Betamate 18222

FIGURE 3.33 – corrélation essais/numérique



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.34 – corrélation essais/numérique



(a) Betamate 1822 (b) Sika power 498

FIGURE 3.35 – Influence du tube sur les résultats expérimentaux en cisaillement

En résumé, la validation du comportement sur essai Arcan disposant d'une épaisseur de joint de colle représentatif des épaisseurs réelles d'un assemblage par collage permet de confirmer la fiabilité d'une identification directe du comportement sur éprouvette bulk. Ces simulations montrent une bonne corrélation pour chaque sollicitation pour la Sika power 498. Pour la Betamate 1822, la corrélation est acceptable, néanmoins, l'écart observé entre les différents tubes est source d'erreur.

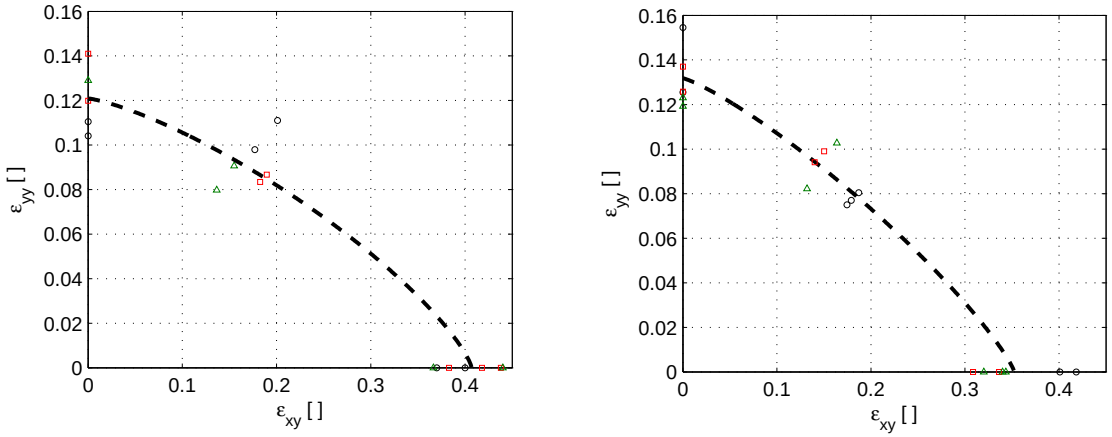
3.4.2 Identification du critère de rupture

Les simulations Arcan fournissent, à l'instant de rupture, l'état de contrainte et de déformation de l'adhésif nécessaire à l'identification du critère de rupture. L'utilisation des becs permet de diminuer significativement l'effet de concentration en bord et permet d'obtenir l'état critique au centre de l'éprouvette.

Les déformations critiques à l'instant de la rupture sont identifiées au centre du modèle numérique (centre de l'adhésif et centre de l'éprouvette). Les figures 3.36 regroupent l'ensemble des valeurs obtenues pour chaque angle de chargement. On retrouve ici une dispersion similaire à celle observée expérimentalement sur les déplacements à rupture. Cette dispersion ne permet pas de démontrer une influence de la vitesse de déformation sur l'enveloppe à rupture. Pour cette raison, le critère employé ne prend pas en considération la vitesse de déformation. Le critère de rupture prend donc la forme d'une enveloppe du type :

$$W = \left[\left(\frac{\varepsilon_{yy}}{\varepsilon_{yy}^{c}} \right)^{\alpha} + \left(\frac{\varepsilon_{xy}}{\varepsilon_{xy}^{c}} \right)^{\alpha} \right]^{\frac{1}{\alpha}} \leq 1 \tag{3.21}$$

Les paramètres ε^c_{yy} et ε^c_{xy} correspondent respectivement aux valeurs critiques moyennes identifiées en traction et en cisaillement. La variable α est identifiée à partir du chargement mixte (45 deg). La forme du critère ainsi identifié sur les deux adhésifs est représentée sur la figure 3.36. Les paramètres obtenus sont présentés dans le tableau 4.2



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.36 – Critères de rupture en déformation

	Sika power 498	**Betamate 1822**
ε^c_{yy}	0.12	0.132
ε^c_{xy}	0.4	0.352
α	1.3	1.2

TABLEAU 3.1 – Paramètres critère de rupture

3.5 Validation du critère de rupture

Dans cette section, la démarche de validation du critère de rupture est proposée par la simulation d'essais simple-recouvrement. Dans un premier temps, une campagne expérimentale sur éprouvette simple-recouvrement est donc effectuée. Ces essais sont réalisés en quasi-statique pour des substrats en aluminium/aluminium et en dynamique pour trois couples de matériaux sélectionnés par une pré-étude effectuée en quasi-statique sur un grand nombre de couple matériaux (Annexe B). Ces couples matériaux sont :

- Aluminium 5182-O / Aluminium 5182-O.
- Aluminium 5182-O / Prépeg époxy.
- Aluminium 5182-O / PA66.

	Quasi-statique	**Dynamique**
L_1	38 mm	30 mm
L_2	38 mm	30 mm
L_r	38 mm	
L_c	12.5 mm	

TABLEAU 3.2 – Valeurs des dimensions des éprouvettes de simple-recouvrement

Ensuite, le modèle mésoscopique est employé pour simuler les essais dynamiques et prédire l'instant à rupture.

3.5.1 Éprouvette simple-recouvrement

La figure 3.37 illustre les dimensions des éprouvettes de simple-recouvrement. Les éprouvettes quasi-statiques sont des éprouvettes qui respectent la norme de PSA et de Renault. Dans le cas des essais dynamiques, la largeur des éprouvettes est diminuée afin de permettre l'utilisation d'un montage compatible avec le vérin hydraulique. Pour d'obtenir une sollicitation dans l'axe du joint de colle, des talons sont collés sur les substrats.

Le tableau 3.2 regroupe les différentes dimensions des éprouvettes. L'épaisseur de collage théorique, maîtrisée par l'utilisation de cale en téflon de 0.3 mm, peut présenter quelques dispersions (0.3 - 0.35 mm). Cette épaisseur est donc déduite des côtes e_r, e_1 et e_2 pour chaque éprouvette. La largeur de recouvrement est mesurée après rupture. Cette largeur varie de 12.25 mm à 12.75 mm.

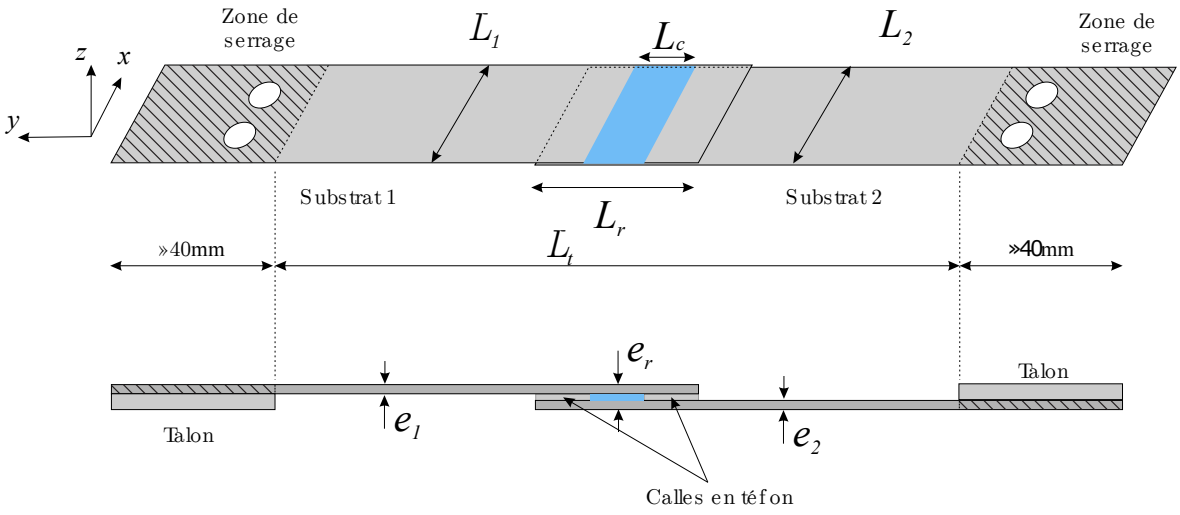


FIGURE 3.37 – Dimensions des éprouvettes de simple-recouvrement

Les traitements de surface choisis pour cette étude prennent en considération les conditions de surface des matériaux dans l'industrie automobile. Pour les matériaux composites, le traitement consiste en un simple dégraissage à l'acétone. Bien qu'un

ponçage soit susceptible d'améliorer l'adhésion de la colle, il n'est pas compatible avec les temps de cycle de production automobile. Pour les matériaux métalliques, un dégraissage à l'acétone puis un regraissage est réalisé suivant les normes de PSA et de Renault. Cette procédure vise à représenter la présence de graisse sur les tôles au cours des cycles de fabrication. La procédure de regraissage vise alors, dans le cadre de ces travaux de recherche, à maintenir une maîtrise de l'état de surface et de la quantité d'huile (Heptane).

La procédure de collage des éprouvettes de simple-recouvrement (figure 3.38) est la suivante :

- Traitement de surface des substrats.
- Mise en place des cales en téflon.
- Étalement de la colle.
- Mise en place et serrage du second substrat par des pinces ressorts.
- Polymérisation de l'éprouvette (23min de 70℃ à 200℃ et 20min à 200℃).



FIGURE 3.38 – Procédure de collage des éprouvettes de simple-recouvrement

3.5.2 Campagnes d'essais simple-recouvrement statique et dynamique

Les essais quasi-statiques ont pour objectif une étude de l'initiation de la fissure à l'aide d'observation visuelle. Cette démarche permet de faire le lien entre l'initiation

observée visuellement et la réponse mécanique. Les essais dynamiques sont employés pour valider le critère de rupture.

Les vitesses de sollicitation en quasi-statique sont de 1 mm/min et 10 mm/min, et en dynamique de 10 mm/s. Les essais quasi-statiques sont réalisés sur une machine de traction conventionnelle (SYNTECH) avec une cellule d'effort de 30 kN et les essais de traction dynamique sur un vérin hydraulique avec une cellule d'effort piézoélectrique KESTLER 30 kN. La mesure du déplacement relatif des substrats est obtenue par corrélation d'images. Dans le cas des essais quasi-statiques, deux caméras sont utilisées. La première caméra, positionnée de face, est utilisée pour la mesure du déplacement relatif. La seconde, positionnée sur le côté, permet d'obtenir la cinématique hors plan (figure 3.39) et d'observer l'initiation de la fissure. Pour les essais dynamiques, seule la caméra de face est employée. Le moucheti nécessaire à la corrélation d'images est réalisé par projection de peinture noire sur fond banc. Pour la caméra de face, $VIC2D^{©}$ fournit les déplacements U et V. Pour la caméra sur le côté, $VIC2D^{©}$ fournit les déplacements W et V. La calibration de la corrélation d'images est effectuée à partir de la largeur des éprouvettes pour la première caméra et à partir de la longueur de recouvrement pour la seconde caméra.

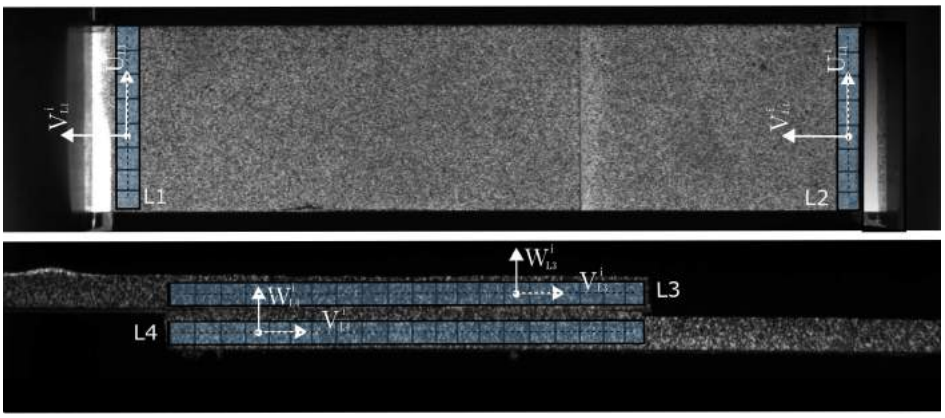


FIGURE 3.39 – Post-traitement par DIC des essais simple-recouvrement en statique

Le déplacement relatif δ_Y est obtenu à proximité des serrages (figure 3.39) tel que :

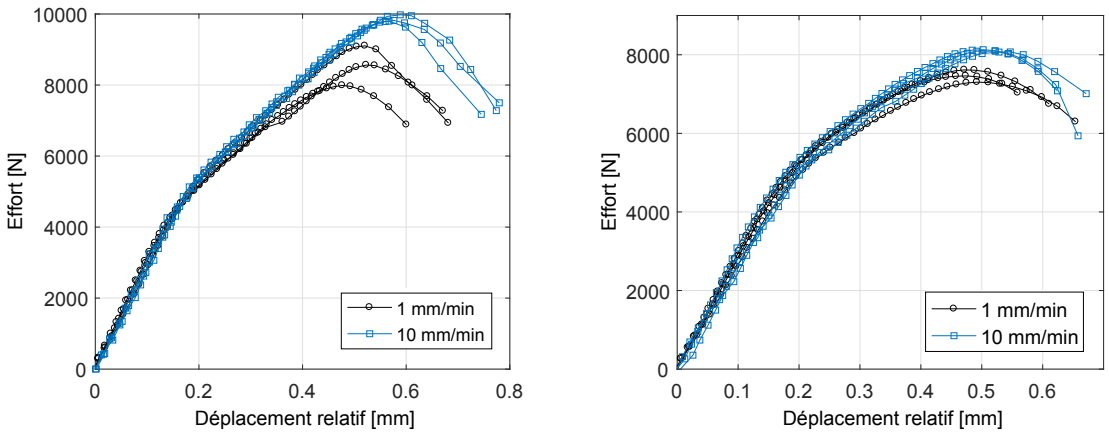
$$\delta_Y = \frac{\sum_{i=1}^{n}[V_{L2}^i - V_{L1}^i]}{n} \tag{3.22}$$

avec V_{L1}^i et V_{L2}^i, les déplacements de chaque ZOI pour la ligne L1 et la ligne L2 suivant l'axe de chargement.

Le déplacement hors plan correspond à la valeur maximale de W suivant la ligne L3 et L4.

3.5.2.1 Résultats expérimentaux en quasi-statique

Les courbes effort-déplacement relatif sont présentées sur la figure 3.40b pour la Betamate 1822 et sur la figure 3.40a pour la Sika power 498. Ces essais réalisés sur substrat en aluminium/aluminium montrent une bonne répétabilité. Le début des courbes expérimentales représente essentiellement le comportement des substrats. Pour cette raison, on n'observe pas d'influence de la vitesse de sollicitation sur le niveau d'effort. A contrario, la fin de la courbe illustre la réponse de l'adhésif. Ainsi, on observe l'influence de la vitesse de déformation sur le comportement et sur la rupture. En effet, on constate une augmentation de la rigidité et un niveau d'effort de rupture plus important.



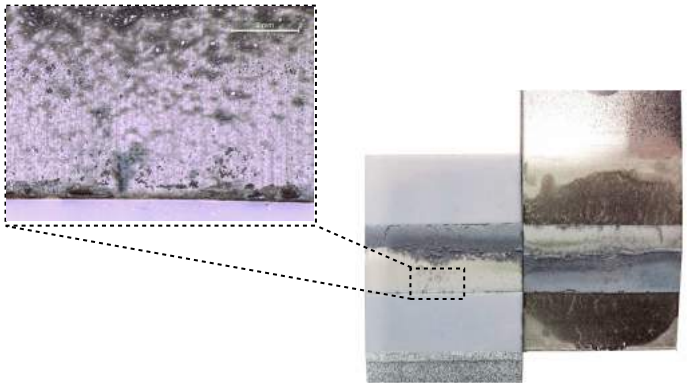
(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.40 – Essais simple-recouvrement à 1 mm/min et 10 mm/min

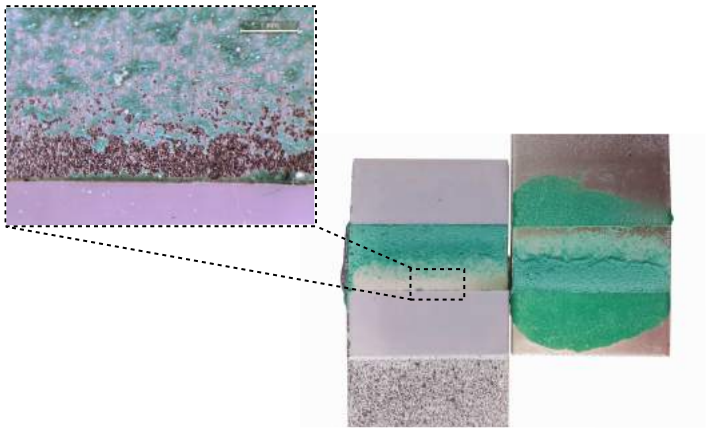
La figure 3.44 montre les faciès de rupture représentatifs des essais. Pour la Betamate 1822, le faciès débute en rupture adhésive pour finir en rupture cohésive. Pour la Sika power 498, la rupture commence en rupture cohésive très superficielle avant de finir en rupture cohésive.

Les essais à 1mm/min sont utilisés afin d'identifier l'instant de rupture. Une identification visuelle précise de l'instant de l'initiation de la fissure est difficile en raison de la résolution et de la cadence des images. Cependant, il est possible d'identifier une plage de temps dans laquelle la rupture s'initie.

La figure 3.42 met en évidence l'apparition d'une fissure à $t = 52s$. Entre $t = 48s$ et $t = 50s$, aucun indice d'initiation n'est observé. Par conséquent, on suppose que l'initiation est située entre $t = 48s$ et $t = 52s$. La figure 3.43 illustre l'effort et le déplacement hors plan en fonction du temps. Au sein de la plage d'initiation, on observe une perte de rigidité et un déplacement hors plan plus prononcé. En conclusion, l'initiation



(a) Sika power 498



(b) Betamate 1822

FIGURE 3.41 – Faciès de rupture des essais statique simple-recouvrement

n'apparaît pas lorsque l'effort est maximal, mais quelques instants auparavant.

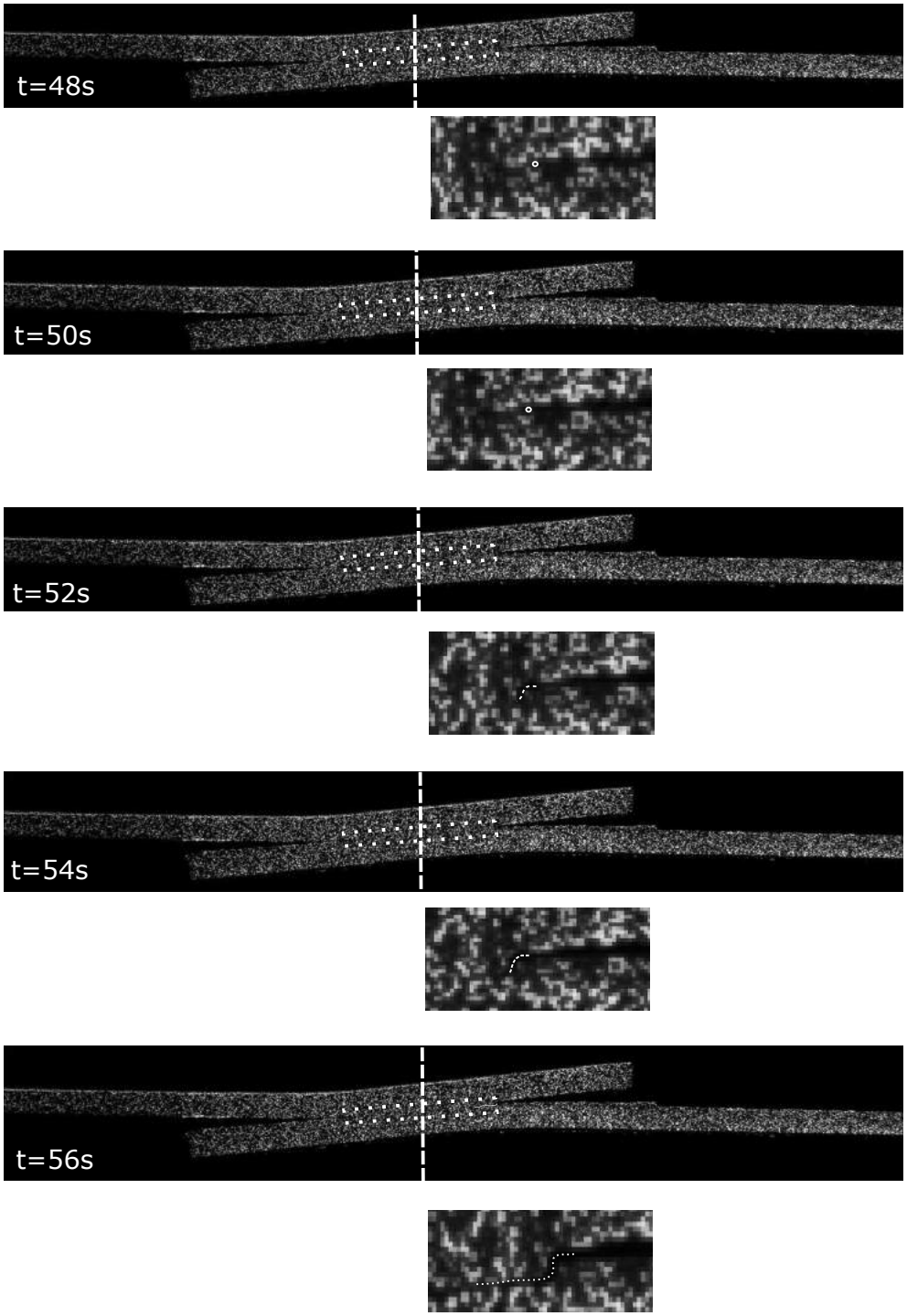
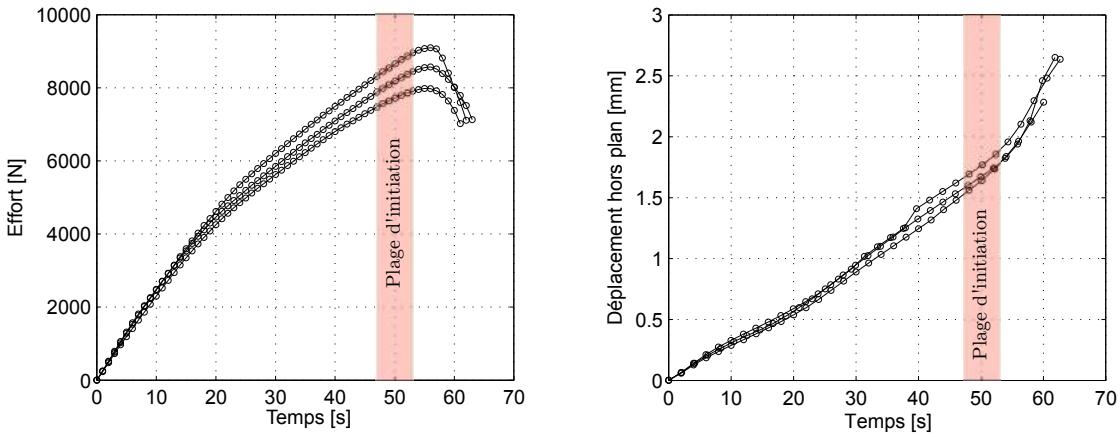


FIGURE 3.42 – Visualisation hors plan de l'initiation de la rupture



(a) Courbe effort/temps (Sika power 498, v=1 mm/min)

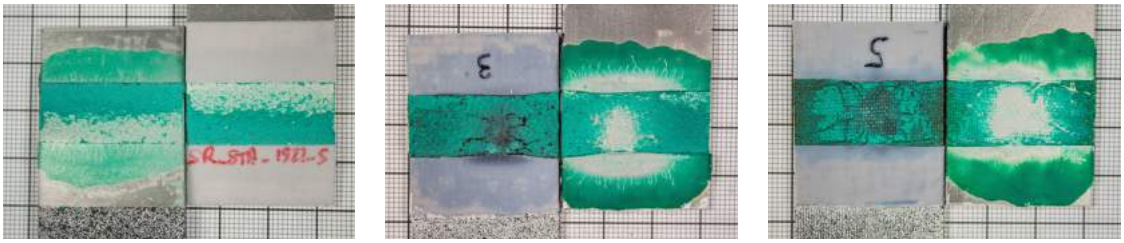
(b) Courbe déplacement hors plan/temps (Sika power 498, v=1 mm/min)

FIGURE 3.43 – Plage de l'instant de rupture

3.5.2.2 Résultats expérimentaux en dynamique

La figure 3.44 montre les faciès de rupture des essais dynamiques pour la Betamate 1822. Pour la configuration aluminium/aluminium, on observe une rupture cohésive superficielle. Pour les deux configurations aluminium/composites, on observe un manque de colle sur le centre de l'éprouvette due à un serrage trop important durant le processus de polymérisation. Par conséquent, ces essais ne sont pas exploitables.

La figure 3.45 illustre les faciès de rupture des essais dynamiques pour la Sika power 498. Pour la configuration aluminium/aluminium, on observe une rupture cohésive superficielle. La configuration aluminium/PA66 montre une rupture cohésive superficielle et une rupture locale de la résine (figure 3.46a). Pour la configuration aluminium/prépeg epoxy, on constate une rupture cohésive dans l'ensemble avec localement un arrachement de l'adhésif ainsi qu'une rupture de la matrice du composite (figure 3.46b). Pour le PA66 et le prépeg époxy, la rupture de la matrice signifie que le critère de rupture de décohésion fibre matrice s'approche ou est inférieur au critère de rupture de l'adhésif.

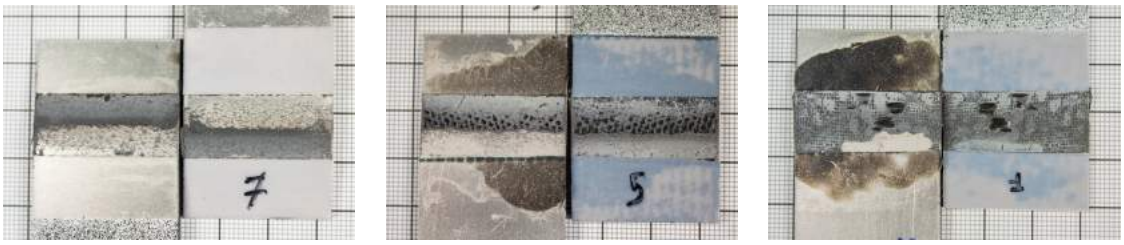


(a) Substrat aluminium / aluminium

(b) Substrat aluminium / PA66

(c) Substrat aluminium / prépeg epoxy

FIGURE 3.44 – Faciès de rupture des essais dynamique simple-recouvrement (Betamate 1822)

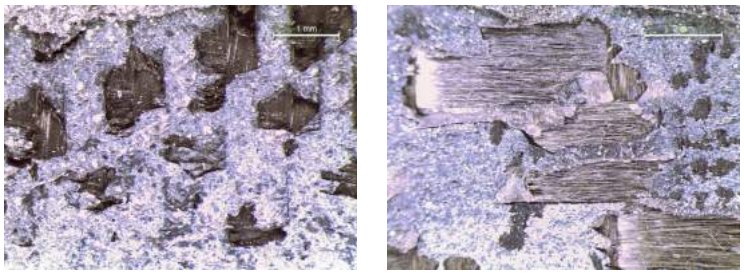


(a) Substrat aluminium / aluminium

(b) Substrat aluminium / PA66

(c) Substrat aluminium / prépeg epoxy

FIGURE 3.45 – Faciès de rupture des essais dynamique simple-recouvrement (Sika power 498)



(a) Substrat aluminium / PA66

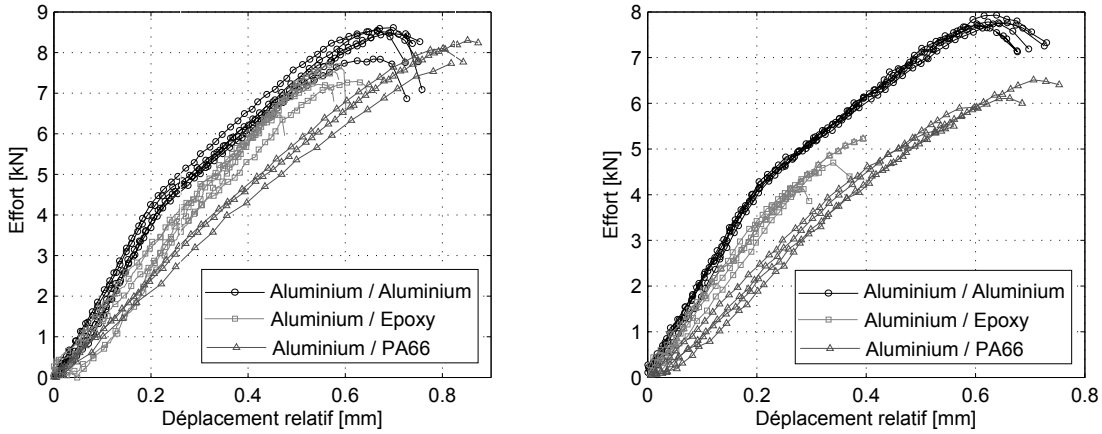
(b) Substrat aluminium / prépeg epoxy

FIGURE 3.46 – Rupture de la matrice (Sika power 498)

Les courbes effort-déplacement relatives à ces essais sont présentées sur la figure 3.47. Pour la Sika power 498, les essais montrent une bonne répétabilité du comportement et de l'instant de rupture. Ces résultats montrent également la forte influence des substrats sur la réponse mécanique et sur l'instant à rupture. Les différents niveaux d'effort entre les configurations peuvent être expliqués par le faciès de rupture. En effet, pour le prépeg epoxy, un arrachement de la colle et de la matrice peut expliquer l'effort moins important en comparaison de la configuration aluminium/aluminium. De même, la présence d'une rupture de la matrice pour la configuration PA66 peut expliquer le niveau d'effort légèrement inférieur.

Pour la Betamate 1822, en raison du manque de colle au centre du joint de colle pour les configurations en composite, les résultats sont dispersifs. De plus, pour la configuration prépeg époxy, la rupture est clairement prématurée. La configuration aluminium montre toutefois une bonne répétabilité des essais.

En résumé, les essais de simple-recouvrement en quasi-statique permettent de définir la plage d'initiation de la rupture. Cette plage est employée par la suite dans la validation de la rupture. Les essais dynamiques et l'utilisation de configurations en composite ont permis de mettre en évidence certaines difficultés d'obtention d'un faciès de rupture purement cohésif. Pour cette raison seule, les configurations en aluminium/aluminium pour les deux adhésifs et la configuration en aluminium/PA66 pour



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.47 – Courbe effort/déplacement relatif des essais simple-recouvrement à 10 mm/s

la Sika power 498 peuvent être employées dans la validation du modèle. Cependant, la loi matériau du PA66 n'est pas encore disponible en format Abaqus. Par conséquent, seules les configurations en aluminium sont traitées par la suite.

3.5.3 Simulation mésoscopique simple-recouvrement

Dans cette partie, une démarche de validation du critère de rupture intrinsèque est effectuée à l'aide de la simulation à l'échelle mésoscopique des essais simple-recouvrement. Cette démarche est réalisée sur les configurations aluminium/aluminium pour les deux colles en dynamique.

3.5.3.1 Convergence du maillage en 2D

Préalablement à la validation du critère intrinsèque, il est nécessaire d'étudier la convergence des résultats selon la taille du maillage. Cependant, la présence d'une singularité numérique induite par l'idéalisation du joint de colle (arrêtes vives, figure 3.48) entraîne une forte dépendance des résultats à la taille de maille en bord de joint.

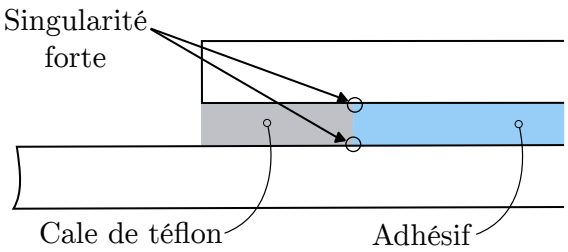


FIGURE 3.48 – Singularité présente au sein des essais simple-recouvrement

L'idée est donc de regarder la déformation critique dans le joint à une certaine distance "*d*" autour de la singularité.

Afin de limiter les temps de calcul, cette étude est menée en deux dimensions. La figure 3.49 illustre le maillage et les conditions aux limites utilisées. L'adhésif et les substrats sont maillés par des éléments 4 noeuds à intégration réduite avec hypothèse de déformation plane (CPES4R). Le maillage est affiné au bord des zones de recouvrement. Le comportement de l'adhésif est représenté par le modèle phénoménologique présenté dans le chapitre précédent. Les substrats en aluminium sont modélisés par une loi élastoplastique isotrope. L'un des deux substrats est encastré tandis qu'une vitesse de 10 mm/s est imposée sur l'autre.

