HAL
open science

Optimisation des efforts dans un ancrage courbe collé acier/composites

Haysam Chafi

To cite this version:

Haysam Chafi. Optimisation des efforts dans un ancrage courbe collé acier/composites. Matériaux. Université Paris-Est, 2017. Français. NNT : 2017PESC1221 . tel-01764926

HAL Id: tel-01764926

https://pastel.hal.science/tel-01764926v1

Submitted on 12 Apr 2018

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

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

UNIVERSITÉ PARIS-EST

ECOLE DOCTORALE SCIENCE INGÉNIERIE ET ENVIRONNEMENT

THÈSE

présentée pour l'obtention du diplôme de

DOCTEUR

DE

L'UNIVERSITÉ PARIS-EST

Spécialité : *Structures et Matériaux*

par

Haysam CHAFI

Sujet de la thèse :

Optimisation des efforts dans un ancrage courbe collé acier/composite

Thèse soutenue le 14 Décembre 2017 devant le jury composé de :

Président et Examinateur :	**Fadi GEARA**
Examinateur :	**Sylvain CHATAIGNER**
Rapporteurs :	**Oualid LIMAM**
	Wassim RAPHAEL
Directeur de thèse :	**Gilles FORET**

A ma Mère, A mon Père,
A la plus belle femme et âme Jihane,
A ma Soeur, A mes Frères,
A tous ceux qui me sont chers.
Je tiens à vous témoigner
mon Amour, et mon Affection !

"*All growth depends upon activity.*
There is no development physically or intellectually without effort,
and effort means work!"
- Calvin Coolidge

"*Success is no accident.*
It is hard work, perseverance, learning, studying, sacrifice and most of all,
love of what you are doing or learning to do."
- Pele

"*I've not found! one single mutual fund, one single real estate investment,*
any gold, silver or anything else that has given me higher returns than :
me investing in myself."
- Patrick Bet-David

Remerciements

Ce travail a été mené dans le cadre d'une collaboration entre l'École Nationale des Ponts et Chaussées et le CNRS libanais, et il est naturel de remercier à la fin de ce travail tous ceux qui ont, d'une façon ou d'une autre, contribué à le rendre possible. Un grand merci aux personnes qui ont cru en moi et qui m'ont permis d'arriver au bout de cette thèse !

En premier lieu, je tiens à remercier vivement mon directeur de thèse, M. Gilles Foret, pour la confiance qu'il m'a témoignée en acceptant la direction scientifique de mon travail. Je lui suis reconnaissant de m'avoir fait bénéficier tout au long de ce travail de sa grande compétence, de sa rigueur intellectuelle, de son dynamisme, et de son efficacité certaine que je n'oublierai jamais. J'aimerais également lui dire à quel point j'ai apprécié sa grande disponibilité, sa patience, et ses qualités humaines d'écoute et de compréhension tout au long de ce travail doctoral.

Je voudrais également exprimer ma gratitude et mes chaleureux remerciements à M. Sylvain Chataigner pour sa patience, son orientation, et son soutien qui m'ont été précieux afin de mener ce travail à bon port. Je lui remercie aussi pour la confiance qu'il m'a accordée pendant son encadrement de ce travail.

J'exprime tous mes remerciements à l'ensemble des membres de mon jury : Tout d'abord, un grand merci au président du jury M. Fadi Géara pour son encadrement et soutien moral ininterrompu. Je le remercie également pour son accueil chaleureux à chaque fois que j'ai sollicité son aide, ainsi que pour ses multiples encouragements depuis que j'étais en mastère à l'ESIB.

De même, je suis particulièrement reconnaissant envers mon ancien cher professeur M. Wassim Raphael pour l'honneur qu'il m'a fait en participant à mon jury de thèse en qualité de rapporteur de mon travail, pour le temps consacré à la lecture de cette thèse, et pour les suggestions et les remarques judicieuses qu'il m'a données.

Je sais infiniment gré à M. Oualid Limam de s'être rendu disponible pour la soutenance, et d'avoir accepté la fonction de rapporteur. C'est un honneur de le compter parmi les membres de mon jury.

Ces remerciements seraient incomplets si je n'en adressais pas à l'ensemble des membres du Laboratoire Navier, à mes collègues, et surtout à son directeur M. Karam Sab à qui j'offre ma gratitude, et je le remercie de m'avoir permis de pousser ce travail jusqu'au bout, aussi pour ses nombreux conseils tout le long de ma thèse.

Mes vifs remerciements à mes amis qui m'ont accompagné le long de ce parcours et soutenu durant les périodes les plus difficiles. Merci à Hala Fawaz, Jihad Fahes, Lina Bouhaya, Fernanda Gomes, Mathieu Rivallain, Rani Abdallah, et Josette Hajjar. Vous êtes pour moi non seulement des amis, mais surtout des frères et des sœurs.

Finalement je remercie mes parents, ma sœur Abir et mes frères Hassan et Mohamad qui

tiennent tous une place immense dans mon cœur. Ils m'ont toujours soutenu, encouragé et aidé. Ils ont toujours été là pour moi. Sachez que je vous serai toujours reconnaissant !

A ma famille élargie, merci Hassane Fakih, merci ma deuxième sœur Rola Fakih, vous m'avez toujours soutenu. Vous êtes très chers pour moi !

A une personne unique au monde, je remercie ma fiancée, mon amour Jihane Fakih, pour son support, son écoute, et surtout son amour qui m'a été essentiel durant ces années. Sans toi, je n'aurai pas pu arriver jusqu'au bout. Mon amour pour toi est sans limite !

A vous tous,
Haysam

Résumé

Les matériaux composites connaissent un intérêt croissant dans la majorité des secteurs de l'industrie en raison de leur faible poids propre et de leurs propriétés physico-chimiques intéressantes. Cependant, l'utilisation de ces matériaux a nécessité de conduire en parallèle des réflexions sur leur assemblage avec d'autres matériaux qui a donné naissance au développement de la technologie d'assemblage par collage structural. Cette technique qui permet de pouvoir assembler des matériaux de nature différente en limitant par exemple l'augmentation du poids propre de la structure n'est pas encore totalement maîtrisée. Pour cela, des développements sur la qualification des efforts d'adhésion ou sur la compréhension de la durabilité sont encore nécessaires.

Cette thèse aborde la problématique de l'optimisation des assemblages collés et vise en particulier à étudier de manière plus précise l'utilisation de la courbure afin d'optimiser le transfert des efforts au sein du joint de colle.

Deux types de colle, présentant l'une un comportement élastique fragile et l'autre un comportement élastoplastique ont été étudiés dans ce travail sur les différents volets analytique, numérique, et, expérimental. Il s'est avéré que la plasticité de l'adhésif semble améliorer la capacité de résistance du joint collé et sera alors un paramètre essentiel dans leur optimisation.

Une étude de la géométrie courbe des joints collés acier/composite a été ensuite menée et il ressort de cette étude que cette géométrie est efficace pour augmenter la résistance d'un joint collé à la rupture. De plus, afin d'approfondir les connaissances sur le comportement mécanique du joint collé courbe, et en absence d'étude bibliographique suffisante sur ce type de collage, nous avons ensuite eu recours à la modélisation par la méthode des zones cohésives pour pouvoir aussi valider l'atout de la géométrie courbe par rapport à la géométrie plane.

Ce travail s'est enfin intéressé à la durabilité mécanique de cette solution en abordant la thématique de la fatigue ; même si des investigations supplémentaires seront nécessaires, nous avons d'ores et déjà constaté que l'optimisation du joint par l'utilisation d'une colle élastoplastique et une géométrie courbe permet d'améliorer le comportement en fatigue de l'assemblage collé.

Mots clefs : Collage, Matériaux composites, Joint courbe.

Abstract

Composite materials are gaining increasing interest in most of the industry sectors due to their low self-weight and their interesting physico-chemical properties. However, the use of these materials called for parallel reflections on their assembly with other materials which gave rise to the development of the structural bonding technology. This technique which allows to assemble materials of different natures by limiting, for example, the increase in the self-weight of the structure, is not fully mastered yet. For this purpose, further development on the qualification of the adhesion forces or on the understanding of durability are still necessary.

This thesis addresses the problem of the optimization of adhesively bonded joints and aims in particular to study, more precisely, the use of the curvature in order to optimize the transfer of forces within the bonded joint.

Two types of adhesive, one exhibiting a fragile elastic behavior and the other an elastoplastic behavior, have been studied in this work on the various analytical, numerical, and experimental aspects. We presumed that the plasticity of the adhesive appears to improve the strength of the bonded joints and ; hence, shall be considered as an essential parameter in their optimization.

A study of the curved geometry of the steel / composite bonded joints was then carried out, where it emerged that this geometry was effective in increasing the strength of the bonded joint and its ultimate capacity. Moreover, in order to extend the knowledge on the mechanical behavior of the curved bonded joints, and in the absence of sufficient bibliographical references on this type of bonding, we then resorted to the modeling by using the cohesive zone method to also validate the advantage of the curved geometry with respect to the plane geometry.

This work finally focuses on the mechanical durability of this solution by addressing the fatigue thematic ; even if additional investigations are needed, we have already found that the optimization of the joint by the use of an elastoplastic adhesive, and a curved geometry can improve the fatigue behavior of the adhesively bonded joints.

Keywords : Bonding, Composite Materials, Curved joint.

Table des matières

Table des figures xv

Liste des tableaux xxii

Introduction générale 1

1 Généralités sur le collage 5

1.1 Technique générale d'assemblage 7

1.2 Le collage structural : les avantages et les inconvénients 8

1.2.1 Les principaux avantages du collage 8

1.2.2 Les inconvénients 8

1.3 Les théories de l'adhésion et la notion de mouillage 9

1.3.1 Adhésion directe et indirecte 9

1.3.2 Les différentes théories 10

1.3.3 Notions de mouillabilité 12

1.4 La classification des adhésifs 14

1.4.1 Les adhésifs à base naturelle ou synthétique 15

1.4.2 Les adhésifs selon leur mode de prise 15

1.4.3 Les adhésifs selon les propriétés du polymère 15

1.4.4 Les adhésifs selon leur chimie 15

1.4.5 Autres classifications 15

1.5 La préparation de surface 16

1.5.1 Les traitements mécaniques 18

1.5.2 Les traitements chimiques 18

1.5.3 Les traitements énergétiques 19

1.6 Caractérisation des adhésifs 20

1.6.1 Caractérisation chimique des adhésifs 20

1.6.2 Caractérisation mécanique des adhésifs 23

1.7 La normalisation 25

1.8 Conclusions 25

2 Étude et analyse des joints collés **27**

2.1 Différents types de joints collés : 29

2.2 Le transfert des efforts dans les joints collés : 30

2.2.1 les principaux modes de sollicitations : 30

2.3 Les types et les modes de rupture : 31

2.3.1 Rappel sur la mécanique de la rupture 32

2.4 Caractérisation sur joint collé : 35

2.4.1 Les essais monotones : 35

2.4.2 Les essais d'adhérence de films minces : 40

2.5 Influence de la vitesse de traction : 41

2.6 Les approches analytiques de modélisation mécanique des assemblages collés en cisaillement : 41

2.6.1 L'analyse de Volkersen (1938) : 42

2.6.2 L'analyse de Goland et Reissner (1944) : 44

2.6.3 L'analyse de De Bruyne (1944) : 45

2.6.4 L'analyse de Demarkles (1955) : 46

2.6.5 L'analyse de Hart-Smith (1973) : 46

2.6.6 L'analyse d'Adams et Peppiatt (1973) : 48

2.6.7 L'analyse de Ojalvo et Eidinoff (1978) : 49

2.6.8 L'analyse de Oplinger (1991) : 50

2.6.9 L'analyse de Tsai et Morton (1994) : 52

2.6.10 L'analyse de Tsai, Oplinger et Morton (1998) : 52

2.6.11 L'analyse de Crocombe et Bigwood (1989) : 54

2.6.12 Autres analyses : 54

2.7 Les approches numériques : 54

2.7.1 L'approche éléments finis M4 : MPFEAP 55

2.7.2 Les approches de type mécanique des milieux continus 55

2.7.3 Les approches de type mécanique de la rupture 56

2.7.4 Les approches de type mécanique de l'endommagement-Modèles (CZM) . . 56

2.7.5 Les approches éléments finis étendus (XFEM) [186] [153] 57

2.8 Conclusions 58

3 Transfert d'effort dans un joint collé - Étude mécanique. 59

3.1 L'épaisseur de l'adhésif : 62

3.2 Le Module d'Young et l'épaisseur des substrats : 63

3.3 L'équilibrage du joint collé : 63

3.4 L'influence des conditions de bord : 63

3.5 Les adhérents à propriétés mécaniques variables : 64

3.6 La longueur de recouvrement : 65

3.6.1 Cas d'une colle élastique 65

3.6.2 Cas d'une colle élastoplastique 66

3.7 La relation entre surface collée et résistance à la rupture : 67

3.8 Étude paramétrique sur le modèle Shear Lag : 68

3.8.1 Variation de l'épaisseur de colle : 68

3.8.2 Variation de la rigidité de la colle utilisée : 69

3.8.3 Variation de la rigidité des adhérents 70

3.9 Application par éléments finis 71

3.9.1 L'effet du maillage 71

3.9.2 Cas d'une colle élastique fragile 72

3.9.3 Cas d'une colle élastoplastique 73

3.10 Optimisation par usinage des adhérents 77

3.10.1 Solution de l'équation pour certains cas particuliers 78

3.11 Le type de joint collé utilisé 78

3.12 Essais expérimentaux sur joints à double recouvrement 80

3.12.1 Les joints à double recouvrement : 82

3.12.2 La préparation des éprouvettes 82

3.12.3 Déroulement de l'essai 83

3.13 Confrontation avec les éléments finis 87

3.14 Conclusions 88

4 Le joint collé courbe 89

4.1 Le rôle et l'influence de la contrainte hydrostatique : 91

4.2 Analyse d'un joint collé courbe : 92

4.2.1 Méthode analytique 92

4.2.2 Autres approches 96

4.3 Analyse par Éléments Finis 97

4.3.1 Modélisation du joint courbe 97

4.3.2 Résultats de la confrontation joint courbe - joint plan 97

4.4 Les investigations expérimentales 102
4.4.1 Le dispositif global d'essai 102
4.4.2 La réalisation des éprouvettes 103
4.4.3 La procédure d'essai 105
4.4.4 Les résultats des essais 105
4.5 Essais sur joint courbe avec jauges de déformation 109
4.5.1 Calcul des déformations par éléments finis : 112
4.5.2 Calcul analytique des déformations 113
4.5.3 Confrontation des approches théoriques avec les mesures 117
4.6 Conclusions 118

5 L'approche des Zones Cohésives 121

5.1 La mécanique de l'endommagement 123
5.1.1 Les techniques numériques de simulation 123
5.1.2 Les approches de modélisation de l'endommagement 123
5.2 La méthode des zones cohésives CZM 124
5.2.1 La loi traction-séparation 125
5.3 Application aux éléments finis 127
5.4 Détermination des paramètres de la loi cohésive 128
5.5 Application et modélisation avec le logiciel Abaqus 128
5.5.1 Le comportement traction-séparation élastique linéaire 128
5.6 Modélisation de l'endommagement 129
5.6.1 L'initiation de l'endommagement 129
5.6.2 L'évolution de l'endommagement 130
5.6.3 Évolution d'endommagement linéaire 131
5.6.4 Évolution basée sur le déplacement effectif 131
5.6.5 Évolution basée sur l'énergie 132
5.7 Modélisation du joint plan avec la méthode des zones cohésives 133
5.7.1 Évolution de la contrainte de cisaillement pendant l'endommagement 134
5.7.2 Évolution de la contrainte d'arrachement pendant l'endommagement 135
5.7.3 Étude de la longueur de fissure en fonction de G_c 136
5.7.4 Étude de la longueur de fissuration en fonction du cisaillement limite 136
5.7.5 Relation entre la contrainte d'arrachement et le cisaillement limite 137
5.8 Modélisation du joint courbe avec la méthode des zones cohésives 137
5.8.1 La contrainte de cisaillement avec et sans endommagement avec l'approche des zones cohésives 140

5.8.2 La contrainte normale avec et sans endommagement avec l'approche des zones cohésives . . . 140
5.8.3 Étude de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé . . 140
5.8.4 Étude de la longueur de fissuration en fonction de l'énergie limite de fissuration 142
5.9 Conclusions . . . 143

6 La fatigue des assemblages collés 145
6.1 La fatigue des matériaux . . . 147
6.2 La durée de vie en fatigue . . . 148
6.3 Le spectre de fatigue . . . 148
6.4 La courbe de Wöhler . . . 149
6.5 Endommagement par fatigue . . . 150
6.6 Application aux joints collés . . . 150
6.7 Étude expérimentale . . . 152
6.7.1 Matériaux et éprouvettes . . . 152
6.7.2 Dispositif d'essai . . . 154
6.7.3 Essais avec de la colle DP460 . . . 154
6.7.4 Essais avec de la colle Sikadur 330 . . . 156
6.8 Essai de fatigue sur joint courbe . . . 157
6.8.1 Dispositif d'essai . . . 157
6.8.2 Résultat de l'essai de fatigue sur joint courbe . . . 158
6.9 Conclusions . . . 159

Conclusions et perspectives 160

Bibliographie 166

Annexes 179

Table des figures

1.1 Les différentes techniques d'assemblages [105] 7
1.2 Les théories classiques de l'adhésion [41] 10
1.3 Différents niveaux de mouillabilité 12
1.4 Diagramme des différentes énergies 12
1.5 Opérations de traitement de surface 17
1.6 La force de liaison en fonction du ratio des composants [121] 22
1.7 L'évolution de la formation du polymère au cours du temps [121] 22
1.8 Relation entre la vitesse de réaction et la température de prise d'un adhésif réactif [121] 23
1.9 Dimension d'une éprouvette de traction de type Haltère selon NF EN ISO 527 . . 24

2.1 Différentes configurations de joints collés 29
2.2 Différents modes de sollicitations 31
2.3 Ruptures rencontrées dans un joint collé 32
2.4 Les trois modes fondamentaux de rupture 33
2.5 Les essais de pelage 38
2.6 L'essai de coin 38
2.7 Les essais DCB et TDCB 39
2.8 L'essai End Notched Flexure (ENF) 40
2.9 Profil de contraintes pour adhérents rigides et élastiques 42
2.10 Joint collé étudié par O.Volkersen 43
2.11 La plasticité dans la couche d'adhésif selon Hart-Smith[127] 48
2.12 Joint collé étudié par Adams et Peppiatt 49

3.1 Concepts importants pour l'optimisation du collage 61
3.2 Variation de la longueur d'ancrage en fonction du facteur d'efficacité ξ 65
3.3 Les contraintes de cisaillement dans un joint collé sollicité en traction-cisaillement [40] 66
3.4 Exemple de l'indépendance de la force à la rupture de la distribution de l'adhésif . 67
3.5 Le joint à simple recouvrement analysé 68

3.6 La contrainte de cisaillement maximale en fonction de l'épaisseur de la colle 69
3.7 La contrainte de cisaillement maximale en fonction de la rigidité de la colle 69
3.8 La contrainte de cisaillement en fonction de la raideur des adhérents 70
3.9 Le joint collé étudié sur abaqus 71
3.10 Le maillage du joint plan modélisé 71
3.11 Les contraintes de cisaillement et d'arrachement en fonction de l'épaisseur de la colle. 74
3.12 Les contraintes de cisaillement et d'arrachement en fonction de la rigidité de la colle. 75
3.13 Contraintes hydrostatiques et déviatoriques 76
3.14 Le profil de la contrainte de cisaillement pour une colle élastoplastique 77
3.15 Exemple d'un joint optimisé selon la méthode de Hadj-Ahmed et al. [124] 78
3.16 Les trois types de joint analysés 79
3.17 Répartition de la contrainte de cisaillement et d'arrachement pour les différentes géométries de joint. 79
3.18 Éprouvettes de traction adhésif : 5 *Sikadur 330* et 5 *DP 460* 80
3.19 Limites en traction et modules d'Young de la colle *DP460* 81
3.20 Limites en traction et modules d'Young de la colle *Sikadur330* 81
3.21 Éprouvettes avec jauges de déformation 82
3.22 Courbes contrainte en fonction des déformations pour les éprouvettes S1 et D1 (configuration à 2 jauges) 84
3.23 Contrainte en fonction des déformations pour les éprouvettes D2, D3 et S2 85
3.24 Profil des contraintes de cisaillement et d'arrachement pour une traction de 500MPa - DP460 85
3.25 Modes de rupture rencontrés 86
3.26 Étude de La déformation ε_{xx} pour une colle élastoplastique. 87

4.1 Shéma du joint courbe étudié dans le modèle analytique[58]. 92
4.2 Shéma du joint collé courbe étudié par Ascione et Mancusi [20] 96
4.3 Les deux géométries étudiées pour le joint courbe sur Abaqus 98
4.4 Détail du maillage utilisé pour les trois modèles éléments finis sur Abaqus 98
4.5 Le joint collé plan modélisé sur Abaqus 99
4.6 Comparaison des profils de cisaillement et d'arrachement pour une contrainte appliquée de 1000 MPa dans le cas d'une colle élastique fragile pour les deux géométries plane et courbe 99
4.7 Comparaison des profils de cisaillement et d'arrachement pour une contrainte appliquée de 1000 MPa dans le cas d'une colle élastoplastique de type Von-Mises pour les deux géométries plane et courbe 100
4.8 Comparaison des profils de cisaillement et d'arrachement pour une contrainte appliquée de 1000 MPa dans le cas d'une colle élastoplastique de type Drucker-Prager pour les deux géométries plane et courbe 101