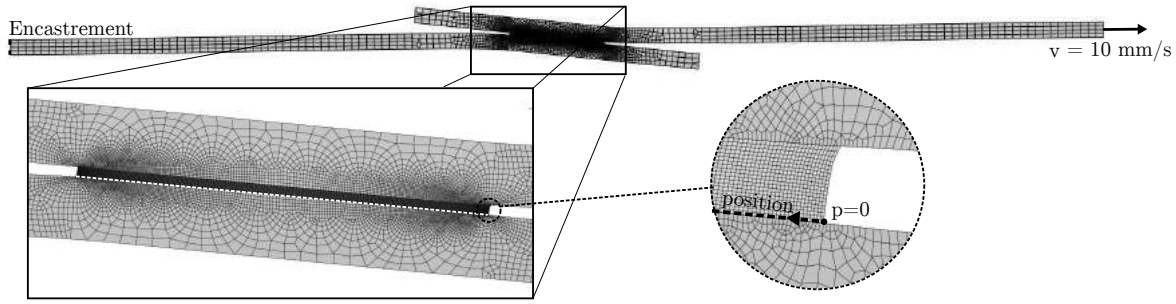
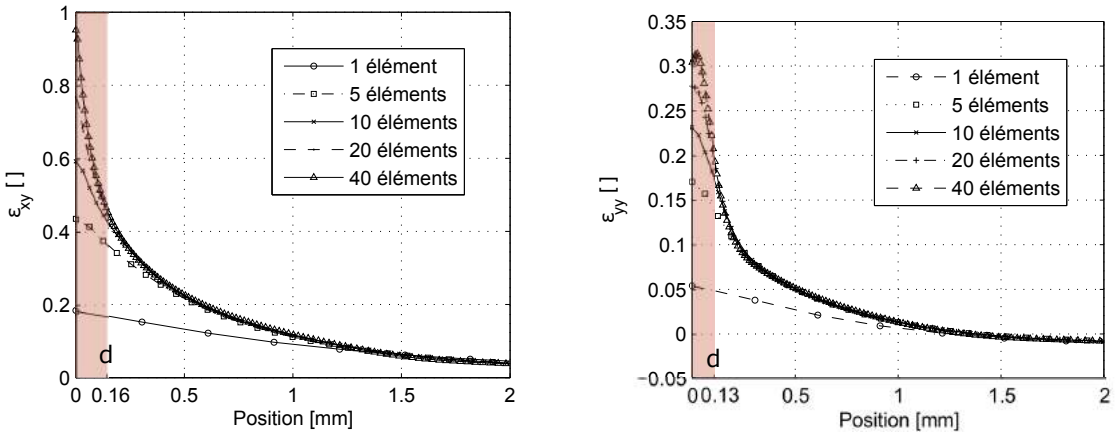


FIGURE 3.49 – Simulation 2D des essais simple-recouvrement

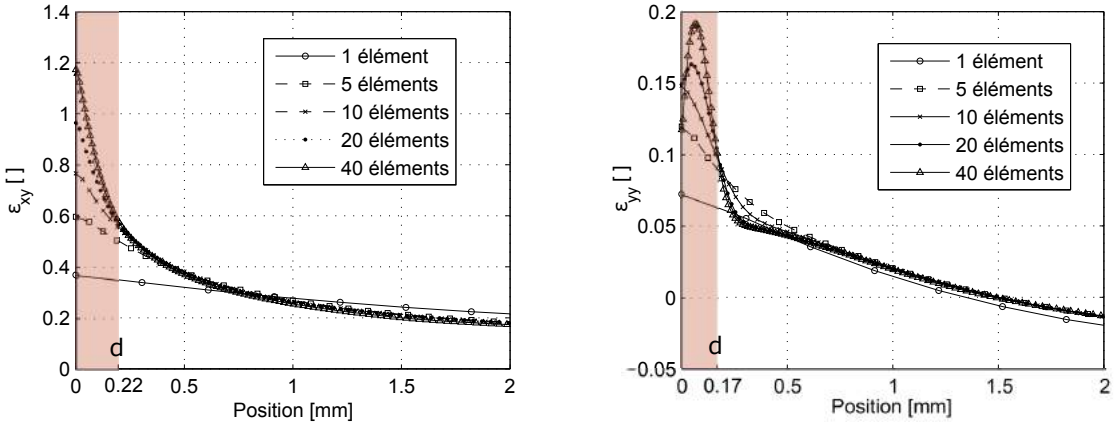
L'étude consiste donc à analyser la répartition du champ de déformation le long de l'interface à proximité de la singularité (p=0). Les figures 3.50 et 3.51 montrent l'évolution de la déformation le long de l'interface du joint de colle pour différents maillages variant de 1 à 40 éléments dans l'épaisseur du joint de colle. À partir de 20 éléments dans l'épaisseur, la convergence est considérée comme atteinte.

On identifie la distance à partir de laquelle les valeurs de déformation sont identiques entre le maillage de 20 éléments et de 40 éléments. On considère que cette distance permet de s'affranchir des difficultés de convergence du maillage à proximité de la singularité. Les distances de convergence varient suivant les composantes de déformation ε_{xy} ou ε_{yy}. En effet, la convergence est atteinte à une distance plus importante pour la composante ε_{xy}. Elle est atteinte pour une distance d'environ 0.16 mm pour la Sika power 498 et d'environ 0.22 mm pour la Betamate 1822. La convergence de la composante ε_{yy} est atteinte pour une distance de 0.13 mm pour la Sika power 498 et pour une distance de 0.17 mm pour la Betamate 1822. Par la suite, la distance retenue est la distance maximale. Le dépassement du critère d'initiation sera donc observé numériquement à une distance $d = 0.16mm$ pour la Sika power 498 et $d = 0.22mm$ pour la Betamate 1822.



(a) ε_{xy} (b) ε_{yy}

FIGURE 3.50 – Convergence du modèle 2D - Sika power 498



(a) ε_{xy} (b) ε_{yy}

FIGURE 3.51 – Convergence du modèle 2D - Betamate 1822

3.5.3.2 Validation du critère

L'objectif est maintenant de simuler les essais simple-recouvrement pour un maillage en trois dimensions afin d'identifier précisément l'instant de la rupture. La figure 3.52 illustre le maillage et les conditions aux limites. Les substrats sont modélisés par des éléments de type coque (S4R) à intégration réduite et l'adhésif par des éléments solides à 8 noeuds à intégration réduite (C3D8R). En accord avec l'étude de convergence, 20 éléments sont utilisés pour représenter l'épaisseur de l'adhésif. Le maillage est affiné à proximité de la singularité. Une liaison de type "tie" est utilisée pour connecter les noeuds du substrat et les noeuds de l'adhésif. Une symétrie est appliquée afin de diminuer le nombre total d'éléments. L'une des extrémités est encastrée et une vitesse de 10 mm/s est imposée sur l'autre extrémité.

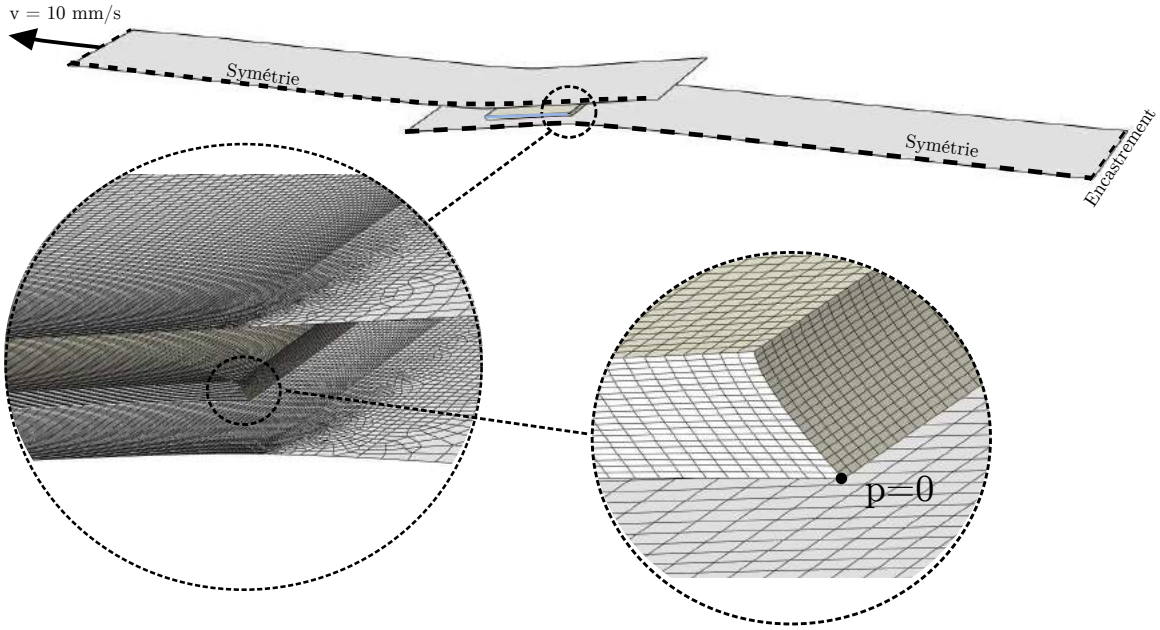
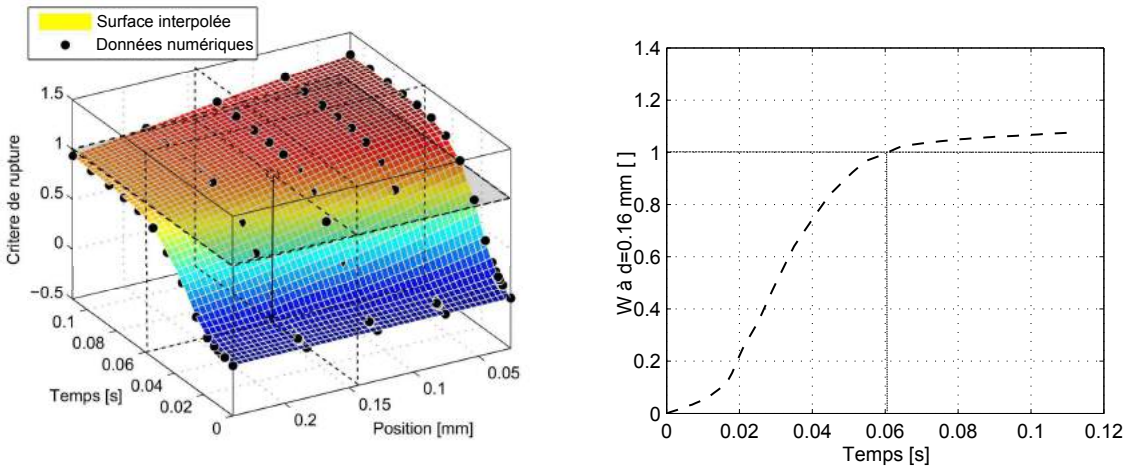


FIGURE 3.52 – Maillage et conditions aux limites des simulations simple-recouvrement

Les résultats des simulations mettent en évidence que les valeurs maximales du critère W (équation 4.5) sont situées en bordure du joint sur le plan de symétrie (à proximité de la singularité, p=0 (figure 3.52).

Pour les raisons de singularité numérique détaillée précédemment, les valeurs de déformations seront prises à la distance de convergence d préalablement identifiée. La validation du critère consiste à vérifier numériquement l'instant auquel la valeur critique ($W = 1$) est atteinte dans le joint. La figure 3.53a montre l'évolution du critère W en fonction du temps, et de la distance à la singularité pour la Sika power 498. L'utilisation d'une telle surface permet une étude plus précise par rapport à la distance d. Elle est identifiée par une interpolation linéaire entre chaque point fourni par la simulation

numérique. Les points de position correspondent aux coordonnées du point de gauss (centre de l'élément) le long de l'interface. Une coupe de cette surface pour W=1 et d=0.16 mm fournit l'instant de rupture (t=0.061 s) (figure 3.53b).



(a) Surface de la rupture

(b) Coupe de la surface de rupture à d= 0.16 mm

FIGURE 3.53 – Critère de rupture en fonction de la position par rapport à la singularité au cours de la simulation (Sika power 498)

Comme pour la Sika power 498, la surface de la figure 3.54 permet l'identification de l'instant de rupture (c.-à-d., $W = 1$). Néanmoins, pour la Betamate 1822, la rupture intervient en dehors de la singularité. En effet, $W = 1$ est atteint plus au centre du joint de colle. Par conséquent, l'utilisation de la distance d n'est pas nécessaire.

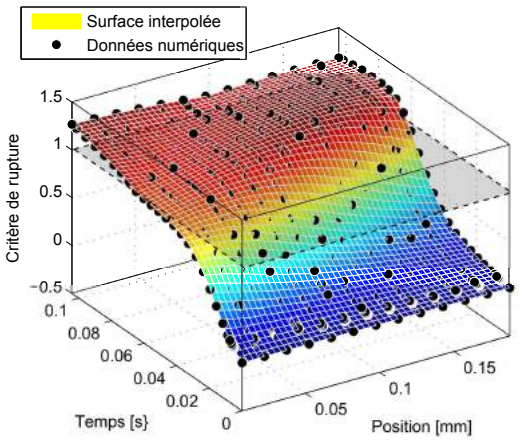
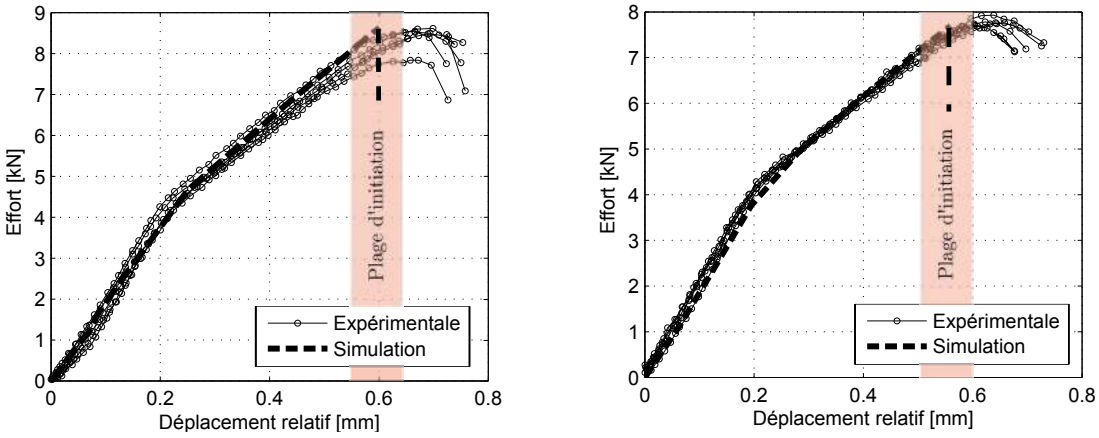


FIGURE 3.54 – Surface de la rupture (Betamate 1822)

La figure 3.55 montre la corrélation calcul/essais pour les éprouvettes de simple-recouvrement dynamique. Ces figures montrent une bonne estimation du comportement et de l'instant de rupture. En effet, l'initiation de rupture intervient dans la plage présumée identifiée en quasi-statique (c.-à-d. au moment où une perte de rigidité est observée).



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 3.55 – Validation simple-recouvrement

3.6 Conclusion

Le développement d'un nouveau dispositif Arcan spécialement adapté aux sollicitations dynamiques a permis la réalisation d'une campagne expérimentale pour des vitesses allant de 1 à 100 mm/s et pour des modes de sollicitation mixtes (traction, cisaillement et traction/cisaillement).

L'utilisation de la simulation numérique (grâce au modèle mésosopique identifié au chapitre précèdent) offre un niveau d'expertise important sur l'état mécanique du joint de colle au moment de la rupture. Ainsi, les déformations critiques ont été identifiées précisément.

Un critère de rupture indépendant de la vitesse de déformation a ici été proposé. Bien que le choix se soit porté sur un critère en déformation, la démarche employée pour son identification est reproductible pour l'identification intrinsèque d'autres types de critère de rupture tels que des critères en contrainte ou en énergie.

La phase de validation a consisté à simuler les essais dynamiques de simple-recouvrement sur substrats aluminium. En raison de la présence d'une singularité géométrique résultante de l'utilisation de cale de téflon, la validation a nécessité l'introduction d'une "distance" identifiée à l'aide d'une étude de convergence du maillage. La corrélation entre ces simulations et les données expérimentales a permis de prédire correctement le comportement et l'instant de rupture. Cependant, il semble intéressant d'approfondir cette étape de validation à l'aide d'autres types d'essais. L'utilisation d'un essai sans singularité tel qu'un essai simple-recouvrement sans cale de téflon et avec un bourrelet de colle maîtrisé permettrait une validation totalement intrinsèque de notre critère de rupture.

Ce critère peut maintenant être utilisé comme référence pour un élément macroscopique qui est plus adapté aux calculs crash.

Chapitre 4

Modèle macroscopique - élément cohésif

Résumé

Ce chapitre introduit la formulation d'un élément cohésif de type discret capable de représenter le comportement et l'effondrement des structures collées sous sollicitation de type crash. La démarche d'identification du modèle, basée sur les travaux présentés dans les chapitres précédents, est ici détaillée. Elle s'appuie sur l'utilisation des essais expérimentaux présentés dans le chapitre 1 pour l'identification du comportement et sur les essais présentés dans le chapitre 3 pour l'identification de la rupture. La validation du modèle est alors réalisée à travers la simulation des essais Arcan et simple-recouvrement.

Sommaire

4.1 Introduction 115
4.2 État de l'art 115
4.2.1 Mécanique de la rupture 116
4.2.1.1 Mode de rupture 116
4.2.1.2 Taux de restitution d'énergie et étude expérimentale 116
4.2.2 Élément cohésif 118
4.2.2.1 Concept de zone cohésive 118
4.2.2.2 Les différents éléments cohésifs 118
4.2.2.3 Loi cohésive 120
4.2.2.4 Identification des paramètres des lois cohésifs 121
4.2.3 Conclusion de l'état de l'art 121
4.3 Description et implémentation de l'élément cohésif 122
4.3.1 Description de l'élément 122
4.3.2 Loi cohésive 123
4.3.3 Implémentation numérique 125
4.3.3.1 Changement de repère 125
4.3.3.2 Calcul des déplacements relatifs 126
4.3.3.3 Déformation et vitesse de déformation 127
4.3.3.4 Calcul de la contrainte 128
4.3.3.5 Calcul des efforts aux noeuds 129
4.4 Identification des paramètres cohésifs 129
4.4.1 Comportement 130
4.4.2 Rupture 132
4.4.2.1 Critère d'initiation 132
4.4.2.2 Propagation 135
4.5 Validation 136
4.5.1 Modélisation des essais Arcan 136
4.5.2 Modélisation des essais simple-recouvrement 136
4.5.2.1 Validation du comportement et de l'initiation 138
4.5.2.2 Validation de la propagation 141
4.6 Conclusion 142

4.1 Introduction

La simulation de crash par un code explicite exclut l'utilisation d'élément de petite taille. L'utilisation d'un modèle mésoscopique pour représenter le joint de colle n'est donc plus viable dans ces conditions. Il faut donc utiliser des éléments spécifiques permettant de s'affranchir de cette problématique. Dans ce chapitre, après un bref état de l'art, un élément cohésif associé à une démarche d'identification sera présenté. L'initiation de la rupture, aspect extrêmement important en crash, sera présentée et discutée au travers d'un critère de rupture. Enfin, la propagation de la fissure dans le joint de colle sera étudiée.

4.2 État de l'art

Au cours des dernières décennies, différentes approches ont vu le jour pour analyser la rupture des adhésifs (mécanique des milieux continus, mécanique de la rupture, éléments cohésifs). Dans [35], Da Silva et al. dressent un état de l'art des outils numériques dédiés à la simulation des adhésifs.

La *mécanique des milieux continus* n'est pas adaptée à l'étude de la fissuration, car celle-ci résulte d'une discontinuité. La représentation de la fissuration et de l'état mécanique en pointe de fissure ne peut être réalisée de manière correcte par cette approche.

La *mécanique de la rupture* est utilisée depuis plusieurs décennies en ingénierie pour étudier la fissuration des pièces. Cette approche est notamment employée pour prédire l'effort dans le cas de la présence d'une fissure ou d'une singularité. La mécanique de la rupture linéaire (LEFM) a été largement employée dans l'évaluation de la criticité des défauts des matériaux fragiles. Cependant, lorsque les matériaux sont ductiles l'utilisation de la LEFM n'est plus adaptée. Le concept de LEFM est alors étendu par la mécanique de la rupture élasto-plastique (intégrale de contour J [27]). Cette approche est notamment indispensable dans l'évaluation des grandeurs intrinsèques liées à la propagation de la rupture (taux de restitution d'énergie) des matériaux ductiles. Cependant, l'utilisation des approches de mécanique de la rupture nécessite l'utilisation de maillages très fins, incompatibles avec les contraintes industrielles dans le cas de simulations de structures.

Les *éléments cohésifs* ou (zone cohésive) ont été introduits pour répondre notamment aux problématiques que posent la mécanique de la rupture. Il s'agit d'une combinaison de la mécanique des milieux continus (approche en contrainte pour l'initiation) et de la mécanique de la rupture (approche énergétique pour la propagation). Cette ap-

proche modélise l'adhésif telle une interface. Ces éléments d'interfaces sont développés selon trois approches : les approches locales, les approches continues et les approches discrètes. Les éléments cohésifs sont donc une solution intéressante pour notre problématique.

4.2.1 Mécanique de la rupture

4.2.1.1 Mode de rupture

Il existe trois modes de fissuration (figure 4.1). Le premier mode est le mode d'ouverture ou "clivage" (mode I). Le clivage est un mode de traction normal au plan de fissure. Le second mode est le mode de glissement droit (mode II) qui correspond à un mode de cisaillement parallèle au plan de fissure et perpendiculaire au front de fissure. Le dernier mode est le mode de glissement vis (mode III) qui correspond à un mode de cisaillement parallèle au plan de fissure et parallèle au front de fissure.

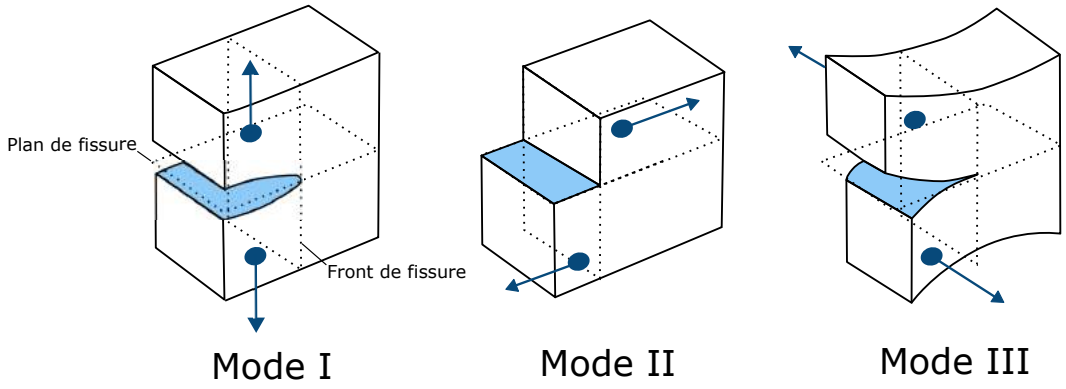


FIGURE 4.1 – Mode de rupture

4.2.1.2 Taux de restitution d'énergie et étude expérimentale

Les essais expérimentaux relatifs à la propagation ont pour objectif l'identification du taux de restitution d'énergie. La définition de cette grandeur s'inscrit dans l'*approche énergétique* [51], basée sur le principe de minimisation de l'énergie potentielle (énergie emmagasinée). L'énergie nécessaire pour générer l'ouverture d'une fissure de surface A est égale à la variation de l'énergie potentielle totale V. L'énergie potentielle V résulte de la variation de l'énergie élastique stockée et de la variation d'énergie fournie par les forces extérieures. Le taux de restitution d'énergie G est l'énergie dissipée au cours de la propagation de la fissure. Il y a fissuration ou extension de la surface lorsque le taux de restitution d'énergie dépasse l'énergie totale nécessaire à la propagation de la fissure G_c.

Le taux de restitution d'énergie est une grandeur de référence pour la représentation de la propagation. Ces critères énergétiques sont très employés dans le collage

comme dans le délaminage des composites pour évaluer la propagation de la rupture. De nombreux travaux étudient l'évolution de la rupture des assemblages par collage avec cette approche [26, 52]. Différentes études utilisent cette approche en la couplant avec une approche en contrainte. Dans ce cas, le critère en contrainte représente l'initiation d'une micro-fissure et le critère énergétique la création d'une macrofissure (propagation) [23, 58, 77].

L'identification de la valeur du taux de restitution fait l'objet de nombreux travaux. Elle est identifiée pour chaque mode de fissuration par différents types d'essais :

— **Mode I :** La rupture est largement étudiée sur des essais de type DCB [1][15] et TDCB [2]. Ces essais permettent une identification du taux de restitution d'énergie G_{IC} pour le mode I . L'essai de type TDCB a pour avantage de fournir une expression de G_{IC} indépendante de la longueur de la fissure. L'éprouvette est constituée de deux substrats de même nature assemblés à l'aide de l'adhésif à caractériser. Un chargement est appliqué perpendiculairement au plan du joint.

— **Mode II :** L'étude pour le mode II est réalisée par des essais de type ENF [3], TENF [4]. Dans la plupart des cas le mode III est considéré comme identique au mode II. De par leur simplicité, les essais ENF sont les plus employés pour évaluer le taux de restitution d'énergie G_{IIC} dans le mode II [17]. L'essai consiste en un essai de flexion trois point où la fissure se propage parallèlement au substrat.

— **Mode I/II :** L'évaluation des paramètres de mixité entre le mode I et le mode II est principalement effectuée sur dispositif MMB [5] [48, 90]. Cet essai est une combinaison d'un essai DCB et d'un essai ENF. Le choix de la longueur du bras de levier permet de modifier la mixité de la sollicitation.

L'ensemble de ces essais sont indispensables pour l'étude des propriétés de propagation de fissure dans les adhésifs. Cependant, le mode I nécessite une énergie de propagation plus faible que les autres modes. Par conséquent, il s'agit d'un essai généralement privilégié dans le cadre d'un dimensionnement conservatif. Pour ces raisons, il s'agit du mode le plus étudié dans la littérature. De nombreuses études traitent des méthodes d'identification de la valeur du taux de restitution d'énergie [15, 90]. Certaines

1. DCB : Double Cantilever Beam
2. TDCB : Tapered Double Cantilever Beam
3. ENF : End notched flexure
4. TENF : Tapered End notched flexure
5. MMB : Mixed Mode Bending

études ont notamment permis d'identifier l'influence de l'épaisseur du joint de colle [74], mettant ainsi en évidence une diminution du taux de restitution d'énergie avec la diminution de l'épaisseur. D'autres travaux indiquent une dépendance à la vitesse de déformation [62].

4.2.2 Élément cohésif

4.2.2.1 Concept de zone cohésive

Le concept de *zone cohésive* a été introduit par Barenblat et Dudgdale dans les années 1960. Ce concept propose de décrire l'endommagement par une "zone cohésive" à proximité de la pointe de fissure. Cette approche a été introduite afin de résoudre les problèmes de description de la plasticité en pointe de fissure en mécanique de la rupture. Le comportement du matériau au sein de la zone cohésive est alors représenté par une loi traction-séparation appelée "loi cohésive".

Les éléments cohésifs combinent l'*approche continue* et l'*approche énergétique* dans le sens où l'initiation de la rupture résulte généralement d'une contrainte maximale et que la propagation est définie par le taux de restitution d'énergie. De plus, contrairement à une approche en mécanique de la rupture, il n'est pas nécessaire de prendre en compte une fissure ou un défaut initial. Néanmoins, il est nécessaire de connaître, a priori, le chemin de fissuration.

Les éléments cohésifs sont aujourd'hui régulièrement employés pour étudier l'initiation et la propagation de la rupture d'interface telle que :

- décohésion des plis des matériaux composites [18].
- Rupture des adhésifs [6, 19].
- Rupture des interfaces dans les matériaux métalliques.

4.2.2.2 Les différents éléments cohésifs

On distingue trois types d'approches, l'approche locale, l'approche continue et l'approche discrète (figure 4.2).

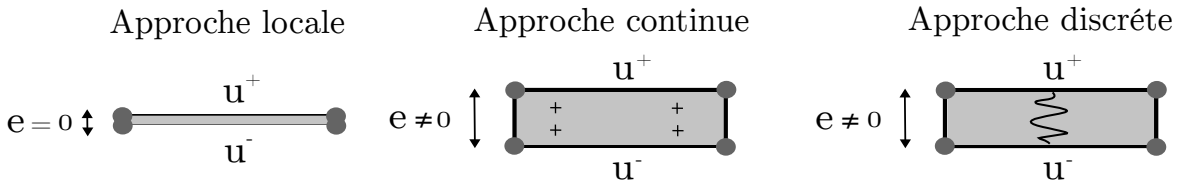


FIGURE 4.2 – Types d'éléments cohésifs

- **Approche locale**

Cette approche consiste à modéliser les interfaces à l'aide d'un élément sans épaisseur. Pour cela, l'élément est composé de noeuds superposés. Le comportement est alors représenté par une relation traction-séparation. En trois dimensions, le modèle considère trois composantes de séparation, une normale (ouverture) et deux parallèles (glissement), et les contraintes correspondantes. Cette approche est essentiellement employée pour les matériaux composites, notamment pour simuler le délaminage [18, 20].

- **Approche continue**

L'approche continue est largement utilisée pour simuler la rupture des assemblages collés. Cette approche représente l'adhésif par l'intermédiaire d'un élément continu [6, 65] dans lequel le comportement de l'adhésif est défini par une relation contrainte-déformation évaluée pour chaque point d'intégration. De nombreux codes commerciaux utilisent cette approche (Abaqus(COH3D), ESI(COS3D), Altair (MAT83), LS-DYNA(MAT-ARUP-ADHESIVE)). L'utilisation d'élément continue pose certaines difficultés pour une utilisation dans un code explicite. En effet, le pas de temps de stabilité en explicite est directement lié à la taille du plus petit des éléments du modèle (condition de Friedrichs et Levy). Or, les adhésifs peuvent avoir des dimensions de l'ordre de quelques dixièmes de millimètre. Pour cette raison, l'utilisation de ce type d'élément n'est pas compatible avec les contraintes industrielles relatives au temps de calcul.

- **Approche discrète**

Afin de limiter les temps de calcul générés par le pas de temps stabilisé des éléments continus, l'approche discrète propose l'utilisation d'un élément équivalent de type ressort non linéaire. Ce ressort est alors placé entre les deux faces opposées de l'élément. Cette approche a notamment été employée par Xie et al. [95] et par Morin et al. [78]. Dans un schéma explicite, l'utilisation de l'approche discrète présente l'avantage de ne pas pénaliser le pas de temps contrairement à un élément continu [78]. En effet contrairement a un élément continu, la condition de stabilité est appliquée au ressort équivalent tel que :

$$\Delta_t = 2.\sqrt{\frac{m1.m2}{m1+m2}.\frac{1}{k}}$$

où m_1 et m_2 sont la masse moyenne des noeuds en vis à vis et k la rigidité. Ainsi, le pas de temps critique est inférieur à celui obtenu par la condition de Friedrich Levy au sein de la structure (substrat). Cette dernière approche semble être la plus intéressante en crash et sera donc privilégiée.

4.2.2.3 Loi cohésive

Différentes lois s'adaptent à la nature du matériau à simuler. On peut notamment citer les lois triangulaires, les lois trapézoïdales, les lois trilinéaires, les lois polynomiales ou encore les lois exponentielles (figure 4.3). Le choix de la forme de la loi dépend de différents paramètres tels que la rigidité et la géométrie des substrats, l'épaisseur de la colle, la taille de la zone de recouvrement. Pinto et al. [83] mettent en évidence l'importance d'une bonne représentation à la fois de la rigidité des substrats et de la forme de la loi cohésive dans la prédiction de l'effort d'essais simple-recouvrement. Campilho et al. [19] étudient l'influence de la forme de la loi cohésive et montrent également l'influence significative du choix de cette forme sur les résultats.

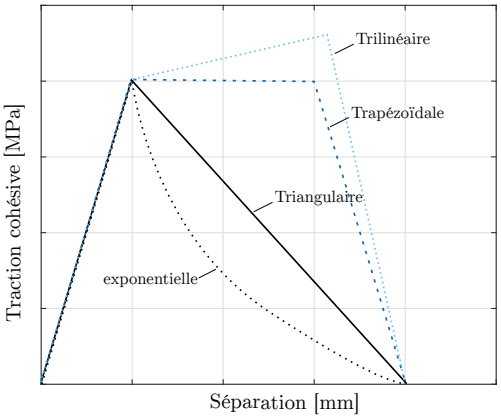


FIGURE 4.3 – Types de loi cohésive

Les lois triangulaires et trapézoïdales sont largement employées en raison de leur simplicité. Les lois triangulaires fournissent de bons résultats pour des adhésifs fragiles et les lois trapézoïdales fournissent de meilleurs résultats sur les adhésifs ductiles [78]. En effet, la loi trapézoïdale permet de mieux représenter la présence du comportement plastique au sein de l'adhésif.

Les lois cohésives prennent en considération la différence entre la traction et le cisaillement. Dans le cas des lois trilinéaires, une contrainte équivalente est nécessaire pour évaluer la limite élastique. Morin et al. [78] utilisent une contrainte équivalente faisant intervenir le ratio limite élastique en traction et compression. Pour l'ensemble des types de lois, la différence de comportement en traction et cisaillement se traduit aussi par un critère d'initiation de la rupture qui prend la forme d'un critère en enveloppe quadratique [22, 76].

$$\sqrt{\left(\frac{\sigma_n}{\sigma_n^c}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_t}{\sigma_t^c}\right)^2} = 1 \tag{4.1}$$

avec σ_n et σ_t la contrainte en traction et en cisaillement.

Plusieurs critères de propagation sont employés dans la littérature. Les deux plus utilisés sont le critère puissance [23] et le critère de Benzeggagh-Kenane [14]. Ainsi, le critère de propagation dépend du mode I et II. La loi d'évolution de l'endommagement (propagation) peut être linéaire (loi triangulaire, loi trapézoïdale) ou exponentielle. Campilho et al. [19] montrent que l'utilisation d'une loi linéaire fournit de meilleurs résultats dans le cas d'essai simple-recouvrement.

4.2.2.4 Identification des paramètres des lois cohésifs

Campilho et al. [21] et Pinto et al.[83] utilisent les essais bulk pour identifier le module d'élasticité et le critère d'initiation. Dans ce cas, il est possible de considérer que le comportement implémenté s'approche plus du comportement intrinsèque du matériau. Cependant, dans le cas d'un essai avec film mince, le critère de rupture dépend des aspects géométriques liés aux faibles épaisseurs. Par conséquent, la contrainte à rupture obtenue sur essais bulk a une interprétation physique et une valeur différente par rapport à celle obtenue sur assemblage. Morin et al. [78] utilisent ces essais de type bulk pour identifier uniquement le module d'élasticité et la partie plastique d'une loi trilinéaire. Le critère de rupture est alors identifié sur des essais sur assemblage.

La méthode d'identification de la loi cohésive la plus courante passe par l'utilisation d'essais DCB ou TDCB pour le mode I, d'essais ENF pour le mode II et d'essais MMB pour les modes mixtes. Une *méthode inverse* est alors employée pour identifier les différents paramètres relatifs à la loi et notamment la valeur du taux de restitution d'énergie critique G_C. Celle-ci consiste à minimiser l'écart entre la modélisation cohésive et les courbes d'effort en propagation. De Moura et al [40] utilisent cette approche avec des essais DCB et ENF.

Enfin, une approche directe consiste à définir la forme de la loi cohésive directement à partir des courbes de taux de restitution d'énergie/ouverture obtenues par les essais de propagation [88]. Cette approche directe offre de bons résultats, mais reste encore complexe à mettre oeuvre.

4.2.3 Conclusion de l'état de l'art

L'objectif est de proposer une modélisation numérique compatible avec les contraintes des processus de simulation dans le milieu industriel et notamment dans les applications de type crash. L'utilisation des éléments cohésifs ne nécessite pas une discrétisation fine des fissures et par conséquent permet de limiter les temps de calcul. En raison des dimensions des joints de colle, dans le cadre de simulations en explicite, l'utilisation

d'éléments de type discret permet d'éviter la pénalisation des temps de calcul contrairement à un élément continu.

Les adhésifs étudiés présentent une certaine ductilité. Afin de représenter au mieux ce comportement, une loi de type trapézoïdale ou trilinéaire est plus adaptée. La loi cohésive qui est proposée dans le cadre de nos travaux est une loi trilinéaire basée sur les travaux de Morin et al [78]. De plus, on choisit de partir sur une loi contrainte déformation et non une loi contrainte-séparation afin de permettre une identification simplifiée du comportement et de la rupture.

L'utilisation d'essais bulk et Arcan permettent une étude simplifiée du comportement et de l'initiation de la rupture. Ainsi, ces essais permettent une identification des paramètres du comportement de la loi trilinéaire (élasticité et plasticité). De plus, cette approche vise à proposer une identification du comportement la plus intrinsèque possible. Enfin, la propagation doit être modélisée par le taux de restitution d'énergie G_c et déterminée par des essais TDCB et MMB.

4.3 Description et implémentation de l'élément cohésif

Dans cette section, la géométrie, la loi de comportement et l'implémentation de l'élément cohésif de type discret sont présentées. L'élément proposé est basé sur les travaux et l'implémentation réalisés par Morin et al. [78]. Des adaptations sont proposées afin de mieux prendre en compte la différence de comportement entre traction/compression (critère de Drucker-Prager) et surtout afin d'intégrer un critère de rupture en déformation. De plus, la propagation de la rupture est implémentée au travers d'un critère dépendant du taux de restitution d'énergie critique.

4.3.1 Description de l'élément

L'élément est basé sur l'utilisation d'un élément hexagonal à 8 noeuds. Un ressort équivalent est employé pour représenter le comportement. Ce ressort équivalent est décomposé en trois ressorts représentant la composante de traction et les deux composantes de cisaillement. Les déplacements relatifs des deux faces en vis à vis Γ^+ et Γ^- (figure 4.4) de l'élément permettent de déterminer les déplacements d'ouverture et de glissement au sein de l'élément. Ainsi à partir de l'épaisseur de l'élément, il est possible de remonter à la déformation.

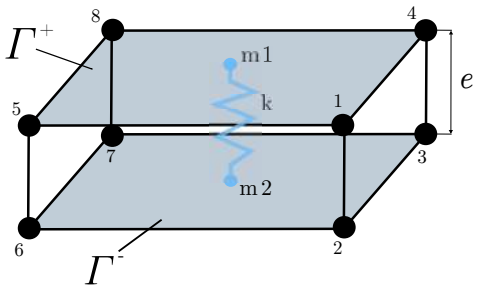


FIGURE 4.4 – Representation de l'élément cohésif discret

Les tenseurs de contrainte et de déformation sont définis tels que :

$$\underset{\sim}{\sigma} = \begin{Bmatrix} \sigma_n & \sigma_{t1} & \sigma_{t2} \\ \sigma_{t1} & 0 & 0 \\ \sigma_{t2} & 0 & 0 \end{Bmatrix} \quad et \quad \underset{\sim}{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_n & \varepsilon_{t1} & \varepsilon_{t2} \\ \varepsilon_{t1} & 0 & 0 \\ \varepsilon_{t2} & 0 & 0 \end{Bmatrix} \tag{4.2}$$

4.3.2 Loi cohésive

Une loi de contrainte-déformation de type trilinéaire est utilisée pour représenter le comportement élasto-viscoplastique et la rupture (figure 4.5). Elle se décompose en une partie élastique, une partie plastique et une partie endommagement (propagation de la rupture).

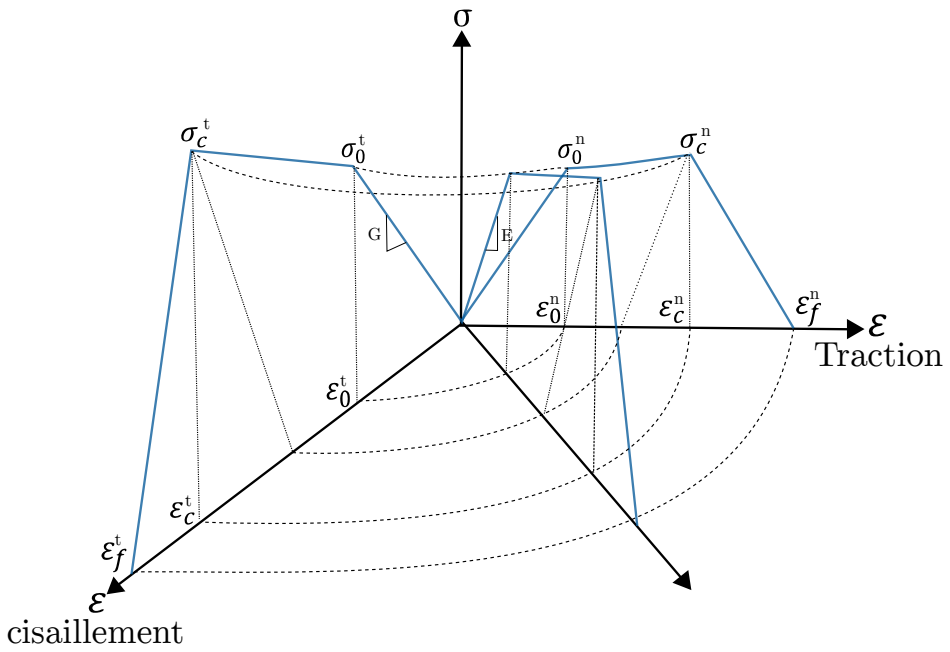


FIGURE 4.5 – Représentation de la loi de cohésive

Par mesure de simplification, la viscoélasticité est négligée et laisse place à une

simple élasticité linéaire. Elle est définie par une loi de Hooke. Une contrainte équivalente de type Drucker-Prager est utilisée pour prendre en compte la différence de comportement en traction et en compression tel que :

$$\overline{\sigma} = \sqrt{3}.\frac{\eta+1}{2\eta}.\sqrt{J2} + \frac{\eta-1}{2\eta}.\sigma_n \tag{4.3}$$

avec η, le ratio entre la limite élastique en compression et en traction. La plasticité est atteinte lorsque :

$$\overline{\sigma} \geq \sigma_0(\dot{\varepsilon}) \tag{4.4}$$

avec $\sigma_0(\dot{\varepsilon})$ la limite élastique fonction de la vitesse de déformation (voir section 4.4.1, équation 4.40). Le comportement plastique est défini par un module tangent $E^T(\dot{\varepsilon})$, fonction de la vitesse de déformation (voir section 4.4.1, équation 4.39).

Le critère d'initiation de rupture décrit dans le chapitre précédent (équation 3.21) peut ici être décliné sous la forme :

$$\left[\left(\frac{\varepsilon_n}{\varepsilon_n^c}\right)^{\alpha} + \left(\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_t^c}\right)^{\alpha}\right]^{\frac{1}{\alpha}} = 1 \quad si \quad \sigma_n > 0 \tag{4.5}$$

$$\left(\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_t^c}\right) = 1 \quad si \quad \sigma_n \leq 0 \tag{4.6}$$

Les paramètres ε_n^c et ε_t^c correspondent respectivement aux valeurs critiques des déformations en traction et en cisaillement. La variable α est une variable de mixité. Une fois le critère de rupture atteint, la contrainte est endommagée linéairement jusqu'à la déformation finale ε_f. Celle ci est déduite du taux de restitution d'énergie G_c.

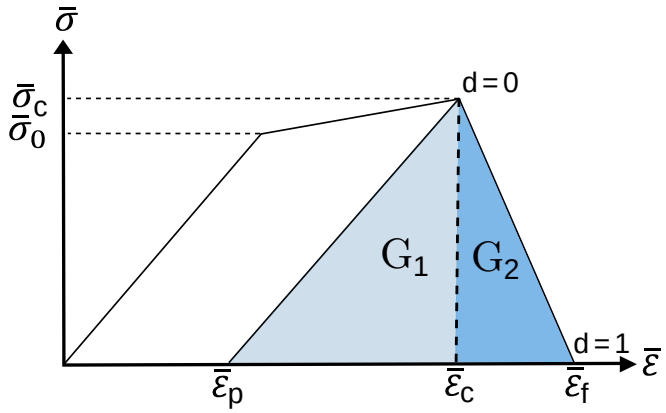


FIGURE 4.6 – Taux de restitution d'énergie G

L'énergie dissipée par l'élément U est définie telle que :

$$U.V = G_c.S = (G_1 + G_2).S \tag{4.7}$$

avec S la surface de l'élément, V le volume de l'élément, G_1 l'énergie élastique et G_2 l'énergie de propagation. On en déduit la variable $\bar{\varepsilon}_f$ telle que :

$$\bar{\varepsilon}_f = \bar{\varepsilon}_c - \frac{\bar{\sigma}_c}{E} + \frac{2.G_c}{\bar{\sigma}_c.e} \tag{4.8}$$

avec $\bar{\sigma}_c$ et $\bar{\varepsilon}_c$ la contrainte et la déformation équivalente à l'initiation. G_c est le taux de restitution d'énergie critique qui est une fonction du mode de mixité, défini tel que [23] :

$$G_c = \left(\frac{\beta}{G_{IC}}\right) + \left(\frac{1-\beta}{G_{IIC}}\right) \tag{4.9}$$

où β est le mode de mixité tel que :

$$\beta = \frac{G_I}{G_I + G_{II}} \tag{4.10}$$

avec G_I et G_{II}, les taux de restitution d'énergie dans les modes I et II. Ils sont définies par :

$$G_I = \frac{1}{2}.V.\sigma_n.\varepsilon_n \tag{4.11}$$

$$G_{II} = \frac{1}{2}.V.\sigma_t.\varepsilon_t \tag{4.12}$$

4.3.3 Implémentation numérique

L'élément cohésif discret est implémenté dans un code de calcul commercial (Abaqus) via un user-élément explicite. Le schéma d'intégration explicite, conditionnellement stable, présente l'avantage de ne pas introduire d'itération à chaque pas de temps. Ainsi, il est largement employé pour des essais en dynamique et notamment en crash.

La démarche d'implémentation de l'élément cohésif se décompose de la manière suivante :

1. Changement de repère : passage de la base globale à la base locale de l'élément,
2. Calcul des déplacements relatifs (ouverture et glissement),
3. Calcul des déformations et vitesses de déformation,
4. Calcul des contraintes,
5. Calcul des efforts nodaux.

4.3.3.1 Changement de repère

Pour construire la base locale, une base covariante est définie sur le plan médian de l'élément. La construction de la base locale nécessite de définir un vecteur position

paramétrique :

$$\vec{s}(\xi,\eta) = \sum_{i=1}^{4} N_i(\xi,\eta)\vec{s_i} \tag{4.13}$$

où N_i et $\vec{s_i}$ sont respectivement la fonction de forme dans le plan et le vecteur position du noeud i. La base locale covariante ($\vec{a}_1$,$\vec{a}_2$) est définie par :

$$\vec{a}_1 = \frac{\partial \vec{s}}{\partial \xi_1} = \sum_{i=1}^{4} \frac{\partial N_i}{\partial \xi_1}\vec{s_i} \quad \vec{a}_2 = \frac{\partial \vec{s}}{\partial \xi_2} = \sum_{i=1}^{4} \frac{\partial N_i}{\partial \xi_2}\vec{s_i} \tag{4.14}$$

La base locale orthonormée $\mathscr{R}(\vec{n},\vec{t_1},\vec{t_2})$ est construite comme suit :

$$\vec{t_1} = \frac{\vec{a}_1}{\|\vec{a}_1\|} \tag{4.15}$$

$$\vec{n} = \frac{\vec{t_1} \wedge \vec{a}_2}{\|\vec{a}_2\|} \tag{4.16}$$

$$\vec{t_2} = \vec{n} \wedge \vec{t_1} \tag{4.17}$$

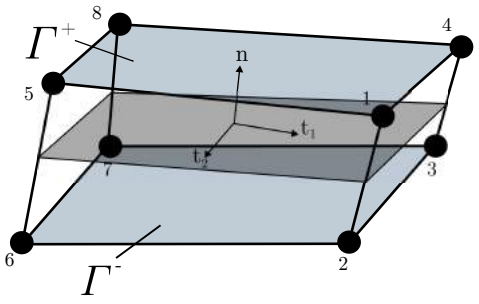


FIGURE 4.7 – Orientation du repère local de l'élément

4.3.3.2 Calcul des déplacements relatifs

Le vecteur des déplacements relatifs est déterminé dans le repère local avec pour composante le déplacement d'ouverture δ_n et les déplacements de glissement δ_{t1} et δ_{t2} :

$$\overrightarrow{\delta} = \left\{ \begin{array}{c} \delta_n \\ \delta_{t1} \\ \delta_{t2} \end{array} \right\} = \left(\overrightarrow{u}(\Gamma^+)_{(x,y,z)} - \overrightarrow{u}(\Gamma^-)_{(x,y,z)} \right).P \tag{4.18}$$

où P est la matrice de passage du repère global au repère local. $\overrightarrow{u}(\Gamma^+)_{(x,y,z)}$ et $\overrightarrow{u}(\Gamma^-)_{(x,y,z)}$ sont les vecteurs déplacements de la surface supérieure et de la surface inférieure de l'élément dans le repère global. Ils correspondent aux vecteurs déplacements moyens

des noeuds attachés à chacune de ces surfaces (Figure.4.7) :

$$\overrightarrow{u}(\Gamma^{+}) = (\overrightarrow{u}^{1} + \overrightarrow{u}^{4} + \overrightarrow{u}^{5} + \overrightarrow{u}^{8})/4 \tag{4.19}$$

$$\overrightarrow{u}(\Gamma^{-}) = (\overrightarrow{u}^{2} + \overrightarrow{u}^{3} + \overrightarrow{u}^{6} + \overrightarrow{u}^{7})/4 \tag{4.20}$$

avec u^i défini tel que :

$$\overrightarrow{u}^{i} = \begin{pmatrix} u_x^i \\ u_y^i \\ u_z^i \end{pmatrix} \tag{4.21}$$

Par ailleurs, un déplacement relatif maximal est également déterminé sur l'élément afin d'être employé dans le critère de rupture. Cela permet une meilleure prédiction de l'initiation notamment pour des sollicitations de type clivage et pelage.

$$\delta^{Max} = max(u^1 - u^2, u^3 - u^4, u^7 - u^8, u^6 - u^5) \tag{4.22}$$

4.3.3.3 Déformation et vitesse de déformation

Le calcul de la déformation au centre et maximale de l'élément est effectué par les relations :

$$\varepsilon_n = ln\left(1 + \frac{\delta_n}{e}\right) \quad , \quad \varepsilon_n^{Max} = ln\left(1 + \frac{\delta_n^{Max}}{e}\right) \tag{4.23}$$

$$\varepsilon_{t1} = \frac{1}{2}.atan\left(\frac{\delta_{t1}}{e}\right) \quad , \quad \varepsilon_{t1}^{Max} = \frac{1}{2}.atan\left(\frac{\delta_{t1}^{Max}}{e}\right) \tag{4.24}$$

$$\varepsilon_{t2} = \frac{1}{2}.atan\left(\frac{\delta_{t2}}{e}\right) \quad , \quad \varepsilon_{t2}^{Max} = \frac{1}{2}.atan\left(\frac{\delta_{t2}^{Max}}{e}\right) \tag{4.25}$$

avec e l'épaisseur initiale de l'élément cohésif. La déformation équivalente $\overline{\varepsilon}$ est définie par :

$$\overline{\varepsilon} = \sqrt{\frac{2}{3}\underset{\sim}{\varepsilon} : \underset{\sim}{\varepsilon}} \tag{4.26}$$

La vitesse de déformation à l'instant $t^{(n)}$ est :

$$\dot{\overline{\varepsilon}}^{(n)} = \frac{\overline{\varepsilon}^{(n)} - \overline{\varepsilon}^{(n-1)}}{\Delta t} \tag{4.27}$$

Un lissage est appliqué afin de limiter les instabilités du calcul. Pour cela, une moyenne glissante est utilisée sur le calcul de la vitesse de déformation. Cette moyenne

est effectuée sur "p" pas de temps précédent tel que :

$$\dot{\bar{\varepsilon}}_m^{(n)} = \frac{p.\dot{\bar{\varepsilon}}^{(n)} + (p-1)\dot{\bar{\varepsilon}}^{(n-1)} + ... + \dot{\bar{\varepsilon}}^{(n-p+1)}}{1+2+3+...+p} \tag{4.28}$$

4.3.3.4 Calcul de la contrainte

À partir des déformations et des vitesses de déformation décrites ci-dessus, l'état de contrainte est calculé au centre de l'élément. On distingue alors trois cas :

- $\bar{\sigma} \leq \sigma_0$: *Domaine élastique*
- $\bar{\sigma} > \sigma_0$ et $W < 1$: *Domaine plastique*
- $W \geq 1$: *Propagation de la rupture*

- **Prédiction élastique**

Dans un premier temps, une prédiction élastique, notée σ^*, est effectuée dans les trois directions à partir des modules élastiques E et G :

$$\sigma_n^* = E.\varepsilon_n \tag{4.29}$$

$$\sigma_{t_1}^* = G.\varepsilon_{t_1} \tag{4.30}$$

$$\sigma_{t_2}^* = G.\varepsilon_{t_2} \tag{4.31}$$

- **Retour sur la surface de charge**

La contrainte équivalente est définie par l'équation 4.3. Lorsque le critère de plasticité est atteint, un retour sur la surface de charge est effectué tel que (figure 4.8) :

$$\bar{\sigma}^{(n)} = \bar{\sigma}^{(n-1)} + E^T(\dot{\varepsilon}).\Delta.\bar{\varepsilon_p}^{(n)} \tag{4.32}$$

avec $\Delta.\bar{\varepsilon_p}$ l'incrément de déformation plastique défini tel que :

$$\Delta.\bar{\varepsilon_p} = \frac{\bar{\sigma^*}^{(n-1)} - \bar{\sigma^*}^{(n)}}{E} \tag{4.33}$$

Les composantes du tenseur σ après retour sur la surface de charge sont définies telles que :

$$\sigma_n = \alpha.\sigma_n^* \tag{4.34}$$

$$\sigma_{t_1} = \alpha.\sigma_{t_1}^* \tag{4.35}$$

$$\sigma_{t_2} = \alpha.\sigma_{t_2}^* \tag{4.36}$$

où la variable α désigne le ratio entre la contrainte équivalente après retour sur la surface de charge et la contrainte équivalente prédite.

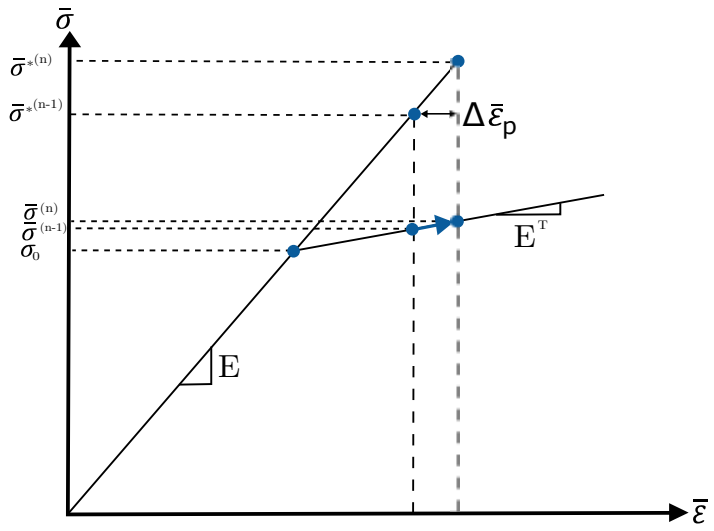


FIGURE 4.8 – Retour sur la surface de charge

- **Propagation**

La dégradation de la contrainte engendré par la propagation de la fissure est définie par une évolution linéaire d'une variable d'endommagement d telle que :

$$d = \frac{\bar{\varepsilon} - \varepsilon_c}{\varepsilon_f - \varepsilon_c} \tag{4.37}$$

Le tenseur de contrainte est alors défini tel que :

$$\underset{\sim}{\sigma} = (1 - d).\underset{\sim}{\sigma}^c \tag{4.38}$$

4.3.3.5 Calcul des efforts aux noeuds

Les efforts internes calculés pour chaque noeud de l'élément cohésif dans le repère global ($\vec{x}$,$\vec{y}$,$\vec{z}$) sont donnés par :

$$\overrightarrow{F}_x(t) = \underset{\sim}{\sigma}.P^{-1}.S_0 \tag{4.39}$$

où S_0 est la section initiale de l'élément.

4.4 Identification des paramètres cohésifs

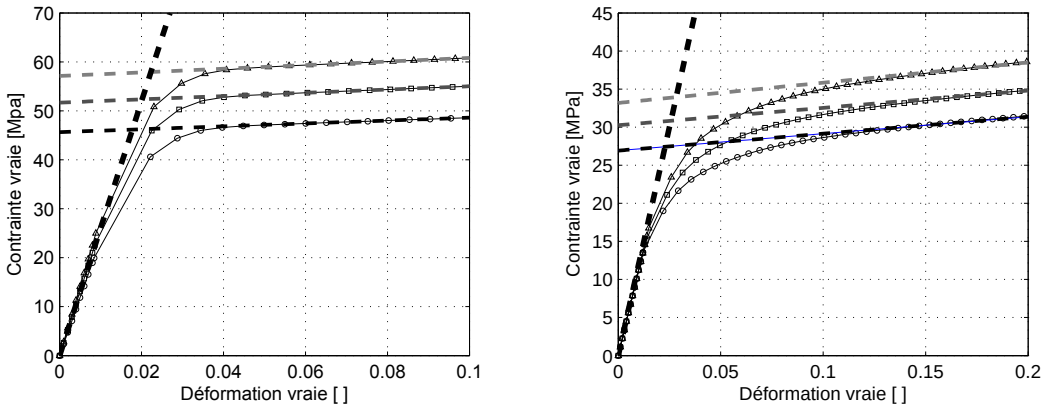
Il s'agit maintenant de s'intéresser à l'identification des paramètres du modèle présenté en section 4.3. La démarche proposée consiste à identifier préalablement les va-

riables relatives au comportement (c.-à-d. le module d'élasticité, le module tangent et la limite élastique). Ensuite, l'identification d'un *critère de rupture cohésif* est nécessaire en raison de la mauvaise représentation du champ mécanique par l'élément cohésif à proximité des singularités. La démarche de passage du *critère intrinsèque* au *critère cohésif* est alors présentée. Pour finir, nous présenterons la méthode d'identification du paramètre de propagation de la rupture G_c.

4.4.1 Comportement

L'identification de la loi de comportement est réalisée à partir des essais bulk (Chapitre1, figure 1.31). Le module de Young E correspond à une valeur moyenne des module identifiés à partir des courbes contrainte/déformation sur la plage de vitesse considérée.

Le module tangent E^T est directement identifié à partir du modèle d'écrouissage présenté au chapitre 2. L'utilisation du modèle plutôt que des essais bulk est justifiée par la possible extrapolation du comportement aux grandes déformations inaccessibles sur les essais bulk. Les figures 4.9a et 4.9b montrent les modules tangents pour les trois vitesses dynamiques ainsi que le module d'élasticité. L'intersection entre les modules tangents et le module d'élasticité donne la limite élastique pour les différentes vitesses. Les vitesses de déformation associées sont définies comme la valeur moyenne au cours de chaque essai.



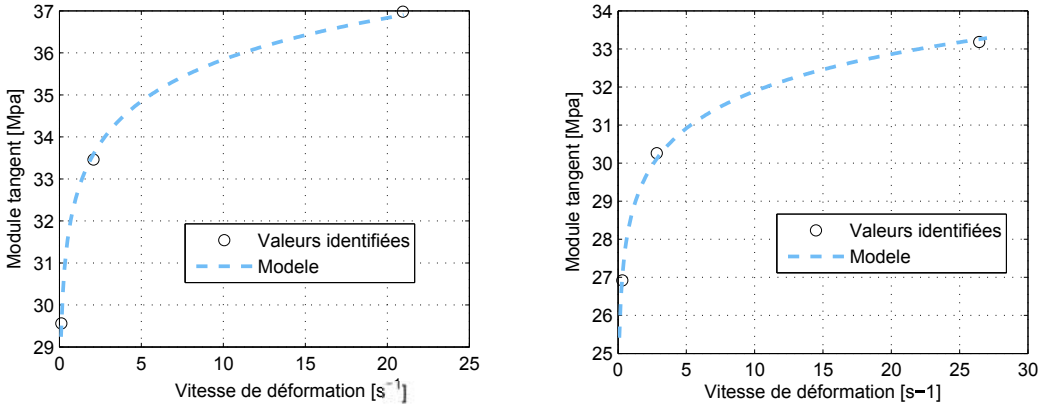
(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.9 – Identification du module d'élasticité et du module tangent

Les figures 4.10a et 4.10b illustrent l'évolution du module tangent en fonction de la vitesse de déformation pour les deux adhésifs. On observe une évolution non linéaire en fonction de la vitesse de déformation. Cette évolution du module tangent est définie par l'équation suivante :

$$E^T(\dot{\bar{\varepsilon}}) = P_1 + P_2.log(\dot{\bar{\varepsilon}}) \tag{4.40}$$

où P_1 et P_2 sont les paramètres du modèle.



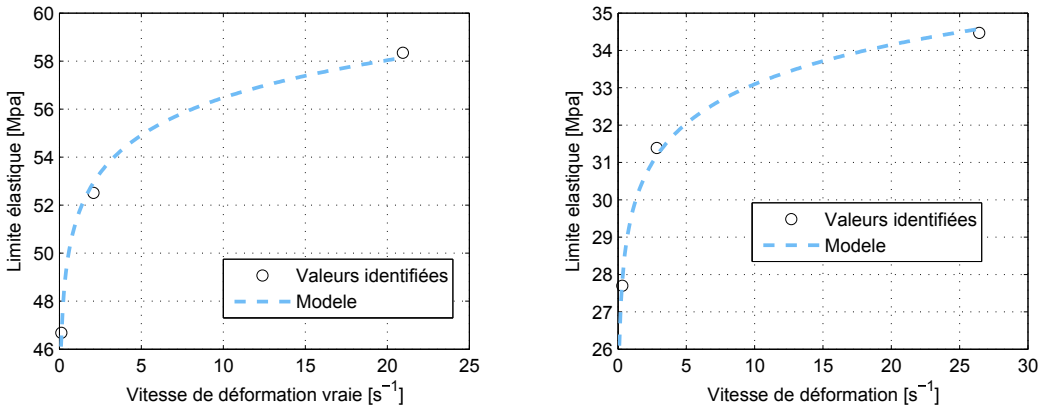
(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.10 – Évolution du module tangent en fonction de la vitesse de déformation

Les figures 4.11a et 4.11b mettent par ailleurs en évidence une augmentation non linéaire de la limite élastique en fonction de la vitesse de déformation .

$$\sigma_0(\dot{\varepsilon}) = S_1.\left(1 + S_2.log\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right)\right) \tag{4.41}$$

où S_1 et S_2 sont les paramètres du modèle, et $\bar{\varepsilon}_0$ la vitesse de déformation de référence.



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.11 – Évolution de la limite élastique en fonction de la vitesse de déformation

Les paramètres sont regroupés dans le tableau 4.1.

	Paramètres	Sika power 498	Betamate 1822
Module d'élasticité	E [MPa]	2700	1400
Surface de charge	S_1 [MPa]	20.19	8.59
	S_2 [MPa]	0.1115	0.177
	$\dot{\varepsilon}_0$ $[s^{-1}]$	1e-6	1e-6
Module tangent	P_1 [MPa]	32.54	28.65
	P_2 [MPa]	1.433	1.406
Drucker	η [ ]	1.8	1.6

TABLEAU 4.1 – Paramètres de la loi cohésive

4.4.2 Rupture

4.4.2.1 Critère d'initiation

Dans le chapitre précédent, un critère de rupture intrinsèque a été identifié par des essais de type Arcan et validé sur des essais simple-recouvrement en dynamique. Une étude de convergence a mis en évidence l'influence significative de la discrétisation sur l'évaluation du champ de déformation (chapitre 3, figures 3.51 et 3.52) et par conséquent sur l'évaluation de l'initiation de la rupture.

De manière générale, dans le cas de la simulation d'assemblage par éléments cohésifs, où un seul élément est employé dans l'épaisseur, ce champ de déformation n'est pas correctement estimé (figure 4.12). Par conséquent, une utilisation directe du critère de rupture intrinsèque ne permet pas de fournir des résultats satisfaisants. En effet, les champs mécaniques sont moyennés dans le volume de l'élément cohésif et par conséquent, dans la plupart des cas, vont engendrer une sur estimation de l'initiation à rupture. Un critère de rupture adapté à l'élément cohésif est donc proposé afin de tenir compte de la réalité du champ mécanique issu de l'élément cohésif.

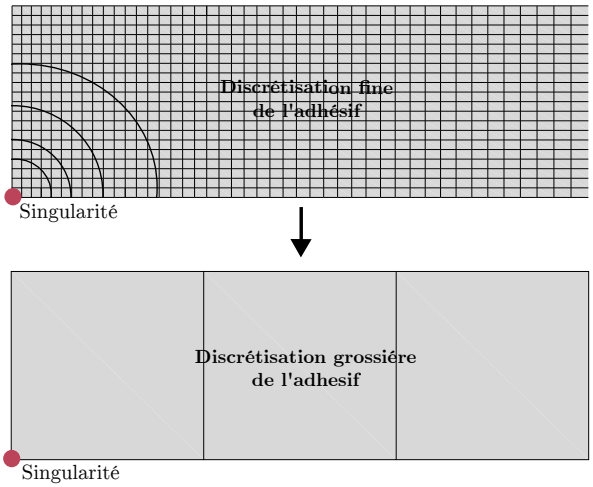


FIGURE 4.12 – Passage d'une description fine à une description cohésive

Le cas le plus répandu et peu être le plus critique correspond à la situation où la

singularité est forte (chapitre 3, figure 3.48). Il est donc nécessaire de proposer pour ce type de configuration, une modification du critère d'initiation à rupture. La démarche d'identification de ce critère est entreprise à l'aide d'une modélisation fine (modèle mésoscopique) d'un Arcan présentant la singularité considérée (figure 4.13). Dans cette modélisation fine, le critère de rupture intrinsèque est utilisé afin de définir l'instant de rupture pour différents cas de chargements (traction, cisaillement et mixte). Une corrélation entre ce modèle et un modèle avec élément cohésif permet l'identification du critère de rupture cohésif (figure 4.12).

La figure 4.13 illustre les conditions aux limites et le maillage de cette simulation. Afin de limiter les temps de calcul, la simulation est effectuée en 2 dimensions avec hypothèse de déformations planes. L'adhésif est maillé uniformément par 20 éléments dans l'épaisseur. Ce maillage est affiné à proximité des singularités. Le substrat est maillé de manière uniforme. L'adhésif est modélisé par le modèle mésoscopique identifié au chapitre 2 et les substrats par une loi élastique infiniment rigide. Une vitesse de 10 mm/s est appliquée sur l'un des substrats suivant l'axe Y. L'autre substrat est encastré. Les simulations sont effectuées pour trois directions de chargements (0°, 45° et 90°) suivant l'axe Y.

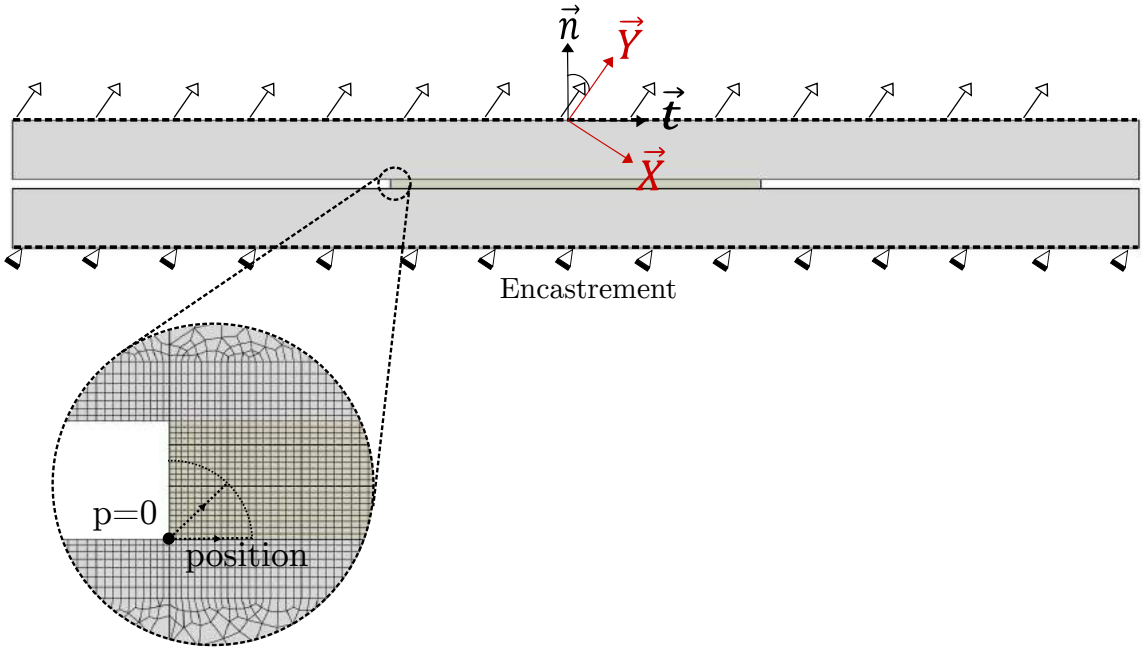
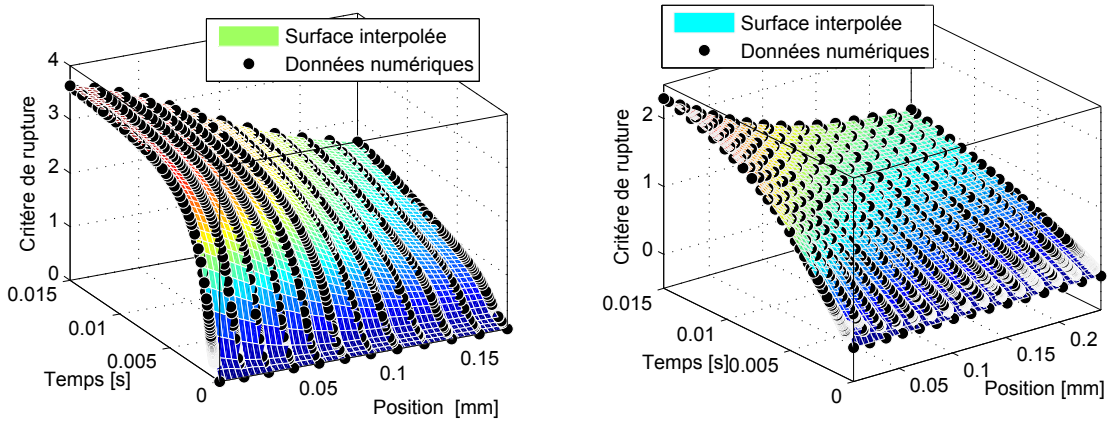


FIGURE 4.13 – Maillage et conditions aux limite des simulations Arcan avec singularité

L'instant de rupture est identifié dans la zone identifiée dans le chapitre 3 (Sika power 498, d=0.16 mm et Betamate 1822, d=0.22 mm) où le modèle employé est valide en termes de convergence (figure 4.13). La position $p = 0$ correspond au point de singularité. Les figures 4.14a et 4.14b montrent l'évolution du critère de rupture en fonction du temps et de la distance à la singularité pour la simulation à 45°. La

démarche d'obtention de ces surfaces est identique à celle présentée dans le chapitre 3 (section 3.5.3.2) pour la validation du critère de rupture intrinsèque sur les essais simple-recouvrement.