4.9 Dispositif global de l'essai 102
4.10 Les deux types d'éprouvettes testées en traction 103
4.11 Préparation de la plaque de cuisson et des différents empilements. 104
4.12 Materiels utilisés dans la préparation des éprouvettes. 105
4.13 Étapes de collage des éprouvettes 106
4.14 Différents types de rupture rencontrés 107
4.15 Les résultats sur éprouvettes *DP460* élastoplastique 107
4.16 Les résultats sur éprouvettes *Sikadur* élastique fragile 109
4.17 Schéma des éprouvettes testées avec jauges de déformation. 110
4.18 Déformation (jauges J1 à J6) en fonction de la force pour différents cycles de chargement. 111
4.19 Déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ en fonction de l'abscisse X pour $F = 10kN$ pendant les différents cycles de charge. 112
4.20 Différence de déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ entre charge et décharge en fonction de l'abscisse X mesurée pour $F = 10kN$ pendant les différents cycles de chargement. 113
4.21 Déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ (valeur moyenne) mesurée à l'aide des jauges, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F. 114
4.22 Déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ calculée selon Abaqus, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F. 114
4.23 Déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ calculée selon le modèle analytique, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F. 116
4.24 Comparaison de la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ entre le modèle analytique et le calcul éléments finis Abaqus, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F. . . 117
4.25 Comparaison entre les profils de la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ entre le calcul éléments finis et l'expérimental, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F. . 118
4.26 Rupture des trois éprouvettes testées avec jauges de déformation. 119

5.1 Les éléments cohésifs pour simuler un chemin de rupture d'épaisseur nulle - approche locale (a) et pour modéliser une mince couche de colle entre deux adhérents - approche continue (b) [79] 124
5.2 Approches extrinsèque et intrisique en zones cohésifs [165] 126
5.3 Différents types de lois cohésives [79] 127
5.4 Évolution linéaire de l'endommagement [97] 131
5.5 Évolution exponentielle de l'endommagement [97] 132
5.6 Le joint plan modélisé avec le logiciel Abaqus 134
5.7 Évolution de la contrainte de cisaillement pendant l'application d'un déplacement imposé U allant de 0 à $1.5mm$ pour des contraintes limites $\sigma_{n,lim} = 50Mpa$ et $\tau_{s,lim} = 35Mpa$ 135

5.8 Évolution de la contrainte d'arrachement pendant l'application d'un déplacement imposé U allant de 0 à $1.5mm$ pour des contraintes limites $\sigma_{n,lim} = 50Mpa$ et $\tau_{s,lim} = 35Mpa$ . . . 136
5.9 Évolution de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé, pour différentes valeurs d'énergie de fissuration G_c . . . 137
5.10 Profils de cisaillement pour différentes valeurs de τ_{lim} et pour une même énergie de fissuration $G_c = 4$ et un déplacement imposé $U = 1.5mm$ . . . 138
5.11 Relation entre la longueur de fissure et la contrainte limite de cisaillement pour une même énergie de fissuration . . . 138
5.12 Profils d'arrachement pour différentes valeurs de τ_{lim} et pour une même énergie de fissuration $G_c = 4$ et un déplacement imposé $U = 1.5mm$ . . . 139
5.13 Le joint courbe modélisé avec le logiciel Abaqus . . . 139
5.14 les profils de cisaillement pour les deux joints plan et courbe avec l'approche des zones cohésives avec et sans l'endommagement . . . 140
5.15 les profils d'arrachement pour les deux joints plan et courbe avec l'approche des zones cohésives avec et sans endommagement . . . 141
5.16 Variation de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé, pour différentes valeurs de l'énergie de fissuration pour un joint courbe sans frottement. 141
5.17 Comparaison de la variation de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé, entre le joint plan et le joint courbe avec et sans frottement, pour une énergie limite de fissuration $G_c = 4$. . . . 142
5.18 La longueur de fissuration en fonction de l'énergie limite de fissuration G_c, pour le joint plan et le joint courbe sans frottement pour différentes valeurs du coefficient de frottement et pour un déplacement imposé $U = 1.5mm$. . . . 143

6.1 Les différents paramètres d'un chargement en fatigue . . . 149
6.2 La courbe de Wöhler . . . 149
6.3 Effet du ratio R sur la courbe $S - N$ pour des joints collés métal-époxy [74] . . . 151
6.4 Géométrie des joints de fatigue métal/composite utilisés . . . 152
6.5 Polymérisation de la colle en présence des serres joints . . . 153
6.6 Les éprouvettes de fatigue prêtes à tester . . . 153
6.7 Machine Instron de capacité 250 kN . . . 154
6.8 La force appliquée sur les éprouvettes de DP460, pour R=0.1 . . . 155
6.9 Courbe S-N pour les éprouvettes de DP . . . 156
6.10 La force appliquée sur les éprouvettes de Sikadur330, pour R=0.1 . . . 156
6.11 La résistance en fatigue des joints collés à double recouvrement pour les deux types de colle, DP 460 élastoplastique et Sikadur 330 élasituqe fragile, R=0.1 . . . 157
6.12 Schéma des éprouvettes testées avec jauges de déformation. . . . 158
6.13 La résistance en fatigue des joints collés à double recouvrement et l'éprouvette courbe testé pour R=0.1 . . . 159

Liste des tableaux

1.1 Familles d'adhésifs et leurs caractéristiques [51] 14

1.2 La segmentation du Syndicat Français des Colles et Adhésifs 16

1.3 La segmentation du Centre technique des Industrie Mécaniques 16

1.4 Quelques normes concernant le collage et les adhésifs. 25

2.1 Essais d'adhérence de films minces 40

3.1 Propriétés géométriques et mécaniques du joint analysé (t_a variable). 68

3.2 Propriétés géométriques et mécaniques du joint analysé (E_a variable). 69

3.3 Propriétés géométriques et mécaniques du joint étudié (E_t, E_b variables). 70

3.4 Valeurs maximales du cisaillement et de l'arrachement en fonction du nombre de maille dans l'épaisseur de la couche de colle 72

3.5 Propriétés géométriques et mécaniques du joint analysé sur Abaqus (t_a variable). . 73

3.6 Résultats des essais de traction sur les deux types de colle *DP460* et *Sikadur330* . 82

3.7 Les joints à doubles recouvrement réalisés 83

3.8 Contraintes de rupture pour les essais joints collés à double recouvrement. 84

4.1 Propriétés des matériaux prises dans le modèle Abaqus, VM correspond au modèle de Von-Mises, tandis que DP correspond à celui de Drucker-Prager 97

4.2 Comparaison des valeurs maximales des cisaillements, arrachements et déplacements pour les trois types de joints pour une colle élastique fragile avec une contrainte appliquée de 1000 MPa 99

4.3 Comparaison des valeurs maximales des cisaillements, arrachements et déplacements pour les trois types de joints pour une colle élastoplastique de type Von-Mises avec une contrainte appliquée de 1000 MPa 100

4.4 Comparaison des valeurs maximales des cisaillements, arrachements et déplacements pour les trois types de joints pour une colle élastoplastique de type Drucker-Prager avec une contrainte appliquée de 1000 MPa 101

4.5 Essai expérimentaux - Éprouvettes joints courbes 106

4.6 Récapitulatif des résultats en contrainte de rupture moyenne et écart type 107

4.7 Résultats obtenus sur les éprouvettes collées avec la *DP460* 108

4.8 Résultats obtenus sur les éprouvettes collées avec la *Sikadur330* 108
4.9 Propriétés des matériaux prises dans le modèle Abaqus 113
4.10 Propriétés des matériaux prises dans le modèle analytique 115
4.11 Valeurs maximales de la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ selon le modèle analytique et Abaqus. . . 116

5.1 Les propriétés des matériaux utilisés dans la modélisation avec le logiciel Abaqus . 134
5.2 Les paramètres de la loi cohésive prise dans le calcul - joint plan 134
5.3 Les paramètres de la loi cohésive prise dans le calcul - joint courbe 138

6.1 Résultats des essais de fatigue sur les éprouvettes collées avec de la DP460. 155
6.2 Résultats des essais de fatigue sur les éprouvettes collées avec de la Sikadur330 élastique fragile. 157
6.3 Récapitulatif des résultats des essais expérimentaux sur joint courbe en terme de contrainte de rupture moyenne et écart type. 162

Introduction générale

Les premières utilisations des matériaux composites à fibre de carbone dans les secteurs tels que l'aéronautique, le nautisme, le sport et loisirs et à un degré moindre le génie civil remontent au début des années 70. Ces matériaux se sont par ailleurs imposés dans ces différents secteurs de par leurs excellentes performances mécaniques, leur non corrosivité, leur faible densité, et enfin leur durabilité. Par conséquence, beaucoup de travaux de recherches ont été menés sur ces matériaux dans les différents domaines industriels cités afin de vérifier le comportement de ces matériaux composites en situation, et d'adapter les composants et les procédures de mises en œuvre aux contraintes du secteur.

L'utilisation de ces matériaux a nécessité de conduire en parallèle des réflexions sur leur assemblage avec d'autres matériaux. Ceci a donné naissance au développement de la technologie d'assemblage par collage structural. Cette technique permet en effet de pouvoir assembler des matériaux de nature différente, de limiter l'augmentation du poids propre de la structure, de ne pas endommager les adhérents en réalisant des perçages ou des traitements thermiques qui peuvent fragiliser les matériaux notamment vis-à-vis de la problématique de la fatigue. Il s'agit néanmoins d'une technique qui n'est pas encore totalement maîtrisée et pour laquelle des développements sur la qualification des efforts d'adhésion, sur la compréhension de la durabilité, ou encore sur les moyens de contrôle qualité sont encore nécessaires.

Ce travail de thèse, intitulé : « **Optimisation du transfert des efforts dans un ancrage courbe collé acier/composite** » porte sur cette problématique des assemblages collés et vise à étudier de manière plus précise un piste d'optimisation du comportement de ce type de connexion à l'aide d'une étude de nature théorique et expérimentale.

Des études menées au laboratoire Navier se sont en effet penchées sur l'utilisation de la courbure afin d'optimiser le transfert des efforts au sein du joint de colle. Sur la base de travaux expérimentaux et numériques préliminaires il a été possible d'établir que le recours à une géométrie courbe permet d'augmenter la résistance d'un joint collé à la rupture. L'introduction d'une courbure induit en effet dans la colle une contrainte de compression hors plan qui augmente la pression hydrostatique et donc repousse les limites du domaine élastique. Mon travail de thèse s'attache à une meilleure compréhension et une fiabilisation des résultats obtenus sur cette géométrie. Il s'intéresse également à la durabilité mécanique de cette solution en abordant la thématique de la fatigue.

Le manuscrit de thèse est structuré comme suit :

- Introduction générale
- Généralités sur le collage
- Étude et analyse des joints collés
- Transfert d'effort dans un joint collé - Étude mécanique
- Le joint collé courbe

- L'approche des zones cohésives
- La fatigue des assemblages collés
- Conclusions et perspectives

Le premier chapitre porte sur la technique du collage structural, en détaillant les théorie de l'adhésion, et, en présentant les principaux différents types d'adhésifs, leurs caractérisations, ainsi que les traitements nécessaires pour un bon collage.

Le deuxième partie aborde ensuite le transfert des efforts dans les joints collés et les modes de rupture qui concernant les joints collés. Il détaille les essais de la mécanique utilisés pour la caractérisation des joints collés ainsi que les différents modèles analytiques associés en partant du modèle le plus connu, celui de " O.Volkersen " appelé aussi " Shear Lag " qui est un modèle relativement simple pour un état élastique (qui permet de calculer la contrainte de cisaillement dans un joint collé) jusqu'à des modèles plus récents et plus complets. La fin de cette partie est dédiée à la présentation des approches numériques classiques et récentes utilisées pour l'étude du comportement des assemblages collés.

Le troisième chapitre porte, en se basant sur les modèles analytiques présentés précédemment, sur l'analyse du comportement mécanique du joint collé vis-à-vis des différents paramètres qui jouent un rôle dans l'optimisation du transfert des efforts, tels que la longueur d'ancrage, l'équilibrage du joint, la raideur du joint collé, l'influence de l'épaisseur du joint collé, l'influence de la géométrie, l'influence du type de colle, etc... Des exemples d'applications sont alors traités à l'aide du logiciel d'éléments finis Abaqus pour deux types de colle ; la colle Sikadur 330 et la colle DP 460 (la caractérisation expérimentale de ces deux adhésifs est présentée). Finalement, des essais expérimentaux sur des joints à double recouvrements ont été réalisés et présentés afin de confronter les résultats de ces essais aux résultats des modélisation effectuées .

Le quatrième chapitre est dédié à l'analyse du joint collé courbe en s'appuyant sur les modèles analytique, numérique présentés et sur des investigations expérimentales. Cette étude est également réalisée avec les deux types de colle précédemment citées qui ont un comportement mécanique différent : élastique fragile et élastoplastique. L'étude et la campagne d'essai ont été faites pour des surfaces collées courbes sur les angles π et $\pi/2$ avec ces deux types de colles. En outre, des investigations expérimentales menées sur des joints courbes équipés de jauges de déformation sont présentés afin de pouvoir comparer les résultats de modélisation élastiques aux mesures de déformation locales pendant les essais.

Le chapitre 5 est dédié à la modélisation des effets non linéaires observés dans le chapitre précédent qui sont la conséquence d'un endommagement de la colle en utilisant l'approche des zones cohésives. Il s'agit d'une technique de modélisation alternative souvent utilisée dans le cadre des assemblages collés. Dans un premier temps le principe de cette méthode a été détaillé, et une modélisation des assemblages précédemment étudiés a ensuite été réalisée, en exploitant l'initiation de l'endommagement et le suivi de sa propagation tout au long du chargement.

Enfin, le dernier chapitre s'intéresse à l'étude du comportement à la fatigue des assemblages étudiés. On constate en effet un besoin important de renforcement vis-à-vis de la fatigue du parc d'ouvrages métalliques. L'ajout de matériaux composites à la structure métallique existante pourrait permettre de réaliser ce type de renforcement en évitant les opérations de mise en œuvre lourdes des méthodes alternatives de soudage ou de rivetage/boulonnage de tôles métalliques additionnelles. Dans ce cadre, il est important de vérifier le comportement vis-à-vis de la fatigue de nos assemblages collés. Pour ce faire, une campagne d'essais de fatigue pour un ratio de fatigue de 0.1 a été réalisée et analysée. Pour les joints de géométries planes, des éprouvettes de

fatigue ont été préparées au laboratoire Navier à l'école des ponts, et ensuite testées à l'IFSTTAR à Nantes, 12 éprouvettes de DP 460 et 6 éprouvettes de Sikadur 330 ont été préparées. En outre, une éprouvette de géométrie courbe a aussi été testée (au laboratoire Navier) pour pouvoir étudier le comportement des joints collés courbes (optimisés) en fatigue. Les résultats préliminaires de ces investigations ont été confrontés avec les résultats de la littérature. L'exploitation de mesures de jauges de déformation sur le joint courbe a également permis de suivre l'endommagement de l'interface pendant l'essai. Bien que des investigations additionnelles soient nécessaire, on constate que le joint optimisé (d'un point de vue mécanique) permet également d'améliorer les performances de l'assemblage en fatigue.

Chapitre 1

Généralités sur le collage

Ce chapitre *a pour objectif de faire une synthèse bibliographique sur le collage structural, de présenter les différentes théories d'adhésion, les différents types d'adhésifs, ainsi que les essais de caractérisation de ces adhésifs.*

Contents

1.1 Technique générale d'assemblage **7**
1.2 Le collage structural : les avantages et les inconvénients **8**
1.2.1 Les principaux avantages du collage 8
1.2.2 Les inconvénients 8
1.3 Les théories de l'adhésion et la notion de mouillage **9**
1.3.1 Adhésion directe et indirecte 9
1.3.2 Les différentes théories 10
1.3.3 Notions de mouillabilité 12
1.4 La classification des adhésifs **14**
1.4.1 Les adhésifs à base naturelle ou synthétique 15
1.4.2 Les adhésifs selon leur mode de prise 15
1.4.3 Les adhésifs selon les propriétés du polymère 15
1.4.4 Les adhésifs selon leur chimie 15
1.4.5 Autres classifications 15
1.5 La préparation de surface **16**
1.5.1 Les traitements mécaniques 18
1.5.2 Les traitements chimiques 18
1.5.3 Les traitements énergétiques 19
1.6 Caractérisation des adhésifs **20**
1.6.1 Caractérisation chimique des adhésifs 20
1.6.2 Caractérisation mécanique des adhésifs 23
1.7 La normalisation **25**
1.8 Conclusions **25**

1.1 Technique générale d'assemblage

La fabrication d'une structure passe généralement par l'assemblage de pièces les unes avec les autres. Cette association assure la transmission des charges d'une pièce à l'autre et, par conséquent, la technique d'assemblage devient un facteur prépondérant de la tenue d'une structure [166]. Les techniques qui entrent dans la catégorie d'assemblage des structures sont nombreuses. On peut citer :

- Le soudage
- Le rivetage
- L'assemblage par collage
- La technique d'insert
- L'emboîtage élastique
- Le vissage
- Le boulonnage
- L'assemblage à moyeu
- L'emmanchement à force

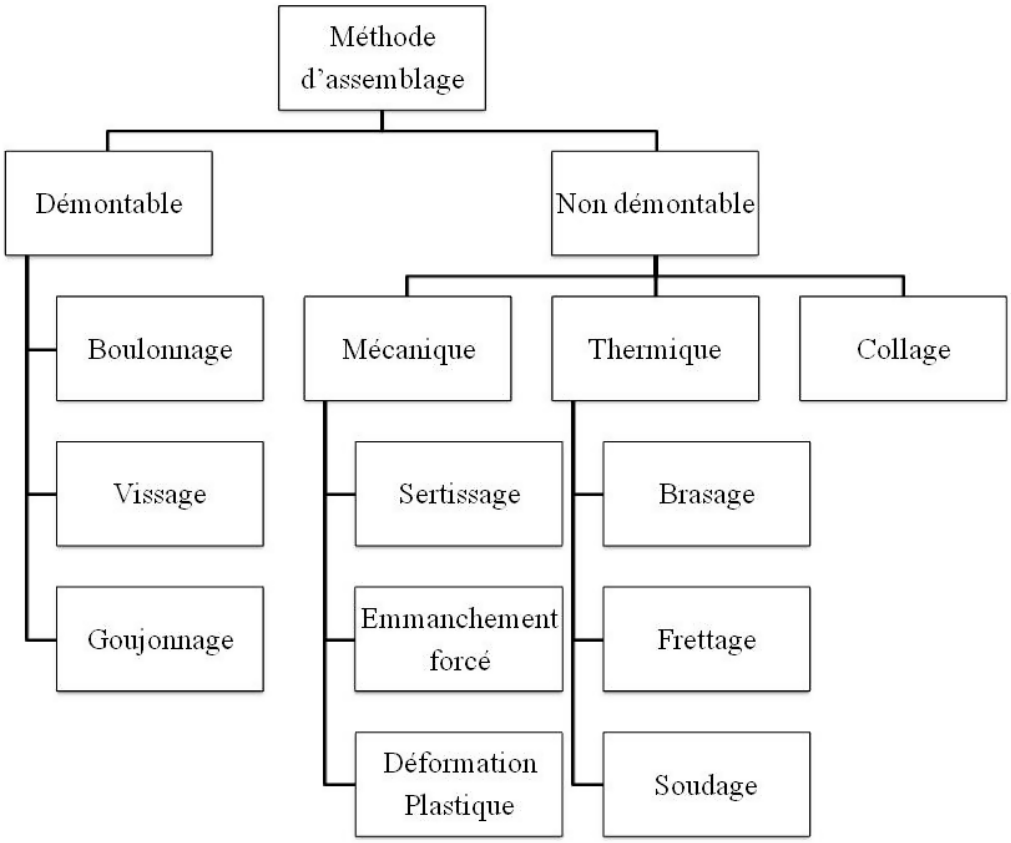


FIG. 1.1. *Les différentes techniques d'assemblages [105]*

Dans ces techniques d'assemblage, qu'elles soient démontables ou permanentes, voir figure (1.1), le collage permet d'assembler des substrats au moyen de substances adhésives [54]. La technique du collage repose sur la prise en compte de différents critères, tels que : la nature des matériaux à assembler et leur état de surface, le mode d'application et les conditions environnementales lors

de la pose, les contraintes d'usage ainsi que la durée de vie des pièces assemblées par collage [51]. Le collage offre de nombreux avantages par rapport aux techniques traditionnelles et il est désormais utilisé dans pratiquement tous les secteurs de l'industrie : l'emballage, le bâtiment, le bois, l'électroménager, la chaussure, le textile, l'électronique, l'automobile, l'aéronautique...

1.2 Le collage structural : les avantages et les inconvénients

Le collage est un procédé qui permet de maintenir solidement et durablement deux matériaux ou substrats présentant des caractéristiques et des propriétés semblables ou différentes au moyen d'un médiateur appelé colle ou adhésif. Deux types de collage se distinguent :

- Le collage de positionnement : qui ne nécessite pas de résistance particulière.
- Le collage structural : qui confère à l'assemblage considéré une résistance mécanique suffisante dans les conditions environnementales de service.