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.14 – Critère de rupture intrinsèque au cours de la simulation simple-recouvrement en fonction de la position p

À l'instant de rupture identifié par simulation mésoscopique, les déplacements d'ouverture et de glissement en bord de joint δ_n et δ_t sont obtenus à partir des déplacements relatifs entre les points A et B (figure 4.15). Les déformations critiques sont ensuite déterminées à partir des équations 4.23. Les déformation ainsi identifiées sont identiques à celles obtenues par la simulation de cet "essai" avec des éléments cohésifs (figure 4.12).

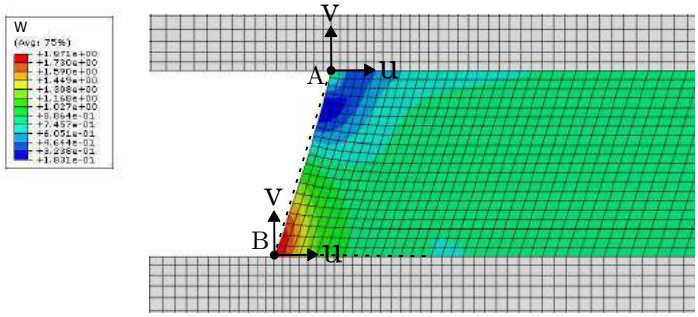
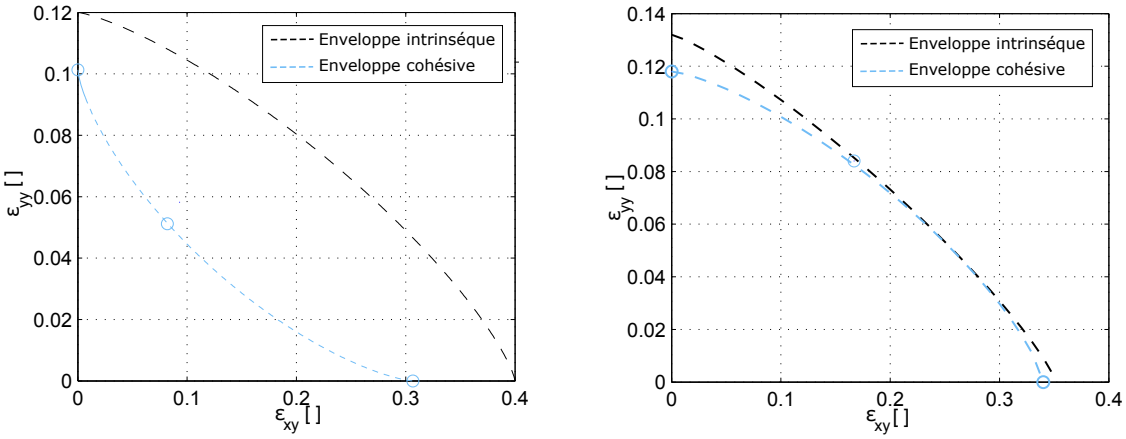


FIGURE 4.15 – Identification des déplacements critiques en bordure

Les figures 4.16a et 4.16b illustrent le critère de rupture cohésif ainsi obtenu par "dégradation" du critère intrinsèque. On observe une diminution de l'enveloppe à rupture en raison de la présence de la singularité prise directement en compte dans l'élément cohésif. Pour la Betamate 1822, comme nous l'avons observé dans le chapitre 3 lors de la validation du critère intrinsèque, la singularité est peu contraignante vis-à-vis de l'initiation de la rupture. Par conséquent, l'enveloppe à rupture est peu modifiée. Le tableau 4.2 regroupe les paramètres du critère de rupture cohésif.



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.16 – Enveloppe à rupture intrinsèque et cohésive

	Sika power 498	**Betamate 1822**
ε_{yy}^{c}	0.104	0.118
ε_{xy}^{c}	0.31	0.34
α	0.81	1.35

TABLEAU 4.2 – Paramètres critère de rupture cohésif

L'initiation à rupture étant déterminée, il est maintenant nécessaire d'identifier la dernière partie de la loi cohésive qui correspond à la propagation de la fissure par détermination du taux de restitution d'énergie G_c.

4.4.2.2 Propagation

Des essais de type TDCB et MMB ont été réalisés par l'ENSTA Bretagne [90] pour la Sika power 498 pour une épaisseur de 0.5 mm à une vitesse de 0.5 mm/min. Or, l'ensemble de nos travaux sont effectués avec une épaisseur de 0.3 mm. Par conséquent, les essais effectués par l'ENSTA ne peuvent pas être employés dans notre étude car, comme montré par Marzi et al. [74], l'épaisseur influence directement sur la valeur de G_{IC} et G_{IIC}. De plus, les essais de validation réalisés lors des travaux de thése sur la Toolbox, qui seront présentés dans le chapitre 5, ont été réalisé uniquement avec la Betamate 1822. Malheuresement, les essais TDCB et MMB ne sont pas encore disponible. Par conséquent, la valeur de G_c est ici identifiée dans une première approche par méthode inverse sur les essais simple-recouvrement. Le critére de propagation est alors modifié tel que :

$$G_C = G_{SR} \tag{4.42}$$

avec G_{SR} un taux de restitution spécifique au simple-recouvrement. Il est bien évident que la mixité des modes ne sera donc pas représentées correctement pour l'instant.

4.5 Validation

Dans cette section, une validation du modèle cohésif est effectuée à l'aide de la simulation des essais Arcan et simple-recouvrement en dynamique. La validation sur les essais Arcan permet une validation du comportement alors que les essais simple-recouvrement sont employés pour vérifier l'initiation de la rupture et valider la propagation. En effet, la validation du comportement sur les essais simple-recouvrement n'est pas judicieuse en raison de l'influence prépondérante des substrats sur la réponse mécanique.

4.5.1 Modélisation des essais Arcan

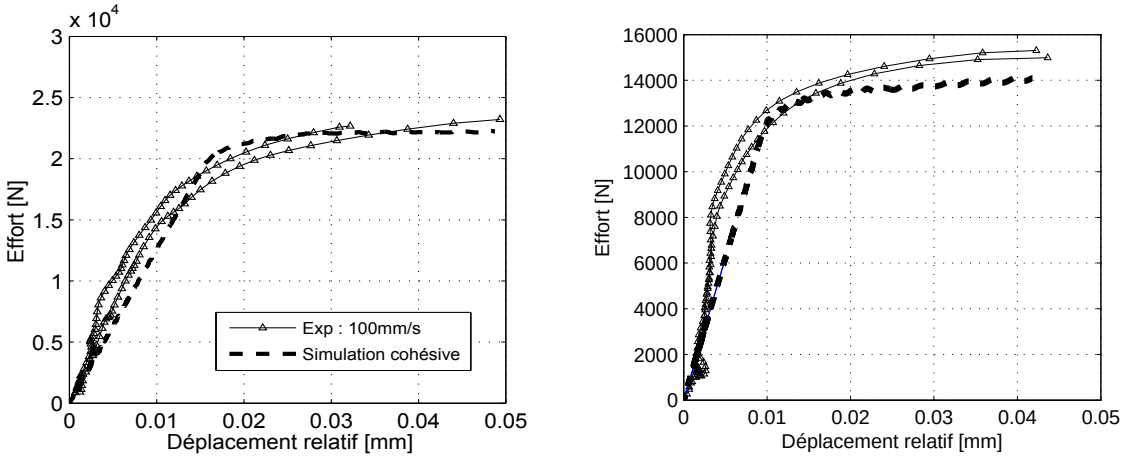
Les simulations des essais Arcan sont réalisées à 100 mm/s. Le modèle utilisé est identique à celui employé dans le chapitre 3 à l'exception de l'adhésif modélisé ici par des éléments cohésifs à la place des éléments continus. La figure 3.31 (chapitre 3) illustre le maillage et les conditions aux limites. Un ajout de masse est apporté au substrat afin de réduire les temps de calculs en résolution explicite. L'influence sur le comportement de cet ajout de masse a été préalablement vérifiée sur les essais de traction. Elle occasionne uniquement une oscillation des résultats.

Les figures 4.17, 4.18 et 4.19 montrent la corrélation entre le modèle numérique et les essais expérimentaux respectivement pour l'essai de traction, de traction/cisaillement et de cisaillement. Dans l'ensemble, les résultats sont comparables à ceux observés pour le modèle mésoscopique (chapitre3, section 3.4.1.2). On note cependant, pour les essais en traction/cisaillement une légère sous-estimation de l'effort. Cette sous-estimation semble être due à une sous-estimation de la limite élastique pour ce mode de sollicitation. Pour le cisaillement, on constate pour la Betamate 1822 la même sous-estimation de l'effort observée pour le modèle mésoscopique (problème de différence entre les tubes).

En conclusion, on constate que l'élément cohésif, bien que simplifié, permet d'obtenir une estimation correcte du comportement de l'adhésif. Par conséquent, il permet par la suite une bonne prédiction de l'état mécanique à l'instant de rupture.

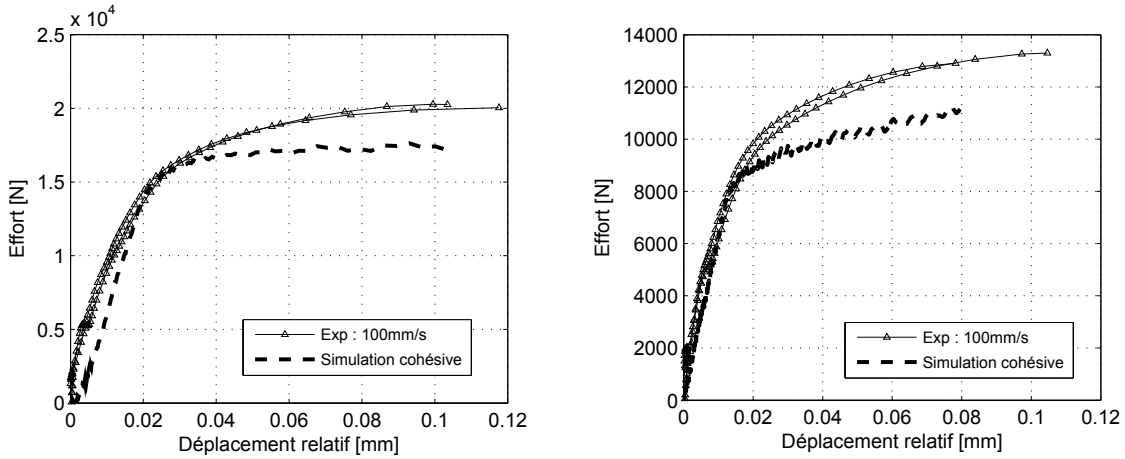
4.5.2 Modélisation des essais simple-recouvrement

Les essais simple-recouvrement présentés dans le chapitre précédent sont utilisés ici pour valider le modèle cohésif notamment sur la partie rupture. Les configurations en aluminium/aluminium sont étudiées pour les deux adhésifs. Les essais simple-



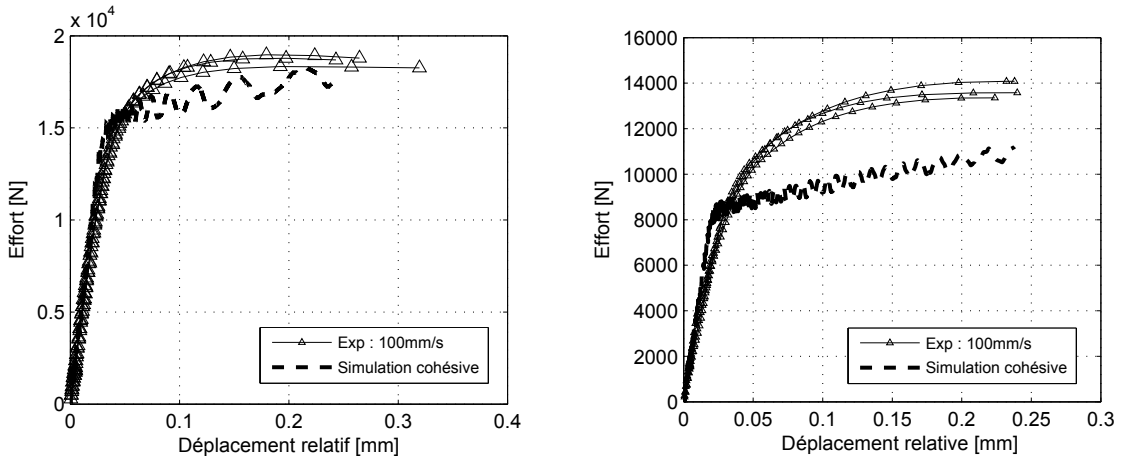
(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.17 – Corrélation Arcan en traction



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.18 – Corrélation Arcan en traction/cisaillement



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.19 – Corrélation Arcan en cisaillement

recouvrement avec matériaux composites ne sont pas étudiés car seule la configuration aluminium/PA66 avec l'adhésif Sika power 498 dispose d'un faciès de rupture cohésive. Or, la loi matériaux du PA66 n'est pas disponible sous Abaqus au moment de l'étude.

Afin de valider le modèle et de prendre en considération l'influence du maillage sur les résultats, plusieurs tailles de maille sont utilisées. Une première étude consiste à étudier l'influence du maillage des éléments cohésifs. Pour cela, les substrats sont maillés avec un maillage de 1 mm et l'adhésif avec différentes discrétisations dans la longueur de recouvrement (12, 6 et 3 éléments) soit une taille d'élément d'environ 1, 2 et 4 mm. Cette étape consiste à s'affranchir d'une discrétisation trop grossière des substrats afin d'étudier principalement l'influence de la discrétisation de l'adhésif. Ensuite la seconde étude consiste à avoir un maillage coïncident entre le substrat et l'adhésif afin de déterminer l'influence de la discrétisation du substrat sur les résultats. Cette étape est nécessaire, car l'une des contraintes pour la modélisation des structures dans l'industrie automobile est la taille de maille pour l'ensemble du modèle. Pour le calcul de type crash, PSA et Renault utilisent une taille d'élément de 5 mm afin de limiter les temps de calcul. Dans la suite, nous utiliserons la notation (./.) pour spécifier les tailles de mailles de l'adhésif et des substrats (Exemple 1/2 : Maille des substrats $\approx$ 1 mm , Maille de l'adhésif $\approx$ 2 mm).

La figure 4.20 illustre les conditions aux limites. Une vitesse de 10 mm/s est imposée à l'un des substrats et un encastrement est appliqué au second. Les substrats sont modélisés par des éléments coque à intégration réduite. L'aluminium est modélisé par une loi élastoplastique. Une liaison de type contact "tie" est utilisée pour connecter les noeuds du substrat et les noeuds de l'adhésif.

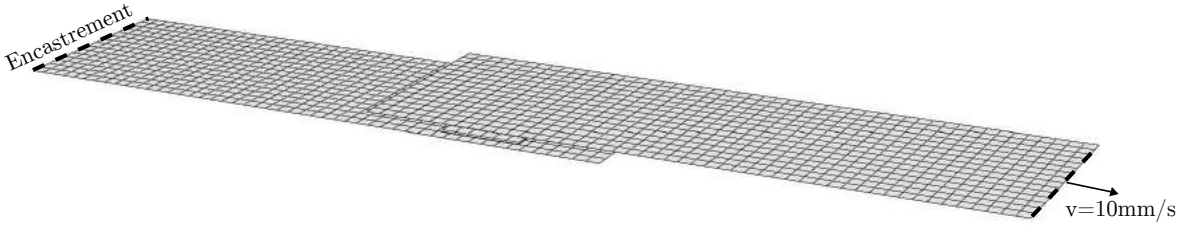
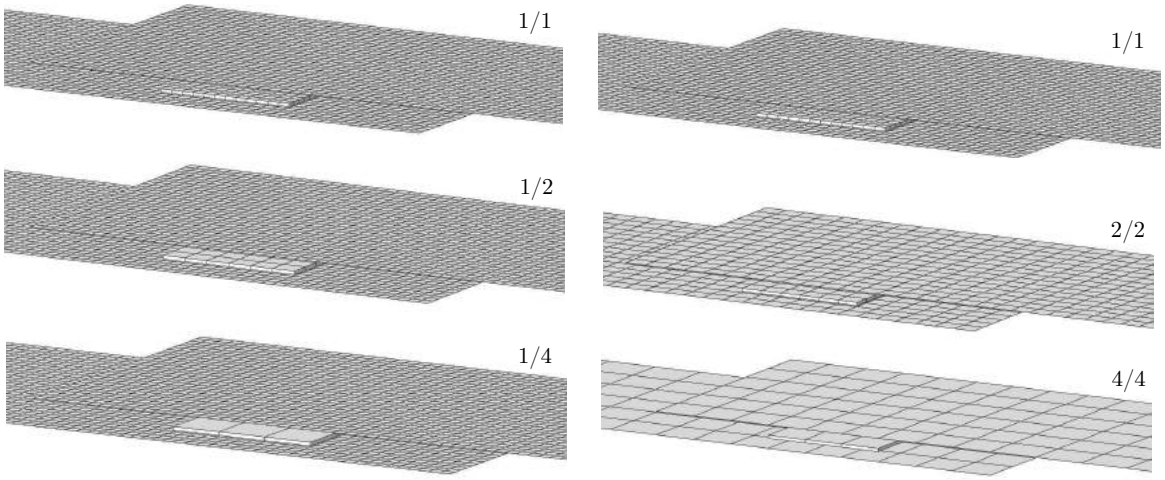


FIGURE 4.20 – Conditions aux limites simple-recouvrement

4.5.2.1 Validation du comportement et de l'initiation

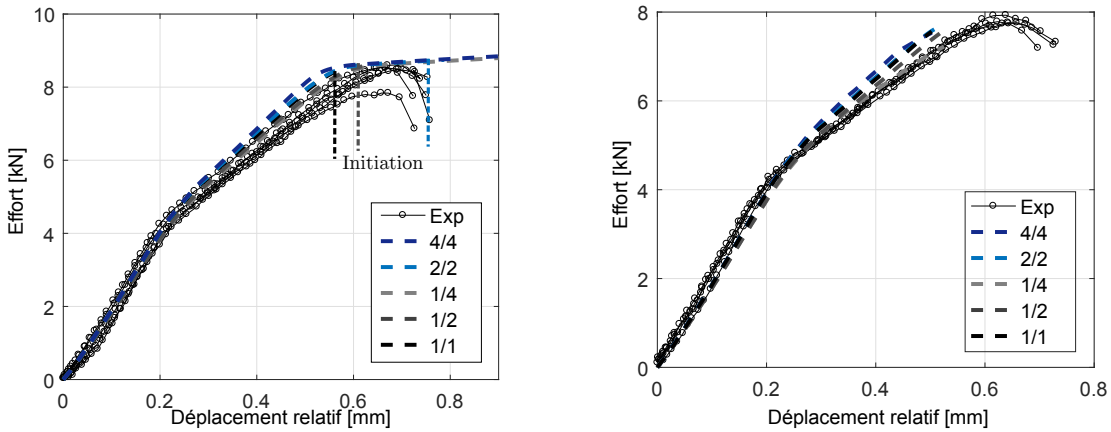
Dans un premier temps, la simulation des essais simple-recouvrement est effectuée sans la propagation afin de valider le critère d'initiation. Les figures 4.22 montrent ainsi la corrélation essai/numérique sans la propagation.



(a) Maillage du substrat de 1 mm

(b) Maillage coïncident entre le substrat et l'adhésif

FIGURE 4.21 – Configurations de maillages des simulations simple-recouvrement



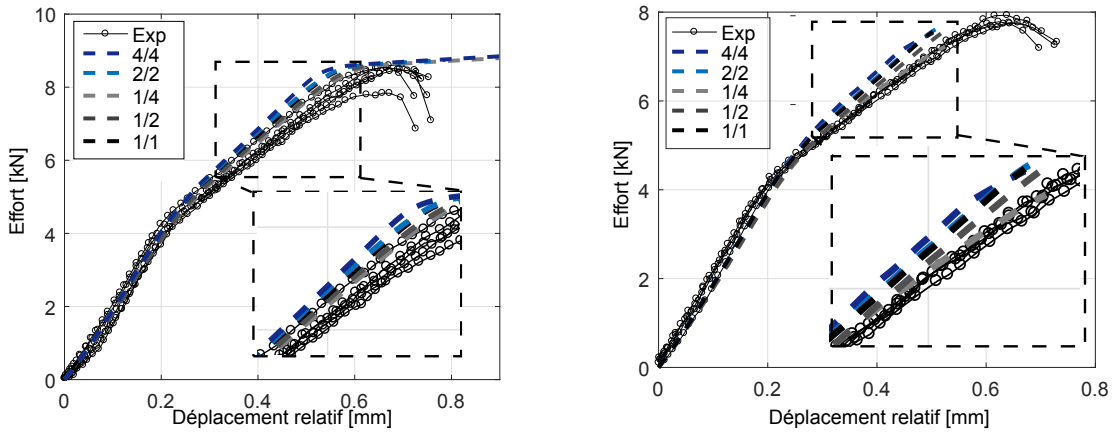
(a) Sika power 498, Aluminium/aluminium

(b) Betamate 1822, Aluminium/aluminium

FIGURE 4.22 – Corrélation simple-recouvrement sans propagation de la rupture

- **Corrélation du comportement**

Ces résultats mettent en évidence une rigidité différente selon la configuration de maillage (figure 4.23).



(a) Sika power 498, Aluminium/aluminium (b) Betamate 1822, Aluminium/aluminium

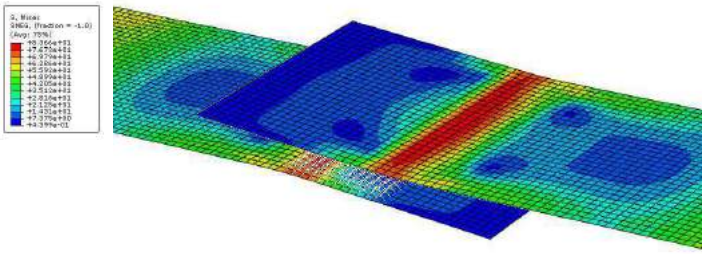
FIGURE 4.23 – Corrélation simple-recouvrement sans propagation, influence du maillage sur la rigidité

Dans le cas où le maillage du substrat est fixé à 1 mm (figure 4.21a), on note une diminution de la rigidité avec l'augmentation de la taille de maillage de l'adhésif. En effet, l'augmentation de la taille des éléments occasionne dans notre cas une mauvaise représentation du champ mécanique dans le substrat. Par ailleurs, cette mauvaise représentation semble en partie lié à l'utilisation du "tie" entre des maillages non coïncidents. Les figures 4.24a et 4.24b illustrent la répartition de la contrainte de von Mises dans les substrats pour le maillage 1/1 et 1/4.

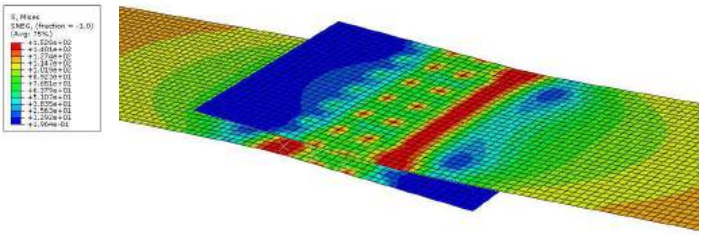
Dans le cas où le maillage du substrat est identique au maillage de l'adhésif (figure 4.21b), on note une augmentation de la rigidité avec l'augmentation de la taille des éléments du substrat.

- **Corrélation de l'initiation**

Pour la Sika power 498, on observe une bonne prédiction de l'initiation avec le maillage le plus fin (1/1). Néanmoins, on observe une influence significative du maillage pour les autres configurations (figure 4.21a). L'initiation est plus tardive avec un maillage de 2 mm pour l'adhésif et beaucoup plus tardive avec un maillage de 4 mm pour l'adhésif. Ainsi, plus le maillage de l'adhésif est grossier et plus on observe une initiation tardive. Cette erreur s'explique de la même manière que pour la rigidité, c'est-à-dire par l'influence de la discrétisation du champ mécanique.



(a) Maillage 1/1



(b) Maillage 1/4

FIGURE 4.24 – Répartition de la contrainte de von Mises dans le substrat (Betamate 1822)

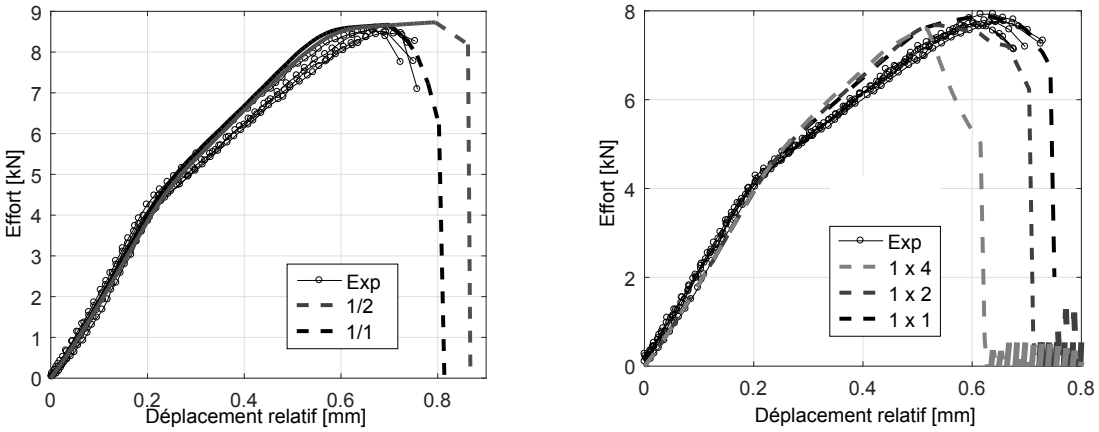
Dans le cas où la taille du maillage des substrats augmente (figure 4.21b), on observe la même tendance. En effet, le maillage de 2 mm sur estime l'initiation et le maillage de 4 mm sur estime énormément l'initiation.

Pour la Betamate 1822, l'ensemble des configurations offrent une bonne prédiction de l'initiation. L'initiation est alors peu sensible à la discrétisation du substrat et de l'adhésif. La différence d'influence du maillage entre la Sika power 498 et la Betamate 1822 peut s'expliquer par la différence de rigidité et de ductilité entre ces adhésifs.

4.5.2.2 Validation de la propagation

La variable G_{SR} est identifiée par méthode inverse sur les essais simple-recouvrement pour le maillage 1/1. Cette valeur est de 0.65 N/mm pour la Sika power 498 et de 2.1 N/mm pour la Betamate 1822. Pour la Sika power 498, on constate que cette valeur est significativement inférieure au G_{IC} identifié par Stamoulis et al. [90] ($G_{IC} = 2.93 N/mm$). Cette mauvaise corrélation peut s'expliquer par un essai simple-recouvrement non adapté à une telle comparaison. En effet, pour l'essai simple-recouvrement, une zone de recouvrement très courte peut induire une fissuration instable (la propagation n'a pas le temps de ce stabilisé comme sur un essai TDCB).

La figure 4.25 montre les résultats avec propagation de la fissure pour les configurations avec un maillage de substrat de 1 mm.



(a) Sika power 498 (b) Betamate 1822

FIGURE 4.25 – Corrélation simple-recouvrement avec propagation de la rupture

Pour la Sika power 498 en raison de l'influence de la taille de maille sur l'initiation de la rupture, il est difficile de confirmer l'influence de celle-ci sur la propagation. Pour la Betamate 1822, on observe une influence du maillage de l'adhésif sur la propagation. Ainsi, une augmentation de celle-ci sous-estime l'énergie dissipée par les éléments cohésifs. En outre, l'influence de la taille de maille est liée à la discrétisation de la zone cohésive. Ainsi, le maillage de l'adhésif doit être assez fin le long de cette zone pour décrire le phénomène de propagation. L'étude d'influence de la taille de maille sur la description de la propagation montre néanmoins une certaine convergence entre le maillage de 1 mm et 2 mm permettant de confirmer que la longueur de la zone cohésive semble être comprise entre 1 mm et 2 mm.

4.6 Conclusion

Dans ce chapitre, un élément cohésif explicite est proposé pour répondre à la problématique de modélisation des structures collée dans le milieu industriel. Cet élément de type discret évite, grâce à sa formulation spécifique, une pénalisation du pas de temps et donc des temps de calcul. La loi de comportement associée à cet élément est de type trilinéaire afin de représenter correctement le comportement et la rupture des matériaux ductiles. Cette loi prend en compte la différence de comportement entre la traction et la compression au travers d'un critère de Drucker-Prager. L'initiation de la rupture est prise en compte à l'aide d'un critère elliptique et la propagation est définie sur les essais simple-recouvrement.

L'identification de la loi de comportement de l'élément cohésif est effectuée à l'aide des essais bulk et du modèle mésoscopique présenté dans le chapitre 2. Le critère de

rupture est identifié en intégrant l'effet des singularités sur l'initiation. Pour cela, une simulation Arcan avec singularité est employée. Cette démarche met en évidence une influence significative de la singularité pour la Sika power 498. En raison du manque d'informations sur la propagation, le paramètre de propagation de l'élément cohésif est identifié par méthode inverse sur les essais simple-recouvrement.

Enfin, la validation est effectuée à l'aide des essais Arcan pour le comportement et sur les essais simple-recouvrement pour la rupture. Dans le cas de la simulation Arcan, le modèle cohésif fournit des résultats comparables à ceux observés avec le modèle mésoscopique. Les essais simple-recouvrement sont effectués pour différentes configurations de maillage. On en conclut qu'une bonne discrétisation des substrats et de l'adhésif est nécessaire pour obtenir de bons résultats.

Chapitre 5

Validation sur sous-structure multimatériaux - Toolbox

.

Résume

Ce chapitre propose une validation du modèle macroscopique sur sous-structure multi-matériaux sous sollicitation dynamique. Cette sous-structure, composée d'un oméga en composite et d'une plaque de fermeture en aluminium, est assemblée avec la colle Betamate 1822. Les essais présentés dans ce chapitre sont réalisés suivant deux types de sollicitations.

La validation numérique montre, comme dans le chapitre précédent, l'influence de la discrétisation sur la qualité des résultats. L'essai avec chargement à 20° offre de bons résultats pour un maillage de 2 mm avec l'ensemble des paramètres identifiés dans le chapitre précédent. L'essai avec un chargement à 90° montre des résultats trop conservatifs pouvant être attribués au manque d'informations relatives à la propagation de fissure dans notre modèle.

Sommaire

5.1 Introduction 147
5.2 Toolbox 148
5.2.1 Définition 148
5.2.2 Fabrication des omégas 148
5.2.3 Procédure de collage 149
5.3 Démarche expérimentale 150
5.3.1 Dispositif d'essai 150
5.3.1.1 Montage 150
5.3.1.2 Mesure 151
5.3.2 Résultats 153
5.3.2.1 Cinématique des essais 153
5.3.2.2 Faciès de rupture 153
5.3.2.3 Courbes effort/déplacement 157
5.4 Validation du modèle cohésif 162
5.4.1 Maillage et conditions aux limites 162
5.4.2 Corrélation 164
5.4.2.1 Chargement à 90° 164
5.4.2.2 Chargement à 20° 166
5.4.2.3 Influence de la vitesse de chargement 169
5.5 Conclusion 169

5.1 Introduction

La modélisation d'une sous-structure est indispensable pour valider notre modèle dans des conditions industrielles. Les simulations proposées dans le chapitre précédent au travers des essais Arcan et simple-recouvrement sont une étape nécessaire, mais pas suffisante. En effet, plusieurs facteurs ne sont pas pris en considération, comme par exemple, l'utilisation de substrats en composite. De plus, le paramètre de la loi cohésive relative à la propagation G_c est identifié par méthode inverse sur les essais simple-recouvrement.

Dans la littérature, la validation de modèles numériques sur des démonstrateurs industriels est encore peu présente notamment pour le secteur automobile. On peut citer, dans le cas de matériaux métalliques, l'utilisation de crash-box [78] soumise à des sollicitations de compression et de flexion, ou l'utilisation de structures collées en plusieurs points pour des sollicitations multiples en dynamique [76].

Dans ce chapitre, une campagne d'essai sur sous-structures multi-matériaux appelé "toolbox", définie et mise en oeuvre avec l'ensemble des partenaires du projet, est présentée. La mise en place de cette campagne a nécessité la définition de sous-structures et de moyens de sollicitation spécifiques. Cette campagne a pour objectifs :

- une étude de faisabilité de la fabrication et de l'assemblage de pièces en composite,
- une comparaison des différents assemblages multi-matériaux,
- une validation du modèle cohésif au travers d'essais dynamiques.

Dans nos travaux, la partie relative à la faisabilité de fabrication de pièces en composite n'est pas traitée. Les essais de cette campagne ont été réalisés pour l'ensemble des matériaux composites disponibles dans le projet. Les techniques d'assemblage retenues pour ces structures sont :

- Le collage (Betamate 1822 uniquement),
- Le rivetage (Rivet autoperçant Rivset),
- Le riveto-collage (Betamate 1822 + Rivset).

Dans ces travaux, seuls les essais sur assemblages collés sont exploités. La validation numérique de l'élément cohésif est réalisée en particulier pour l'assemblage sur prépeg époxy. Ce chapitre s'articule alors autour de trois parties. La première partie présente la géométrie et la fabrication des sous-structures. La seconde partie traite de la démarche expérimentale et des résultats (cinématique, faciès de rupture et courbes

effort/déplacement). Enfin, la troisième partie est consacrée à la validation du modèle macroscopique.

5.2 Toolbox

Le terme “toolbox”, désigne au sein du projet, la structure composée d'un oméga en composite et d'une plaque de fermeture en aluminium. Dans cette section, la définition géométrique de cette toolbox et la procédure d'assemblage sont présentées.

5.2.1 Définition

La pièce en composite de type ”oméga” est représentative des pièces structurales présentes au sein des véhicules automobiles (longerons, traverses, bas de caisse,...). De plus, cette géométrie est compatible avec les différents matériaux composites du projet. Une plaque de fermeture en aluminium est assemblée avec l'oméga (figure 5.1).