En fait, il existe de nombreuses définitions du collage structural et cette notion dépend du type d'application considéré et des matériaux assemblés [58]. Dans [40], les auteurs distinguent les adhésifs non-structuraux et les adhésifs structuraux par leurs performances mécaniques. Ils définissent la limite par l'infériorité (ou la supériorité) de la résistance en traction à $10 - 12$ MPa. Dans [73], les adhésifs sont structuraux dès lors que leur résistance au cisaillement est supérieure à 7 MPa. Dans [54], ces différentes définitions se rejoignent sur la notion de résistance suffisante de l'assemblage réalisé. Il est à noter que dans [64], l'auteur ajoute à cette définition la notion de durabilité de l'assemblage dans différents environnements.

1.2.1 Les principaux avantages du collage

La technique de collage est devenue une technique universelle d'assemblage grâce à ses avantages par rapport aux autres techniques [41]. Ses atouts se manifestent d'abord par sa capacité à unir presque tous types de matériaux (composites - plastiques - métaux - béton...). Elle offre une grande flexibilité, étant adaptée à presque tous les secteurs d'activité (industriel - aéronautique - transport - électronique - bâtiment..). Elle présente une bonne tenue aux chocs, aux vibrations et à la corrosion. En outre, le collage permet de s'affranchir des problèmes de détérioration de matériaux causée par d'autres techniques (rivetage, clouage...). L'utilisation de cette technique permet en général un allégement des structures et une conservation de l'aspect initial. Il faut également souligner que le collage permet de limiter les concentrations de contraintes dans les pièces à assembler, contrairement au boulonnage et au rivetage. En effet, dans les pièces en matériaux composites, l'affaiblissement local de la résistance à la rupture, dû à la réalisation des trous (par rapport à celle de la même zone non percée), peut être de l'ordre de 40 à 60% et de 15% en compression [113]. Il en est de même pour le soudage où le cordon de soudure est entouré par ce qu'on appelle une zone affectée thermiquement, fragilisée par la création de contraintes résiduelles internes dans le matériau.

1.2.2 Les inconvénients

Malgré la grande disponibilité de la technique du collage et ses avantages dans les divers secteurs de l'industrie, certains inconvénients restreignent son domaine d'emploi. Tout d'abord, la résistance limitée à la température des colles et par conséquence des assemblages collés rend l'application de

cette technique limitée pour certains environnements. Ensuite, la difficulté de démontage des structures collées interdit parfois certaines opérations de maintenance. Le temps de prise important de certaines colles, ainsi que la difficulté de mise en œuvre dans un environnement non contrôlé, oblige parfois à prendre des mesures spécifiques sur site. En outre, la technique du collage nécessite une bonne préparation de surface, opération coûteuse en temps mais essentielle pour le bon fonctionnement de l'assemblage. Il existe également un manque de moyens de contrôles non destructifs efficaces et fiables de la qualité de l'assemblage réalisé. Par ailleurs, la question de la durabilité des assemblages collés reste un sujet d'actualité. Enfin, la demande en recyclabilité des produits industriels peut exiger la mise en place de nouvelles mesures de conception plus adaptées [121].

1.3 Les théories de l'adhésion et la notion de mouillage

La prévalence de la technique du collage dans presque tous les secteurs de l'industrie incite le monde de la recherche à approfondir la compréhension du phénomène de l'adhésion d'une part et de l'application de la technique de collage d'autre part. Cependant, le collage structural n'est pas l'unique application de cette technique. Un collage est impliqué chaque fois que deux solides sont mis en contact [152], comme par exemple, dans le cas des enrobages, des peintures, des sandwichs multicouches, des matériaux composites... Puisque la performance finale de ces matériaux à mutlicomposants dépend significativement de la qualité de l'interface entre les deux solides collés, il est alors indispensable d'avoir une meilleure compréhension du ou des phénomènes d'adhésion [152].

1.3.1 Adhésion directe et indirecte

En physique, l'adhésion correspond à l'ensemble des phénomènes physico-chimiques qui se produisent lorsque l'on met en contact intime deux matériaux dans le but de créer une résistance mécanique à la séparation. Une fois le contact établi, l'énergie nécessaire pour réaliser la séparation s'appelle énergie d'adhésion. Pour que l'assemblage soit performant et durable, il est nécessaire d'obtenir un niveau d'adhésion satisfaisant entre les adhérents [42]. L'adhésion est soit directe, soit obtenue par un matériau intermédiaire.

Adhésion directe L'adhésion directe entre matériaux est rare. Elle a lieu uniquement pour des matériaux très lisses et extrêmement propres (mica ou silicium par exemple) que l'on parvient à mettre en contact intime, c'est-à-dire à des distances de l'ordre de la taille atomique (nanomètre). Elle est donc souvent impossible à réaliser si les surfaces sont rugueuses. L'adhésion directe est liée principalement, mais pas uniquement, aux interactions de Van der Waals. Exemples d'adhésion directe : adhésion moléculaire du mica ou du silicium, adhésion du lézard gecko, fabrication des pneus de voitures [2].

Adhésion indirecte L'adhésion avec un matériau intercalaire est de loin plus fréquente que l'adhésion directe : un matériau mince assure le lien mécanique entre les deux matériaux qui adhèrent. Le matériau intercalaire permet notamment de vaincre l'effet néfaste de la rugosité sur l'adhésion [2].

1.3.2 Les différentes théories

En fait, le terme adhésion couvre une grande variété de concepts et d'idées dépendants du point de vue avec lequel le sujet est étudié (moléculaire, microscopique, macroscopique...). En revanche, l'une des difficultés rencontrées dans l'étude des mécanismes d'adhésion réside dans le fait que le sujet se situe sur les frontières de plusieurs domaines scientifiques [152] tels que : la science macromoléculaire, la physico chimie des surfaces et des interfaces, la mécanique et la micromécanique de la rupture, et la rhéologie [152]. En conséquence, l'étude de l'adhésion utilise une variété de concepts qui dépend beaucoup du domaine d'expertise. La variété d'approches qui en résulte a conduit à la formation de plusieurs modèles théoriques sur l'adhésion, comme [152] :

- L'adhésion mécanique
- La théorie électrique
- La théorie des interphases
- La théorie de la diffusion
- La théorie chimique
- La théorie d'adsorption (thermodynamique)

Parmi ces modèles, nous pouvons distinguer l'adhésion mécanique de l'adhésion spécifique, la dernière étant basée sur les différents types de liaisons (électrostatique, chimique...) pouvant se développer entre deux solides [152]. Cette différenciation entre les approches est résumée en figure1.2 [41]. Les théories sont présentées brièvement ci-dessous :

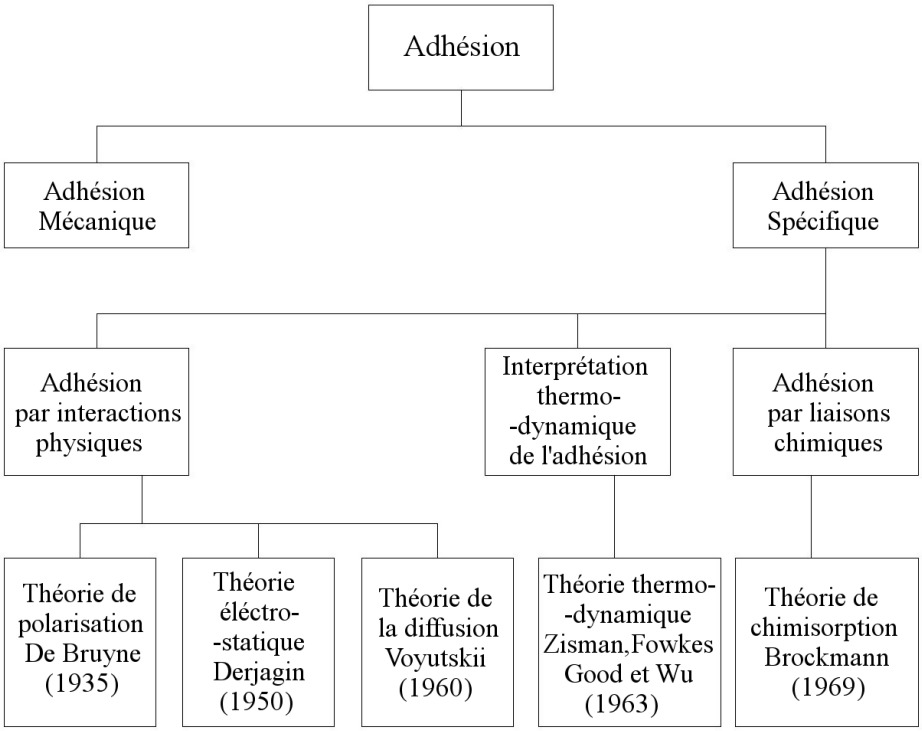


FIG. 1.2. *Les théories classiques de l'adhésion [41]*

L'adhésion mécanique Elle s'intéresse aux surfaces de contact. Un modèle mécanique a été proposé par Mac Bain, J.W. et Hopkins, D.G. en 1925 [148] qui considèrent que l'adhésion résulte essentiellement d'un ancrage mécanique des matériaux mis en contact. La théorie de l'ancrage mécanique stipule qu'un matériau rugueux collera mieux qu'un matériau parfaitement lisse.

Théorie électrique La théorie électrique d'adhésion a été proposée par Derjagin en 1950 [41]. L'adhésion serait due à l'établissement d'une couche électrique aux interfaces. Les forces étant de nature électrostatique, la théorie suppose que l'adhésif et le substrat forment les plaques d'un condensateur [152]. L'énergie d'adhésion correspond alors au travail nécessaire pour séparer les plaques d'un condensateur plan.

Théorie des interphases Il est bien connu que les altérations et les modifications de l'adhésif et/ou des adhérents se manifestent au voisinage de l'interface conduisant à la formation d'une zone interfaciale montrant des propriétés (ou un gradient de propriétés) différentes de celles de l'adhésif à l'état massique [152]. La première approche de ce type de problème est due à Bikerman [32] qui a considéré que la résistance cohésive d'une faible couche de frontière peut toujours être considérée comme le facteur principal pour la détermination du niveau d'adhésion. Cette théorie est basée principalement sur des considérations de probabilité qui montrent que la fissure ne doit pas se propager uniquement le long de l'interface adhésif-adhérent pour des raisons purement statistiques et, que la rupture cohésive dans le matériau le plus faible près de l'interface est un événement plus favorable [152].

Théorie de la diffusion Cette théorie a été proposée par Voyutskii en 1949 [200]. Elle suppose la solubilité mutuelle des matériaux et elle est généralement appliquée lors d'un assemblage de polymères compatibles de type élastomère-élastomère par exemple mais pas dans le cas d'une adhésion entre une colle et un métal. Elle est expliquée par l'interdiffusion entre macromolécules des matériaux en contact vers une nouvelle couche au niveau de l'interface appelée "l'interphase".

Théorie chimique Avant les années 1960, les opinions concernant l'origine de l'adhésion étaient loin d'attribuer le phénomène d'adhésion aux interactions chimiques [41]. Ceci a changé considérablement au début des années 1960, et, le rôle des interactions chimiques dans l'interprétation de l'adhésion a été depuis pris en considération. Maintenant, il est reconnu que les liaisons chimiques formées le long de l'interface adhésif-adhérent peuvent considérablement influencer le niveau d'adhésion entre deux matériaux [152]. La théorie chimique interprète la liaison par la formation de liaisons covalentes entre deux corps en présence.

Théorie thermodynamique Elle indique l'établissement de liaisons faibles (forces de Van Der Waals) entre les surfaces. Ces forces s'exercent sur de faibles distances et existent dans tous les cas de figure (Elles expliquent une bonne partie de l'adhésion.)
Les forces de Van Der Waals résultent de la dissymétrie de répartition des charges positives et négatives entraînant la formation de dipôles aussi bien dans le polymère que dans le substrat et s'unissant tête-bêche.

1.3.3 Notions de mouillabilité

La mouillabilité permet d'aborder le taux de participation des différents phénomènes énoncés auparavant dans l'adhésion finale.

La mouillabilité [137] [42] [58] : Elle représente l'aptitude qu'a un liquide à occuper la plus grande surface possible lorsqu'on le dispose sur une surface solide. Il est nécessaire d'appréhender ce principe d'énergie de surface pour comprendre les mécanismes associés.

L'énergie superficielle d'un liquide [137] [42] [58] : Aussi appelée tension superficielle, elle caractérise l'aptitude qu'a la surface d'un liquide à prendre la plus petite valeur possible dans un milieu donné. Elle caractérise également la cohésion d'un liquide puisqu'il faut vaincre les forces de cohésion interne de celui-ci pour accroître cette surface.

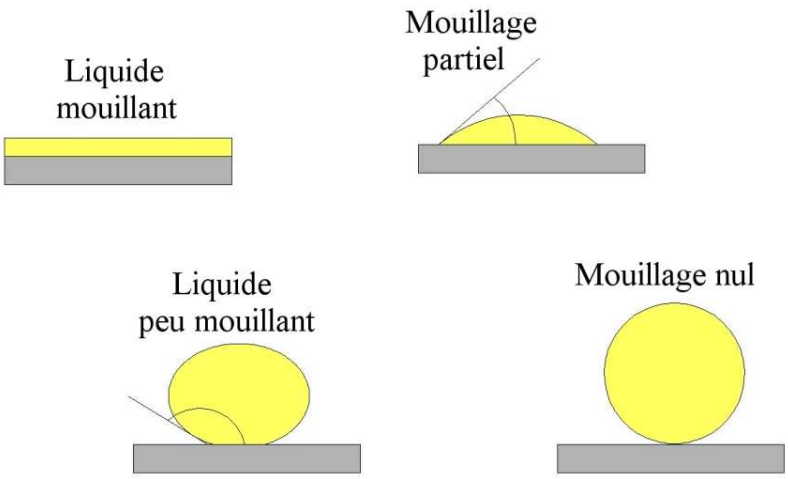


FIG. 1.3. *Différents niveaux de mouillabilité*

Énergie de surface d'un solide : Elle représente la quantité de travail qu'il faut dépenser pour créer la dite surface, la température et la pression étant constantes. Autrement dit, une énergie libre de surface correspond au travail nécessaire pour augmenter la surface d'un composé d'une unité soit $\gamma = dW/dS$. Elle s'exprime en J/m^2.

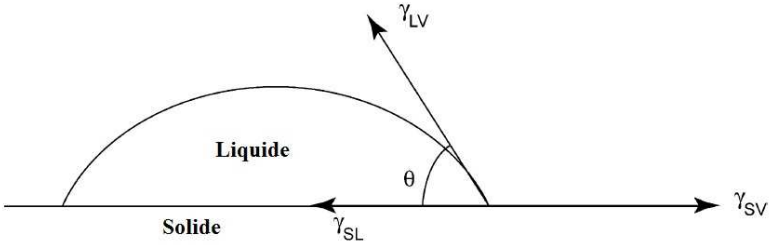


FIG. 1.4. *Diagramme des différentes énergies*

Équation de Young : L'équilibre des forces donne l'équation de Young :

$$\gamma_{SV} = \gamma_{SL} + \gamma_{LV} \cos\theta \tag{1.1}$$

avec :

- γ_{SV} : L'énergie libre de surface du solide en contact avec la vapeur du liquide.
- γ_{SL} : L'énergie interfaciale solide-liquide
- γ_{LV} : La tension superficielle du liquide (ou bien l'énergie libre de surface du liquide en contact avec sa vapeur.
- θ : L'angle de contact à l'équilibre.

Or $\gamma_{SV} = \gamma_S - \pi_e$, avec $\pi_e = \gamma_S^0 - \gamma_{SV}$ la pression d'étalement (ou pression de surface) due à la présence de vapeur. Elle représente la réduction de l'énergie de surface du solide dans le milieu environnant, due à la pression, à la température, et aux contaminants susceptibles de s'adsorber sur la surface libre. γ_S est l'énergie libre de surface du solide dans le vide, qui sert de référence [42]. Alors :

$$\gamma_S = \gamma_{SL} + \gamma_{LV} \cos\theta + \pi_e \tag{1.2}$$

Équation de Dupré : D'après Cognard [65], en thermodynamique, l'énergie échangée au cours d'une transformation menée par petites étapes, correspond à la différence entre l'énergie de l'état final et l'énergie de l'état initial. Si la transformation est réversible, l'énergie de séparation de deux corps correspond à leur énergie d'adhésion, W_a. Alors, si un assemblage composé de deux éléments S et L possède l'énergie interfaciale γ_{SL}, après rupture, on obtient les deux éléments S et L dont les surfaces ont les énergies γ_S et γ_L. La différence entre l'énergie de l'état final et l'énergie de l'état initial est $(\gamma_S + \gamma_L) - \gamma_{SL}$. D'où l'équation de Dupré :

$$W_a = (\gamma_S + \gamma_L) - \gamma_{SL} \tag{1.3}$$

Équation de Young-Dupré : En combinant les équations déjà citées, on peut déduire l'équation de Young-Dupré :

$$W_a = \gamma_L.(1 + \cos\theta) + \pi_e \tag{1.4}$$

Le coefficient d'étalement : Pour qu'un liquide mouille la surface, il faut que [65] :

$$\gamma_{LV} < \gamma_{SV} - \gamma_{SL} \tag{1.5}$$

L'énergie interfaciale étant faible, il suffit que $\gamma_{LV} < \gamma_{SV}$. Cooper et Nutall [72] ont défini le coefficient d'étalement $S = \gamma_{SV} - (\gamma_{SL} + \gamma_{LV})$.
Si $S > 0$, le liquide mouille la surface.
Si $S < 0$, il n'y aura pas étalement.

Énergie superficielle critique : L'étalement du liquide n'est parfait que si l'angle de contact θ est nul. Cette valeur correspond à une valeur critique de l'énergie superficielle du solide qui permet de prédire que si :
$\gamma_{LV} < \gamma_C$ alors $\theta = 0$, Le mouillage est bon.
$\gamma_{LV} > \gamma_C$ alors $\theta > 0$, Le mouillage est mauvais.
Les caractéristiques déjà mentionnées sont valables pour l'adhésif non polymérisé dans le cas du collage structural.

1.4 La classification des adhésifs

Il existe une grande variété de possibilités structurales des adhésifs et de leurs développements et donc beaucoup de "compositions" ou "formulations" différentes [121]. Il est alors difficile d'estimer le nombre total d'adhésifs structuraux commerciaux disponibles pour l'ingénieur [95]. Ceci rend la sélection de l'adhésif difficile. Toutefois, il est possible de simplifier le choix en classant les différentes types de résines existants soit par leur domaine d'utilisation ou par leur nature chimique. Plusieurs tentatives ont été effectuées en ce sens [41]. On peut retenir les classifications suivantes :

Famille	**Tendance**	**Présentation**	**Atouts**	**Applications**	**Principales base chimiques**
Colles à base aqueuse	Dominants ces dernières années. Profitent du développement de nouveaux polymères	Emulsion. Solution	Adhérence adaptée. Vitesse de prise rapide. Peu nocive pour l'environnement. Bon marché	Emballage : 61%. Construction : 21%. Bois : 11%	Acétate de vinyl. Acryliques. Polyuréthanes. Styrène butadiène rubber
Colles thermofusibles		Sans solvant solide à température ambiante		Emballage : 63%	Ethylène. Vinyl. Acétate. Copolymères
Colles solvantées	Baisse de compétitvité du fait de la réglementation		Rapidité d'adhérence. Polyvalence	Emballage. Construction. Transport	Caoutchouc naturel et synthétique
Colles réactives	En développement grâce à la chimie des polymères	Composés macromoléculaires	Adhérence élevée. Tenue en température. Résistance aux agressions chimiques. Pas de besoin de source de chaleur	Applications nécessitant la résistance à des contraintes élevées	Polyuréthanes. Silicones. Acryliques. Epoxy
Colles UV	1% du marché des adhésifs	Colles durcissant à l'exposition d'une énergie radiante	Pas de solvant. Prise rapide	Collage structural des matériaux	
Adhésifs sensibles à la pression		Souvent couplés à d'autres adhésifs		Bandes adhésives. Etiquettes	Colles thermofusibles. Base aqueuse. Base solvantée

TAB. 1.1. *Familles d'adhésifs et leurs caractéristiques [51]*

1.4.1 Les adhésifs à base naturelle ou synthétique

Il est possible de différencier les adhésifs naturels (à composants naturels) des adhésifs synthétiques résultant de réactions chimiques ciblées [121]. Plusieurs substances naturellement adhérentes peuvent être rencontrées dans la vie quotidienne telles que les résines des arbres, les jus des plantes, les protéines, les gélatines, les cires, la caséine...En comparaison avec les adhésifs produits synthétiquement, ils présentent des caractéristiques mécaniques plus faibles. Cependant, ils possèdent des propriétés excellentes pour certaines applications spécifiques, comme par exemple, les adhésifs à base de caséine pour l'étiquetage des bouteilles [121].

1.4.2 Les adhésifs selon leur mode de prise

Selon leur mode de prise, les adhésifs peuvent être regroupés en deux catégories : ceux pour lesquels la prise est déclenchée par une réaction chimique (appelés aussi adhésifs réactifs), et ceux ayant une prise sans réaction chimique [121].

1.4.3 Les adhésifs selon les propriétés du polymère

Nous pouvons distinguer trois principales familles d'adhésifs [42] :

- **Les thermodurcissables** dont le réseau polymère possède une structure tridimensionnelle. Ils présentent une rigidité élevée et de très bonnes propriétés mécaniques.
- **Les thermoplastiques** constitués de chaînes linéaires, qui présentent en général des propriétés mécaniques inférieures à celles des thermodurcissables.
- **Les élastomères** très souples et peu résistants, mais qui présentent une très forte adhésivité.

Les grandes familles de résines utilisées en génie civil telles que les époxydes, les polyuréthannes, les composés acryliques et polymides, appartiennent aux deux premières catégories [42].

1.4.4 Les adhésifs selon leur chimie

La majorité des adhésifs structuraux sont regroupés selon sept classes fonction de leur composition chimique [95] :

- Les époxydes
- Les polyuréthannes
- Les acryliques réactifs
- Les acryliques fortifiés
- Les acryliques anaérobiques
- Les cyanocrylates
- Les silicones

Chaque type offre une gamme de propriétés, parfois communes. Récemment, les chimistes ont formulé des systèmes hybrides d'adhésifs [95] (ex : époxyde/acrylique et époxyde/polyuréthanne) pour palier à l'insuffisance des performances de certains adhésifs pour des applications données.

1.4.5 Autres classifications

En outre, il est possible de distinguer les adhésifs selon leur base organique ou non organique, ainsi que leur composition : monocomposants ou bi-composant.

Le tableau (1.1) nous montre une classification des familles des adhésifs avec leurs caractéristiques principales et leurs atouts. En France, le SFCA ou Syndicat Français des Colles et Adhésifs propose la décomposition selon le tableau (1.2) [51]

Classification du SFCA
Les colles en solution dans l'eau • Les colles végétales • Les colles à base de dexterine • Les colles à base de caséine • Autres colles
Les colles synthétiques en dispersion (émulsions) dans l'eau
Les colles thermofusibles
Les colles réactives à base de polyuréthanes

TAB. 1.2. *La segmentation du Syndicat Français des Colles et Adhésifs*

Le CETIM (Centre Technique des Industries Mécaniques) propose la classification donnée dans le tableau (1.3).

Classification du CETIM
Colles solvants
Colles en dispersions et base aqueuses
Thermofusibles ou "Hot-melts"
Colles réactives et structurales

TAB. 1.3. *La segmentation du Centre technique des Industrie Mécaniques*

Il est intéressant de noter que parmi les différents adhésifs, les époxydes sont probablement les plus utilisés parmi les adhésifs structuraux [95]. Les époxydes sont des thermodurcissables, mono ou bi-composants. Ils se trouvent en forme liquide ou pateuse. Ils assurent un bon collage pour une grande gamme de matériaux : les métaux, les plastiques, et la plupart des polymères. Ils exhibent une bonne résistance chimique, sont peu volatiles durant la prise et, possèdent de faibles valeurs de retrait [95]. Les époxydes existent en monocomposant ou en bi-composant.

1.5 La préparation de surface

Toutes les recherches et études menées sur le collage montrent que la préparation de surface est un facteur primordial et une phase essentielle incontournable influençant la résistance ou la capacité de l'assemblage collé. Il est en effet généralement possible que les surfaces à coller soient contaminées par des substances indésirables et néfastes pour les performances finales de l'assemblage [183]. La préparation de la surface a donc pour but [42] [58] [54] :

- D'augmenter la rugosité du substrat pour favoriser l'accrochage de l'adhésif.
- D'améliorer le mouillage du substrat par la colle.
- D'éliminer les couches de faible cohésion sur le substrat.
- De modifier la composition chimique du substrat.
- De modifier l'énergie de surface.

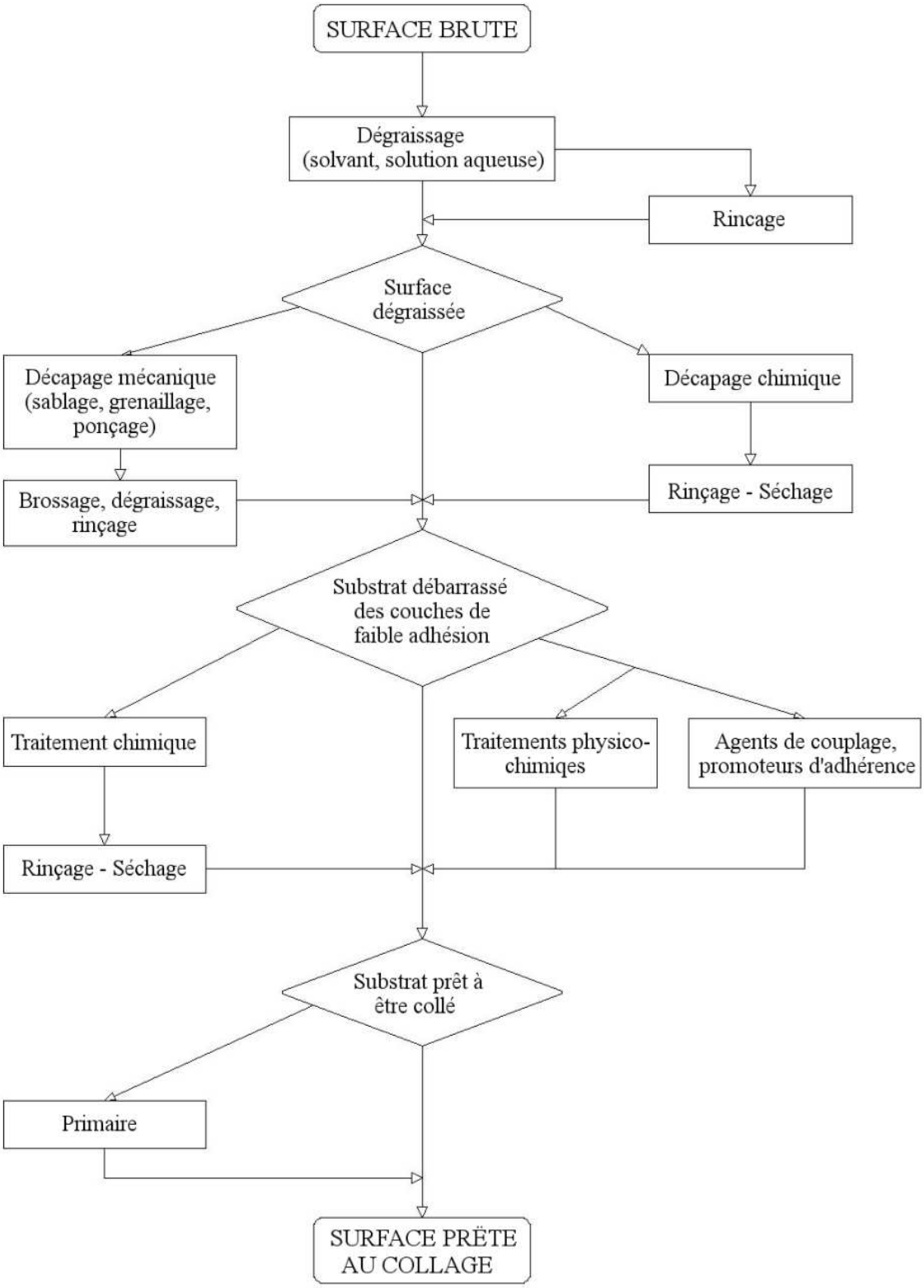


FIG. 1.5. *Opérations de traitement de surface*

L'organigramme en figure (1.5) résume les opérations de traitement de surface. La préparation de surface joue aussi un rôle important dans la durabilité de l'assemblage collé [11]. Le traitement de la surface doit être effectué de manière à ce que la différence entre les deux énergies superficielles du support et de l'adhésif soit la plus grande possible [122]. Il faut aussi noter que quel que soit le prétraitement retenu, il convient de coller les surfaces aussitôt que possible après leur prétraitement [183] et d'appliquer l'adhésif peu de temps après le nettoyage. Les différentes méthodes de traitement sont [169] :

1.5.1 Les traitements mécaniques

Leur principal objectif est de supprimer les couches de faible cohésion et d'augmenter la rugosité de surface. Diverses méthodes sont couramment mises en œuvre : le ponçage avec des toiles abrasives, le sablage, le grenaillage. A l'issue du traitement, un nettoyage des objets est toujours nécessaire pour éliminer les restes de grenaille ou d'abrasif.

Le sablage Le sablage est une technique industrielle de nettoyage des surfaces qui consiste à projeter un abrasif à grande vitesse à l'aide d'air comprimé au travers d'une buse sur le matériau à décaper. Il décape, désoxyde et enlève les couches superficielles fragiles ; il crée également une rugosité qui facilite l'accroche d'un revêtement.

Le ponçage Cette technique consiste à poncer la surface à encoller au moyen de revêtements abrasifs. Il faut ensuite prendre soin de nettoyer la surface pour se débarrasser des particules abrasives qui peuvent se déposer pendant l'opération. Les inclusions peuvent être éliminées par nettoyage chimique.

Le grenaillage Son principal objectif est de supprimer les couches de faible cohésion et d'augmenter la rugosité de surface. A l'issue du traitement, un nettoyage des objets est toujours nécessaire pour éliminer les restes de grenaille ou d'abrasif.

Le microbillage Le microbillage est un procédé de traitement de surface par impact. Il consiste à projeter des microbilles (généralement en verre) sur une surface dans le but de la décaper sans l'abîmer. La surface obtenue est satinée brillante. On utilise le microbillage pour le nettoyage, le décapage de pièces mécaniques de toutes matières ou, pour réaliser une finition esthétique sur l'inox ou les métaux non ferreux comme l'aluminium. Les applications du microbillage sont nombreuses et variées. Le microbillage se rapproche fortement du sablage et s'effectue avec les mêmes machines. Pour le microbillage, il y aura également création de contraintes de surface de compression.

1.5.2 Les traitements chimiques

Ce sont les traitements les plus utilisés à l'heure actuelle pour la préparation de surface. Par contre, ils sont soumis aux critiques notamment sur le plan environnemental. Des solutions sont cependant développées pour répondre aux nouvelles exigences réglementaires. Les traitements chimiques ont trois fonctions principales : le dégraissage, le décapage et la conversion.

Le dégraissage Le dégraissage est à la base de tous les traitements de surface. Il consiste à enlever les traces de graisse et tous les autres agents formant une couche intermédiaire de faible cohésion d'un autre élément. Le dégraissage est une étape préparatoire indispensable à une opération de traitement thermique ou de traitement de surface telle que le nickelage et la phosphatation. Le choix du produit de dégraissage et du procédé dépend de plusieurs critères : la nature du substrat, le type et la quantité de souillures présentes et la nature des pièces (complexités, taille, ...)

Le décapage Le décapage est un procédé qui consiste à éliminer une couche de matière déposée (volontairement ou non) sur la surface d'une autre matière (appelée le substrat). Généralement, il s'agit d'ôter des traces de corrosion (ou d'oxydation) ou une couche de vernis. Les décapages mécaniques sont souvent préférés à la solution chimique pour des pièces à géométrie simple car ils sont plus rapides et plus sélectifs. Par contre, pour des pièces à géométrie complexe, la solution chimique reste la référence. Les polluants les plus communs sur les métaux sont les oxydes et les hydroxydes. Le principe du décapage chimique réside dans la dissolution et l'éclatement de ces oxydes.

Les conversions Elles consistent à former une couche par réaction chimique entre le fer et l'environnement (gaz, bain liquide). Les traitements de conversion peuvent se faire par électrolyse (dépôt électrolytique) : la pièce à traiter est trempée dans un bain (solution, électrolyte ou « sauce ») et l'on fait passer un courant électrique entre une électrode et la pièce. Les ions de la solution migrent vers la pièce et réagissent pour former la couche de conversion ou le dépôt. Ce traitement n'est pas nécessaire pour toutes les surfaces car parfois un simple dégraissage peut suffire. Le traitement de conversion a pour fonction première de protéger le métal de la corrosion et d'augmenter la durabilité de l'interface et de l'adhésion.

1.5.3 Les traitements énergétiques

La fluoration La fluoration sert à modifier la tension de surface au cours d'une seule étape, sans charge mécanique. Elle se fait par substitution des atomes d'hydrogène des chaînes de molécules des polymères par des atomes de fluor afin d'obtenir de nouvelles propriétés de surface résistantes à long terme. Pour le traitement des plastiques, la fluoration présente des avantages significatifs par rapport aux autres procédés tels que le traitement à la flamme et, le traitement plasma.

Les traitements par plasma froid Le traitement Plasma est un procédé efficace pour nettoyer, activer ou enduire des matériaux tels que la matière plastique, le métal ou le verre. Généralement, les traitements plasmas sont utilisés pour améliorer la mouillabilité et les caractéristiques d'adhésion. Ce type de traitement est particulièrement adapté au traitement de matériaux thermosensibles tels que les polymères. Pour les plastiques, lors d'un nettoyage, les surfaces sont débarrassées des agents démoulants, plastifiants, ou autres additifs qu'elles peuvent contenir. L'activation permet d'assurer une meilleure adhésion des colles et des couches minces.

Le flammage Il s'agit d'un traitement de surface destiné à augmenter l'adhérence superficielle des matériaux avant application de substrats tel que colle, encre, primaire, base de teinte ou mousse. Les effets du flammage sont essentiellement utilisés dans le domaine de la plasturgie pour augmenter les énergies de surface des matières plastiques non exploitables à l'état brut. Ce traitement permet

également de brûler les contaminations organiques résiduelles telles que les huiles et les graisses pour lesquelles le dégraissage serait resté inefficace. Le flammage est un procédé simple à mettre en œuvre. Il est appliqué industriellement à des matériaux suffisamment épais et avec des géométries relativement simples.

Les traitements laser Afin d'améliorer l'adhésion, les traitements laser ou la radiation électromagnétique UV sont utilisés pour le nettoyage et la préparation de surface. Le traitement par laser permet d'éliminer totalement ou de manière sélective une couche superficielle recouvrant différents matériaux sans altérer le substrat. L'irradiation laser permet également d'obtenir, aussi bien sur les matériaux métalliques que sur les polymères, une rugosité très fine qui favorisera l'ancrage mécanique de l'adhésif.

1.6 Caractérisation des adhésifs

La performance des assemblages collés, leur résistance, ainsi que l'évolution des adhésifs au cours du temps, sont influencées par plusieurs facteurs tels que les propriétés des adhésifs, la structure interne des polymères et, d'autres facteurs. Pour la caractérisation des adhésifs on distingue deux grandes catégories :

- La caractérisation de l'adhésif à l'état massique.
- Les essais sur les assemblages collés.

Dans ce chapitre, on se limite à présenter la caractérisation des adhésifs à l'état massique. Les essais sur les assemblages collés sont détaillés au chapitre 2.

1.6.1 Caractérisation chimique des adhésifs

La chimie des matériaux joue un rôle essentiel sur les propriétés des colles et le comportement des joints collés. Les caractéristiques essentielles [58] [42] [43] sont la densité de réticulation, la température de transition vitreuse, la viscosité, la durée pratique d'utilisation et le ratio des composants dans le mélange.

La densité de réticulation La réticulation correspond à la formation d'un réseau ou d'une structure tridimensionnelle lors de la polymérisation des adhésifs. Elle existe par réaction chimique entre les pré-polymères et les durcisseurs, et, peut être accélérée par l'ajout de catalyseurs. Les noeuds de réticulation sont définis sur les sites de réaction. Les deux facteurs principaux qui influencent la densité de réticulation [42] sont la nature des constituants de l'adhésif et les conditions de mise en œuvre (surtout la température de polymérisation). La densité de réticulation est déterminée expérimentalement à partie du module E de l'adhésif par l'équation suivante :

$$E = 3.\rho.R.T/M_c$$

avec :

- E le module élastique à l'état caoutchoutique à 50°C au dessus de la température de transition vitreuse.
- T la température.
- ρ la masse volumique du matériau.
- R la constante des gaz parfaits.

On peut retenir qu'une densité de réticulation élevée donne une rigidité et une résistance élevée du joint, et, une densité plus faible donne une certaine souplesse ou une ductilité de l'adhésif [42]. Ainsi, les mécanismes réactionnels gouvernant le processus de réticulation sont complexes et dépendent des conditions de températures, des proportions des différents intervenants chimiques et de la présence ou non d'un catalyseur [43].

La température de transition vitreuse En augmentant la température, la mobilité des molécules augmente à cause de l'énergie thermique fournie. Le nombre de liaisons de Van der Waals diminue suite à cet affaiblissement de liaisons intermoléculaires. On définit alors la température de transition vitreuse par la température seuil du passage du polymère de l'état vitreux (comportement solide élastique) à l'état caoutchoutique (comportement viscoélastique). A noter que :

- La température de transition vitreuse augmente avec la densité de réticulation.
- La transition vitreuse est un phénomène réversible et est davantage observée pour les polymères thermoplastiques (peu cristallisés et peu réticulés).
- Lors du changement d'état du polymère, une variation dans les propriétés physiques et mécaniques aura lieu (comme dans le module d'élasticité par exemple).
- Selon Frigione et al. [109], la température de transition vitreuse joue un rôle important dans la durabilité des polymères.

La viscosité et la viscoélasticité Tout d'abord, la viscosité correspond à la résistance à l'écoulement uniforme et sans turbulence se produisant dans la masse d'une matière. Autrement dit, il s'agit du coefficient qui lie la vitesse de déformation (i.e. le taux de déformation par seconde) à la déformation. La viscosité de la colle est considérée comme un facteur essentiel surtout durant l'application de la colle. Pour une viscosité trop élevée, il est impossible de répartir la colle uniformément sur le support. Cependant, à trop faible viscosité (c.à.d grande fluidité) l'adhésion finale est réduite.
La viscoélasticité est la réaction à la contrainte d'un matériau se comportant comme si il était composé d'un solide élastique (ressort de module E) et d'un fluide visqueux newtonien (amortisseur de viscosité η) où l'écoulement serait dépendant de certains paramètres. Les polymères ont un comportement viscoélastique. Lors de l'application d'un chargement, les chaînes de l'adhésif ont une aptitude à glisser les unes par rapport aux autres à cause du chargement de l'adhésif.
Nous retiendrons que pour un bon mouillage, l'adhésif doit avoir une viscosité la plus faible possible (et une tension superficielle inférieure à celle du substrat à coller). En effet, Les adhésifs à faible viscosité ont généralement de très bonnes propriétés d'écoulement. Ils peuvent s'écouler dans les interstices les plus étroits et les aspérités de surface.

La durée pratique d'utilisation (DPU) Elle est également appelée durée de vie en pot. Comme la réaction chimique des deux composants A et B se déclenche immédiatement après leur mélange dans un "pot", le mélange obtenu aura alors besoin d'une application rapide. A défaut, la résistance du joint collé réalisé est altérée [121]. Il existe donc un certain temps préconisé entre le mélange des composants de l'adhésif et l'application sur les adhérents. Cette durée correspond à la durée pratique d'utilisation qui dépend de la réactivité des monomères A et B et peut varier de quelques minutes à quelques heures.

Le ratio des composants dans le mélange Les adhésifs réactifs bi-composant sont en général disponibles sous forme de deux composants qui doivent être mélangés selon un rapport de poids ou de volume défini par le fabricant. Cependant, la précision en quantité des deux composants dans la préparation du mélange est assez importante. En effet, à cause de l'excès en quantité de l'un des monomères ne participant plus aux réactions, la couche d'adhésif n'aura plus une prise complète. En conséquence, la liaison entre les deux adhérents peut être dégradée [121].

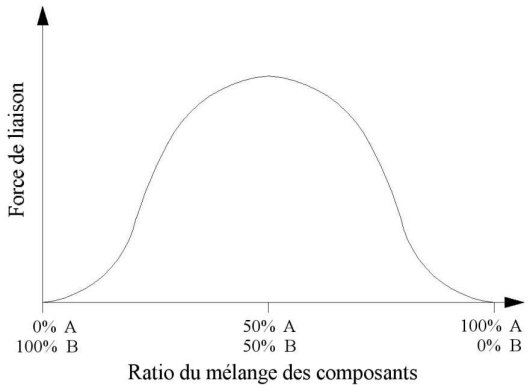


FIG. 1.6. *La force de liaison en fonction du ratio des composants [121]*

L'effet du temps sur la prise des adhésifs Les réactions de polymérisation sont assujetties à deux facteurs importants : le temps et la température. Pour expliquer l'influence du temps, la figure (1.7) montre la formation d'un polymère AB à partir de deux monomères A et B en fonction du temps. Il est intéressant de noter que :

- Pour un temps nul (à $t = 0$), le mélange contient seulement les deux monomères A et B dans le ratio défini.
- Ensuite (à $t = t_1$), les deux monomères commencent à réagir ensemble, et les premières molécules du polymère commencent à se développer.
- La concentration en monomères A et B diminue, tandis qu'en même temps, la portion des molécules du polymère AB développées augmentent.
- Plus la quantité du polymère AB formée au cours du temps augmente, plus la concentration en monomères A et B diminue.
- Finalement, la réaction se termine à cause de la diminution continue des deux composants A et B. L'adhésif commence à durcir et à développer une couche. On retiendra que les cinétiques ne sont pas linéaires.

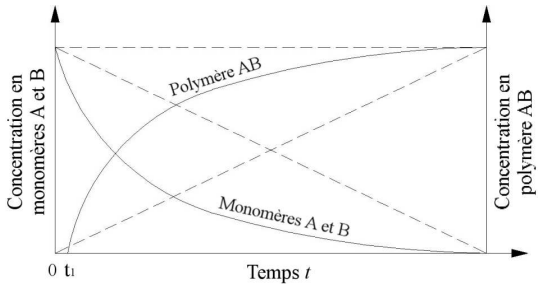


FIG. 1.7. *L'évolution de la formation du polymère au cours du temps [121]*

L'effet de la température sur la polymérisation des adhésifs Les réactions chimiques sont normalement accélérées par l'apport de chaleur, c'est à dire l'augmentation de la température [121]. Dans le cas des adhésifs réactifs, l'accroissement de la température conduit à une augmentation de la mobilité des molécules des monomères ainsi que leur probabilité de rencontre et, de la formation du polymère AB. Lorsque la vitesse de réaction augmente, l'adhésif durcit complètement et plus rapidement. Le temps de prise d'un adhésif réactif peut donc être réduit avec l'apport de chaleur.