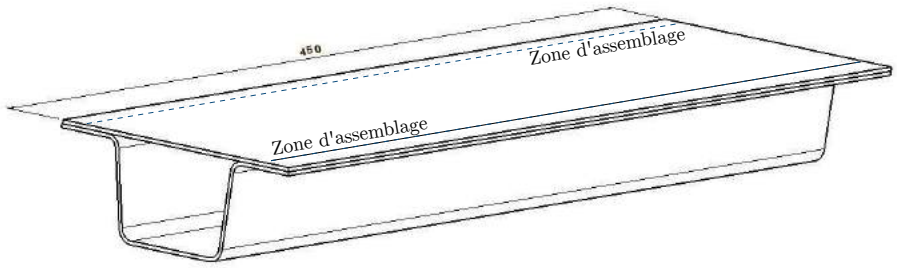


FIGURE 5.1 – Toolbox

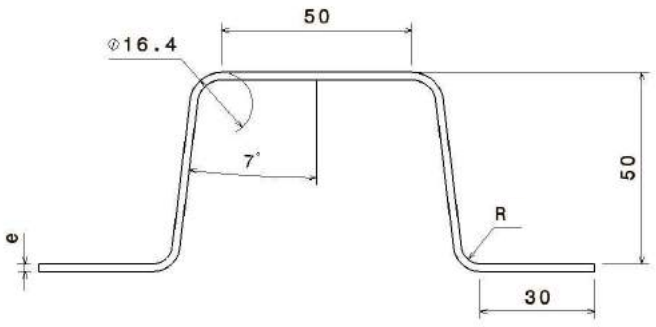


FIGURE 5.2 – Dimensions de l'oméga

Le tableau 5.1 regroupe les valeurs pour l'épaisseur e et le rayon de raccordement R des omégas.

5.2.2 Fabrication des omégas

Les omégas en PA66 sont obtenus par estampage, les omégas en vinylester SMC coupé et tissé sont obtenus par procédé de compression, et les omégas en prépeg époxy

	e [mm]	R [mm]
PA66	2	7
Prépeg époxy	2	7
SMC coupé	3.2	8.22
SMC tissé	3.2	8.22

Tableau 5.1 – Dimensions des omégas

sont obtenus par dramage manuel et autoclave. Après fabrication (figure 5.3), ces omégas sont découpés suivant les dimensions souhaitées (figure 5.2). Une série de contrôles permet de valider les différents critères d'acceptation. Le contrôle visuel permet de s'assurer qu'il n'y a pas de défauts apparents (zone sèche, bulles, porosités, inclusions). Le contrôle des dimensions valide le respect de la géométrie (épaisseur, angle de dépouille, longueur...). Des essais par ultrason sont effectués pour vérifier l'état de la matière (délaminage et porosité) et des essais de calcination sont réalisés pour vérifier le taux de fibre. Ainsi, ces différentes phases de contrôle ont permis de valider le cahier des charges des omégas.

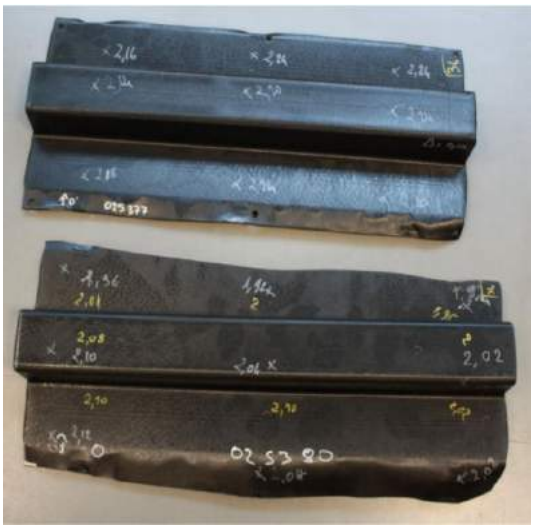


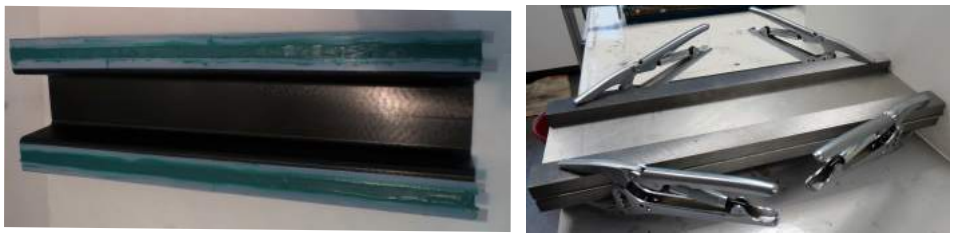
Figure 5.3 – Omega en PA66 avant découpe

Les dimensions de la plaque de fermeture correspondent aux dimensions extérieures de l'oméga (450 mm x 145 mm). Elles sont obtenues par découpe laser.

5.2.3 Procédure de collage

Les traitements de surface et la procédure de collage sont identiques à ceux mis en place pour les essais simple-recouvrement (chapitre 3, section 3.5.1). Une bande de collage de 10 mm de largeur, délimitée par des cales en téflon, est appliquée au centre de la zone de recouvrement entre la plaque aluminium et l'oméga (figure 5.4a). Ces cales de téflon assurent une épaisseur d'adhésif uniforme de 0.3 mm. Le serrage est

appliqué à l'aide de barres en acier et de pince-étau (figure 5.4b). Ce serrage permet une pression homogène le long de la toolbox. Les conditions de polymérisation sont identiques à celles employées pour les essais simple-recouvrement.



(a) Cale de téflon et mise en place de l'adhésif

(b) Maintien en position pour polymérisation

FIGURE 5.4 – Procédure de collage des toolbox

5.3 Démarche expérimentale

Dans cette section, les montages dédiés à la mise en chargement des toolboxs, ainsi que les résultats obtenus sur les différentes configurations sont présentés.

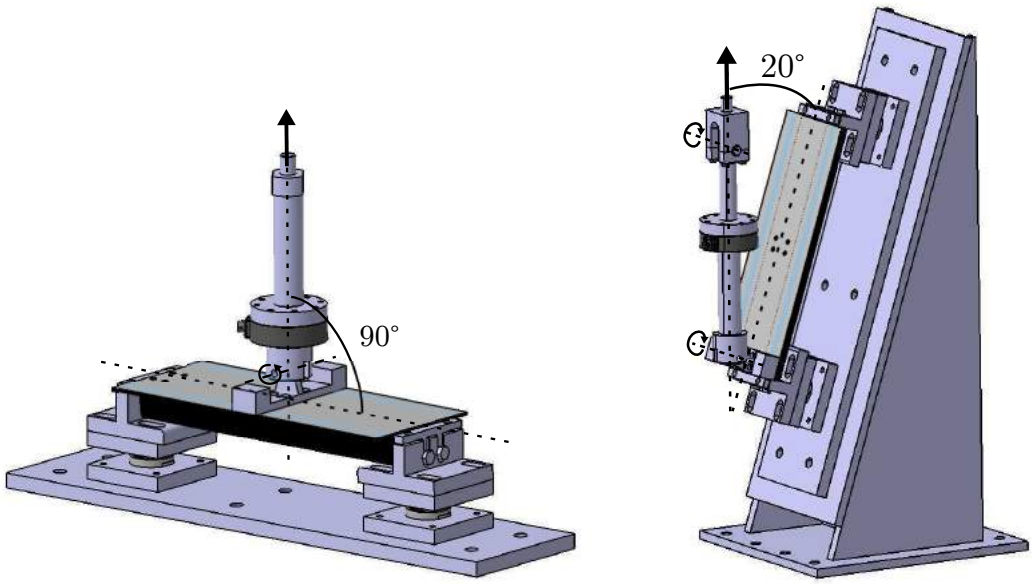
5.3.1 Dispositif d'essai

5.3.1.1 Montage

Afin d'obtenir un essai de validation fiable, il convient de s'assurer que la rupture de la colle soit de type cohésive et non adhésive. De plus, l'essai est conçu de manière à solliciter principalement les liaisons d'assemblage sous sollicitations multi-axiales en statique et dynamique. Deux sollicitations différentes sont proposées :

- *Chargement à 90°* : Le chargement est appliqué au centre de la plaque de fermeture perpendiculairement au plan du joint de colle (figure 5.5a).
- *Chargement à 20°* : Le chargement est appliqué au bord de la plaque de fermeture suivant un angle de 20° par rapport au plan du joint de colle (figure 5.5b).

Le montage est constitué d'un bâti, sur lequel est fixée la toolbox et d'un bras (barre de chargement) permettant le chargement de la plaque de fermeture en aluminium. La figure 5.6 illustre la méthode de montage de la toolbox sur le dispositif expérimental. Un barreau de maintien (voir détail B) est employé pour bloquer l'oméga par rapport au bâti. Pour cela, l'oméga est fixé à une pièce intermédiaire liée au capteur d'effort 3 axes (Michigan 13.5 kN - Type TR3D-A 3Klbs) lui-même fixé sur le bâti du vérin hydraulique. Les capteurs d'effort 3 axes sont employés de manière à mesurer l'effort



(a) Montage de chargement central à 90°

(b) Montage de chargement en bord à 20°

FIGURE 5.5 – Dispositifs expérimentaux pour les deux types de chargements

aux appuis.

La sollicitation est appliquée sur la plaque de fermeture par l'intermédiaire d'une bride de serrage. La plaque de fermeture est percée afin de permettre le serrage à l'aide de 4 vis et d'un contre appui (voir détail A). La bride est liée au bras de chargement, lui-même instrumenté d'un capteur d'effort mono-axial (MEAS 25kN - Type FN3042) par le biais d'une liaison pivot. Pour l'essai de chargement à 90°, une seule liaison pivot est utilisée (figure 5.5a) et pour l'essai à 20°, une deuxième liaison pivot est employée (figure 5.5b) pour limiter les efforts transverses susceptibles d'endommager le dispositif. La sollicitation est appliquée à l'aide d'un vérin hydraulique sur le bras de chargement pour des vitesses de 300 mm/min et 500 mm/s pour la sollicitation à 90°, et pour des vitesses de 300 mm/min et de 1.5 m/s pour la sollicitation à 20°.

5.3.1.2 Mesure

Les efforts sont mesurés par les cellules d'effort positionnées sur les appuis et sur le bras de chargement. Des mires sont placées sur le dispositif afin d'obtenir les déplacements en différents points spécifiques (figure 5.7). Les mires A et B permettent une vérification des déplacements au niveau des capteurs d'effort. Les mires C et D permettent la mesure du déplacement du bras de chargement en D et de la rotation de la liaison pivot entre C et D. Pour le chargement à 20°, la mire E permet la mesure de

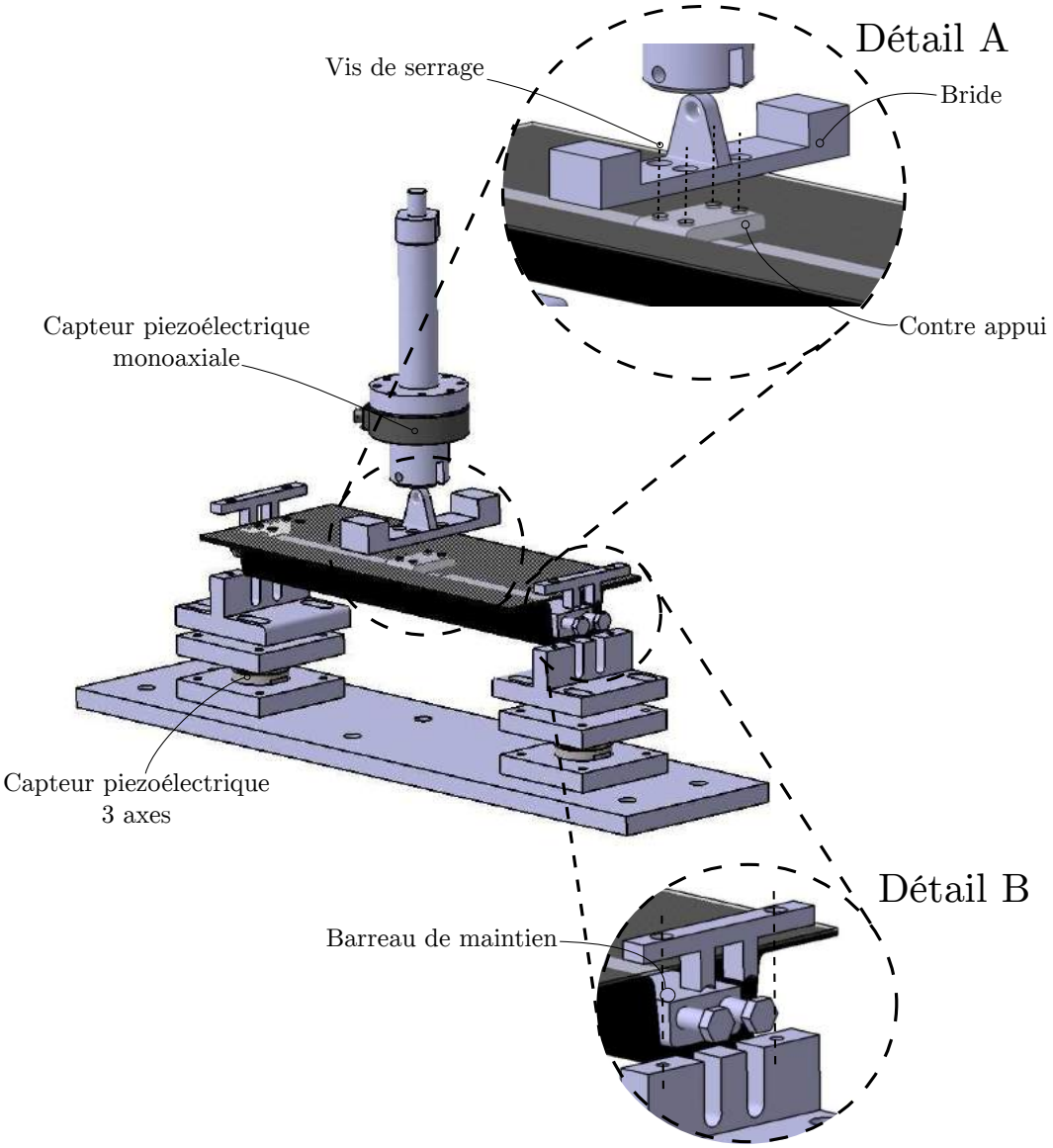
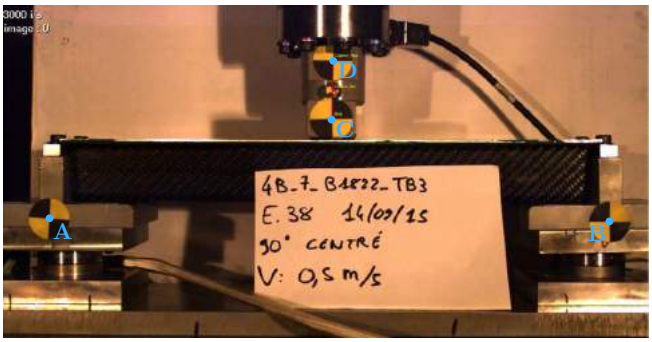


FIGURE 5.6 – Montage de la toolbox sur le dispositif expérimental

rotation de la pivot entre D et E.



(a) Montage en chargement à 90°



(b) Montage de chargement à 20°

FIGURE 5.7 – Mesure des déplacements

5.3.2 Résultats

5.3.2.1 Cinématique des essais

Les images de la figure 5.8 illustrent la cinématique de l'essai à 90°. On observe une phase de déformation de la structure et notamment de la plaque de fermeture jusqu'à initiation de la séparation entre celle-ci et l'oméga (image 3). Ensuite on observe une phase de propagation jusqu'à séparation totale (image 6). La cinématique montre une dissymétrie au moment de cette séparation (image 5).

Les images de la figure 5.9 illustrent la cinématique de l'essai à 20°. On observe ici peu de déformation de la structure avant l'initiation de la rupture. Ensuite, la plaque de fermeture "s'enroule" favorisant la séparation de la plaque jusqu'à la fin de l'essai.

5.3.2.2 Faciès de rupture

- **Chargement à 90°**

La figure 5.10 montre les faciès de rupture pour la sollicitation à 90°. Pour les matériaux SMC (figure 5.11a et 5.11b), comme pour les essais de simple-recouvrement, on observe une rupture dans le composite (premier pli). Pour le PA66 (figure 5.10c), on constate une rupture cohésive superficielle (côté composite) avec très localement une rupture de la matrice du composite. Pour le prépég époxy (figure 5.10d), la rupture est cohésive au

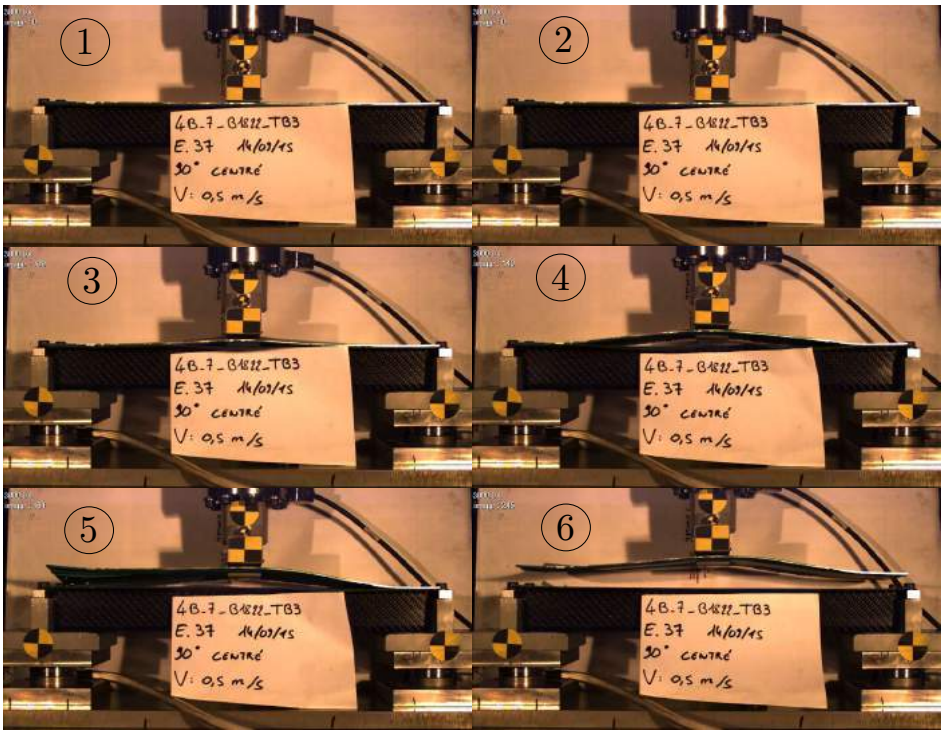


FIGURE 5.8 – Cinématique de l'essai à 90° (Prépeg époxy, v=500 mm/s)

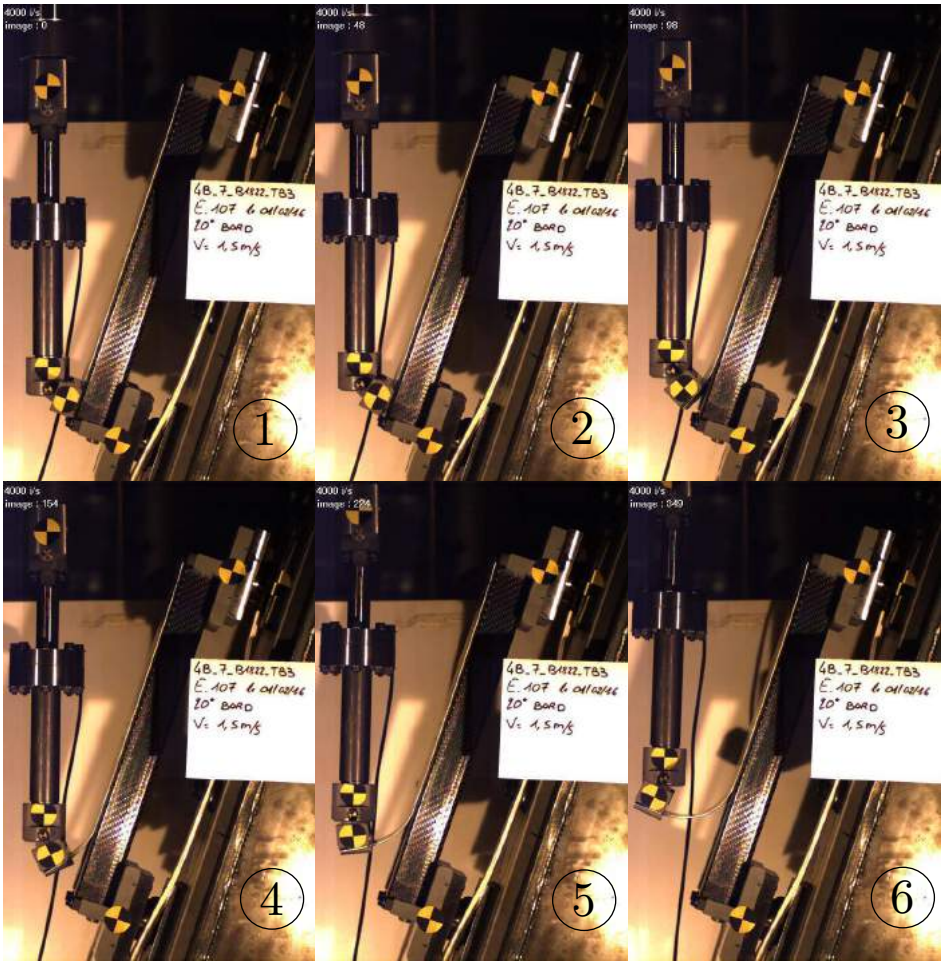
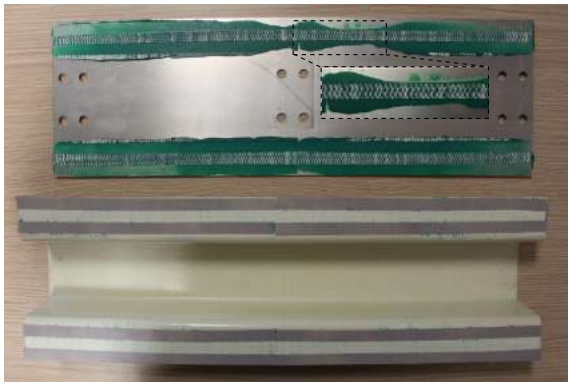
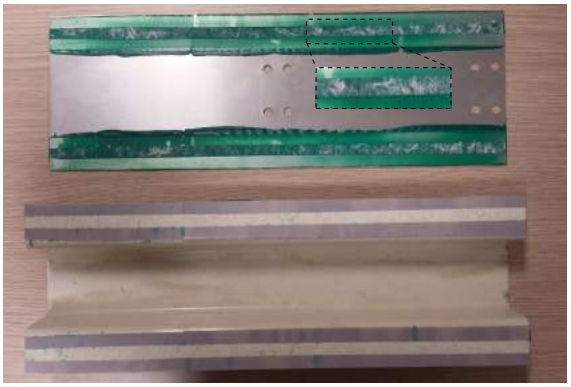


FIGURE 5.9 – Cinématique de l'essai à 20° (Prépeg époxy, v=1.5 m/s)

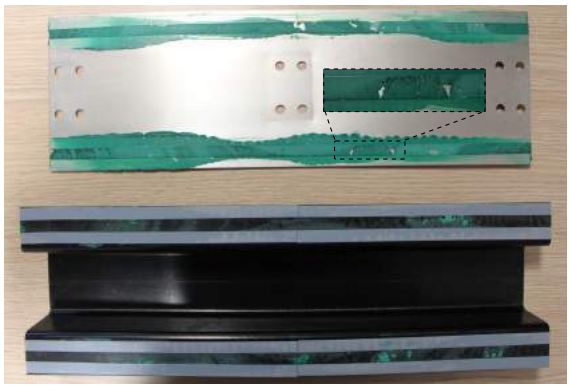
centre puis on observe une rupture significative de la matrice du composite. Le faciès de la partie centrale correspond à celui provoqué dans les premiers instants de séparation de la plaque de fermeture et le second correspond à la propagation jusqu'à la rupture complète. Cette différence de faciès peut s'expliquer par la modification du mode de sollicitation passant progressivement d'un mode I à un mode mixte I/II.



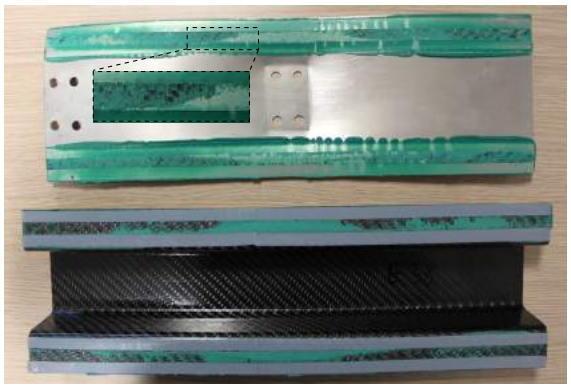
(a) SMC (tissé)



(b) SMC (coupé)



(c) PA66



(d) Prépeg époxy

FIGURE 5.10 – Faciès de rupture en chargement 90°

On note également que l'augmentation de la vitesse de sollicitation accentue la décohesion de la matrice du composite pour le prépeg époxy.



(a) 300 mm/min

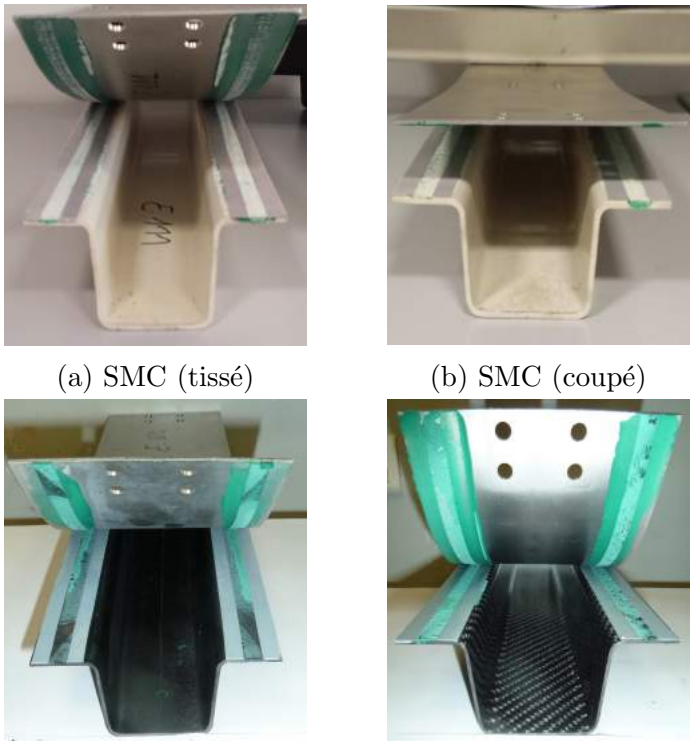


(b) 500 mm/s

FIGURE 5.11 – Comparaison des faciès de rupture des essais à 90° en quasi-statique et dynamique

- **Chargement à 20°**

La figure 5.12 montre les faciès de rupture pour la sollicitation à 20°. Au même titre que pour l'essai à 90°, les matériaux SMC (figure 5.12a et 5.12b) présentent une rupture dans le composite (premier pli). Pour le PA66 (figure 5.12c), la rupture est cohésive superficielle (côté composite) avec localement une rupture de la matrice du composite. Pour le prépég époxy (figure 5.12d), la rupture est principalement cohésive. Pour certaines éprouvettes on retrouve très localement une rupture de la matrice du composite.



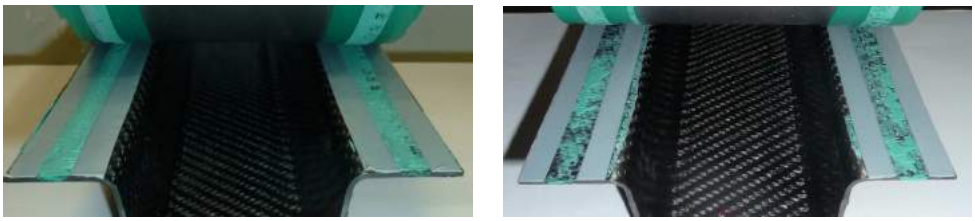
(a) SMC (tissé) (b) SMC (coupé)

(c) PA66 (d) Prépeg époxy

FIGURE 5.12 – Faciès de rupture en chargement 20°

De même que pour le chargement à 90°, la vitesse a une influence sur le faciès de rupture du prépeg epoxy (figure 5.13). En effet, on observe une rupture cohésive avec une augmentation du pourcentage de décohésion de la matrice du composite par rapport aux essais quasi-statiques.

Quel que soit le chargement, une rupture de la matrice peut signifier que le critère de décohésion fibre matrice est proche (ou inférieur) au critère de rupture de l'adhésif. En raison de la rupture dans le composite pour le SMC, par la suite, les résultats expérimentaux sont présentés uniquement pour le PA66 et le prépég époxy.



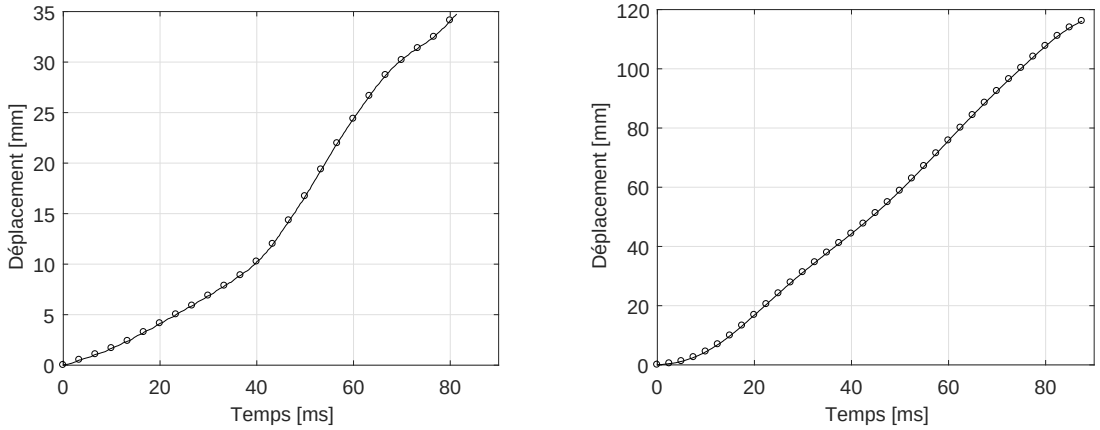
(a) 300 mm/min (b) 1.5 m/s

FIGURE 5.13 – Comparaison des faciès de rupture des essais à 20° en quasi-statique et dynamique

5.3.2.3 Courbes effort/déplacement

Dans cette partie, les courbes effort/déplacement sont tracées avec le déplacement du vérin hydraulique et l'effort obtenu par le capteur mono-axial placé entre l'arbre d'entrée et la bride. Par la suite, pour la corrélation essai/numérique, le déplacement sera celui mesuré au travers des mires. En effet, ceux-ci ont été post-traités pour un seul essai par configurations.

Les figures 5.14a et 5.14b montrent le déplacement de la mire au point D. Pour le chargement à 90°, on constate un changement de pente (42 ms) qui coïncide avec l'initiation de la séparation de la plaque de fermeture (figure 5.8, image 3). Pour le chargement à 20 °, on observe un chargement plutôt constant.



(a) Chargement à 90° (b) Chargement à 20°

FIGURE 5.14 – Déplacement au cours de l'essai de la mire D

- **Chargement à 90°**

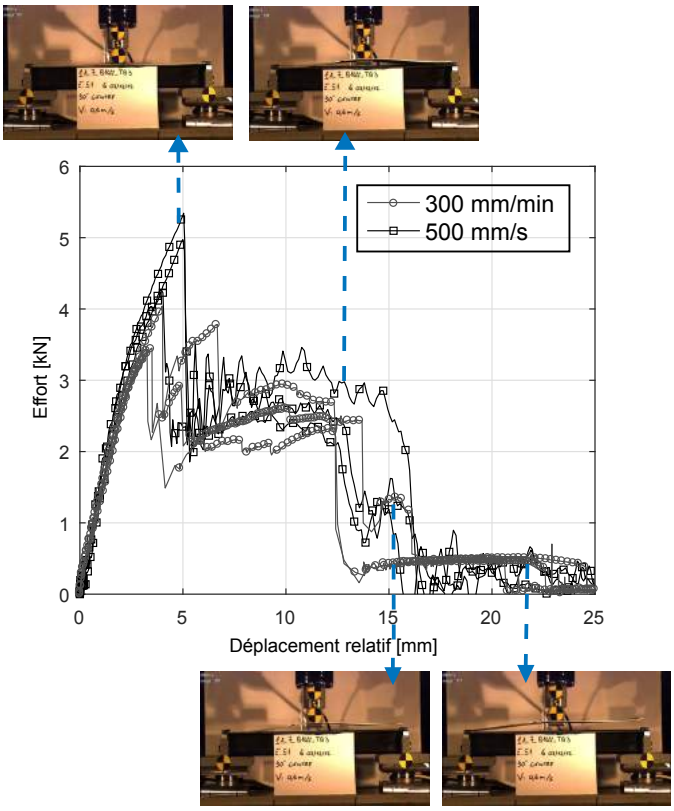
La figures 5.15a et 5.15b montrent les résultats des essais à 90° pour le PA66 et le prepeg époxy aux deux vitesses de sollicitation. Dans l'ensemble ces résultats offrent une bonne répétabilité affirmant la fiabilité de ces essais. Néanmoins, on constate pour le prépeg époxy que les essais quasi-statique n'ont pu fournir des résultats répétables

en raison d'un défaut de bridage de l'oméga.

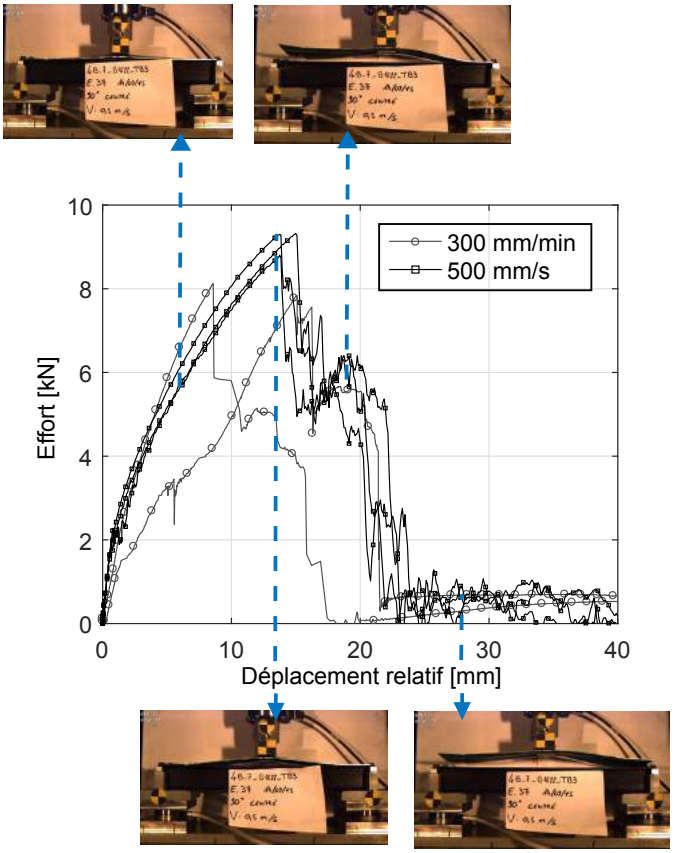
Ces courbes montrent une rupture en trois étapes : on constate un premier pic d'effort suivi d'un plateau et d'un dernier pic d'effort avant rupture totale. Pour le PA66, le premier pic d'effort correspond à la première phase de séparation de la plaque de fermeture. Le plateau correspond ensuite à une phase de propagation et pour finir la dernière chute d'effort représente la séparation complète d'un des deux côtés. Pour le prepeg époxy, le premier pic correspond directement à la séparation dissymétrique d'un des côtés de la plaque de fermeture. Le plateau correspond alors à la propagation du côté non séparé de celle-ci. Pour ce composite, la phase entre la première séparation de la plaque de fermeture et la séparation totale de celle-ci ne provoque pas de chute d'effort.