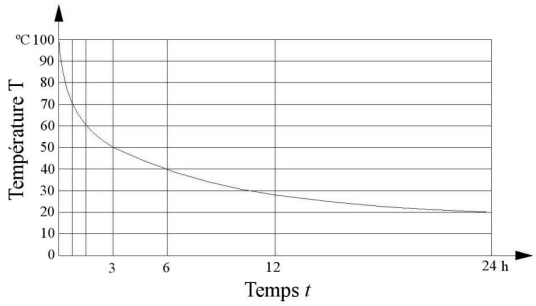


FIG. 1.8. *Relation entre la vitesse de réaction et la température de prise d'un adhésif réactif [121]*

1.6.2 Caractérisation mécanique des adhésifs

Afin de pouvoir dimensionner une structure collée, il convient de connaître les caractéristiques mécaniques soit de la colle elle même, soit de l'assemblage collé. En outre, pour pouvoir déterminer les contraintes dans un joint collé afin de prévoir son comportement et sa résistance à l'état limite de service, il est primordial de connaître les propriétés de l'adhésif et des adhérents. Le comportement en traction des adhésifs à l'état massique peut ainsi constituer une donnée d'entrée importante pour le calcul linéaire ou nonlinéaire des assemblages collés [151]. Pour obtenir ces caractéristiques, il est nécessaire de réaliser les essais adaptés [40].

1.6.2.1 Caractérisation sur adhésif à l'état massique

L'utilisation du collage structural est souvent limitée par un manque de données fiables sur le comportement non linéaire de l'adhésif au sein d'un assemblage à cause de la présence de singularités qui rendent les analyses des essais expérimentaux plus difficiles [64]. En outre, la connaissance des caractéristiques mécaniques intrinsèques des adhésifs telles que les modules d'élasticité et de cisaillement, les limites d'élasticité et les caractéristiques à la rupture (contraintes et déformations) en traction, compression et cisaillement sont essentielles pour le dimensionnement des structures [40]. Les essais de compression simple (NF EN ISO 604), de traction simple (NF EN ISO 527)(NF T 51034) et de cisaillement pur sont très importants pour caractériser l'adhésif. Il existe également des essais "combinés", un essai de torsion sur éprouvette tubulaire [98] et l'essai Brésilien.

Essai de traction simple L'objectif de l'essai de traction est d'obtenir les propriétés caractéristiques telles que la contrainte à la rupture, l'allongement à la rupture, le coefficient de poisson ainsi que le module de Young de l'adhésif. La résistance à la traction est définie à l'aide de l'essai normalisé de traction sur une éprouvette normalisée (éprouvette de type Haltère) réalisée en respectant la norme NF EN ISO 527 (Figure 2.3).

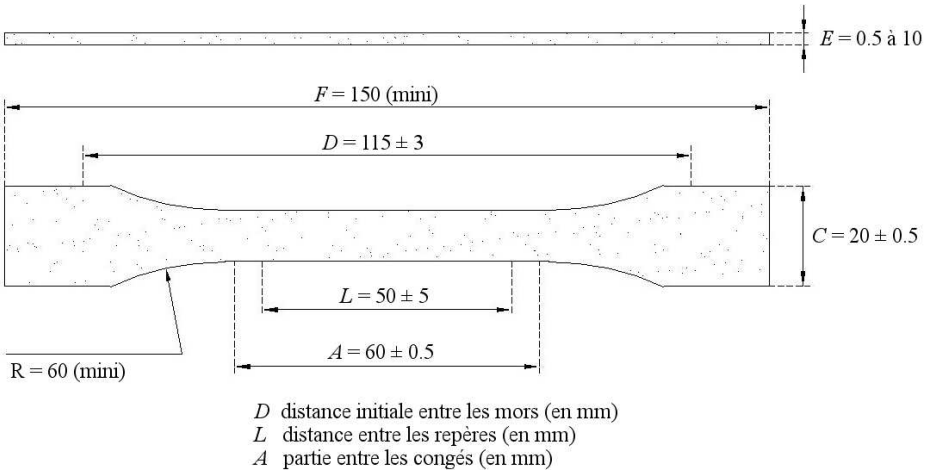


FIG. 1.9. *Dimension d'une éprouvette de traction de type Haltère selon NF EN ISO 527*

Essai de compression simple Le test de compression simple peut être facilement réalisé sur une éprouvette cylindrique (en cube, ou même tubulaire) pour évaluer la réponse du matériau subissant des contraintes de compression. Durant cet essai, l'éprouvette placée dans la presse est chargée progressivement jusqu'à sa rupture. On relève alors la force appliquée à la rupture. Les courbes contraintes-déformations obtenues peuvent être utilisées pour déterminer les propriétés visées.

Essai de cisaillement pur Il existe plusieurs méthodes pour réaliser des essais de cisaillement et calculer la résistance en cisaillement d'un adhésif. L'une des méthodes consiste à utiliser un échantillon tubulaire de l'adhésif massique et à le tester sous torsion [151].

Essai de torsion Le comportement en cisaillement des adhésifs peut être déterminé à partir d'essais de torsion sur des éprouvettes tubulaires collées bout à bout [36]. Lors de l'essai de torsion, on peut observer une déformation importante du joint de colle, ce qui n'est pas le cas dans les essais de traction ou compression. Il semble que l'action des substrats sur l'adhésif est bénéfique et limite l'influence des défauts dans le joint de colle [36]. L'essai de torsion présente l'avantage d'une sollicitation en cisaillement quasi-pure, et permet de remonter à des grandeurs intrinsèques de l'adhésif telles que le module élastique de cisaillement de l'adhésif ainsi que la contrainte et la déformation à la rupture [120].

Essai Brésilien L'essai consiste à obtenir la rupture par fendage d'un échantillon cylindrique de diamètre D et de hauteur H soumis à une charge de compression F appliquée sur deux génératrices opposées. Lors de l'essai de fendage, le cylindre est placé à l'horizontale entre les plateaux de la presse et la charge est augmentée jusqu'à la rupture par traction indirecte qui apparaît sous forme de fendage le long du diamètre vertical du cylindre.

1.7 La normalisation

Il existe plusieurs normes concernant les adhésifs, les méthodes de caractérisation et d'essais, le collage dans les diverses industries et le batîment [70]. Des normes spécifiques existent aussi pour l'aéronautique, les assemblages structuraux, l'électronique, le bois, ... Nous allons citer les principales normes concernant le collage des matériaux résistants, structuraux ou semi-structuraux, tels que les métaux, les plastiques, et le bois [70].

Association Française de Normalisation (AFNOR)		
NFT 76-011	08-80	Adhésifs. Classification des principaux adhésifs.
NFT 76-300	09-83	Adhésifs. Liste de méthode d'essais de caractérisation.
NFT 76-301	09-83	Adhésifs à l'eau. Liste de méthode de caractérisation.
NFT 76-303	09-83	Adhésifs à solvants organiques. Liste de méthode de caractérisation.
NF EN 26922	09-93	Adhésifs. Détermination de la résistance en traction des joints à bout.
NF EN 923	11-98	Adhésifs. Termes et définitions.
International Organization for Standardization (ISO)		
ISO 6922	12-87	Adhésifs. Détermination de la résistance en traction des joints à bout.
ISO 10363	12-92	Adhésifs thermofusibles. Détermination de la stabilité thermique.
ISO 10364	06-93	Adhésifs. Détermination du délai d'utilisation d'adhésifs multicomposants.
PR EN ISO 14678	09-95	Adhésifs. Détermination de la résistance au fluage (coulure).
ISO 4588	12-95	Adhésifs. Lignes directrices pour la préparation de surface des métaux.
ISO 13895	10-96	Adhésifs. Guide pour la préparation de surface des plastiques.
ISO 11003-1	12-01	Adhésifs. Détermination du comportement en cisaillement de joints structuraux.
American Society for Testing and Materials (ASTM)		
D 907-12a		Standard terminology of adhesives.
D 897-08		Standard test method for tensile properties of adhesive bonds.
D 4497-94	1999	Test method for determining oper time for hot melt adhesives.
D 4800-94	2011	Standard guide for classifying and specifying adhesives.
D 1084-08		Standard test methods for viscosity of adhesives.
D 6862-11		Standard test method for 90 degree peel resistance of adhesives.
D 5573-99	2012	Standard practice for classifying failure modes in Fiber-reinforced-plastics (FRP).
D 7447-08	2014	Standard practice for symoblizing adhesive applications.
Normes militaires		
MIL A 3316		Fire resistant adhesives.
MIL A 52194		Adhesive, epoxy.
MIL A 87135		Adhesive, non conductive for electrical application.

Tab. 1.4. *Quelques normes concernant le collage et les adhésifs.*

1.8 Conclusions

Le choix correct d'un adhésif pour une application donnée reste complexe en raison du nombre très important de produits sur le marché et de la diversité des applications. Il est donc nécessaire de bien analyser le cahier des charges de l'assemblage afin de cerner tous les critères de choix et de déterminer la famille d'adhésifs susceptibles de convenir. Les critères suivants doivent notamment être pris en compte [169] :

- La compatibilité de l'adhésif avec les matériaux à coller,
- Les températures minimales et maximales d'utilisation,
- L'environnement de l'assemblage (huile, carburant, humidité..)

- Les sollicitations mécaniques,
- L'adaptation entre la rugosité du substrat et la rhéologie de l'adhésif,
- Les conditions de durcissement (température, temps de prise..).

De manière générale, le choix final d'une référence précise d'adhésifs se fait en liaison avec les fournisseurs car les formulations évoluent très vite dans ce domaine.

L'utilisation de l'assemblage par collage au sein d'un processus de production s'accompagne d'un ensemble de précautions. Selon les industriels, les faiblesses et les verrous associés au collage doivent être étudiés dans le but de minimiser leurs impacts (citons par exemple la préparation de surface complexe avant collage, ou encore le temps de séchage complet parfois trop long qui pénalisent lourdement l'assemblage par collage au niveau des coûts). Des solutions pour ces problématiques sont déjà proposées. Par exemple, pour les matériaux organiques (plastiques, élastomères, composites), des traitements tels que le flammage, le traitement plasma ou "CORONA" existent. Ces traitements sont à voie sèche, rapides, efficaces et peu polluants [51]. En revanche, pour les matériaux métalliques, la faisabilité des traitements à voie sèche reste à étudier. Pour la majorité des applications, les évaluations de la durabilité des assemblages réalisés n'ont toutefois pas été menées [51].

Chapitre 2

Étude et analyse des joints collés

Ce chapitre *est dédié à l'étude et l'analyse mécanique des joints collés. Les différents types de joints sont cités. Les essais de caractérisation ainsi que les différentes théories analytiques sont présentés.*

Contents

2.1 Différents types de joints collés : 29
2.2 Le transfert des efforts dans les joints collés : 30
2.2.1 les principaux modes de sollicitations : 30
2.3 Les types et les modes de rupture : 31
2.3.1 Rappel sur la mécanique de la rupture 32
2.4 Caractérisation sur joint collé : 35
2.4.1 Les essais monotones : 35
2.4.2 Les essais d'adhérence de films minces : 40
2.5 Influence de la vitesse de traction : 41
2.6 Les approches analytiques de modélisation mécanique des assemblages collés en cisaillement : 41
2.6.1 L'analyse de Volkersen (1938) : 42
2.6.2 L'analyse de Goland et Reissner (1944) : 44
2.6.3 L'analyse de De Bruyne (1944) : 45
2.6.4 L'analyse de Demarkles (1955) : 46
2.6.5 L'analyse de Hart-Smith (1973) : 46
2.6.6 L'analyse d'Adams et Peppiatt (1973) : 48
2.6.7 L'analyse de Ojalvo et Eidinoff (1978) : 49
2.6.8 L'analyse de Oplinger (1991) : 50
2.6.9 L'analyse de Tsai et Morton (1994) : 52
2.6.10 L'analyse de Tsai, Oplinger et Morton (1998) : 52
2.6.11 L'analyse de Crocombe et Bigwood (1989) : 54
2.6.12 Autres analyses : 54
2.7 Les approches numériques : 54
2.7.1 L'approche éléments finis M4 : MPFEAP 55
2.7.2 Les approches de type mécanique des milieux continus 55
2.7.3 Les approches de type mécanique de la rupture 56
2.7.4 Les approches de type mécanique de l'endommagement-Modèles (CZM) . 56
2.7.5 Les approches éléments finis étendus (XFEM) [186] [153] 57
2.8 Conclusions 58

L'utilisation des matériaux composites est très répandue dans les domaines nautiques, aéronautiques, l' automobile et dans d'autres secteurs et industries. Une structure ne se trouvant presque jamais en un seule entité, la plupart des structures sont fabriquées en plusieurs parties qui sont ensuite connectées entre elles pour former la structure totale [179]. Les atouts de la technique de collage par rapport aux autres techniques traditionnelles telles que le rivetage, le vissage, ont rendu l'utilisation d'adhésifs pour l'assemblage des structures plus commune et de plus en plus pratiquée [176].

2.1 Différents types de joints collés :

Il existe une grande variété de configurations pour les joints collés. En fait, la forme géométrique du joint collé est souvent imposée par le produit [65]. On notera que la technique de collage respecte en général l'aspect esthétique du produit ou de la structure assemblée [164]. En outre, le choix de la géométrie utilisée est un compromis entre la simplicité d'élaboration, le type de sollicitation envisagé et la nature des résultats souhaités [43]. Parmi les joints collés les plus connus, on peut citer les joints à simple et double recouvrement (single and double lap joints), les joints massiques et annulaires en torsion (torsion butt joint and napkin ring test), les joints massiques sollicités en traction (butt joints), les joints en escalier (Stepped joints) et les joints biseautés (Scarf joints).

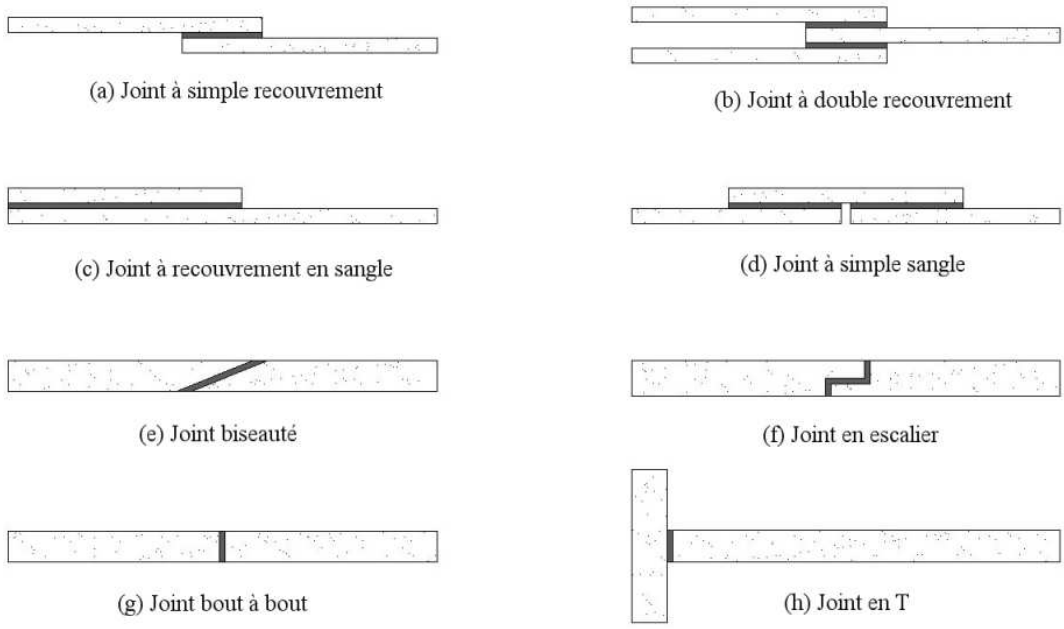


FIG. 2.1. *Différentes configurations de joints collés*

Parmi les joints collés les plus rencontrés et les plus étudiés dans la littérature, on retrouve les joints à simple et à double recouvrement qui sont la géométrie de base des joints collés. Pour atténuer les contraintes de pelage, certains auteurs se sont aussi intéressés aux joints ou jonctions en escalier et aux joints biseautés [166].

Le joint à simple recouvrement : Il permet la majorité du transfert des efforts par cisaillement dans l'adhésif. Il convient de noter qu'il existe de fortes concentrations de contraintes au bord de cet assemblage.

Le joint à double recouvrement : Il est en fait constitué de deux joints simples et, a une configuration symétrique qui élimine par conséquence la création d'un moment lors du chargement de l'assemblage. Le domaine d'application de ce type de joint est plus large que celui du joint à simple recouvrement.

Le joint en escalier : Ce type de joint est convenable pour assembler des adhérents épais (non utilisable pour les adhérents minces). Il est plus difficile à fabriquer mais s'avère efficace (surtout pour le rapport résistance/poids). A noter que la résistance du joint en escalier, pour une longueur de recouvrement constante, semble non affectée par le nombre de paliers. Plus le nombre de paliers augmente, plus la géométrie est proche de celle du joint biseauté [115].

Le joint biseauté : la résistance de ce type de joint est plus élevée que celle des joints à simple et à double recouvrement. Si le joint est très bien conçu, la contrainte d'arrachement tend à être négligeable. Il est davantage utilisé pour l'assemblage des métaux que pour les composites. La ductilité de ce type de joints est à priori moins importante que celle des autres configurations [115].

2.2 Le transfert des efforts dans les joints collés :

Afin de bien concevoir et prédimensionner un joint collé, il est d'abord nécessaire de comprendre les différents modes de sollicitations qui peuvent impacter un joint collé. Bien entendu, il existe plusieurs facteurs influençant le fonctionnement du joint collé, comme par exemple les sollicitations subies, la géométrie du joint, l'objectif de l'utilisation du joint qui ne sera pas le même par exemple en aéronautique et pour l'industrie automobile..).

2.2.1 les principaux modes de sollicitations :

La sollicitation normale : La traction ou la compression. Dans ce cas, les efforts sont perpendiculaires au plan du joint. Il est préconisé d'éviter de faire fonctionner un joint collé en traction puisqu'il est souvent difficile d'obtenir un alignement parfait des deux adhérents (et donc d'éviter du pelage ou du clivage).

Le clivage : Il a lieu lors de la non symétrie de chargement en traction, dans le cas où les deux adhérents sont de rigidités identiques ou proches.

le pelage : Les même conditions de chargement du clivage conduisent au pelage, lorsque les deux adhérents sont de rigidités éloignées (l'un est plus souple par rapport à l'autre).

Le cisaillement : Les joints collés sont généralement conçus pour transférer l'effort d'un adhérent à l'autre par cisaillement ; Les efforts sont alors parallèles au plan du joint de colle et leur répartition sera relativement uniforme dans la largeur. En outre, la ductilité du comportement du joint collé travaillant en cisaillement et/ou en compression conduit à un mode de rupture préférable contrairement au mode de rupture fragile lors de la traction, du pelage ou du clivage [58]. La majorité des guides de collage préconisent donc de concevoir des joints collés fonctionnant principalement en cisaillement et/ou en compression.

La torsion : Outre les modes de sollicitations cités ci-dessus, il est possible de solliciter le joint collé par torsion. La sollicitation correspond dans ce cas à une sollicitation de cisaillement non uniforme.

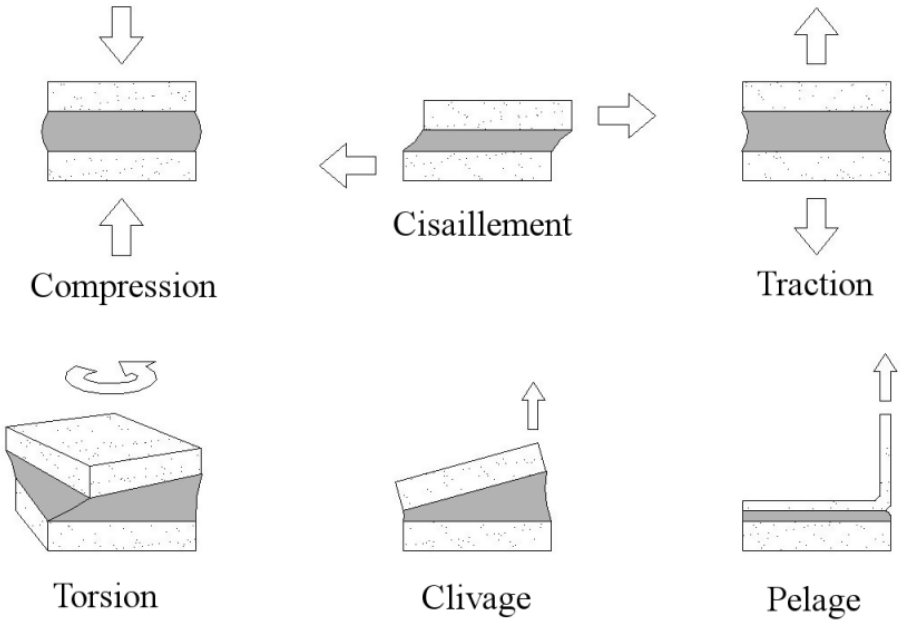


FIG. 2.2. *Différents modes de sollicitations*

2.3 Les types et les modes de rupture :

Avant de développer l'analyse des contraintes dans l'assemblage collé et de présenter les différentes théories analytiques, il est nécessaire d'aborder le sujet de la rupture des joints collés. Il s'agit en effet d'une connaissance primordiale pour pouvoir concevoir des assemblages collés performants. D'après la littérature, les types de rupture potentiels d'un joint collé peuvent se classer sous trois catégories principales (cf.figure 2.3) :

- Rupture adhésive interfaciale.
- Rupture cohésive de l'adhésif.
- Rupture cohésive de l'adhérent.