Ces figures montrent une influence de la vitesse principalement sur l'effort maximal. Pour le PA66, l'effort maximal moyen est de 3.63 kN en quasi-statique (300 mm/min) et de 4.84 kN en dynamique (500 mm/s) soit une augmentation de 33 %. Pour le prépeg époxy, l'effort maximal moyen est de 7.89 kN en quasi-statique et de 9.14 kN en dynamique soit une augmentation de 15 %. En effet, les deux matériaux (prépeg époxy/aluminium) de la toolbox sont insensibles à la vitesse de déformation. Toutefois, le comportement de l'adhésif y est sensible.

Les figures 5.16a 5.16b montrent la différence entre le PA66 et le prépeg époxy pour les deux vitesses de sollicitations. En quasi-statique, on observe un effort maximum supérieur de 117 % pour le prépeg époxy par rapport au PA66. En dynamique, cette différence est de 88 %. Ces différences s'explique par la meilleure tenue de la colle sur le prépeg époxy due à une rupture cohésive alors que pour le PA66, l'adhésion n'est pas optimale engendrant donc une rupture à effort moindre.

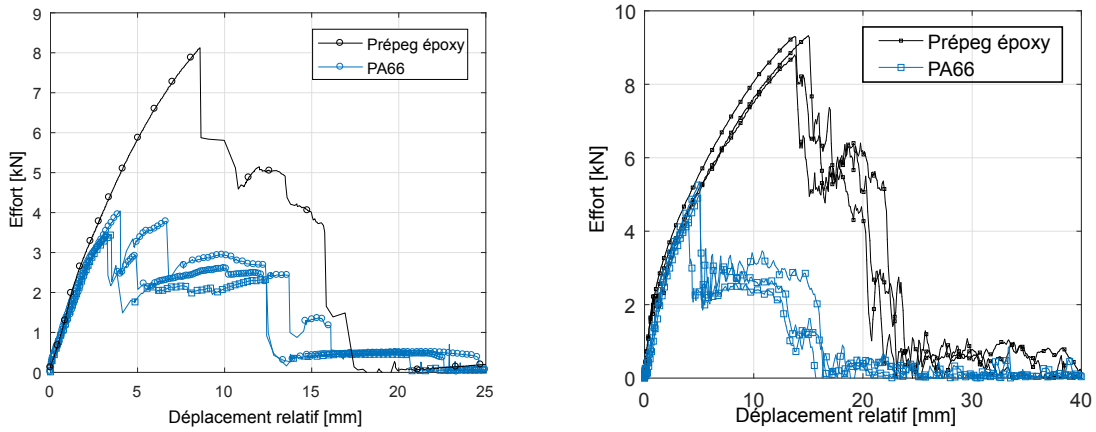


(a) PA66



(b) Prépeg epoxy

FIGURE 5.15 – Courbes effort/déplacement avec corrélation de la cinématique (Chargement à 0°)



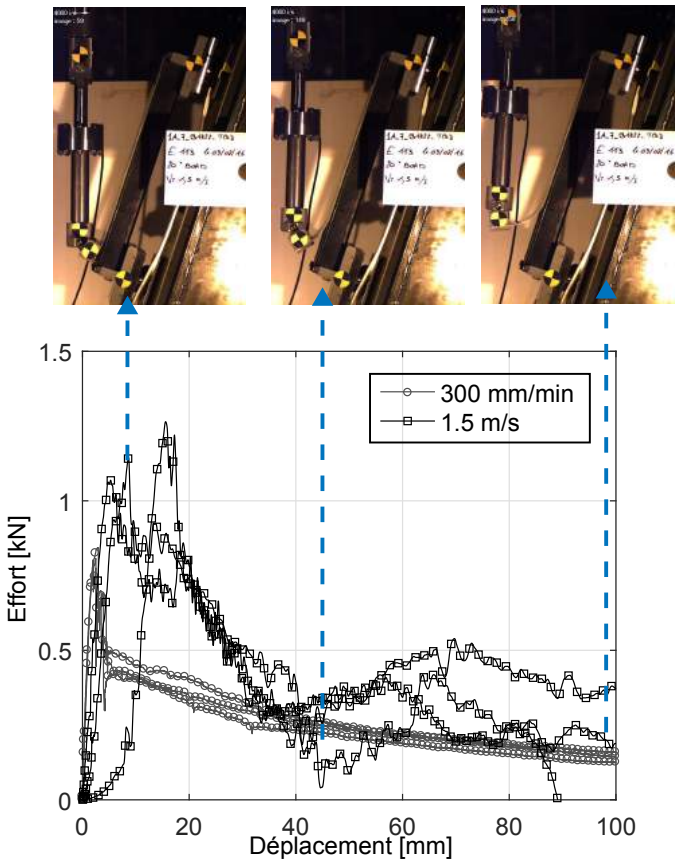
(a) 300 mm/min (b) 500 mm/s

FIGURE 5.16 – Comparaison des courbes effort/déplacement entre le PA66 et prépeg époxy (Chargement 90°)

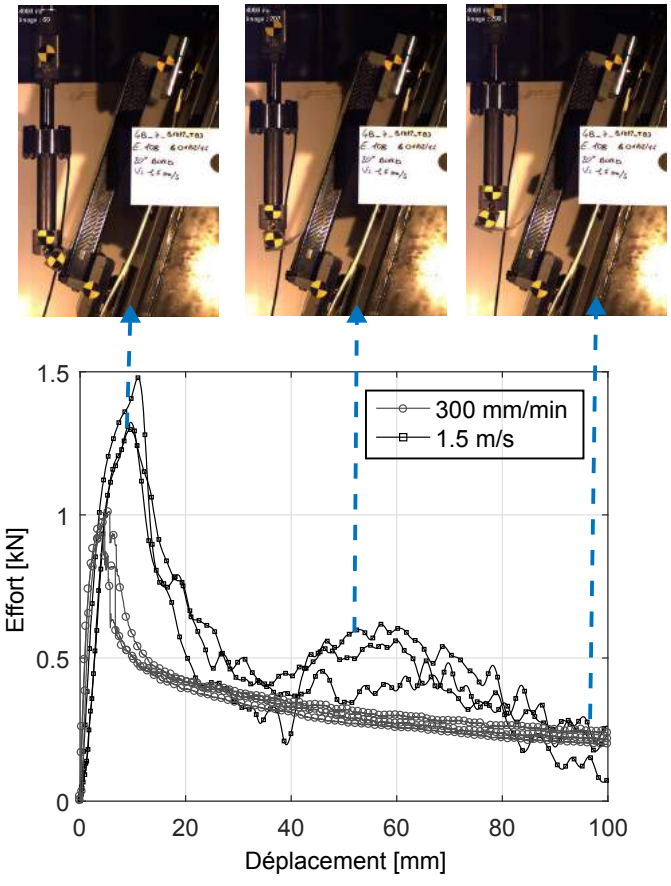
- **Chargement à 20°**

Les figures 5.17a et 5.17b montre les courbes effort/déplacement pour le chargement à 20° avec le PA66 et le prépég époxy. Ces figures montrent une bonne répétabilité affirmant comme pour le chargement à 90°, la fiabilité du dispositif expérimentale. Pour l'essai à 20°, les courbes relatives à la figure 5.17 montrent un premier pic d'effort puis une diminution progressive. Le premier pic correspond pour les deux composites au début de la séparation de la plaque de fermeture. La diminution de l'effort correspond à la phase de propagation de la rupture. Au même titre que pour les essais à 90°, on constate également l'influence de la vitesse sur l'effort maximum. Pour le PA66, l'effort maximal moyen est de 0.8 kN en quasi-statique (300 mm/min) et de 1.15 kN en dynamique (1.5 m/s) soit une augmentation de 43 %. Pour le prépeg époxy, l'effort maximal moyen est de 0.97 kN en quasi-statique et de 1.36 kN en dynamique soit une augmentation de 40 %. On voit sur cet essai l'influence forte du comportement de la colle qui est le seul matériau sensible à la vitesse de déformation sur le comportement de la sous-structure.

Les figures 5.18a et 5.18b montrent la différence de résultat entre les essais sur PA66 et prépeg époxy. Le niveau d'effort maximum du prepeg époxy est 21 % supérieurs en quasi-statique et 18 % supérieur en dynamique. Cette différence est moins significative que pour l'essai à 90° et peut s'expliquer par une rupture qui reste relativement cohésive pour ces deux matériaux.

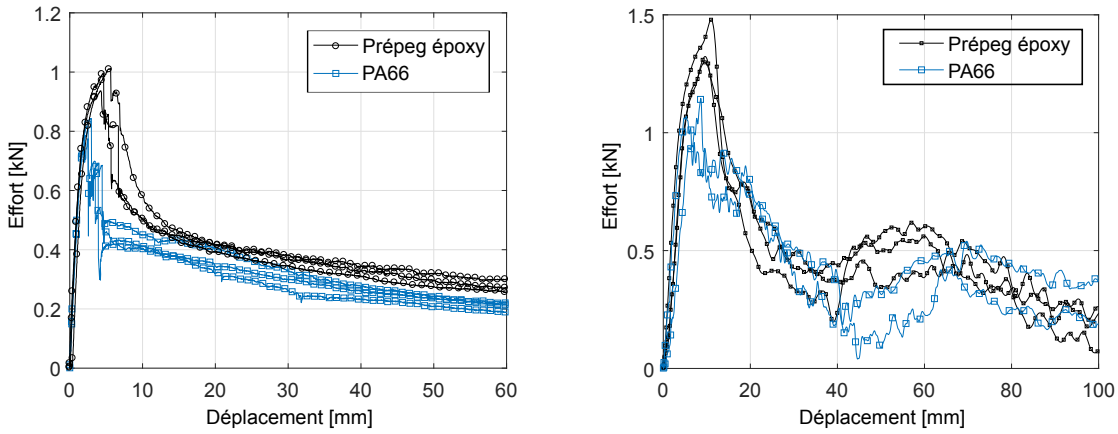


(a) PA66



(b) Prépeg époxy

FIGURE 5.17 – Courbes effort/déplacement avec corrélation de la cinématique (Chargement à 20°)



(a) 300 mm/s (b) 1.5 m/s

FIGURE 5.18 – Comparaison des courbes effort/déplacement entre le PA66 et prépeg époxy (Chargement 20°)

5.4 Validation du modèle cohésif

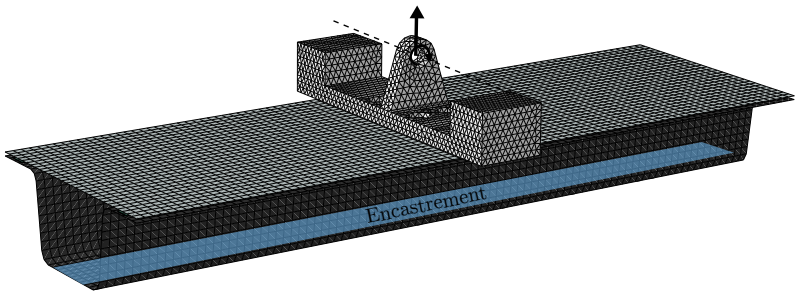
Dans cette section, notre modèle est validé uniquement à partir des essais sur prépeg époxy car ils présentent un mode de rupture principalement cohésif. Le choix de la configuration PA66 n'a pas été retenu car la loi cryptée n'est pas disponible dans l'immédiat. De plus, les faciès de rupture observés sur le PA66 sont cohésifs superficiels/adhésifs. Pour des raisons de temps de calcul (code explicite), la validation est ici menée uniquement pour les essais dynamiques.

5.4.1 Maillage et conditions aux limites

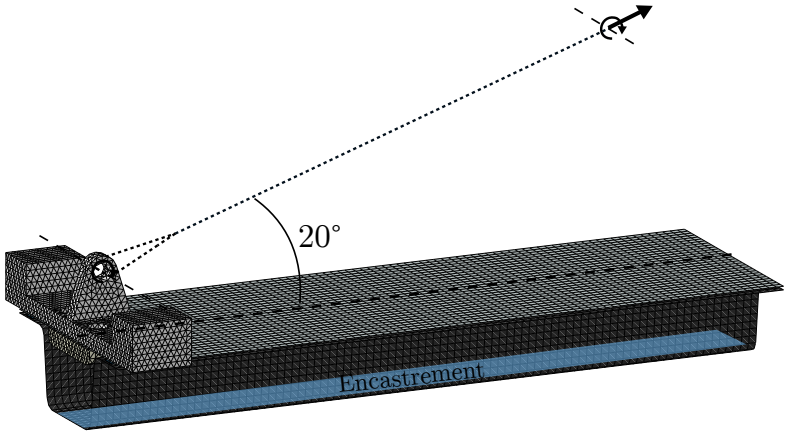
Les figures 5.19a et 5.19b montrent les conditions aux limites du modèle pour le chargement à 90° et le chargement à 20°. Le modèle est simplifié pour limiter les temps de calcul. Ainsi, seuls la toolbox, la bride et le contre appui sont modélisés. L'oméga et la plaque de fermeture sont discrétisés par des éléments de type coque à intégration réduite (S4R). La bride et le contre appui sont modélisés par des éléments tétraédriques à intégration réduite (C3D6R).

L'acier composant la bride et le contre appui sont modélisés avec une loi élastique ($E = 210000$ MPa, $\nu = 0.3$) et l'aluminium par une loi élasto-plastique. La loi de comportement du prépeg époxy est identifiée à l'aide d'essais de traction à 0° (statique) et 45° (statiques et dynamiques) sur le stratifié [0°,$\bar{4}5$°]. Ces essais ont montré un comportement élastique orthotrope sans influence de la vitesse. Une loi de type "Lamina" est identifiée (tableau 5.2).

En chargement à 90°, le déplacement est appliqué sur la bride avec une liaison pivot.



(a) Chargement à 90°



(b) Chargement à 20°

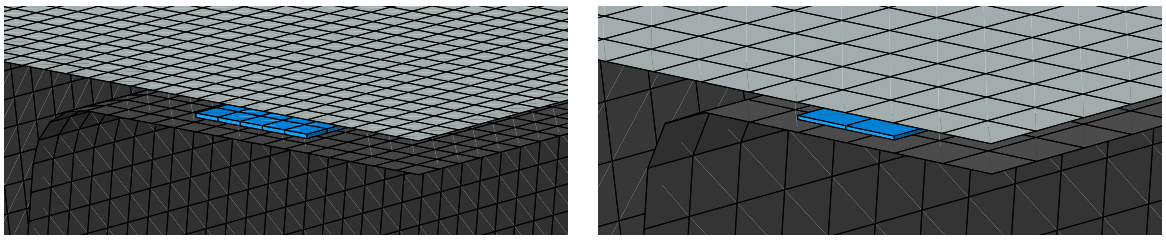
FIGURE 5.19 – Maillage et conditions aux limites

E_1 [MPa]	E_2[MPa]	ν_{12}[ ]	G_{12}[MPa]	G_{13}[MPa]	G_{23}[MPa]
44000	44000	0.25	8000	8000	8000

TABLEAU 5.2 – Paramètres de la loi de comportement du prépeg époxy

Pour le chargement de 20°, des liaisons cinématiques (connecteur de type beam) permettent de représenter le bras de chargement. La liaison pivot au niveau de la bride est modélisée par un connecteur de type “pivot”. Pour les deux chargements, un contact sans frottement est utilisé entre la bride et la plaque de fermeture et une liaison de type “tie” entre le contre appui et la plaque de fermeture. Des connecteurs rigides sont utilisés pour représenter les vis d’assemblage de la bride avec le contre appui. L’oméga est encastré sur l’ensemble de la zone de contact avec le barreau. L’adhésif est lié à l’oméga et à la plaque de fermeture par des liaisons de type “tie”.

Dans le chapitre précédent, la validation du modèle à l’aide des essais simple-recouvrement a mis en évidence l’influence de la taille de maille sur les résultats. Pour cette raison, la validation est à la fois réalisée avec le maillage “objectif” de 5 mm (figure 5.20b) et un maillage plus fin de 2 mm (figure 5.20a). Ainsi l’utilisation du maillage fin permet une représentation suffisante de la zone cohésive décrite dans le chapitre 4 et par conséquent une meilleure représentation de la propagation.



(a) Maillage de 2 mm (b) Maillage de 5 mm

FIGURE 5.20 – Détail du maillage

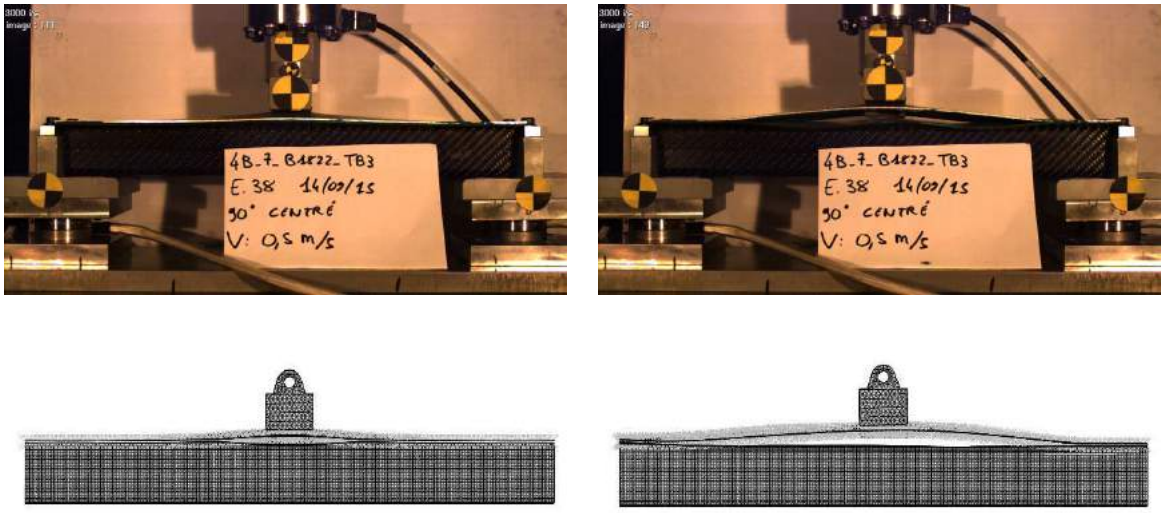
5.4.2 Corrélation

5.4.2.1 Chargement à 90°

Les images 5.21 illustrent la comparaison entre la cinématique essai/numérique pour l’essai à 90°. Dans l’ensemble la cinématique entre l’essai et le numérique est proche. Néanmoins, on constate que l’instant d’ouverture numérique est prématuré sur la simulation (-2.65 ms). De plus la séparation complète de la plaque est également prématurée.

La figure 5.22 montre la corrélation avec les essais expérimentaux à 90°. Elle met en évidence une surestimation de la rigidité et une sous-estimation du niveau d’effort maximal quel que soit le maillage utilisé.

Pour la rigidité, en raison du nombre important de pièces composant le dispositif, des jeux existent et par conséquent le déplacement expérimental est sensiblement



(a) Temps = 37.3 ms

(b) Temps = 49.8 ms

(c) Temps = 53.9 ms

(d) Temps = 70.5 ms

FIGURE 5.21 – Comparaison de la cinématique essai/numérique du chargement à 90°

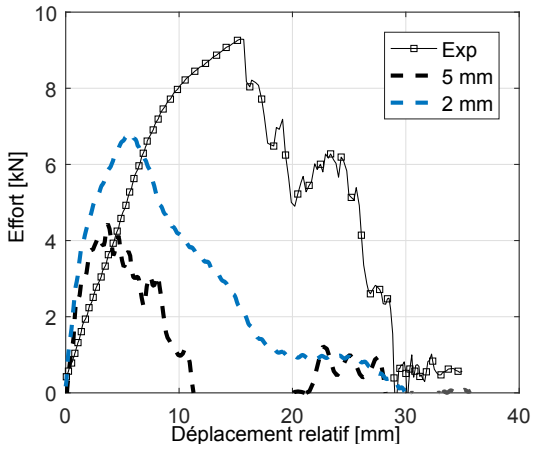


FIGURE 5.22 – Corrélation essai/numérique pour le chargement à 90°

différent du déplacement numérique. Pour le niveau d'effort, on constate comme dans le chapitre précédent, l'influence de la taille des éléments. En effet, le maillage de 5 mm sous-estime plus encore le niveau d'effort maximal que le maillage de 2 mm. Cette différence est alors liée à l'influence de la discrétisation du joint de colle et du substrat.

La mauvaise estimation du niveau d'effort peut être expliquée par plusieurs paramètres. Puisque le niveau d'effort maximum correspond à la séparation complète de la plaque de fermeture, il est piloté par la capacité du modèle à représenter l'initiation aussi bien que la propagation de la fissure au sein de l'adhésif. Ainsi, cette représentation passe par une discrétisation correcte, mais également par la détermination du taux de restitution d'énergie critique G_c. On peut conclure notamment que l'évaluation, pour ce type de chargement, de cette variable n'est pas correcte. Dans notre cas, l'erreur d'évaluation de la variable G_c provient de son identification au travers d'un essai unique avec un type de sollicitation spécifique aux essais simple-recouvrement. En effet, cette variable dépend du mode de sollicitation. Par conséquent, il est nécessaire de proposer une identification de la variable G_c au travers d'essais permettant une prise en compte des différents modes de sollicitations (TDCB, MMB).

La figure 5.23 illustre l'influence d'une modification de la variable G_c sur le niveau d'effort. Ainsi, une augmentation de cette valeur de 2.1 N/mm à 3 N/mm permet une meilleure évaluation du niveau d'effort maximum.

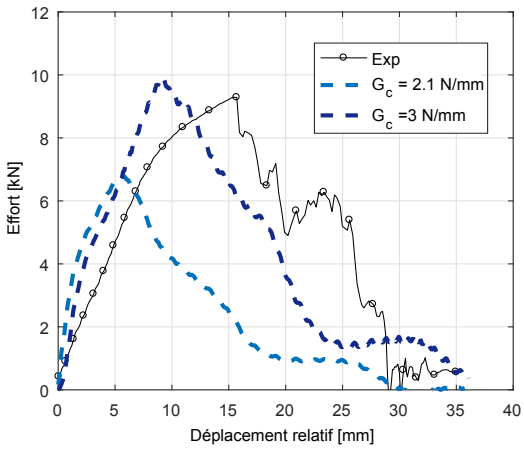
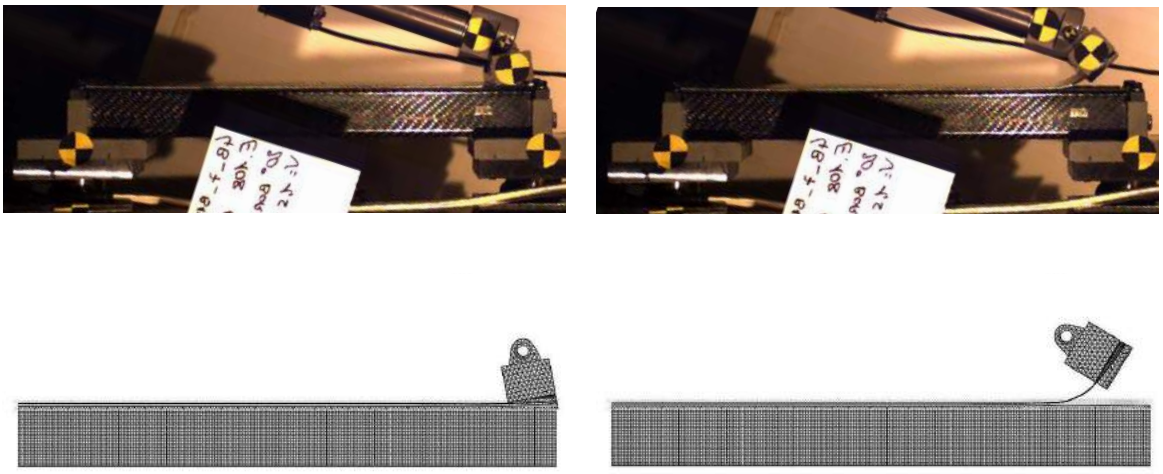


FIGURE 5.23 – Influence de la valeur de G_c à 90°

5.4.2.2 Chargement à 20°

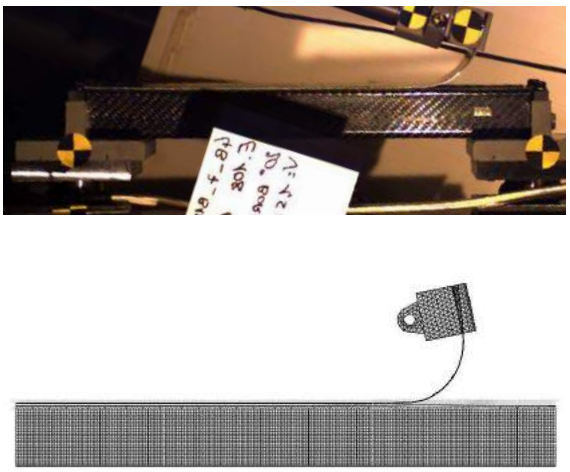
Les images de la figure 5.24 illustrent la comparaison entre la cinématique essai/numérique pour l'essai à 20°. On observe pour cette configuration une cinématique relativement cohérente avec celle observée expérimentalement. Néanmoins, on

constante une rotation de la bride plus importante au cours de la simulation. Cette différence peut s'expliquer, en outre, par la modélisation de liaisons pivots parfaites qui ne prennent pas en compte les phénomènes de frottement.



(a) Temps = 16 ms

(b) Temps = 48 ms



(c) Temps = 80 ms

FIGURE 5.24 – Comparaison de la cinématique essai/numérique du chargement à 20°

La figure 5.25 montre la corrélation essai/numérique. Pour ce chargement, on constate une meilleure corrélation de la rigidité. De plus, on note également l'influence de la taille de maille sur l'estimation de l'effort maximum. En effet, on observe une bonne corrélation du niveau d'effort maximal pour le maillage de 2 mm et une sous-estimation de celui-ci pour le maillage de 5 mm.

Dans le cas du chargement à 20°, le niveau d'effort maximum intervient au moment de l'initiation de la séparation de la plaque de fermeture. Par conséquent, l'estimation de ce niveau d'effort est pilotée par la capacité du modèle à identifier l'initiation. Néanmoins, la simulation numérique montre que l'initiation de la rupture au sein des

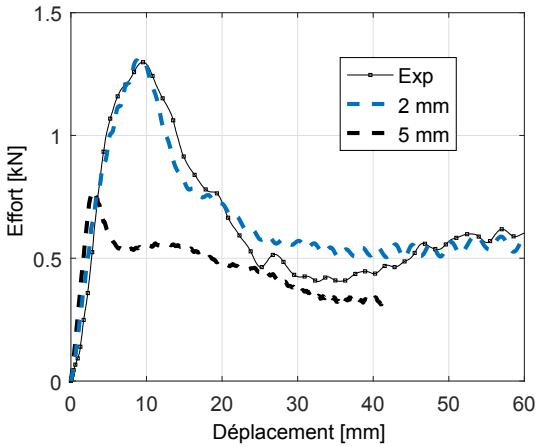


FIGURE 5.25 – Corrélation essai/numérique pour le chargement à 20°

éléments cohésifs intervient bien en amont du niveau d'effort maximal. Par conséquent, la valeur de la variable G_c influence également l'estimation de l'effort maximal. On constate également une bonne prédiction de la propagation après initiation de la séparation de la plaque de fermeture. Par conséquent, on peut conclure que pour ce type de sollicitation la valeur de G_c préalablement identifiée (chapitre 4) est correcte. La figure 5.26 illustre l'influence de la valeur de G_c sur les résultats. Ainsi, bien qu'une augmentation de cette valeur puisse améliorer les résultats pour le chargement à 90°, elle a une influence également sur l'évaluation du niveau d'effort pour le chargement à 20°. On constate néanmoins qu'elle a une influence moindre sur ce mode de sollicitation. En conclusion, cette variable doit prendre en compte le mode de mixité.

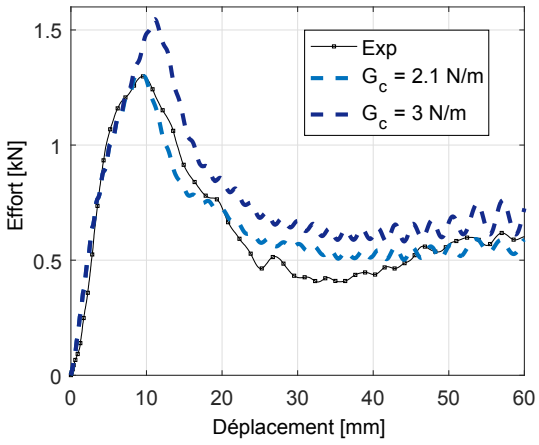


FIGURE 5.26 – Influence de la valeur de G_c à 20°

5.4.2.3 Influence de la vitesse de chargement

Les simulations effectuées dans ce chapitre ont été menées pour une seule vitesse de chargement. Or, on constate expérimentalement que la vitesse a une influence sur le niveau d'effort maximum. La figure 5.27 montre que le modèle cohésif est effectivement capable de prendre en compte l'influence de la vitesse de chargement sur le niveau d'effort maximal.

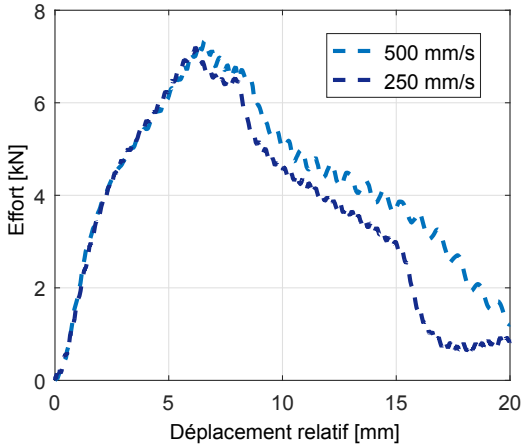


FIGURE 5.27 – Influence de la vitesse (chargement à 90°)

5.5 Conclusion

Dans ce chapitre, la définition d'une campagne de validation sur structure multi-matériaux assemblés par collage est présentée. Cette structure de type "toolbox" est composée d'un oméga en composite et d'une plaque de fermeture en aluminium. Deux types de sollicitation sont proposés. La première consiste en un chargement au centre de l'éprouvette à 90° par rapport au plan du joint et la seconde en un chargement à 20° appliqué au bord de la structure. Cette campagne expérimentale a mis en évidence l'influence des matériaux (composites/aluminium), de la sollicitation et de la vitesse sur la réponse mécanique. Selon le type de composite utilisé, le faciès de rupture et l'effort maximum sont différents. Ainsi, le seul matériau présentant une rupture principalement cohésif est le prépeg époxy. Le corollaire de ce faciès de rupture est que le prépeg époxy est le matériau avec le meilleur niveau d'effort. Par ailleurs, on constate une augmentation de la décohésion de la matrice du prépeg époxy ainsi qu'une augmentation de l'effort maximale avec l'augmentation de la vitesse de sollicitation.

Une démarche de validation du modèle cohésif est effectuée sur le prépeg époxy pour les vitesses de sollicitations dynamiques avec deux tailles de mailles différentes (2 mm et 5 mm). La corrélation essai/numérique montre une sous-estimation lorsque

le maillage est de 5 mm pour les deux cas de chargement. En effet, l'utilisation d'un maillage de 5 mm ne permet pas d'atteindre la convergence nécessaire à une bonne représentation des phénomènes de rupture (initiation et propagation). Dans le cas du maillage de 2 mm, on observe une sous-estimation de l'effort maximal à 90° et une bonne très corrélation à 20°.

En conclusion, ces différents résultats traduisent l'importance de l'évaluation de la variable G_c avec prise en compte du mode de mixité. Les essais TDCB et MMB sont donc indispensables pour fournir de meilleurs résultats.

Chapitre 6

Conclusions et perspectives

. L'objectif de ces travaux de thèse était de proposer une démarche de caractérisation et de modélisation des assemblages multi-matériaux collés pour des sollicitations de type crash. Pour atteindre cet objectif, les étapes suivantes ont été effectuées :

1. Essais de caractérisation statique et dynamique sur éprouvette de type bulk pour l'étude du comportement intrinsèque des adhésifs,
2. Identification d'un modèle mésoscopique (modèle phénoménologique) à l'aide des essais bulk,
3. Développement d'un essai Arcan dynamique et identification d'un critère de rupture en déformation intrinsèque à l'adhésif,
4. Validation du critère de rupture intrinsèque sur essais simple-recouvrement,
5. Identification d'un modèle macroscopique (modèle cohésif) jusqu'à rupture à partir des essais bulk et du modèle mésoscopique,
6. Validation du modèle macroscopique sur essais simple-recouvrement,
7. Validation sur sous-structures multi-matériaux (aluminium/composite) sous sollicitation dynamique.

Cette démarche est proposée pour deux adhésifs époxy : la Sika power 498 et la Betamate 1822. Au final, les points importants issus de nos travaux sont les suivants :

- Les essais mécaniques ont mis en évidence la complexité du comportement des deux colles (viscoélasticité, viscoplasticité, endommagement, dépendance à la pression hydrostatique...).
- Le modèle phénoménologique et l'identification par essai bulk offrent de bons résultats pour la simulation d'assemblage par collage et pour l'étude du champ mécanique.

- L'essai Arcan dynamique, combiné au modèle mésoscopique, est un excellent essai pour déterminer le critère de rupture intrinsèque en dynamique.
- Les données obtenues par les essais mécaniques peuvent permettre l'identification directe des paramètres d'un modèle cohésif discret.
- Le critère de rupture de l'élément cohésif doit être adapté pour tenir compte de la non représentativité du gradient dans l'épaisseur du joint de colle en présence de singularité. Cette adaptation peut être faite par une corrélation, sur géométrie spécifique (Arcan avec singularité), entre le modèle mésoscopique et l'élément cohésif.
- La représentation physique de la propagation et de la rupture nécessite une discrétisation fine le long du joint de colle.
- La phase de propagation de l'élément cohésif doit être identifiée à l'aide d'essais TDCB et MMB pour représenter correctement la mixité de ce phénomène.
- Les essais simple-recouvrement ont un intérêt particulier pour l'étude (qualitative) de la rupture et pour la validation de modèles.
- Les essais sur les toolbox sont très intéressants par la complexité de la sollicitation et la possibilité d'avoir des essais statiques et dynamiques sur la même configuration avec des assemblages industriels multi-matériaux.