Interface/Interphase : L'interface correspond à la surface séparant deux milieux dont les propriétés physiques ou chimiques changent brusquement, tandis que l'interphase est une interface

d'épaisseur non nulle (éventuellement avec gradient de propriétés). Les propriétés dans l'interphase diffèrent de celles de l'adhésif et de l'adhérent.

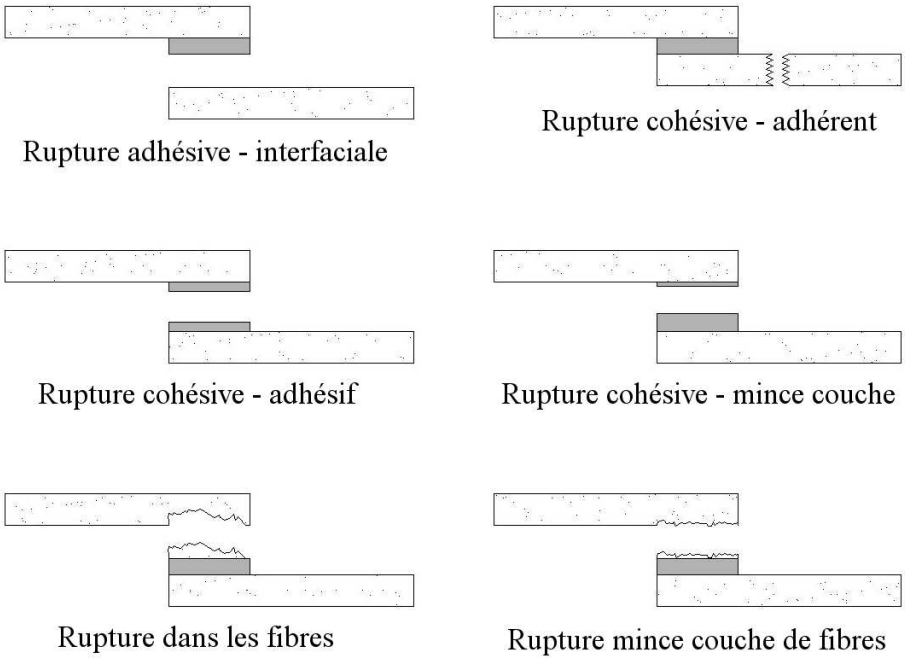


FIG. 2.3. *Ruptures rencontrées dans un joint collé*

La rupture adhésive : Elle a lieu à l'interface adhérent/adhésif et provient généralement d'un mauvais collage ou autrement dit d'une mauvaise préparation de surface.

La rupture cohésive : La rupture cohésive dans l'adhésif a lieu lorsque les contraintes dans l'adhésif dues à la force appliquée dépassent la contrainte limite de l'adhésif. Cette rupture a lieu en général à l'extrémité du joint là où il existe des concentrations de contraintes. De même, la rupture cohésive dans l'adhérent intervient lorsque la résistance de l'adhérent est atteinte.
Si un joint présente une rupture purement cohésive, cela indique que la préparation de surface et le prétraitement ont été correctement choisis et effectués [183]. Il est possible que la rupture des joints collés tende à être une combinaison des différents modes de rupture interfaciaux et cohésifs.

2.3.1 Rappel sur la mécanique de la rupture

Généralement, les défauts dans le matériau tels que les trous ou les entailles créent des concentrations locales de contraintes. Les fissures conduisant à la rupture se propagent alors à partir de ces singularités géométriques. D'autre part, des microfissures apparaissent, en particulier par clivage des inclusions qui vont se propager [144]. L'étude de la propagation des fissures fait partie de la mécanique de rupture [108]. Avant d'aborder les essais de caractérisation sur joints collés, il paraît utile de faire un petit rappel concernant des termes et des éléments de la mécanique de rupture, tels que les modes de rupture, le taux de restitution d'énergie, les facteurs d'intensité et de concentration de contraintes.

Les modes de rupture : En plus de connaître les faciès de rupture, il est nécessaire de connaître les trois modes de rupture de la mécanique de la rupture, à savoir :

- Le clivage (mode I)
- Le cisaillement longitudinal (mode II)
- Le cisaillement transversal (mode III)

De manière générale, une combinaison de ces trois modes aura lieu en situation réelle dans les joints collés.

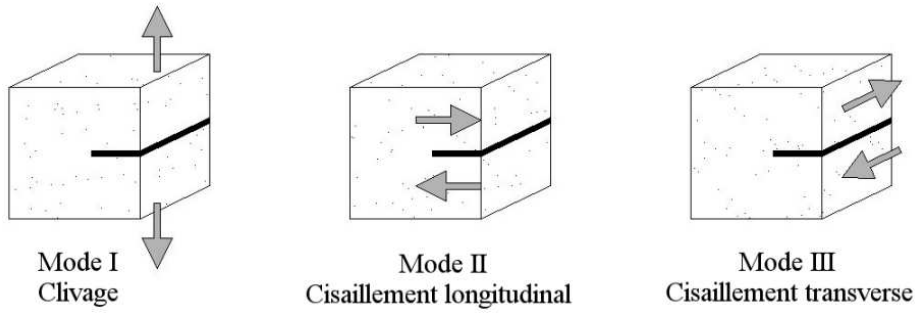


FIG. 2.4. *Les trois modes fondamentaux de rupture*

Le facteur de concentration de contrainte : Dans la zone de perturbation géométrique dans le matériau, les sollicitations externes augmentent les contraintes induites au niveau des défauts. Le facteur de concentration de contraintes correspondant K_σ est donné par :

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{local}}{\sigma_{global}} \tag{2.1}$$

avec σ_{local} la contrainte maximale induite par le défaut et σ_{global} la valeur de la contrainte en l'absence de défaut au point de localisation. Voici quelques exemples de la valeur de K_σ :

- $K_\sigma = 3$ pour un trou cylindrique
- $K_\sigma = (27 - 15\nu)/(14 - 10\nu)$ pour une sphère creuse (soit environ 2 pour les métaux)
- $K_\sigma = 1 + 2b/a$ pour une entaille elliptique (b=longueur grand axe, a=longueur petit axe)

Pour un défaut géométrique quelconque, on utilise une approximation en considérant une ellipse équivalente au défaut près du point où on cherche à évaluer K_σ. On aura alors :

$$K_\sigma = 1 + 2(a/\rho)^{1/2} \tag{2.2}$$

avec a la longueur de la demi-ellipse et $\rho = b^2/a$ le rayon de courbure au fond de l'entaille. L'équation(2.2)est généralement réduite au deuxième terme [144] :

$$K_\sigma \approx 2\sqrt{\frac{a}{\rho}} \tag{2.3}$$

Une réduction du rayon de courbure de l'entaille conduit donc à une augmentation du facteur de concentration de contraintes. A la limite et pour un rayon à fond d'entaille nul, le concept de facteur de concentration de contraintes n'est plus utilisable d'où le recours, pour décrire les singularités de contraintes à un nouveau facteur décrit dans le paragraphe suivant.

Le facteur d'intensité de contrainte K : L'existence d'un champ de contraintes singulier à l'extrémité des fissures d'après la mécanique de rupture signifie que les contraintes tendent vers l'infini au voisinage de cette extrémité (le rayon tend vers zéro). La solution est perturbée par la déformation plastique qui apparaît au voisinage de l'extrémité de la fissure, mais le champ singulier reste dominant si la déformation plastique reste suffisamment faible [108]. Ce champ de contraintes contenant σ_{xx}, σ_{yy}, σ_{xy} et σ_{zz} dépend de deux termes, le premier exprimé en $\frac{1}{\sqrt{2\pi r}}f(\theta)$ et d'un autre terme K indicé selon le mode de rupture (I, II ou III) qui intègre les conditions de chargement, la géométrie de la pièce et la dimension de la fissure. K est appelé ***le facteur d'intensité de contraintes***. Pour des géométries de fissures relativement classiques de longueur de fissure $2a$, le facteur d'intensité de contraintes en mode I est donné par :

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi.a} \tag{2.4}$$

Plus la longueur de fissure augmente, plus la valeur de K est importante. Au delà d'une certaine valeur K_c, la fissure va se propager très rapidement de façon instable et l'on assiste à la rupture brutale de la structure. K_c correspond à la ténacité du matériau.

Le taux de libération d'énergie G : L'énergie élastique emmagasinée en tête de fissure est exprimée par $W = 1/2\int_{Vol.}\overline{\sigma\epsilon}dv$, et, pour une petite augmentation de fissure da, un travail élémentaire est libéré dW/da. Cette grandeur sert à contrebalancer toute contribution s'opposant à la propagation [144] :

$$G = dW/da \tag{2.5}$$

G est aussi appelé taux de restitution d'énergie et est égal à la variation d'énergie potentielle totale V. Il représente la puissance mécanique disponible pour ouvrir une fissure de surface A, d'où :

$$G = -\frac{dV}{dA} \tag{2.6}$$

La relation entre G et K est donnée, par :

- Mode I :

$$\text{Contraintes planes :} \qquad G = \frac{K_I^2}{E} \tag{2.7}$$

$$\text{Déformations planes :} \qquad K = (1-\nu^2)\frac{K_I^2}{E} \tag{2.8}$$

- Plusieurs modes :

$$\text{Contraintes planes :} \qquad G = \frac{1}{E}(K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\nu}{E}K_{III}^2 \tag{2.9}$$

$$\text{Déformations planes :} \qquad K = \frac{1-\nu^2}{E}(K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\nu}{E}K_{III}^2 \tag{2.10}$$

Dans le cas d'une rupture sans déformation plastique (ou même avec une déformation plastique en tête de fissure très limitée), le critère de Griffith s'applique :

$$G > 2\gamma_s \tag{2.11}$$

γ_s étant l'énergie superficielle intrinsèque.
Pour la plupart des métaux, il faut ajouter le terme d'énergie plastique à celui de la surface dans l'équation de Griffith pour compenser la déformation plastique [144]. Pour résumer, lorsque la valeur de G excède la valeur critique γ_s, il apparaît de l'énergie cinétique. La fissure peut alors se propager. Si $G < \gamma_s$, la fissure doit se refermer et donc se stabiliser.

2.4 Caractérisation sur joint collé :

Il est primordial pour le dimensionnement des structures collées de disposer d'une connaissance des caractéristiques mécaniques du collage en lien avec les sollicitations auxquelles il est soumis (traction, compression, cisaillement, pelage et clivage) [168]. Il existe plusieurs types d'essais destinés à étudier le comportement mécanique des joints collés (on notera que l'obtention des caractéristiques de l'adhésif lui même à partir de ces essais n'est valable ou fiable que pour une rupture cohésive dans la colle). On distingue deux catégories d'essais :

- Les essais monotones
- Les essais de fatigue

On se limite dans ce chapitre à détailler les essais monotones. Un autre chapitre sera consacré à l'étude des joints collés en fatigue avec les essais correspondants.

2.4.1 Les essais monotones :

Ces essais sont couramment utilisés dans le but de caractériser le collage à l'interface des assemblages collés. Ces essais sont rapides et faciles à mettre en œuvre [168]. On distingue deux grands types d'approches :

- Les essais relevant de la mécanique classique,
- Les essais relevant de la mécanique de la rupture.

2.4.1.1 Les essais relevant de la mécanique classique :

Ces tests mécaniques sollicitent la structure dans son ensemble, jusqu'à la rupture [30]. Il est alors possible de caractériser des phénomènes comme la plasticité et l'endommagement.

L'essai de traction : Les essais de traction sur joints collés sont peu représentatifs des conditions de travail des joints collés usuels [84]. Le transfert d'effort dans une structure collée par traction, directement ou indirectement (arrachement), est le mode de chargement le plus sévère. En effet, la résistance du joint dans ce cas dépend essentiellement de la résistance à la traction de la colle elle même (généralement faible). Pour cela, il est souvent préconisé de concevoir des joints collés qui fonctionnent sous des chargements de cisaillement et/ou compression, et, d'essayer de minimiser les contraintes de traction. En pratique, il existe toujours des contraintes de traction. Il est donc utile d'avoir recours à des tests de traction fiables définis dans les normes [1].
L'essai de traction le plus courant est l'essai de traction bout à bout "Butt joint"(ISO 6922-1987) où deux pièces identiques alignées et assemblées bout à bout par une couche d'adhésif homogène sont testées. D'après [11], lorsque le joint est épais, on assiste à un étranglement au niveau de l'adhésif influençant donc la mesure de la contrainte. Si le joint est de faible épaisseur, l'état de contrainte n'est plus uniaxial. [160] présente pour ce cas une corrélation entre le module d'Young apparent mesuré E' et le module d'Young véritable E, reliés par l'équation (2.12).

$$\frac{E'}{E} = \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \tag{2.12}$$

La forme que prend l'adhésif déformé pendant cet essai dépend essentiellement de la géométrie de l'éprouvette et des propriétés des matériaux (adhérents et adhésif). Le coefficient de poisson de la couche d'adhésif est un des facteurs principaux influençant la forme de l'adhésif déformé [159].

Des variations de la configuration de cet essai sont incluses dans ASTM D897, ASTM D2095, et dans BS EN26922 (ISO6922). Les éprouvettes peuvent avoir une section aussi bien circulaire que carrée.

L'essai de cisaillement : Bien que l'énergie de rupture soit une propriété physique très intéressante, la résistance en cisaillement τ_c des joints à simple recouvrement est largement utilisée pour dimensionner et étudier les assemblages collés [65]. En effet, les essais de cisaillement reproduisent les conditions de sollicitation les plus proches de celles des joints usuels. Il existe plusieurs variations et configurations pour ce test. Les joints à simple recouvrement et à double recouvrement sont les plus utilisés. Ces configurations sont faciles à mettre en œuvre [84]. Différentes normes décrivent l'essai de cisaillement. Il est conseillé d'utiliser des adhérents d'une grande épaisseur visant à limiter leur déformation et ainsi à homogénéiser le cisaillement de l'adhésif. On notera que, surtout dans le cas des joints à simple recouvrement, la distribution de la contrainte de cisaillement à l'intérieur de l'adhésif n'est presque jamais uniforme. Il existe des concentrations de contraintes au bord du joint. Ceci constitue le problème essentiel lors de l'optimisation des joints collés. La présence d'une contrainte d'arrachement est généralement inévitable et elle peut influencer le mode de rupture du joint collé. Ces contraintes normales sont induites par le moment de flexion imposé. En passant à la géométrie de double recouvrement, il est possible de minimiser ces contraintes normales sans pouvoir les annuler totalement. D'après Cognard [65], la reproductibilité de l'essai de cisaillement n'est pas bonne (il existe des variations allant jusqu'à 30% sur des échantillons quasiment semblables) ce qui explique les écarts observés dans la littérature.

Les essais de flexion : Il existe plusieurs variantes d'essais de flexion : trois points (ISO 14679-1997) et quatre points. L'essai consiste à fléchir une éprouvette jusqu'à rupture totale de l'assemblage ou même jusqu'à décohésion de l'interface [117]. Dans [55], l'auteur considère que la déformation a lieu en mode II, pour un essai de flexion trois points. Pour un système élastique, nous obtenons :

$$G = \frac{4.5(l.F)^2}{E.b^2.e_s^3} \tag{2.13}$$

avec l la longueur de fissure, E le module d'Young du substrat et e_s son épaisseur. Il est également possible de trouver des dispositifs en flexion avec variation d'inclinaison de l'interface du collage (les inclinaisons privilégiées sont 0°, 45°, 60° et 90°). La géométrie permet d'obtenir une sollicitation mixte en compression et en cisaillement [168]. La méthode est simple à mettre en œuvre. L'énergie de rupture pour un essai de flexion quatre points est donnée par [177] :

$$G = \frac{(F.L)^2}{8.E.b}[\frac{1}{I_1} - \frac{1}{I_2}] \tag{2.14}$$

avec I_1 et I_2 les moments d'inertie respectifs de la plaque inférieure et de l'assemblage.

L'essai TAST (Thick Adherend Shear Test) : Cet essai (ISO 11003-2) ressemble à un essai de cisaillement sur joint à double recouvrement mais avec des substrats rigides et épais. Dans Kadioglu et al. [132] le TAST est utilisé pour étudier et comparer cinq types d'adhésifs ayant différents degrés de fragilité ou de ductilité. Dans Cognard et al. [67] l'influence de l'épaisseur de l'adhésif sur le comportement des assemblages collés est étudiée en utilisant le dispositif TAST.

L'essai Napkin Ring Test : Cet essai (NF EN 14869-1, ISO 11003-1) consiste à solliciter en torsion deux cylindres collés bout à bout. Ce type de test sert à obtenir le module de cisaillement ainsi que la résistance en cisaillement des adhésifs. Il est aussi très utilisé comme test de caractérisation des joints collés. Dans ce cas, les deux cylindres adhérents sont joints par un adhésif. Plusieurs études préconisent de retirer les bourrelets de colle et d'utiliser des éprouvettes tubulaires relativement fines afin d'obtenir un cisaillement constant dans le joint de colle. La contrainte de cisaillement à une distance R de l'axe central est donnée par la relation :

$$\tau = \frac{2TR}{\pi(R_0^4 - R_i^4)} \tag{2.15}$$

avec T le moment de torsion appliqué, R_0 le rayon extérieur et R_i le rayon intérieur.

L'essai V-Notched Beam Test : Ce test a été originalement développé par losipescu [146] pour mesurer la résistance en cisaillement des métaux. Ensuite il a été modifié par Walrath and Adams [201] [202] pour déterminer les caractéristiques en cisaillement des composites. Enfin la méthode modifiée et standardisée dans ASTM D 5379/5379M-98 a été développée pour caractériser des polymères et des adhésifs. La méthode est également utilisée pour caractériser des joints collés [118] [207]. L'éprouvette est formée de deux adhérents métalliques collés. Le mode de rupture est identique à celui de l'essai ARCAN.

L'essai Arcan : La méthode ARCAN peut être utilisée pour déterminer les propriétés en cisaillement des adhésifs. Les propriétés déterminées sont les mêmes que pour la méthode V-Notched Beam. La déformation en cisaillement est mesurée soit en collant deux jauges biaxiales d'un côté et de l'autre de l'échantillon, soit à l'aide d'un extensomètre. Le joint consiste en deux adhérents métalliques symétriques. L'alignement des deux adhérents est critique pendant ce test. En effet, un petit désalignement peut provoquer une rupture prématurée de l'éprouvette. L'essai ARCAN est bien décrit par Cognard et al. [68] [69]. L'état de sollicitation dans ce test est biaxial, et, permet donc d'étudier l'influence de la composante hors plan sur le comportement du joint. Les éprouvettes du dispositif ARCAN sont plus faciles à réaliser que celles du Napkin-Ring Test [58]. Une comparaison a été déjà faite entre les résultats des deux essais ARCAN et TAST [66].
Les essais TAST, Ring Test ainsi qu' Arcan sont utilisés comme des essais de référence pour la caractérisation des adhésifs aussi bien que pour le cisaillement des joints collés [197].

2.4.1.2 Les essais relevants de la mécanique de la rupture :

L'essai de pelage : Les essais de pelage jouent un rôle important et essentiel dans le développement des adhésifs [1]. En effet, les adhésifs sont connus pour leur faible résistance au pelage [151]. L'essai de pelage est considéré peu représentatif des conditions réelles de sollicitation des assemblages collés. Cependant, l'essai est très utilisé, et, il permet de caractériser assez aisément l'adhérence des revêtements minces [84]. Afin d'obtenir un joint collé performant, il est nécessaire de minimiser les contraintes de pelage (arrachement). L'essai de pelage consiste à mesurer la force nécessaire pour séparer à vitesse constante deux substrats collés. La résistance au pelage correspond alors à la force moyenne par unité de largeur de l'adhérent requise pour séparer progressivement les deux substrats, D'après Cognard [65], le pelage est une méthode idéale de mesure. En effet, la vitesse de déplacement (vitesse de pelage) étant constante (contrôlée par la machine de traction), la relation entre la force mesurée et l'énergie de rupture paraît simple (surtout dans le cas élastique linéaire).

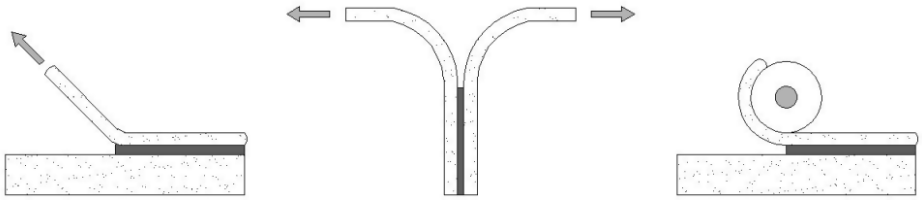


FIG. 2.5. *Les essais de pelage*

D'après [54], la sollicitation est nommée pelage dans le cas d'angles supérieurs à 30 degrés. Les essais de pelage utilisés pour séparer une bande mince d'un substrat rigide sont populaires et utilisés pour par exemple déterminer la résistance au pelage des métaux minces (des alliages d'aluminium..). L'essai de pelage est aussi utilisé pour comparer des adhésifs. Les essais de pelage couramment utilisés sont les suivants :

- Pelage en T (NF-EN 14173, ISO 11339-1993)
- Pelage sur rouleaux (NF-EN 1464, ISO 4578)
- Pelage au tambour grimpant (ASTM D 1781)
- Pelage à 180 degrés (NF-EN 28510-2, ISO 8510-2)
- Pelage à 90 degrés (NF-EN 28510-1, ISO 8510-1)

Outre l'angle de pelage, la vitesse de pelage, la température ainsi que l'état de surface influencent l'énergie de pelage.

L'essai de clivage : Il s'agit d'un test de la mécanique de la rupture. On parle de clivage dans le cas où les adhérents sont identiques ou sont de rigidité proche. Le but de l'essai est de quantifier l'énergie de rupture ou bien le taux de restitution d'énergie. La sollicitation pendant ce test se fait en mode I.

I- L'essai de clivage en coin (ISO 15107)(Wedge Cleavage Test) : Ce test est parfois appelé essai de clivage Boeing. Il repose sur les principes de la mécanique de la rupture élastique linéaire pour calculer le taux de restitution d'énergie G_c [130]. Lors de ce test, on crée une fissure

FIG. 2.6. *L'essai de coin*

par introduction ou enfoncement progressif d'un coin bien dimensionné effilé d'épaisseur Δ entre les plaques et on observe l'évolution progressive de la longueur de la fissure. Ce test est largement utilisé dans l'aéronautique et il est reconnu comme une méthode fiable dans l'étude de la durabilité des joints collés. Dans le cas où les deux adhésifs ne sont pas identiques, on parle de clivage asymétrique. Dans ce cas l'énergie de rupture G se calcule à l'aide de l'équation (2.16)

$$G = \frac{3h^2 E_1 e_1^3 E_2 e_2^3}{8.l^4[E_1 e_1^3 + E_2 e_2^3]} \tag{2.16}$$

Avec une longueur L grande devant h (la hauteur du coin), E_1 et E_2 les modules d'Young des deux adhérents d'épaisseur e_1 et e_2, h l'épaisseur du coin et l la longueur de fissure. Pour un clivage

symétrique (les deux substrats sont identiques), $E_1 = E_2 = E$ et $e_1 = e_2 = e$, l'équation (2.16) se simplifie :

$$G = \frac{3h^2 E.e^3}{16.l^4} \tag{2.17}$$

II- L'essai DCB (Double Cantilever Beam) : D'après Mostovoy [154] il s'agit de la plus ancienne méthode de mesure de l'énergie de rupture. Ce test a été considérablement utilisé dans le milieu académique, mais peu développé dans le monde industriel [1]. Contrairement au test du clivage en coin contrôlé en déplacement imposé, le DCB est contrôlé en force. Pendant ce test, les

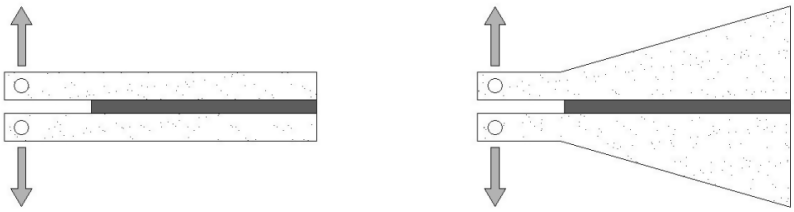


FIG. 2.7. *Les essais DCB et TDCB*

forces de traction sont perpendiculaires à la ligne de fissure. Dans le cas d'un système élastique, G est défini par l'équation :

$$G = \frac{12.F^2.l_0^2}{E.b^2.e_s^2} \tag{2.18}$$

La méthode est bien décrite dans ASTM D3433 et BS 7991. L'inconvénient de la méthode réside dans la variation de la valeur de G avec la longueur de fissure :

$$G_0 = \frac{F^2}{2.e_s}(\frac{dC}{da}) \tag{2.19}$$

C étant la complaisance. Andersson et Biel [14] ont ainsi utilisé des tests DCB pour déterminer des relations contrainte-déformation.

III- L'essai TDCB (Tapered Double Cantilever Beam) : Dans ce cas l'éprouvette est d'épaisseur variable. Cette géométrie a pour but de rendre la mesure de G indépendante de la longueur de fissure (complaisance constante), d'où :

$$G_0 = \frac{4P^2}{b^2 E} m \tag{2.20}$$

Le paramètre m est tel que : $m = (3.l^2/e_s^3) + (l/e_s)$

Les essais DCB et le TDCB sont considérés comme les essais de mesure de l'énergie de rupture les plus précis et performants [30] malgré leur coût et leur difficulté de mise en œuvre.

L'essai ENF (End Notched flexure test) : Parmi les essais de caractérisation en mode II des joints collés qui servent à déterminer G_{IIc}, cet essai est le plus répandu et le plus utilisé. Ce test consiste à solliciter une éprouvette DCB dans un dispositif de flexion trois points [30] dans le cas du 3ENF. Dans le cas du 4ENF il s'agit d'une flexion quatre points. Dans Davidson et Sun

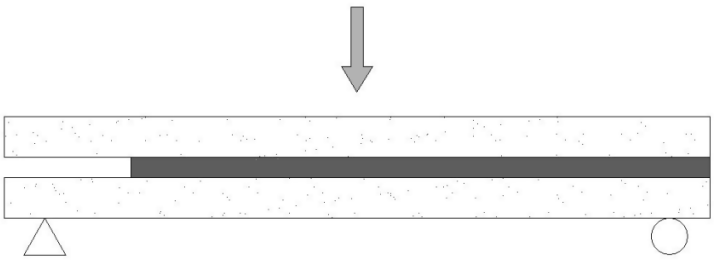


FIG. 2.8. *L'essai End Notched Flexure (ENF)*

[85], l'influence des paramètres comme le frottement et la géométrie sur les résultats du 3ENF et 4ENF est étudiée. Pour le ENF trois points, la valeur de G_{IIc} est donnée par :

$$G_{IIc} = \frac{9P^2a^2}{16Eb^2h^3} \tag{2.21}$$

avec P la charge appliquée, E le module d'Young des adhérents dans la direction longitudinale, b la largeur de l'éprouvette, h l'épaisseur de l'adhérent et a la longueur de la fissure.

Les essais de caractérisation en mode mixte : Ces essais présentent un intérêt lorsque les sollicitations induisent clairement un mode mixte de sollicitation [31]. Les deux essais connus pour la caractérisation en mode mixte sont le MMB-Mixed Mode Bending (ASTM D6671) pour lequel le ratio G_I/G_{II} varie avec les modules d'Young des adhérents et le CLS-Crack Lap Shear où la rupture en mode II est dominante avec un rapport de G_I/G_{II} se situant entre 0.2 et 0.3 [1].

2.4.2 Les essais d'adhérence de films minces :

Les essais les plus pratiqués sont regroupés en deux catégories [84]. On se limite ici à les citer :

Les essais semi-quantitatifs
Pelage par bande adhésive
Abrasion
Flexion
Les essais quantitatifs
Arrachement
Pelage
Indentation normale ou interfaciale
Blister test [182]
Rayure
Décollement spontané et par dépôt additionnel

TAB. 2.1. *Essais d'adhérence de films minces*

2.5 Influence de la vitesse de traction :

Il est important d'étudier l'effet de la vitesse de traction sur la résistance des joints collés et plus particulièrement à des vitesses d'essai relativement élevées [33]. Plusieurs auteurs ont étudié l'effet généralement combiné de la vitesse de chargement avec le mode de chargement.
Une analyse des contraintes de rupture des joints collés en fonction de la vitesse de traction montre qu'elles sont une fonction croissante de la vitesse [40], avec des ruptures adhésives pour les basses vitesses et devenant progressivement cohésives en augmentant la vitesse. Il est souvent préconisé de préciser la vitesse de sollicitation à laquelle est associée la valeur de rupture en traction-cisaillement. Dans le cas des adhésifs vitreux, la vitesse de cisaillement a peu d'influence sur l'énergie nécessaire à la rupture [65]. On retiendra qu'en général dans les tests normalisés (la vitesse de traction est généralement de $10mm/min$), le comportement et les résultats ne sont pas trop représentatifs du comportement de l'assemblage collé sur site où les vitesses de traction sous charge sont très lentes [40].

Après avoir abordé les divers essais de caractérisation sur les assemblages collés et vu que ces assemblages sont en général conçus dans le but de transférer l'effort d'un adhérent à l'autre par cisaillement, nous allons dans ce qui suit présenter les différentes approches analytiques qui s'intéressent à la modélisation du transfert d'effort dans ce mode.

2.6 Les approches analytiques de modélisation mécanique des assemblages collés en cisaillement :

Les joints collés sont initialement conçus pour transmettre l'effort d'un adhérent à l'autre par cisaillement. Cependant, à cause de l'excentricité induite par la géométrie des joints collés, il existe une contrainte normale d'arrachement qui peut être importante et contribuer à la rupture prématurée du joint collé [213]. L'étude et l'analyse des joints collés paraît primordiale pour mieux estimer les niveaux des contraintes à l'intérieur de l'assemblage collé et pouvoir dimensionner et optimiser les assemblages. Afin de prévoir la résistance de l'assemblage, il est nécessaire de connaître la distribution des contraintes et de disposer d'un modèle avec un critère de rupture [81]. Vu que l'essai de cisaillement est l'essai le plus courant et le plus utilisé à cause de sa mise en œuvre pratique et simple, et, de sa proximité avec les conditions réelles du fonctionnement de la plupart des assemblages collés, un grand nombre des recherches dans la littérature a été dédié à l'étude et l'analyse des joints collés en cisaillement. La solution exacte du champ de contrainte dans ces joints est difficile à obtenir à cause de plusieurs paramètres tels que la complexité géométrique et la nonlinéarité des adhésifs. Ceci a résulté en un grand nombre de solutions développées, chacune avec ses propres hypothèses et simplifications [106].
Lorsqu'on étudie un joint à simple recouvrement, si on se place dans l'hypothèse que les substrats sont rigides et que l'adhésif se déforme seulement en cisaillement, l'analyse simple indique que la contrainte de cisaillement à l'intérieur de la colle est uniforme et est telle que :

$$\tau = \frac{P}{bl} \tag{2.22}$$

avec P la charge appliquée, b la largeur du joint et l la longueur de recouvrement. Cette analyse de base n'est cependant pas réaliste et des modèles plus élaborés sont nécessaires pour comprendre les phénomènes induits dans le cas du collage structural et du transfert des efforts par cisaillement.

2.6.1 L'analyse de Volkersen (1938) :

En 1938, O.Volkersen [198] a été le premier à proposer une méthode analytique avec un modèle « Shear Lag » pour analyser les joints collés. Dans sa théorie, il a analysé l'assemblage collé en tenant compte du concept « Differential shear » [11]. L'équation (2.22) nous montre que si les adhérents sont infiniment rigides, le cisaillement est supposé constant tout le long de la colle et que la contrainte de traction dans l'adhérent supérieur décroît linéairement entre les points A et B (figure (2.9)). Cependant, pour des adhérents élastiques, la contrainte de cisaillement dans l'adhésif n'est plus uniforme, et, la contrainte de traction dans les adhérents entre A et B n'évolue plus linéairement (figure (2.9)). C'est ce qu'on appelle le concept « differential shear ».

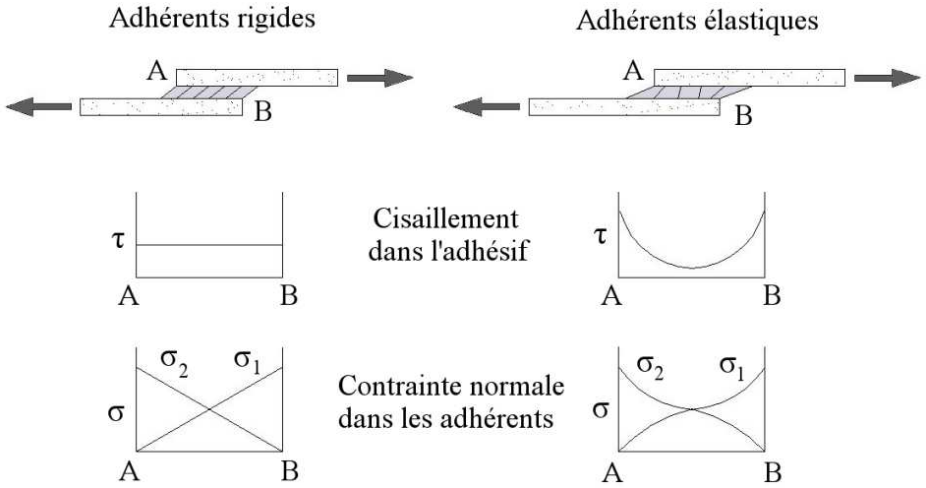


FIG. 2.9. *Profil de contraintes pour adhérents rigides et élastiques*

Dans son analyse, O.Volkersen a fait certaines hypothèses :

- Le cisaillement induit par la flexion des substrats (dû à l'excentricité des efforts) est négligé,
- Les adhérents sont parfaitement élastiques et se déforment seulement en traction,
- La colle est parfaitement élastique et se déforme en cisaillement longitudinal,
- L'analyse est uniaxiale et l'effet du coefficient de poisson dans la largeur est négligé.

D'après ce modèle, la distribution de la contrainte de cisaillement dans l'adhésif est donnée par :

$$\tau = \frac{P\omega}{2b}\frac{\cosh(\omega x)}{\sinh(\frac{\omega l}{2})} + \left(\frac{t_t - t_b}{t_t + t_b}\right)\left(\frac{\omega l}{2}\right)\frac{\sinh(\omega x)}{\cosh(\frac{\omega l}{2})} \tag{2.23}$$

avec

$$\omega = \sqrt{\frac{G_a}{E t_t t_a}\left(1 + \frac{t_t}{t_b}\right)}$$

Le concept « Shear Lag », identifie l'existence d'une distance requise pour transférer l'effort d'un adhérent à l'autre. Il existe un certain décalage ou retard (Lag en anglais) avant que les contraintes normales axiales se mettent en équilibre pour distribuer l'effort entre les deux adhérents. Dans l'équation de O.Volkersen (2.23), $\left(\frac{1}{\omega}\right)$ correspond alors à cette distance caractéristique de retard (Lag) au niveau de laquelle la contrainte de cisaillement a décru de 37% de la valeur maximale [212]. t_t est l'épaisseur de l'adhérent supérieur, t_b est celle de l'adhérent inférieur, t_a est l'épaisseur de la colle, b la largeur de la surface collée, l la longueur de recouvrement, E le module d'Young des adhérents , G_a le module de cisaillement de l'adhésif et P la charge appliquée. L'origine des

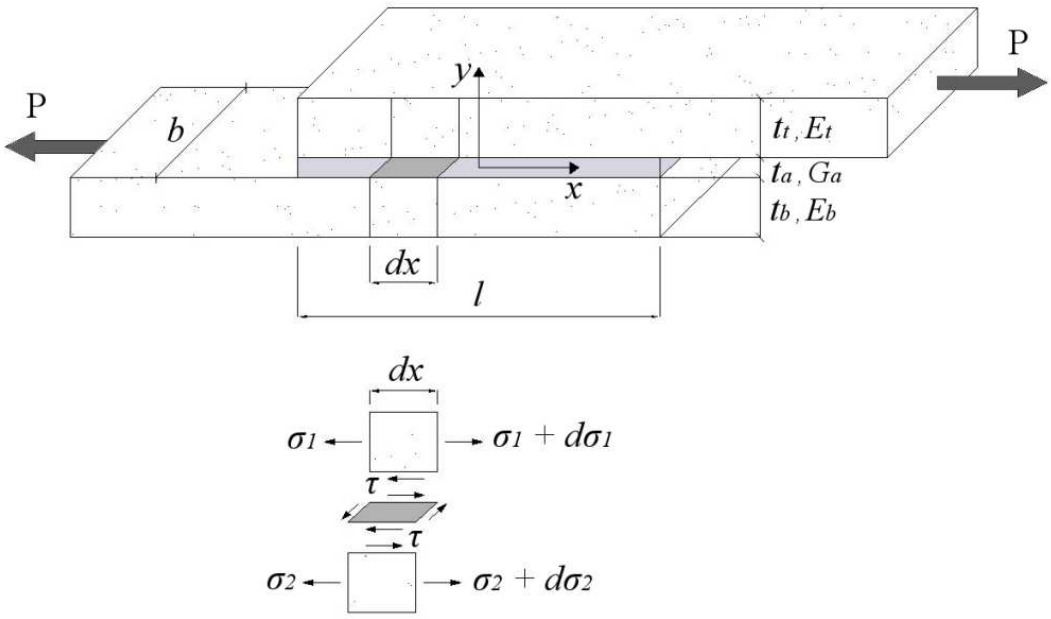


FIG. 2.10. *Joint collé étudié par O.Volkersen*

abscisses x correspond au milieu de la longueur de recouvrement cf.figure (2.10).
Pour des adhérents de module d'Young différents, l'équation (2.23) devient :

$$\tau = \frac{P\omega}{2b}\frac{\cosh(\omega x)}{\sinh(\frac{\omega l}{2})} + \left(\frac{E_t t_t - E_b t_b}{E_t t_t + E_b t_b}\right)\left(\frac{\omega l}{2}\right)\frac{\sinh(\omega x)}{\cosh(\frac{\omega l}{2})} \tag{2.24}$$

et ω devient :

$$\omega = \sqrt{\frac{G_a}{E_t t_t t_a}\left(1 + \frac{E_t t_t}{E_b t_b}\right)}$$

L'équation (2.23) montre que pour deux adhérents d'épaisseurs différentes, la contrainte dans l'adhésif est maximale. Ce cisaillement maximal se situe du côté de l'adhérent le moins épais. Par ailleurs, la contrainte dans l'adhésif est minimale dans le cas de deux adhérents identiques $t_t = t_b = t$. Si on prend l'hypothèse que le joint est suffisamment long de sorte que $\sinh(\omega l) = \cosh(\omega l)$, on obtient [170] :

$$\tau = \frac{\omega P}{2} = \sqrt{\frac{G_a}{E t_t t_a}\left(1 + \frac{t_t}{t_b}\right)}\frac{P}{2} \tag{2.25}$$

Cette formule donne plusieurs résultats importants concernant la concentration de contrainte dans l'adhésif pour le joint à simple recouvrement :

- Pour les joints suffisamment longs, la valeur maximale de la contrainte est indépendante de la longueur du joint,
- La concentration de contrainte augmente avec le module de cisaillement de l'adhésif,
- La concentration de contrainte augmente si les modules d'Young des adhérents et l'épaisseur de l'adhésif diminuent.

2.6.2 L'analyse de Goland et Reissner (1944) :

L'article publié par Goland et Reissner en 1944 [114] est l'un des articles les plus cités dans le domaine de l'analyse des joints collés. Ils ont été les premiers à prendre en compte l'excentricité due au non alignement des efforts dans le cas d'un joint à simple recouvrement. En effet, dans le cas du joint à simple recouvrement, le moment de flexion (dû à l'excentricité) tend à créer des contraintes d'arrachement [81]. Afin de résoudre ce problème géométrique nonlinéaire, Goland et Reissner ont simplifié le problème en un problème linéaire dans la longueur de recouvrement avec des chargements appliqués aux extrémités. Goland et Reissner ont ainsi pu exprimer la contrainte de cisaillement et la contrainte d'arrachement dans l'adhésif. Ils ont procédé en deux étapes : tout d'abord ils ont déterminé le chargement aux deux extrémités de la longueur de recouvrement dans la section rectangulaire du joint ; puis ils ont calculé les contraintes dans la colle en suivant une hypothèse de déformations planes. Les hypothèses prises dans leur analyse sont les suivantes :

- Les substrats et la colle sont parfaitement élastiques,
- La contrainte normale parallèle à x dans la couche de colle est négligée,
- Le problème est supposé en déformations planes (La profondeur est considérée importante devant les épaisseurs des substrats).