Même si la validation du modèle cohésif n'est pas totalement finalisée, les résultats sont dans l'ensemble assez encourageants. Il est maintenant important de se placer dans le contexte industriel et de se poser la question du transfert de cette approche. Il est clair que le nombre d'essais et leur diversité restent un frein à l'application de cette approche. Il faut donc être pragmatique et envisager une approche simplifiée. Au vu des résultats sur les essais bulk et de la bonne corrélation du comportement avec les essais Arcan, on pourrait alors envisager de réduire le nombre d'essais. En effet, il pourrait être possible d'identifier le modèle mésoscopique sur la base d'une approche inverse sur les essais Arcan. Cela permettra sur la base unique de cet essai à différentes vitesses de réduire considérablement le temps et le coût impartis aux essais. Les essais TDCB et MMB sont quant à eux indispensables.

En ce qui concerne l'élément cohésif, afin de valider complément l'approche, il faut identifier le critère de propagation à l'aide des essais TDCB et MMB et étudier l'influence de la taille des éléments cohésifs dans la longueur du joint en simulant ces essais spécifiques. Une convergence devrait être obtenue lorsque la taille sera suffisamment représentative de la physique de la propagation. Si cette taille est trop petite pour

les industriels, il faudra alors envisager une adaptation en fonction de la taille de maille.

L'un des enjeux majeurs dans l'utilisation du collage comme solution d'assemblage est la prise en compte de la durabilité. Pour cette raison, il serait très intéressant d'étendre l'approche en y associant les effets de température ainsi que le vieillissement qui influencent grandement le comportement de la colle.

Il est aussi envisageable d'étudier directement le collage sur des composites en dynamique en s'inspirant du montage proposé par l'ENSTA Bretagne où un composite se trouve au milieu du collage du système Arcan (figure 6.1)

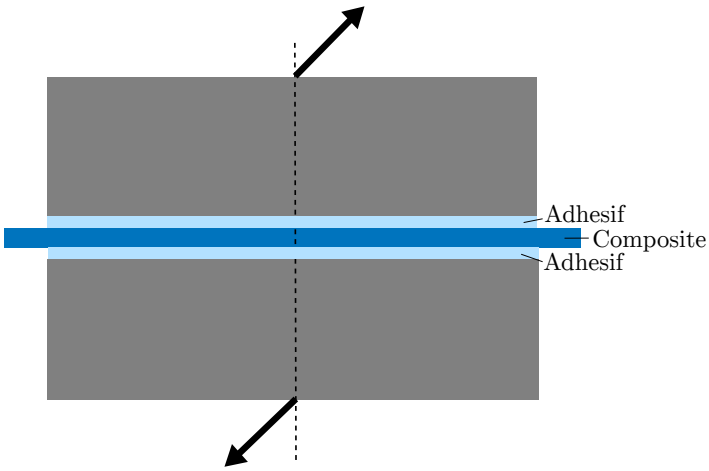


FIGURE 6.1 – Arcan avec composite

Enfin pour terminer, cette approche peut aussi s'appliquer dans le cadre d'un assemblage mixte associant rivet et collage. Cela serait sans aucun doute une solution extrêmement intéressante pour le secteur automobile.

.

Bibliographie

[1] J. Adams, R.D.and Comyn and Wake W.C. Structural adhesive joints in engineering. 1997. 69

[2] R.D. Adams and J.A. Harris. The influence of local geometry on the strength of adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 7(2) :69–80, April 1987. 71

[3] R.D. Adams and Peppiatt N.A. Stress analysis of adhesive-bonded lap joints. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 9(3), 1974. 43

[4] M. Afendi, T. Teramoto, and H.B. Bakri. Strength prediction of epoxy adhesively bonded scarf joints of dissimilar adherends. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31(6) :402–411, September 2011. 73

[5] A. Amosov, I. Kostin, G. Panasenko, and P. Smyshlyaev Valery. Homogenization of thermo-visco-elastic Kelvin-Voigt model. *Journal of Mathematical Physics*, 54 :081501, August 2013. 44

[6] K.N. Anyfantis and N.G. Tsouvalis. A novel traction–separation law for the prediction of the mixed mode response of ductile adhesive joints. *International Journal of Solids and Structures*, 49(1) :213–226, January 2012. 70, 118, 119

[7] M. Arcan, Z. Hashin, and A. Voloshin. A method to produce uniform plane-stress states with applications to fiber-reinforced materials. *Experimental Mechanics*, 18(4) :141–146, April 1978. 22, 73

[8] R. Avendaño, R.J.C. Carbas, E.A.S. Marques, L.F.M. da Silva, and A.A. Fernandes. Effect of temperature and strain rate on single lap joints with dissimilar lightweight adherends bonded with an acrylic adhesive. *Composite Structures*, 152 :34–44, September 2016. 19

[9] C. Badulescu, C. Germain, J.Y. Cognard, and N. Carrere. Characterization and modelling of the viscous behaviour of adhesives using the modified arcan device. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 29(5) :443–461, 2015. 45, 49

[10] R. Balieu, F. Lauro, B. Bennani, R. Delille, T. Matsumoto, and E. Mottola. A fully coupled elastoviscoplastic damage model at finite strains for mineral filled semi-crystalline polymer. *International Journal of Plasticity*, 51(17) :241–270, 2013. 23, 24, 41, 45, 47, 49, 53

[11] R. Balieu, F. Lauro, B. Bennani, G. Haugou, F. Chaari, T. Matsumoto, and E. Mottola. Damage at high strain rates in semi-crystalline polymers. *International Journal of Impact Engineering*, 76 :1–8, February 2015. 48

[12] R. Balieu, F. Lauro, B. Bennani, T. Matsumoto, and E. Mottola. Non-associated viscoplasticity coupled with an integral-type nonlocal damage model for mineral filled semi-crystalline polymers. *Computers and Structures*, 134 :18–31, April 2014. 47, 48, 49

[13] Romain Balieu. *Modèle viscoélastique-viscoplastique couplé avec endommagement pour les matériaux polymères semi-cristallins.* phdthesis, Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambresis, December 2012. 64

[14] M.L. Benzeggagh and M. Kenane. Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus. *Composites Science and Technology*, 56(4) :439–449, January 1996. 121

[15] B.R.K. Blackman, A.J. Kinloch, M. Paraschi, and W.S. Teo. Measuring the mode I adhesive fracture energy, GIC, of structural adhesive joints : the results of an international round-robin. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 23(4) :293–305, 2003. 117

[16] Bourel, B., Haugou, G., Lauro, F., Deltombe, R., Lesueur, D., and Bennani, B. Modélisation et caractérisation des joints collés à hautes vitesses de déformation. *MATEC Web of Conferences*, 7 :02014, 2013. 21

[17] M.K. Budzik, J. Jumel, N. Ben Salem, and M.E.R. Shanahan. Instrumented end notched flexure – Crack propagation and process zone monitoring Part II : Data reduction and experimental. *International Journal of Solids and Structures*, 50(2) :310–319, January 2013. 117

[18] P.P. Camanho. Numerical Simulation of Mixed-mode Progressive Delamination in Composite Materials. 2003. 118, 119

[19] R.D.S.G Campilho, M.D. Banea, J. Neto, and L.F.M. da Silva. Modelling adhesive joints with cohesive zone models : effect of the cohesive law shape of the adhesive layer. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 44 :48–56, July 2013. 118, 120, 121

[20] R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F. de Moura, and J.J.M.S. Domingues. Modelling single and double-lap repairs on composite materials. *Composites Science and Technology*, 65(13) :1948–1958, October 2005. 119

[21] R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F. de Moura, and J.J.M.S. Domingues. Using a cohesive damage model to predict the tensile behaviour of CFRP single-strap repairs. *International Journal of Solids and Structures*, 45(5) :1497–1512, March 2008. 121

[22] R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F. de Moura, A.M.G. Pinto, J.J.L. Morais, and J.J.M.S. Domingues. Modelling the tensile fracture behaviour of CFRP scarf repairs. *Composites Part B : Engineering*, 40(2) :149–157, March 2009. 120

[23] N. Carrere, E. Martin, and D. Leguillon. Comparison between models based on a coupled criterion for the prediction of the failure of adhesively bonded joints. *Engineering Fracture Mechanics*, 138 :185–201, April 2015. 71, 117, 121, 125

[24] Cetim. *Guide du collage*. 2006. 14

[25] G. Challita and R. Othman. Finite-element analysis of SHPB tests on double-lap adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 30(4) :236–244, June 2010. 19

[26] Z. Chen, R.D. Adams, and L.F.M. da Silva. Prediction of crack initiation and propagation of adhesive lap joints using an energy failure criterion. *Engineering Fracture Mechanics*, 78(6) :990–1007, April 2011. 117

[27] Z. Chen, R.D. Adams, and L.F.M. da Silva. The use of the J-integral vector to analyse adhesive bonds with and without a crack. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31(1) :48–55, January 2011. 115

[28] A. Öchsner, M. Stasiek, G. Mishuris, and J. Grácio. A new evaluation procedure for the butt-joint test of adhesive technology : Determination of the complete set of linear elastic constants. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27(8) :703–711, December 2007. 20

[29] G. Chtourou, R.and Haugou, N. Leconte, B. Zouari, F. Chaari, and E. Markiewicz. Experimental characterization and macro-modeling of mechanical strength of multi-sheets and multi-materials spot welds under pure and mixed modes I and II. *EPJ Web of Conferences*, 94 :01032, 2015. 76, 77

[30] J.Y. Cognard, R. Créac'hcadec, and J. Maurice. Numerical analysis of the stress distribution in single-lap shear tests under elastic assumption—Application to the

optimisation of the mechanical behaviour. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31(7) :715–724, October 2011. 17

[31] J.Y. Cognard, R. Créac'hcadec, L. Sohier, and P. Davies. Analysis of the nonlinear behavior of adhesives in bonded assemblies—Comparison of TAST and Arcan tests. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 28(8) :393–404, December 2008. 18, 20, 22

[32] J.Y. Cognard, R. Créac'hcadec, L. Sohier, and D. Leguillon. Influence of adhesive thickness on the behaviour of bonded assemblies under shear loadings using a modified TAST fixture. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 30(5) :257–266, July 2010. 20

[33] J.Y. Cognard, P. Davies, B. Gineste, and L. Sohier. Development of an improved adhesive test method for composite assembly design. *Composites Science and Technology*, 65(3–4) :359–368, March 2005. 22, 23, 73, 74, 75, 76, 78

[34] A.D. Crocombe and R.D. Adams. Influence of the Spew Fillet and other Parameters on the Stress Distribution in the Single Lap Joint. *The Journal of Adhesion*, 13(2) :141–155, December 1981. 43

[35] L.F.M. da Silva. Advances in Numerical Modelling of Adhesive Joints, 2012. 18, 72, 115

[36] L.F.M. da Silva and R.D. Adams. Adhesive joints at high and low temperatures using similar and dissimilar adherends and dual adhesives. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27(3) :216–226, April 2007. 17

[37] L.F.M. da Silva, R.J.C. Carbas, G.W. Critchlow, M.A.V. Figueiredo, and K. Brown. Effect of material, geometry, surface treatment and environment on the shear strength of single lap joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(6) :621–632, September 2009. 70

[38] P. Davies, L. Sohier, J.Y. Cognard, A. Bourmaud, D. Choqueuse, E. Rinnert, and R. Créac'hcadec. Influence of adhesive bond line thickness on joint strength. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(7) :724–736, October 2009. 43

[39] A.B. de Morais, A.B. Pereira, J.P. Teixeira, and N.C. Cavaleiro. Strength of epoxy adhesive-bonded stainless-steel joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27(8) :679–686, December 2007. 20

[40] M.F.S.F. de Moura and J.A.G. Chousal. Cohesive and continuum damage models applied to fracture characterization of bonded joints. *International Journal of Mechanical Sciences*, 48(5) :493–503, May 2006. 121

[41] G. Dean, L. Crocker, B. Read, and L. Wright. Prediction of deformation and failure of rubber-toughened adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 24(4) :295–306, August 2004. 20, 46, 47

[42] A. Deb, I. Malvade, P. Biswas, and J. Schroeder. An experimental and analytical study of the mechanical behaviour of adhesively bonded joints for variable extension rates and temperatures. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 28(1–2) :1–15, January 2008. 17, 18, 47

[43] S. Deng, M. Hou, and L. Ye. Temperature-dependent elastic moduli of epoxies measured by DMA and their correlations to mechanical testing data. *Polymer Testing*, 26(6) :803–813, September 2007. 24

[44] D.Morin. *Experiments and models until failure of bonded joints for crashworthiness*. 2010. 19

[45] A.F. Epee, F. Lauro, B. Bennani, and B. Bourel. Constitutive model for a semi-crystalline polymer under dynamic loading. *International Journal of Solids and Structures*, 48(10) :1590–1599, May 2011. 46, 49

[46] Alban Fabrice Epee. *Caractérisation et modélisation du comportement d'un polymère semi cristallin au crash*. Valenciennes, January 2009. 47, 48, 71

[47] David.L Etienne.S. *Introduction à la physique des polyméres*. 2006. 11

[48] G. Fernlund and J. K. Spelt. Mixed-mode fracture characterization of adhesive joints. *Composites Science and Technology*, 50(4) :441–449, 1994. 117

[49] G.J. Frank and R.A. Brockman. A viscoelastic viscoplastic constitutive model for glassy polymers. *International Journal of Solids and Structures*, 38(30-31) :5149–5164, 2001. 49

[50] L. Goglio, L. Peroni, M. Peroni, and M. Rossetto. High strain-rate compression and tension behaviour of an epoxy bi-component adhesive. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 28(7) :329–339, October 2008. 22, 23, 24

[51] A.A. Griffith. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London A : Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, 221(582-593) :163–198, January 1921. 116

[52] H. L. Groth. A method to predict fracture in an adhesively bonded joint. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 5(1) :19–22, January 1985. 117

[53] C. G'Sell and J. Jonas. Determination of the plastic behaviour of solid polymers at constant true strain rate. *Journal of Materials Science*, 14 :583–591, 1979. 47, 48, 53

[54] A.M. Guedes Pinto, A.G. Magalhães, F. Gomes da Silva, and A.P. Monteiro Baptista. Shear strength of adhesively bonded polyolefins with minimal surface preparation. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 28(8) :452–456, December 2008. 17

[55] A.L. Gurson. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth : Part I—Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 99(1) :2–15, January 1977. 48

[56] J.A. Harris and R.A. Adams. Strength prediction of bonded single lap joints by non-linear finite element methods. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 4(2) :65–78, April 1984. 18, 70

[57] L.J. Hart-Smith. Adhesive-bonded single lap joint. *NASA contract report*, NASA TR-11234, 1973. 70

[58] S. Hell, P. Weißgraeber, J. Felger, and W. Becker. A coupled stress and energy criterion for the assessment of crack initiation in single lap joints : A numerical approach. *Engineering Fracture Mechanics*, 117 :112–126, February 2014. 71, 117

[59] S. Her. Stress analysis of adhesively-bonded lap joints. *Composite Structures*, 47(1–4) :673–678, December 1999. 18, 43

[60] K. Ikegami, T. Takeshita, K. Matsuo, and T. Sugibayashi. Strength of adhesively bonded scarf joints between glass fibre-reinforced plastics and metals. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 10(3) :199–206, July 1990. 70, 73

[61] Gordon R. Johnson and William H. Cook. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures. *Engineering Fracture Mechanics*, 21(1) :31–48, January 1985. 70

[62] V. Joudon, G. Portemont, F. Lauro, and B. Bennani. Experimental procedure to characterize the mode I dynamic fracture toughness of advanced epoxy resins. *Engineering Fracture Mechanics*, 126 :166–177, August 2014. 118

[63] P. Jousset and M. Rachik. Pressure-Dependent Plasticity for Structural Adhesive Constitutive Modeling. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 24(11-12) :1995–2010, January 2010. 47

[64] P. Jousset and M. Rachik. Implementation, identification and validation of an elasto-plastic-damage model for the finite element simulation of structural bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 50 :107–118, 2014. 46, 49

[65] M.S. Kafkalidis and M.D. Thouless. The effects of geometry and material properties on the fracture of single lap-shear joints. *International Journal of Solids and Structures*, 39(17) :4367–4383, August 2002. 119

[66] R. Kahraman, M. Sunar, and B. Yilbas. Influence of adhesive thickness and filler content on the mechanical performance of aluminum single-lap joints bonded with aluminum powder filled epoxy adhesive. *Journal of Materials Processing Technology*, 205(1–3) :183–189, August 2008. 17

[67] E.G. Koricho, E. Verna, G. Belingardi, B. Martorana, and V. Brunella. Parametric study of hot-melt adhesive under accelerated ageing for automotive applications. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 68 :169–181, July 2016. 14, 23

[68] F. Lauro, B. Bennani, P. Croix, and J. Oudin. Identification of the damage parameters for anisotropic materials by inverse technique : application to an aluminium. *Journal of Materials Processing Technology*, 118(1–3) :472–477, December 2001. 48

[69] F. Lauro, B. Bennani, P. Drazetic, J. Oudin, and X. Ni. Ductile damage and fracture finite element modelling of elasto-viscoplastic voided materials. *Computational Materials Science*, 7(3) :295–307, January 1997. 48

[70] F. Lauro, B. Bennani, D. Morin, and A. Epee. The $SE\dot{E}$ method for determination of behavior laws for strain rate dependent material : application to polymer material. *International Journal of Impact Engineering*, 37(6) :715–722, 2010. 24, 35

[71] J Lemaitre, J.L. Chaboche, A Benallal, and R Desmorat. *Mécanique des matériaux solides*. 2016. 48

[72] Y. Li, J.and Yan, T. Zhang, and Z. Liang. Experimental study of adhesively bonded CFRP joints subjected to tensile loads. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 57 :95–104, March 2015. 17

[73] R. Mahnken. Simulation of strength difference coupled to softening in elasto-plasticity for adhesive materials. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 32 :1–14, January 2012. 47, 48

[74] S. Marzi, A. Biel, and U. Stigh. On experimental methods to investigate the effect of layer thickness on the fracture behavior of adhesively bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31(8) :840–850, December 2011. 118, 135

[75] J.C. Maxwell. On the Dynamical Theory of Gases. *Philosophical Transactions of the Royal Society of London*, 157 :49–88, 1867. 44

[76] Michael May, Holger Voß, and Stefan Hiermaier. Predictive modeling of damage and failure in adhesively bonded metallic joints using cohesive interface elements. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 49 :7–17, March 2014. 120, 147

[77] A. Moradi, N. Carrère, D. Leguillon, E. Martin, and J.Y. Cognard. Strength prediction of bonded assemblies using a coupled criterion under elastic assumptions : Effect of material and geometrical parameters. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 47 :73–82, December 2013. 71, 117

[78] D. Morin, B. Bourel, B. Bennani, F. Lauro, and D. Lesueur. A new cohesive element for structural bonding modelling under dynamic loading. *International Journal of Impact Engineering*, 53 :94–105, 2013. 23, 119, 120, 121, 122, 147

[79] D. Morin, G. Haugou, B. Bennani, and F. Lauro. Identification of a new failure criterion for toughened epoxy adhesive. *Engineering Fracture Mechanics*, 77(17) :3481–3500, November 2010. 24, 70, 71, 73

[80] D. Morin, G. Haugou, F. Lauro, B. Bennani, and B. Bourel. Elasto-viscoplasticity Behaviour of a Structural Adhesive Under Compression Loadings at Low, Moderate and High Strain Rates. *Journal of Dynamic Behavior of Materials*, 1(2) :124–135, February 2015. 22, 24

[81] S. Murakami, Y. Sekiguchi, C. Sato, E. Yokoi, and T. Furusawa. Strength of cylindrical butt joints bonded with epoxy adhesives under combined static or high-rate loading. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 67 :86–93, June 2016. 21, 74, 75

[82] R.A. Odi and C.M. Friend. An improved 2d model for bonded composite joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 24(5) :389–405, October 2004. 72

[83] A.M.G. Pinto, A.G. Magalhães, R.D.S.G. Campilho, M.FS. F. de Moura, and A.P.M. Baptista. Single-Lap Joints of Similar and Dissimilar Adherends Bonded with an Acrylic Adhesive. *The Journal of Adhesion*, 85(6) :351–376, May 2009. 120, 121

[84] Z. Qian and A.R. Akisanya. An experimental investigation of failure initiation in bonded joints. *Acta Materialia*, 46(14) :4895–4904, September 1998. 73

[85] S. Rabinowitz, I.M. Ward, and J.S.C. Parry. The effect of hydrostatic pressure on the shear yield behaviour of polymers. *Journal of Materials Science*, 5(1) :29–39, 1970. 46

[86] R. Raghava, R.M. Cadell, and G.S.Y. Yeh. The macroscopic yield behaviour of polymers. *Journal of Materials Science*, 8(2) :225–232, 1973. 52

[87] J. Richeton, G. Schlatter, K. S. Vecchio, Y. Rémond, and S. Ahzi. A unified model for stiffness modulus of amorphous polymers across transition temperatures and strain rates. *Polymer*, 46(19) :8194–8201, September 2005. 44

[88] B.F. Sørensen and T.K. Jacobsen. Determination of cohesive laws by the J integral approach. *Engineering Fracture Mechanics*, 70(14) :1841–1858, September 2003. 121

[89] V. Srivastava, A. Shukla, and V. Parameswaran. Experimental Evaluation of the Dynamic Shear Strength of Adhesive-Bonded Lap Joints. *Experimental Evaluation of the Dynamic Shear Strength of Adhesive-Bonded Lap Joints*, 2000. 19

[90] G. Stamoulis, N. Carrere, J.Y. Cognard, P. Davies, and C. Badulescu. On the experimental mixed-mode failure of adhesively bonded metallic joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 51 :148–158, June 2014. 117, 135, 141

[91] A. Taib, R. Boukhili, and S. Achiou. Bonded joints with composite adherends. part ii. finite element analysis of joggle lap joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 26(4) :237–248, 2006. 46

[92] L. Tam and D. Lau. Moisture effect on the mechanical and interfacial properties of epoxy-bonded material system : An atomistic and experimental investigation. *Polymer*, 57 :132–142, January 2015. 14

[93] A. Towse, R.G.H. Davies, A.B. Clarke, M.R. Wisnom, R.D. Adams, and K.D. Potter. The design and analysis of high load intensity adhesively bonded double lap joints. pages 479–488, 1997. 72

[94] T Wierzbicki and Xue L. On the effect of the third invariant of the stress devitor on ductile fracture. *Impact and crashworthiness*, 136, 2005. 71

[95] D. Xie and A.M. Waas. Discrete cohesive zone model for mixed-mode fracture using finite element analysis. *Engineering Fracture Mechanics*, 73(13) :1783–1796, September 2006. 119

[96] T. Yokoyama and K. Nakai. Determination of the impact tensile strength of structural adhesive butt joints with a modified split Hopkinson pressure bar. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 56 :13–23, January 2015. 21

[97] M. You, Z. Yan, X Zheng, H. Yu, and Z. Li. A numerical and experimental study of gap length on adhesively bonded aluminum double-lap joint. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27(8) :696–702, December 2007. 17

[98] X. Zhao, R.D. Adams, and L F.M. da Silva. Single Lap Joints with Rounded Adherend Corners : Experimental Results and Strength Prediction. *Journal of Adhesion Science and Technology*, 25(8) :837–856, January 2011. 71, 72

[99] R.K.P. Zia, Edward F., Redish, and Susan R. McKay. Making sense of the legendre transform. 2007. 50

Annexe A

Étude expérimentale du Rivset

.

A.1 Objet de l'étude

Cette annexe décrit la campagne d'essais réalisée afin de caractériser la tenue mécanique des assemblages "Rivset". L'étude portera sur le comportement ainsi que la rupture de l'assemblage.

A.1.1 Description du procédé

La tendance croissante à l'utilisation d'aciers galvanisés, pré-laqués, d'aluminiums et de plastiques a amené l'industrie à repenser ses techniques d'assemblages. Dans le secteur de la tôlerie, le rivet auto-perforant "Rivset" est très prometteur et constitue une alternative très sérieuse aux méthodes d'assemblages traditionnelles telles que le soudage. Il permet notamment l'assemblage de matériaux de natures et d'épaisseurs différentes.

Ce procédé consiste à faire pénétrer un rivet creux par poinçonnage d'une première épaisseur de matière (pièce supérieure). La base du rivet s'évase ensuite dans l'épaisseur inférieure, sans toutefois la perforer, grâce à une reprise de l'effort par la matrice (Figure A.1).

A.1.2 Les différentes configurations

Cette technique d'assemblage est ici testée sur différents couples de matériaux métallique/composites. Le composite constitue la partie perforée (pièce supérieure) alors que le métallique constitue la partie évasée (pièce inférieure). Le tableau A.1 liste les différentes combinaisons de matériaux étudiées.

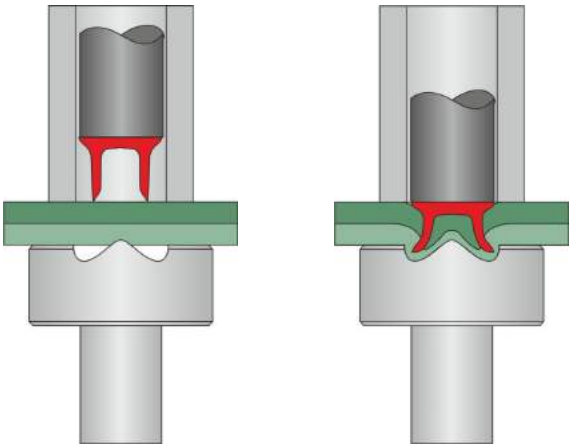


FIGURE A.1 – Procédé d'assemblage par RIVSET

	Partie métallique	*Partie composite*
Combinaison 1	Aluminium 5182-O	PA66
Combinaison 2	Aluminium 5182-O	Prépeg epoxy
Combinaison 3	Aluminium 5182-O	SMC-C (coupé)
Combinaison 4	Aluminium 5182-O	SMC-T (tissé)

TABLEAU A.1 – Combinaison multimatériaux étudiées

A.2 Protocole expérimental

A.2.1 Dispositif expérimental

Un nouveau dispositif expérimental a été conçu de manière à pouvoir analyser la tenue mécanique de tels assemblages sous différents angles de chargement. Ce dispositif, inspiré du montage Arcan, est conçu pour être soumis à des sollicitations dynamiques sur vérin dynamique. La spécificité du dispositif relève de sa faible masse lui permettant d'atteindre des vitesses de sollicitations supérieures à 100 mm/s. Trois montages spécifiques (figure A.2), chacun correspondant à un angle de chargement, sont ici étudiés : 0°(traction), 90°(cisaillement), 45°(mixte).

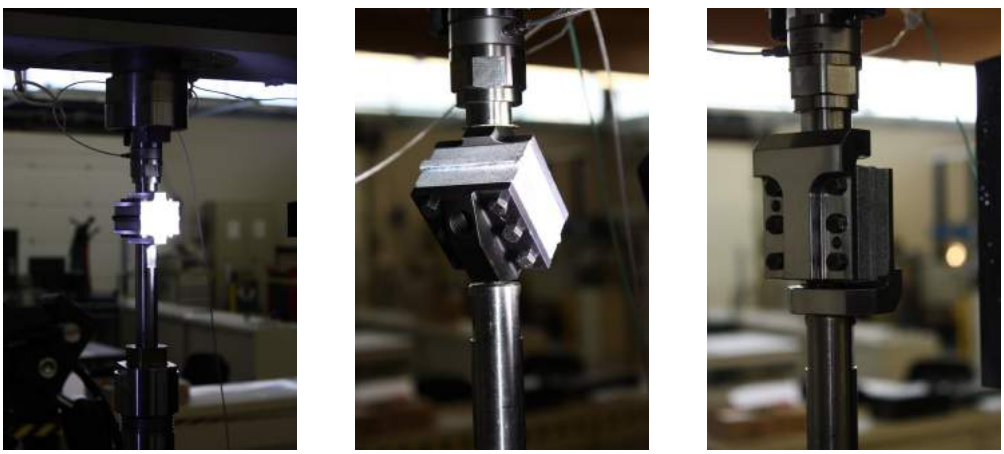


FIGURE A.2 – Dispositif ARCAN-RIVSET

L'assemblage à caractériser, de forme carrée (50 mm x 50 mm)(figure A.3), est au centre du dispositif (figure A.2). Il est fixé aux parties haute et basse du dispositif Arcan par l'intermédiaire d'une platine épaisse en aluminium. La fixation de l'assemblage sur cette platine se fait par collage (figure A.4) alors que la fixation de la platine sur le montage Arcan se fait par vissage. Les platines sont percées (∅=20mm) de manière à laisser "libre" la zone centrale de l'assemblage autour du Rivset.



FIGURE A.3 – Coupons de matières assemblés par Bollhoff

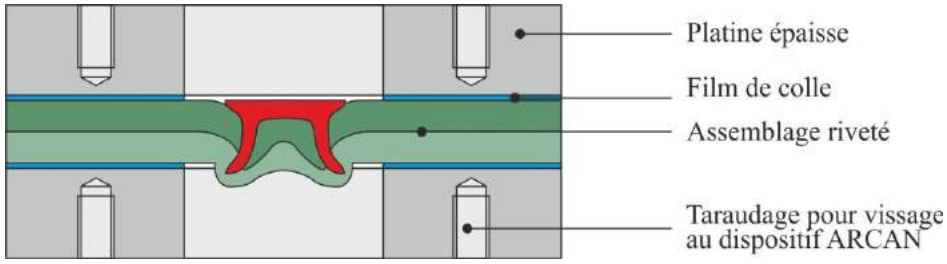


FIGURE A.4 – Collage des platines sur l'assemblage riveté

La procédure de collage de l'assemblage sur les platines intermédiaires est la suivante :

1. Les coupons de matière (carrés 50 mm x 50 mm) sont assemblés par rivetage. Cette étape a été réalisée par la société Bollhoff (figure A.3).
2. Une platine épaisse est collé sur chacune des deux faces de l'assemblage. Un montage spécifique (figure A.5) permet d'assurer le centrage des deux platines avec l'axe du rivet, mais aussi de respecter une épaisseur de colle uniforme (0.3 mm). La colle utilisée est une colle epoxy monocomposante (Betamate 1822) dont la polymérisation se faite suivant un cycle de température de 20 minutes à 200°C.
3. Le bloc composé de l'"assemblage + platine" est vissé aux parties haute et basse du montage Arcan.
4. L'ensemble du montage est disposé sur le vérin dynamique. La partie haute est fixée sur la traverse fixe de la machine, la partie basse sur la tige mobile du vérin.

A.2.2 Moyens d'essais

L'ensemble des éprouvettes de caractérisation de traction en dynamique a été sollicité au moyen d'une machine hydraulique rapide de capacité 65 kN pour des vitesses

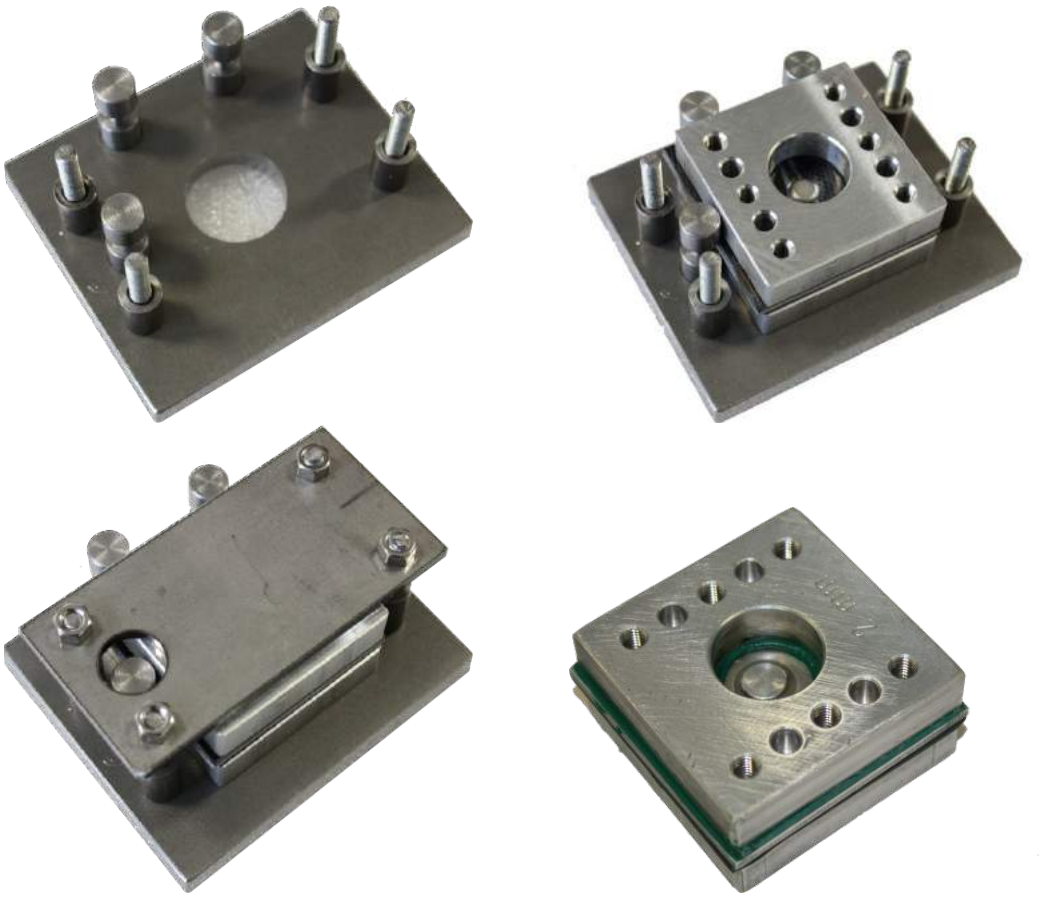


FIGURE A.5 – Procédure de collage des coupons sur les platines intermédiaire

de 1 mm/s, et 100 mm/s. Une cellule d'effort piézoélectrique montée sur la traverse (capacité : 30 kN) assure la mesure de l'effort courant pour différentes gammes étalonnées, de 5, 10, 25, 50 et 100 kN.

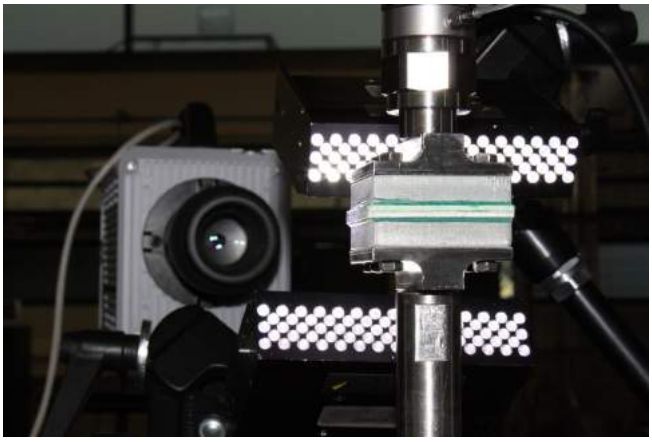


FIGURE A.6 – Vue d'ensemble des essais avec corrélation d'image en dynamique

Le chargement de l'échantillon par un système de coulisseau assure le rattrapage de la mise en vitesse du piston. Les déplacements sont mesurés sur les platines, de part et d'autre de l'assemblage, à l'aide de la corrélation d'image $VIC2D©$. Un moucheti

de peinture noire sur fond blanc est réalisé sur chaque platine, et ce juste avant l'essai (moins de 5 minutes) pour éviter que la peinture ne sèche est qu'un "effet de peau" ne perturbe la mesure. Les images sont obtenues par une caméra dynamique Photron APX RS 3000 avec une cadence par défaut de 3000 images/secondes au format 1024/1024.

Le déplacement relatif δ entre les platines inférieure et supérieure du joint de colle est mesuré par corrélation d'image. Nous supposons ici que les substrats sont suffisamment rigides (comparé à la colle) pour pouvoir négliger leur déformation au cours de l'essai. L'analyse par corrélation d'image nécessite la définition d'une "région d'étude" (ROI : Region Of Interest), à l'intérieur de laquelle est obtenue la mesure (figure A.7). Pour chaque substrat, le déplacement est alors mesuré en plusieurs points, de manière à pouvoir calculer un déplacement moyen. Ces points de mesures sont ici disposés le long d'une ligne parallèle à l'assemblage.

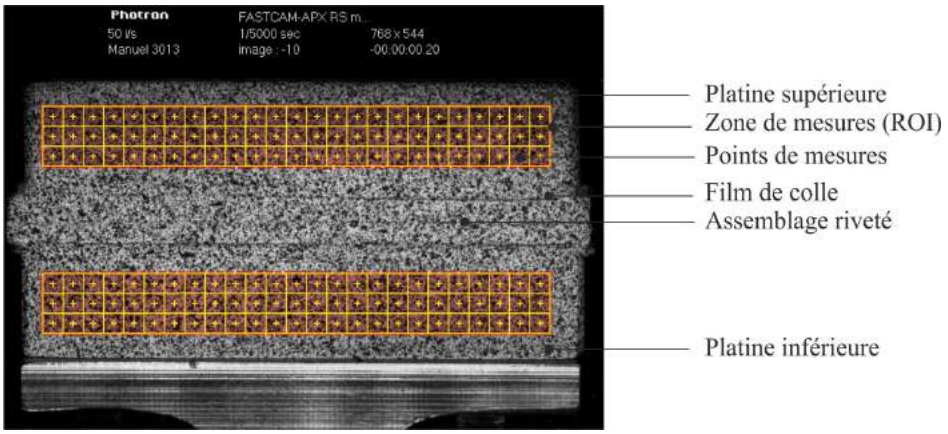


FIGURE A.7 – Zone observable et régions d'étude pour la corrélation d'image

A.2.3 Résultats

De par la configuration du montage d'essai utilisé, deux principales difficultés ont été constatés sur les essais de cisaillement. Pour ce type de chargement, la course du vérin est limitée pour éviter que le rivet n'entre en contact avec la platine épaisse (figure A.8a). En effet, lors de la désolidarisation du rivset, celui-ci se loge entre les deux substrats, provoquant un écartement du dispositif (figure A.8b). Un écartement trop important peut être dommageable pour les tiges du vérin dynamique. Pour pallier ces deux problèmes, les essais été interrompus dès lors que l'effort mesuré a atteint sa valeur "plateau". Nous noterons toutefois que cette interruption est sans conséquence notable sur l'essai puisque celle-ci apparait bien après le pic d'effort maximal mesuré. Cette pratique limite toutefois la vitesse de sollicitation de ces essais en cisaillement, excluant de facto des vitesses trop élevées.

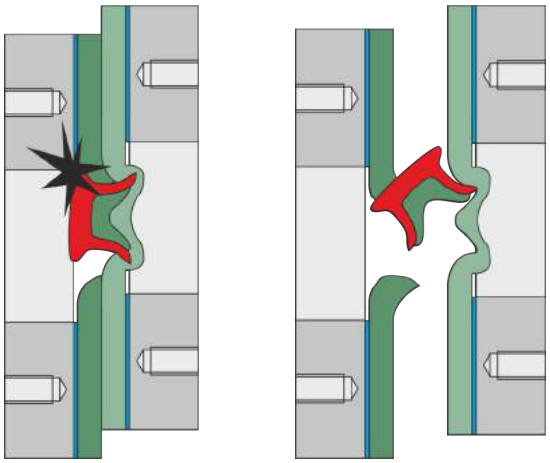


FIGURE A.8 – Problémes rencontrés en essais de cisaillement

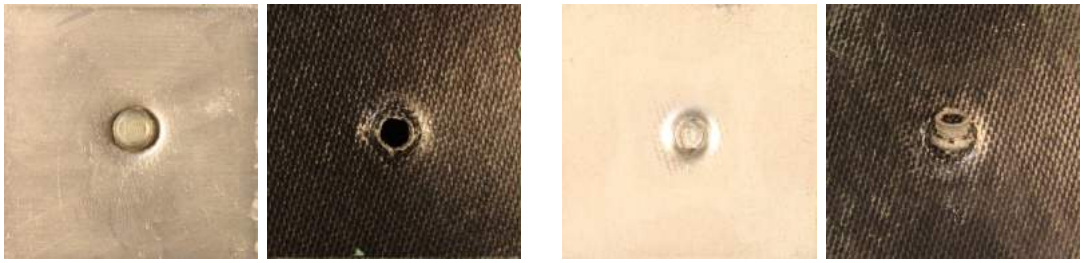
A.2.3.1 Faciès de rupture

L'ensemble des ruptures observées font suite à un déboutonnage du rivset. On distingue toutefois deux types de déboutonnages suivant que celui-ci apparait dans la tête (coté composite) ou à la base du rivset (coté aluminium). Pour les composites à haute limite à rupture tel que l'époxy (ou dans une moindre mesure le PA66) le deboutonnage apparait sur le substrat métalique (Aluminium). A contrario sur les composites à limite à rupture plus basse tel que le SMC (coupé ou tissé), il apparait dans le substrat composite. Une éjection du rivset, traduisant un déboutonnage simultané sur les deux faces, apparait principalement sur le PA66. A noter que le déboutonnage coté composite s'accompagne d'un effort à rupture plus faible, ainsi que d'un endommagement progressif de l'assemblage. A l'inverse, le déboutonnage de l'aluminium s'accompagne d'une chute d'effort très nette. En cisaillement, un plateau d'effort peut être observé, ce qui traduit un déchirement "en longueur" du composite par le rivset.

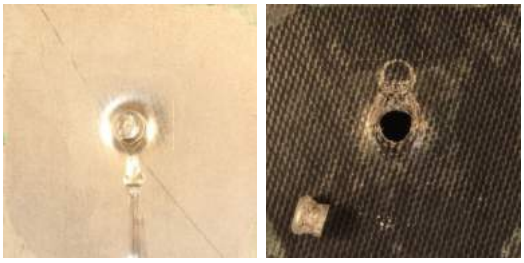
A.2.3.2 Courbe effort/déplacement

Suivant les configurations, les essais ont été répétés 2 ou 3 fois. Quel que soit l'angle de chargement, la dispersion constatée sur les sollicitations d'assemblage de PA66 ou d'epoxy sont extrêmement faible. La répétabilité est toutefois légèrement dégradée (tout en restant acceptable) sur les assemblages de SMC, notamment sur la version "Tissé".

Alors que la montée en effort traduit en grande partie la rigidité des substrats assemblés, la chute d'effort traduit le mode de rupture de l'assemblage.



(a) Traction (b) Traction/cisaillement



(c) Cisaillement

FIGURE A.9 – PA66



(a) Traction (b) Traction/cisaillement

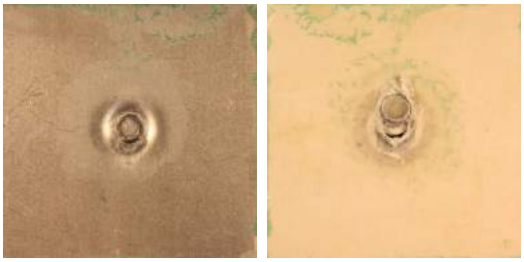


(c) Cisaillement

FIGURE A.10 – Prépeg epoxy

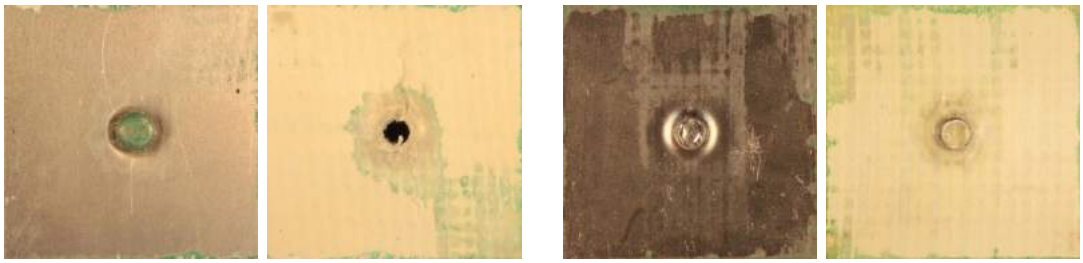


(a) Traction (b) Traction/cisaillement

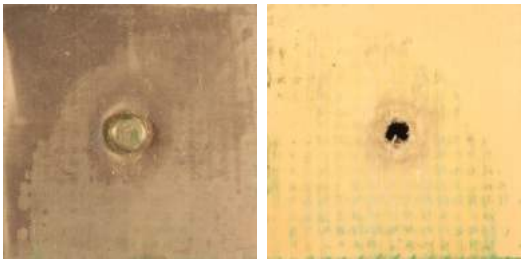


(c) Cisaillement

FIGURE A.11 – SMC coupé

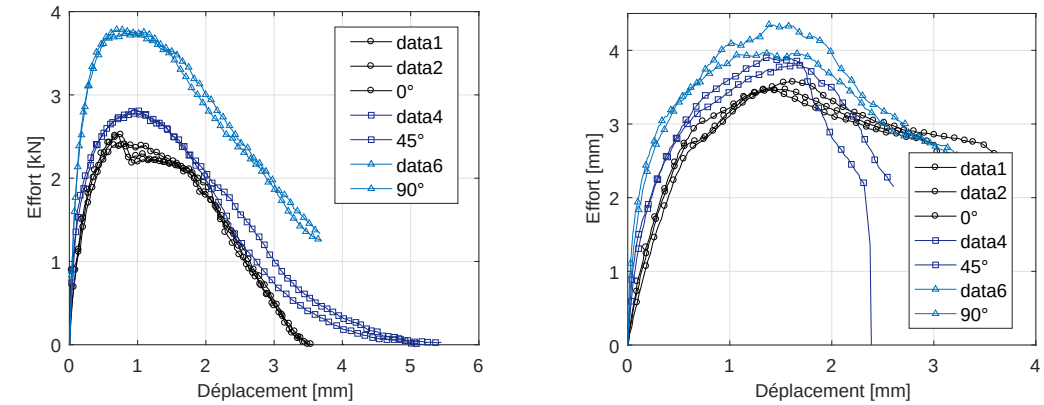


(a) Traction (b) Cisaillement

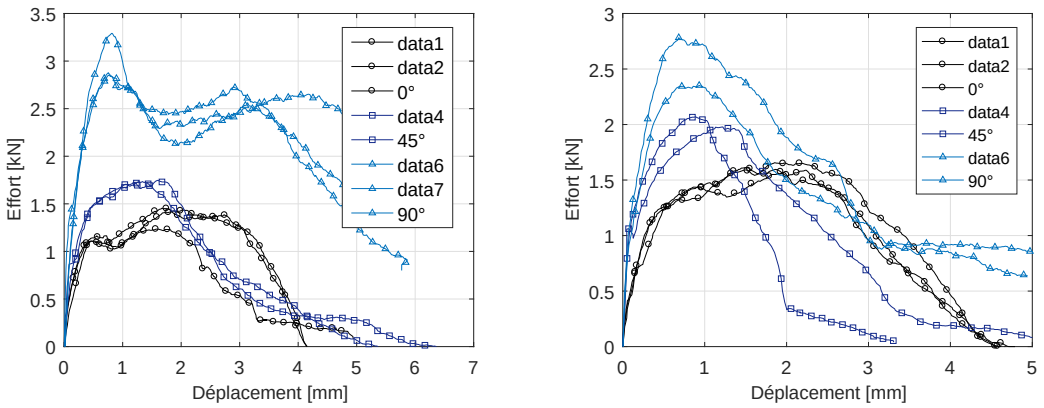


(c) Cisaillement

FIGURE A.12 – SMC tissé



(a) PA66 (b) Prépeg époxy



(c) SMC coupé (d) SMC tissé

FIGURE A.13 – Courbes effort-déplacement

A.2.3.3 Enveloppe de rupture

En relevant l'effort maximal de chaque essai, une enveloppe d'effort à rupture peut être établie dans le plan FN(Effort normal)/FT(Effort tranchant). La figure A.14 illustre cette enveloppe pour chacune des quatre combinaisons d'assemblages. A noter que chaque point de l'enveloppe correspond ici à la moyenne des valeurs d'effort mesurées.

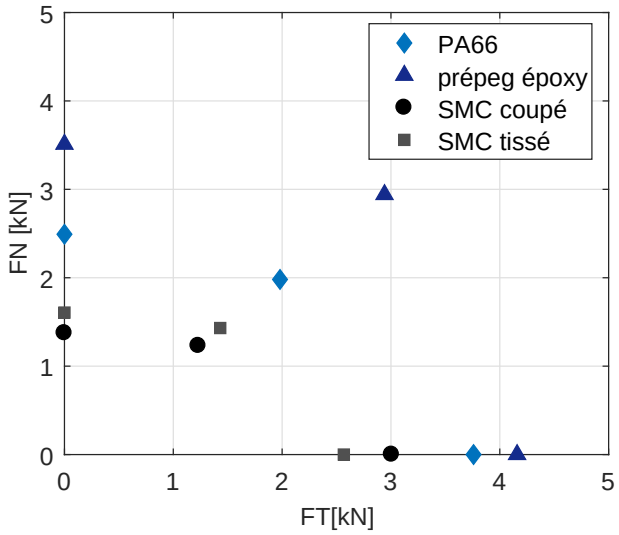


FIGURE A.14 – Enveloppe à rupture (Effort maximale)

Cette représentation montre clairement le lien entre la résistance mécanique de l'assemblage et la limite à rupture du matériau composite utilisé (cf tableau 1 de l'introduction).

A.2.4 Influence de la vitesse

L'effet de la vitesse a été testé sur une seule configuration d'assemblage (PA66-aluminium) et un seul angle de chargement (0°). Les courbes d'effort/déplacement de la figure A.15 comparent les résultats ainsi obtenu aux vitesses de 1 mm/s et 100 mm/s.

Sur cette configuration, aucune sensibilité à la vitesse ne semble se révéler. Une dispersion plus importante est néanmoins observée sur les hautes vitesses. De même, la mesure de l'effort est perturbée pour ces vitesses. Ceci s'explique par la vibration du dispositif expérimentale (de masse réduite, mais non négligeable).

Cette indépendance à la vitesse de sollicitation est par ailleurs corroborée par les essais menés en quasi-statique par le laboratoire LBMS (Ensta-Bretagne). Les enveloppes de ruptures obtenues à 10 mm/min (0.16 mm/s) sont très proches de celles obtenues ici à 1 mm/s (figure A.16). Les faibles écarts observés sur certaines configu-

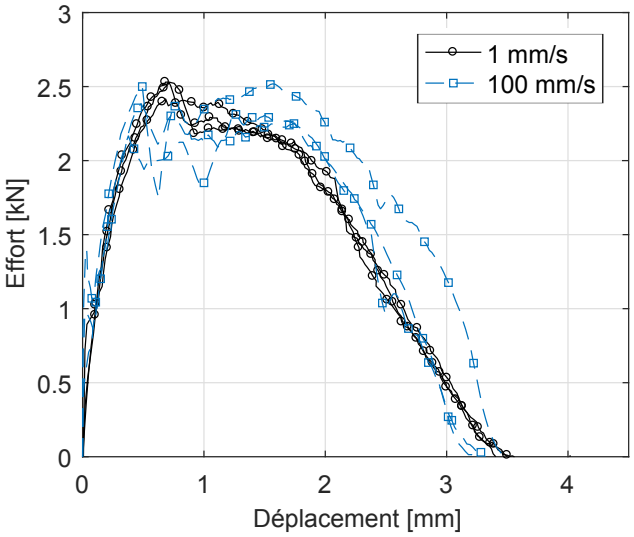


FIGURE A.15 – Influence de la vitesse de sollicitation (PA66)

rations peuvent toutefois être expliqués à une différences de conception du dispositif expérimental (dimension du trou débouchant sur la platine épaisse, tailles de coupons de matière différentes).

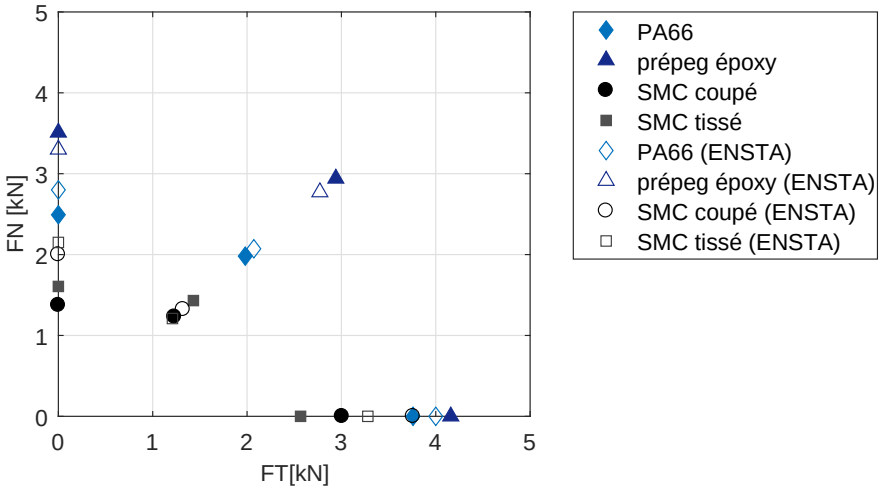


FIGURE A.16 – Comparaison de l'enveloppe quasi-statique du LBMS ENSTA et de l'enveloppe dynamique du LAMIH

A.2.5 Conclusion

Cette étude expérimentale menée sous différentes configurations d'assemblages rivetés métallique/composite a conduit à l'identification d'une enveloppe de rupture (exprimée en effort normal-tangentiel). Un nouveau dispositif expérimental a pour cela été conçu de manière à solliciter l'assemblage sous différents angles de chargement et sous des vitesses de chargement dynamique (1 mm/s-100 mm/s). Ce dispositif a révélé une

bonne efficacité conduisant à une bonne répétabilité des essais.

Les résultats montrent que la tenue des assemblages rivetés est directement liée à la nature du matériau composite et au mode de déboutonnage associé. Sur la configuration d'assemblage testée (Assemblage Aluminium-PA66) aucun effet vitesse n'a été mis en évidence. Ceci a été conforté par une comparaison des enveloppes à ruptures obtenues par le LBMS à une vitesse quasi-statique (10 mm/min) sur cette même configuration. Toutefois, le comportement de l'assemblage dépend fortement de la nature des matériaux en vis-à-vis. Ainsi une étude plus poussée pourrait être menée pour vérifier que la viscoélasticité du composite n'intervienne pas sur le comportement global de l'assemblage.

Annexe B

Pré-étude simple recouvrement

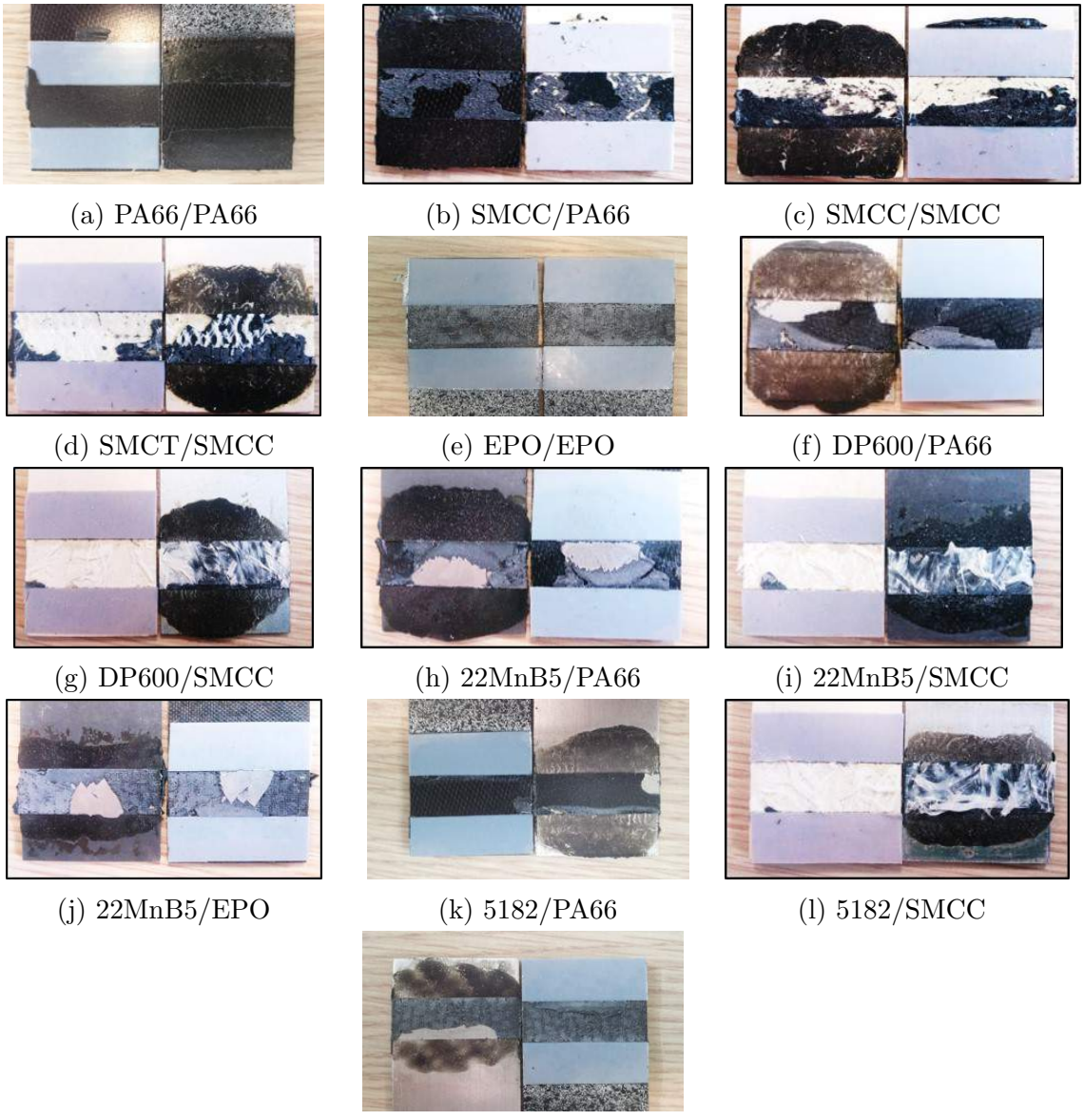
Une pré-étude est menée avec l'ensemble des matériaux du projet afin d'en comparer les performances. Cette pré-étude permet notamment de mettre en évidence les difficultés liées soit à la rupture au sein du substrat soit à des difficultés d'adhésion.

Les conditions de collages sont identiques à celles présentées dans le chapitre 3 (section 3.5.1). Ces essais sont réalisés sur une machine de traction conventionnelle (SYNTECH) pour une vitesse de sollicitation imposée de 1 mm/min. La mesure de l'effort est effectuée avec un capteur de 30 kN et le déplacement est obtenu par le déplacement de la traverse.

Le tableau B.1 regroupe l'ensemble de ces configurations et le type de rupture observé après rupture pour les deux adhésifs. Les figures B.1 et B.2 montrent l'ensemble des faciès observés après rupture pour chaque configuration.

Type	Désignation	Sika power 498	Betamate 1822
Composite/Composite	PA66/PA66	Adhésive	Cohésive
	SMCC/PA66	Adhésive	Delaminage
	SMCC/SMCC	Delaminage	Delaminage
	SMCT/SMCC	Delaminage	Delaminage
	EPO/EPO	Cohésive	Cohésive
Composite/Métaux	DP600/PA66	Adhesive	Cohésive
	DP600/SMCC	Delaminage	Delaminage
	22MnB5/PA66	couche 22MnB5	couche 22MnB5
	22MnB5/SMCC	Delaminage	Delaminage
	22MnB5/EPO	couche 22MnB5	Cohésive
	5182/PA66	Adhesive	Cohésive
	5182/SMCC	Delaminage	Delaminage
	5182/EPO	Cohésive	Cohésive

Tableau B.1 – Faciès de rupture observés pour chaque configuration matériaux



(a) PA66/PA66 (b) SMCC/PA66 (c) SMCC/SMCC

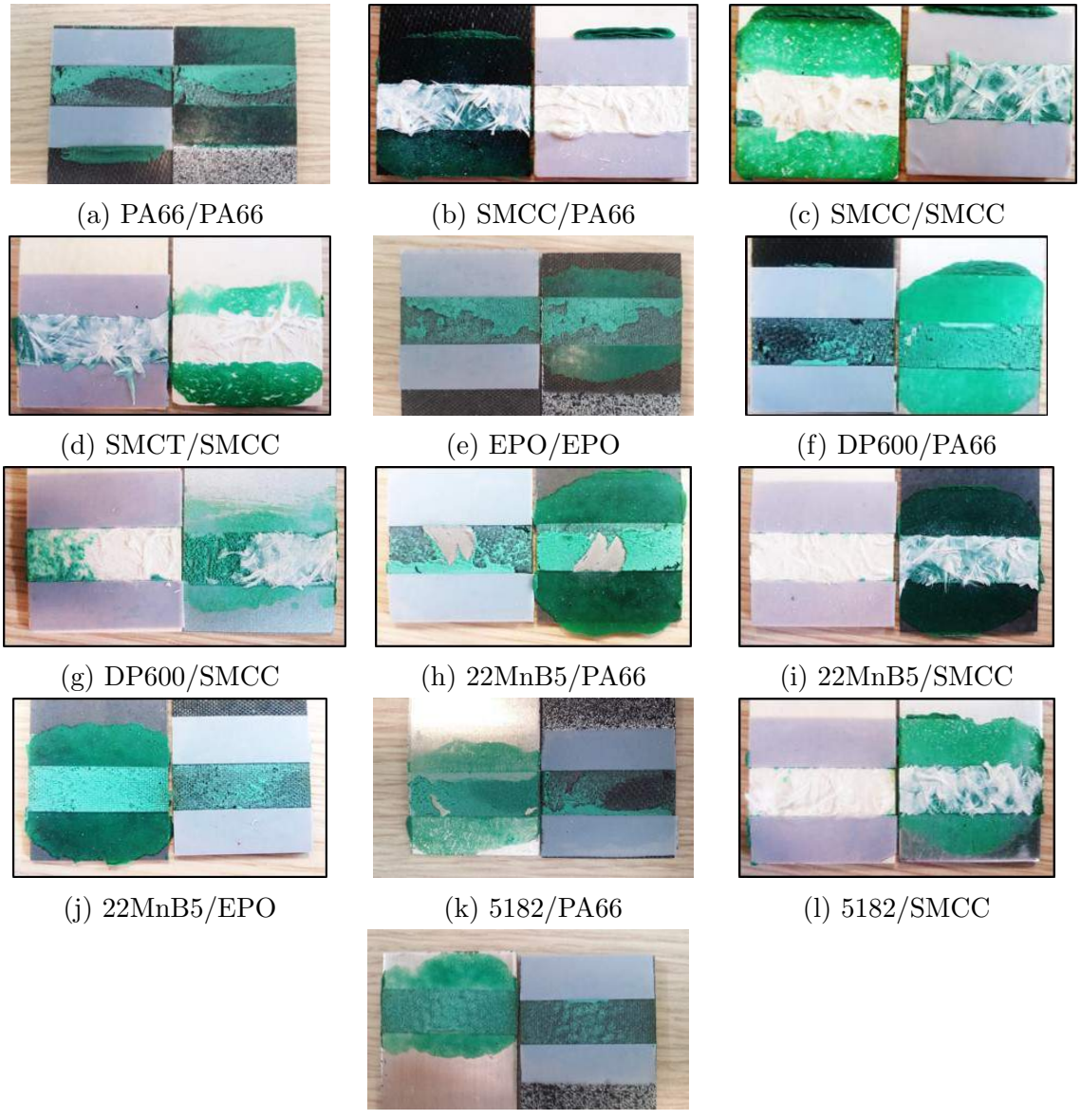
(d) SMCT/SMCC (e) EPO/EPO (f) DP600/PA66

(g) DP600/SMCC (h) 22MnB5/PA66 (i) 22MnB5/SMCC

(j) 22MnB5/EPO (k) 5182/PA66 (l) 5182/SMCC

(m) 5182/EPO

FIGURE B.1 – Faciès de rupture des essais simple recouvrement (Sika power 498)



(a) PA66/PA66 (b) SMCC/PA66 (c) SMCC/SMCC

(d) SMCT/SMCC (e) EPO/EPO (f) DP600/PA66

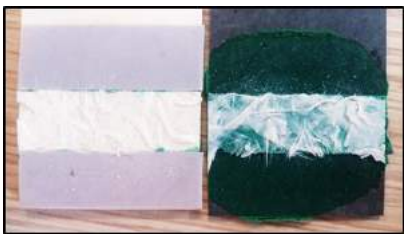
(g) DP600/SMCC (h) 22MnB5/PA66 (i) 22MnB5/SMCC

(j) 22MnB5/EPO (k) 5182/PA66 (l) 5182/SMCC

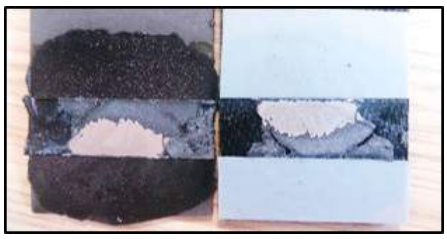
(m) 5182/EPO

FIGURE B.2 – Faciès de rupture des essais simple recouvrement (Betamate 1822)

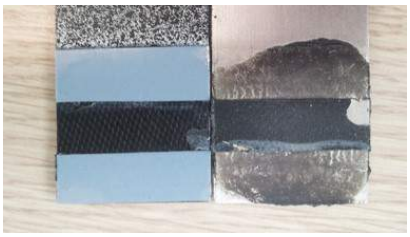
Les figures B.3 montrent les différents types de ruptures observés durant cette campagne. En conclusion, on observe que l'obtention d'une rupture cohésive n'est pas évidente. Pour les matériaux de type SMC (figure B.3a), l'ensemble des essais montrent une rupture du composite en surface. En effet, la première couche de composite est arrachée avant que la colle ne rompe. Pour les matériaux 22MnB5, une rupture du revêtement du matériau est observée (figure B.3b). Pour finir, on observe des difficultés d'adhésion de la Sika power 498 sur le PA66 (figure B.3c). Le reste des configurations présente une rupture cohésive (figure B.3d).



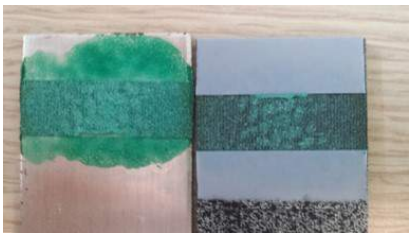
(a) Rupture du composite (22MnB5/SMCC, Betamate 1822)



(b) Rupture revêtement 22MnB5 (22MnB5/PA66, Sika power 498)



(c) Rupture adhésive (Aluminium/PA66, Sika power 498)



(d) Rupture cohésive (Aluminium/epoxy, Betamate 1822)

FIGURE B.3 – Les différents types de ruptures observés

Résumé

Les matériaux composites sont depuis plusieurs décennies un domaine d'innovation dans le contexte de l'allégement des structures. Néanmoins, ils subsistent encore certains points d'amélioration concernant l'assemblage de ceux-ci entre eux ou sur des pièces métalliques. Le collage dit « structural » est alors une technologie incontournable pour l'assemblage de structure multi-matériaux. L'intégration du collage dans le processus de développement et de dimensionnement des structures requiert l'utilisation de modèles numériques adaptés ainsi qu'une approche de caractérisation fiable. De plus, dans le domaine du crash (code explicite), le modèle doit être compatible avec les contraintes de temps de calcul. Ces travaux de thèse proposent de définir une démarche de caractérisation et de modélisation des assemblages par collage soumis à des sollicitations dynamiques. L'objectif final est de proposer un modèle capable de simuler des structures sous sollicitations de types crash. Pour cela, un modèle phénoménologique (modèle à l'échelle mésoscopique) est caractérisé à l'aide d'essai de type bulk. Ce modèle permet une description fine du champ mécanique au sein d'un assemblage. Ce modèle combiné avec des essais réalisés sur un dispositif de type Arcan spécialement adapté pour des sollicitations dynamiques permet une identification d'un critère de rupture intrinsèque. À l'aide de ce modèle et du critère de rupture, un élément cohésif (modèle à l'échelle macroscopique) compatible avec les contraintes de temps de calcul est identifié. Finalement, ce modèle est validé par des essais dynamiques de sous-structure multi-matériaux.

Abstract

Since few decades, composite material is an innovative field for the reduction of structure weight. However, assemblies of composite together or with metallic part are still a challenging point. Structural bonding is an unavoidable technology for the assemblies of multi-materials structures. Within the development and dimensioning procedure, the use of bonding requires the definition of numerical models and characterization methods. Furthermore, in crashworthiness (explicit code), models must be in agreement of time calculation limitations. The present work propose to define a modelling and characterisation approach for bonding assemblies under dynamic loading. The final aim is to provide a model able to modelling multi-materials structure under crash loading. For it, a characterisation of a phenomenological model (mesoscopic scale) is proposed. This model allow a fine description of the mechanical field in the bonded joint. With test carried out with an Arcan test device specially developed for dynamic loading, the mesoscopic model is used for the identification of an intrinsic failure criteria. Using mesoscopic model and the intrinsic failure criteria, a cohesive model (macroscopic model) in agreement of time calculation limitations is identified. Finally, this model is validated through dynamic tests on multi-materials substructures.