Goland et Reissner ont considéré deux cas limites :

- La couche de colle est supposée trop mince et rigide de façon à pouvoir complètement négliger sa flexibilité. Dans ce cas, la flexibilité du joint dépend seulement des adhérents. La zone de recouvrement est alors traitée comme une seule entité. Ce cas est aussi valide pour des couches de colle relativement épaisses mais qui possèdent des propriétés similaires (ou bien du même ordre que celles des adhérents). Ce cas est généralement compatible avec le bois épais et les adhérents plastiques [81]. On a dans ce cas :

$$\frac{t_a G}{t G_a} < 0.1 \qquad \text{et} \qquad \frac{t_a E}{t E_a} < 0.1 \tag{2.26}$$

- Le second cas suppose que la couche de colle est relativement épaisse par rapport aux adhérents et, toute la flexibilité est alors due à celle de l'adhésif. Ce cas est applicable pour les joints à adhérents métalliques (comme dans le cas des structures des avions). Dans ce cas on obtient :

$$\frac{t G_a}{t_a G} < 0.1 \qquad \text{et} \qquad \frac{t E_a}{t_a E} < 0.1 \tag{2.27}$$

avec G le module de cisaillement des adhérents, G_a celui de l'adhésif, E et E_a les modules d'Young respectifs des substrats et de l'adhésif. Goland et Reissner ont utilisé un facteur k pour le moment de flexion. Ce paramètre reflète la valeur de la charge appliquée. Un second facteur k' relie la charge appliquée par unité de largeur $\overline{P}$ au moment de flexion et à l'effort tranchant. Aux extrémités de la longueur de recouvrement, on retrouve le moment de flexion $M = k\frac{\overline{P}t}{2}$ et, l'effort tranchant $V = k'\frac{\overline{P}t}{c}$ avec t l'épaisseur des adhérents ($t_1 = t_2$) et c la demi longueur de recouvrement.
Pour des valeurs de chargement faible, k et k' sont approximativement égaux à 1 et le joint n'est pas en rotation. Avec l'augmentation de la force de chargement, le joint commence à tourner ; k et k' et par conséquence M et V diminuent. Dans le modèle de Goland et Reissner l'expression de la contrainte de cisaillement est donc la suivante :

$$\tau = -\frac{1}{8}\frac{\overline{P}}{c}\left\{\frac{\beta c}{t}(1+3k)\frac{\cosh(\beta x/t)}{\sinh(\beta c/t)} + 3(1-k)\right\} \tag{2.28}$$

avec :

$$k = \frac{\cosh(u_2 c)}{\cosh(u_2 c) + 2\sqrt{2}\sinh(u_2 c)}$$

$$u_2 = \sqrt{\frac{3(1-\nu^2)}{2}}\frac{1}{t}\sqrt{\frac{\overline{P}}{tE}}$$

$$\beta^2 = 8\frac{G_a}{E}\frac{t}{t_a}$$

La contrainte d'arrachement est donnée par :

$$\sigma = \frac{1}{\Delta}\frac{\overline{P}t}{c^2}[A+B] \tag{2.29}$$

avec :

$$A = \left(R_2\lambda^2\frac{k}{2} + \lambda k'\cosh(\lambda)\cos(\lambda)\right)\cosh\left(\frac{\lambda x}{c}\right)\cos\left(\frac{\lambda x}{c}\right)$$

$$B = \left(R_1\lambda^2\frac{k}{2} + \lambda k'\sinh(\lambda)\sin(\lambda)\right)\sinh\left(\frac{\lambda x}{c}\right)\sin\left(\frac{\lambda x}{c}\right)$$

$$k' = \frac{kc}{t}\sqrt{3(1-\nu^2)\frac{\overline{P}}{tE}}$$

$$\lambda = \gamma\frac{c}{t}, \qquad \gamma^4 = 6\frac{E_a}{E}\frac{t}{t_a}, \qquad \Delta = \frac{1}{2}(\sin(2\lambda) + \sinh(2\lambda))$$

$$R_1 = \cosh(\lambda)\sin(\lambda) + \sinh(\lambda)\cos(\lambda)$$

$$R_2 = -\cosh(\lambda)\sin(\lambda) + \sinh(\lambda)\cos(\lambda)$$

Dans les équations précédentes, l'origine des abscisses x correspond au milieu de la longueur de recouvrement. Un exemple numérique peut montrer que pour un même joint collé à simple recouvrement (et vérifiant la relation (2.27) dans le cas de Goland et Reissner) Volkersen et Goland/Reissner obtiennent la même allure de la contrainte de cisaillement avec une plus haute concentration de contraintes (parfois deux fois plus importante) aux bords pour l'analyse de Goland et Reissner. Le problème de l'analyse de Goland et Reissner est lié à la négligence de l'épaisseur de l'adhésif et à la non prise en compte du cisaillement transverse [112]. Sous la condition de déformation plane, le module d'Young des adhérents devrait donc être remplacé par $E' = \frac{E}{1-\nu^2}$ comme énoncé dans Wua et al. [205]

2.6.3 L'analyse de De Bruyne (1944) :

Pendant la même période en 1944, De Bruyne [87] a aussi proposé un modèle de calcul pour les joints à simple recouvrement en prenant en compte la rotation du joint. Il a introduit dans son analyse un facteur égal à la racine carrée de l'épaisseur des substrats par la longueur du recouvrement. Un facteur élevé signifie que le rapport entre la force à la rupture et la longueur de recouvrement est constant. Une faible valeur du facteur signifie que la force à la rupture est

indépendante de la longueur de recouvrement. La contrainte de cisaillement selon le modèle de De Bruyne est donnée par :

$$\tau = \frac{R_1}{\sinh R_2}\left[(\beta-1)\cosh(\frac{R_2 x}{L}) + \cosh\left(R_2(1-\frac{x}{L})\right)\right] \tag{2.30}$$

avec :

$$\alpha = \frac{G_a L^2}{E_2 t_2 t_a}, \qquad \beta = 1 + \frac{E_2 t_2}{E_1 t_1}$$
$$R_1 = \sqrt{\frac{\alpha}{\beta}}, \qquad R_2 = \sqrt{\alpha\beta}$$

G_a étant le module de cisaillement de l'adhésif, E_1, E_2 et t_1, t_2 respectivement les modules d'Young et les épaisseurs des deux adhérents.

2.6.4 L'analyse de Demarkles (1955) :

En 1955, Demarkles [91] a amélioré le modèle de Volkersen en prenant en compte la déformation de cisaillement des adhérents. L'expression de la répartition de la contrainte de cisaillement dans la couche de colle, pour le cas de deux adhérents du même matériau isotrope mais d'épaisseurs différentes [166], est la suivante :

$$\tau = \frac{\eta_D L}{\sinh(\eta_D L)}\left[\frac{t_2\cosh(\eta_D x) + t_1\sinh(\eta_D L - \eta_D x)}{t_1 + t_2}\right]\tau_{moy} \tag{2.31}$$

avec :

$$\eta_D = \sqrt{\frac{2GG_a(t_1+t_2)}{Et_1t_2(2Gt_a + G_a(t_1+t_2))}}$$

avec G le module de cisaillement des adhérents, G_a celui de l'adhésif, E le module d'Young des substrats, t_1 et t_2 les épaisseurs des substrats, L la longueur de recouvrement, et x variant entre 0 et L.

2.6.5 L'analyse de Hart-Smith (1973) :

L'analyse de Hart-Smith [127] en 1973 est considérée parmi les travaux les plus importants sur les joints collés, prenant en compte la plasticité de l'adhésif [81] [82] pour les joints à simple recouvrement [127] et les joints à double recouvrement [126]. Hart-Smith a développé les analyses de O.Volkersen, De Bruyne et les travaux de Goland Reissner (par la présentation d'une expression alternative pour le facteur de moment). Dans son analyse, Hart-Smith a représenté la plasticité de la colle en utilisant un modèle élasto-plastique pour la contrainte de cisaillement et a incorporé dans ses solutions les effets thermiques et les effets de déséquilibres en rigidité. Une fois la plasticité de l'adhésif prise en compte, la prédiction de la résistance du joint collé est plus élevée que dans le cas d'un calcul purement élastique [81]. Selon Hart-Smith, la répartition de la contrainte de cisaillement dans la couche de colle est donnée par :

$$\tau = A_2\cosh(2\lambda' x) + C_2 \tag{2.32}$$

avec :

$$\lambda' = \sqrt{\left[\frac{1+3(1-\nu^2)}{4}\right]\frac{2G_a}{t_a E t}}$$

$$A_2 = \frac{G_a}{t_a E t}\left[\overline{P} + \frac{6(1-\nu^2)M}{t}\right]\frac{1}{2\lambda'\sinh(2\lambda' c)}$$

$$C_2 = \frac{1}{2c}\left[\overline{P} - 2\frac{A_2}{2\lambda'}\sinh(2\lambda' c)\right]$$

$$M = \overline{P}\left(\frac{t+t_a}{2}\right)\frac{1}{1+\xi c+\frac{\xi^2 c^2}{6}}$$

$$\xi^2 = \frac{\overline{P}}{D}, \qquad D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$$

D étant la raideur de l'adhérent en flexion et les variables $\overline{P}$, G_a, t_a, E, E_a, ν, t et c représentant les mêmes paramètres que ceux des modèles de O.Volkersen ou de Goland et Reissner.
La contrainte d'arrachement est donnée par :

$$\sigma = A\cosh(\chi x)\cos(\chi x) + B\sinh(\chi x)\sin(\chi x) \tag{2.33}$$

$$\chi^4 = \frac{E_a}{2Dt_a}$$

$$A = -\frac{E_a M[\sin(\chi c) - \cos(\chi c)]}{t_a D\chi^2 e^{(\chi c)}}$$

$$B = \frac{E_a M[\sin(\chi c) + \cos(\chi c)]}{t_a D\chi^2 e^{(\chi c)}}$$

Hart-Smith a aussi considéré la plasticité de la contrainte de cisaillement dans l'adhésif en conservant les contraintes d'arrachement à l'état élastique [82]. La contrainte de cisaillement est alors modélisée avec une approximation bilinéaire élastique parfaitement plastique. La longueur de recouvrement est divisée en trois régions : une centrale, dont le comportement est élastique, de longueur d, et deux régions plastiques de part et d'autre chacune de longueur $(l-d)/2$ (il est supposé que la colle se plastifie sur une longueur de $(l-d)$). Les abscisses x et x' sont définies sur la figure (2.11).

Dans la région élastique, le problème est résolu en fonction du cisaillement selon l'équation :

$$\tau = A_2\cosh(2\lambda' x) + \tau_p(1-K) \tag{2.34}$$

et la déformation en cisaillement dans la zone plastique selon :

$$\gamma = \gamma_e\left\{1 + 2K[(\lambda' x')^2 + \lambda' x'\tanh(\lambda' d)]\right\} \tag{2.35}$$

avec τ_p la contrainte de cisaillement plastique et :

$$A_2 = \frac{K\tau_p}{\cosh(\lambda' d)}$$

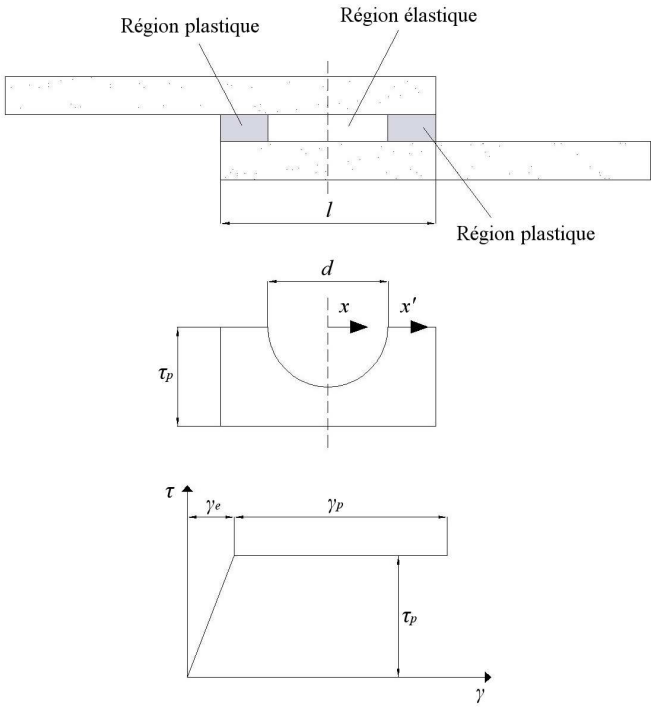


FIG. 2.11. *La plasticité dans la couche d'adhésif selon Hart-Smith[127]*

K et d sont résolus itérativement à partir des équations :

$$\frac{\overline{P}}{l\tau_p}(\lambda' l) = 2\lambda'\left(\frac{l-d}{2}\right) + (1-K)(\lambda' d) + K\tanh(\lambda' d) \tag{2.36}$$

$$\left[1 + 3k(1-\nu^2)\left(1+\frac{t_a}{t}\right)\right]\frac{\overline{P}}{\tau_p}\lambda^2\left(\frac{l-d}{2}\right) = 2\left(\frac{\gamma_p}{\gamma_e}\right) + K\left[2\lambda'\left(\frac{l-d}{2}\right)\right]^2 \tag{2.37}$$

$$2\left(\frac{\gamma_p}{\gamma_e}\right) = K\left\{\left[2\lambda'\left(\frac{l-d}{2}\right) + \tanh(\lambda' d)\right]^2 - \tanh^2(\lambda' d)\right\} \tag{2.38}$$

où γ_e et γ_p sont respectivement les déformations élastiques et plastiques en cisaillement de l'adhésif. On donne une valeur initiale au facteur du moment de flexion k et on résout le système d'équations pour trouver P, K et d. Le processus est répété jusqu'à convergence de k.

2.6.6 L'analyse d'Adams et Peppiatt (1973) :

Adams et Peppiatt [9] [10] ont pu vérifier l'existence du cisaillement plan associé à l'effet Poisson. Dans leur analyse, ils ont négligé la contrainte d'arrachement et la contrainte axiale dans l'adhésif.

Les contraintes de cisaillement dans la couche de colle d'après Adams et Peppiatt sont données par :

$$\tau_{13} = \frac{P\sqrt{K_a}}{b}\left(\frac{1-\psi\left(1-\cosh(\sqrt{K_a}L)\right)\cosh(\sqrt{K_a}x)}{\sinh(\sqrt{K_a}L)} - \psi\sinh(\sqrt{K_a}x)\right) \tag{2.39}$$

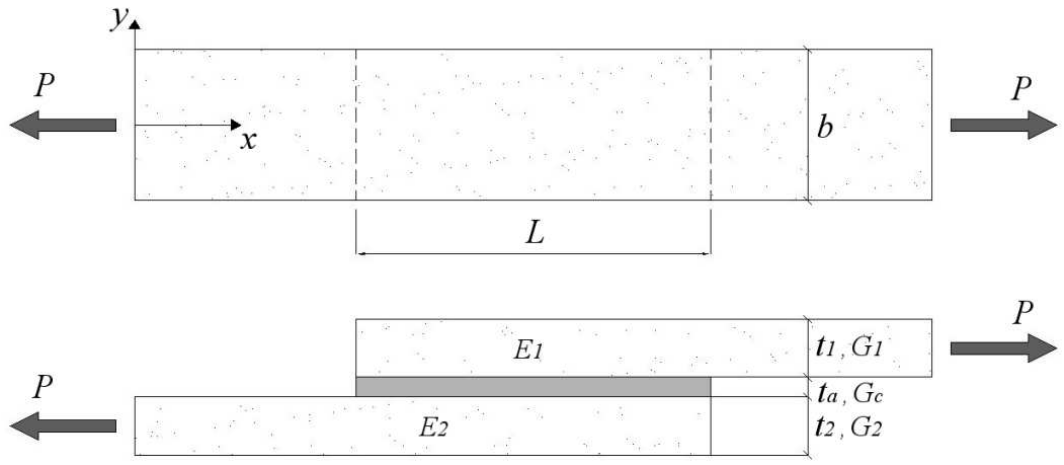


FIG. 2.12. *Joint collé étudié par Adams et Peppiatt*

$$\tau_{12} = \frac{t_1 t_2 \sqrt{K_a}}{t_1 E_1 + t_2 E_2} . \frac{\sinh(\sqrt{K_a} y)}{\cosh(\sqrt{K_a} b/2)} \left((\nu_1 E_2 + \nu_2 E_1 \frac{t_1}{t_2}) \sigma_{11} - \nu_2 E_1 \frac{P}{b t_2} \right) \tag{2.40}$$

avec :

$$K_a = \frac{2 G_1 G_2 G_a (E_1 t_1 + E_2 t_2)}{E_1 t_1 E_2 t_2 (t_1 G_2 G_a + t_2 G_1 G_a + 2 t_a G_1 G_2)}$$

$$\psi = \frac{E_2 t_2}{E_1 t_1 + E_2 t_2}$$

$$\sigma_{11} = \frac{P}{b t_1} \left(1 - \psi [1 - \cosh(\sqrt{K_a} x)] - \frac{\left[1 - \psi \left(1 - \cosh(\sqrt{K_a} L)\right)\right] \sinh(\sqrt{K_a} L)}{\sinh(\sqrt{K_a} x)} \right)$$

σ_{11} est la contrainte axiale dans les adhérents et est supposée constante dans la largeur du joint. L'origine des x est le bord gauche du joint et l'origine des y (dans la largeur du joint) est le milieu de la largeur (figure (2.12)).

2.6.7 L'analyse de Ojalvo et Eidinoff (1978) :

Ojalvo et Eidinoff [161] se sont basés sur le modèle de Goland et Reissner. Ils ont modifié quelques coefficients dans l'équation de la contrainte de cisaillement en introduisant des nouveaux termes aux équations différentielles et avec des nouvelles conditions aux limites [170]. Toutes les analyses sont faites dans une base non dimensionnelle avec : $\tau^* = \tau/\overline{\tau}$, $\sigma^* = \sigma/\overline{\tau}$, $x^* = x/c$, et tel que $\overline{\tau} = \overline{P}/2c$.
La contrainte de cisaillement non dimensionnelle selon Ojalvo et Eidinoff est donnée par :

$$\tau^* = A \cosh\left(\lambda \sqrt{2 + 6(1+\beta)^2} x^*\right) + B \tag{2.41}$$

avec :

$$A = \frac{2\lambda(1 + 3(1+\beta)^2 k)}{\sqrt{2 + 6(1+\beta)^2} \sinh\left(\lambda \sqrt{2 + 6(1+\beta)^2} x^*\right)}$$

$$B = 1 - \frac{A \sinh\left(\lambda\sqrt{2+6(1+\beta)^2}\right)}{\lambda\sqrt{2+6(1+\beta)2}}$$

$$\lambda^2 = \frac{G_a c^2}{E^* t h} \qquad \text{et} \qquad \beta = \frac{h}{t}$$

$E^* = E$ pour les adhérents en état de contraintes planes et $E^* = \frac{E}{1-\nu^2}$ en état de déformations planes. G_a, c, E et t sont les paramètres définis précédemment et h l'épaisseur de l'adhésif. k est le facteur du moment fléchissant du modèle de Hart-Smith.
La contrainte non dimensionnelle maximale à l'interface est donnée par :

$$\tau^{**} = \tau^* \pm \Delta\tau^* \tag{2.42}$$

avec :

$$\Delta\tau^* = \frac{G_a h}{2E_a}\sigma^{*'}$$

La contrainte d'arrachement non dimensionnelle est donnée par :

$$\sigma^* = C\sinh(\alpha_1 x^*)\sin(\alpha_2 x^*) + D\cosh(\alpha_1 x^*)\cos(\alpha_2 x^*) \tag{2.43}$$

avec :

$$\alpha_1^2 = \frac{3\beta\lambda^2}{2} + \frac{\rho}{2}, \quad \alpha_2^2 = -\frac{3\beta\lambda^2}{2} + \frac{\rho}{2}, \text{ et } \rho^2 = \frac{24E_a c^4}{E^* h t^3}$$

Les constantes C et D sont obtenues en substituant les dérivées de l'équation (2.43) dans les équations (2.44) et (2.45)

$$\sigma^{*'''}(\pm 1) - 6\beta\lambda^2\sigma^{*'}(\pm 1) = \mp k\gamma\rho^2(1+\beta) \tag{2.44}$$

$$\sigma^{*''}(\pm 1) = k\gamma\rho^2(1+\beta) \tag{2.45}$$

avec $\gamma = t/2c$.

2.6.8 L'analyse de Oplinger (1991) :

Oplinger [162] [163] partant de l'analyse de Goland et Reissner, a présenté une analyse plus détaillée en prenant en compte les effets des larges déformations négligés par Goland et Reissner et Hart-Smith pour un cas purement élastique et pour des joints équilibrés [166]. Il a aussi considéré la déformation individuelle de chaque adhérent. Les résultats trouvés par Oplinger sont similaires à ceux trouvés par Goland et Reissner pour un grand ratio entre l'épaisseur de l'adhérent et l'épaisseur de l'adhésif, et, présentent des différences considérables pour des adhérents relativement minces [81]. Oplinger a défini un nouveau facteur de moment fléchissant :

$$k_n = \frac{R_1(1+R^2C_2) + 8R_2\frac{\tanh\left(\mu_1\frac{\lambda}{2}\right)}{\tanh\left(\mu_2\frac{\lambda}{2}\right)}R(C_1 - C_2)}{R_1 + 8R_2\frac{\tanh\left(\mu_1\frac{\lambda}{2}\right)}{\tanh\left(\mu_2\frac{\lambda}{2}\right)}RC_1 + \sqrt{8}(1+R^2C_1)\tanh(\mu_1\lambda/2)} \tag{2.46}$$

Avec l la longueur de recouvrement ($l = 2c$ dans l'analyse de Goland et Reissner), l_0 la longueur de chaque adhérent à l'extérieur de recouvrement, et $L = l_0 + l/2$.

$$R = \frac{U}{\beta}, \qquad U = t\xi, \qquad \beta = \sqrt{\frac{t_a G}{tE'}}$$

$$\xi^2 = \frac{\overline{P}}{D}, \qquad D = \frac{E't^3}{12}, \qquad E' = \frac{E}{1-\nu^2}$$

$$R_1 = \frac{\sqrt{8\nu_1}}{R}, \qquad R_2 = \sqrt{\frac{\nu_2}{8}}$$

$$\nu_1, \nu_2 = a \pm b \qquad a = 4\left(1 + \frac{3}{4}\frac{t}{t_a}\right) + \frac{R^2}{4}, \qquad b = \sqrt{a^2 - R^2}$$

$$\mu_1 = \frac{U^2}{2t^2}, \qquad \mu_2 = -2\frac{\beta^2}{t^2}, \qquad \lambda = \frac{l}{t}$$

$$C_1 = \frac{J_1}{64 J_2}, \qquad C_2 = \frac{1}{48 J_2}$$

$$J_1 = \frac{1}{R_2^2 - \frac{R^2}{16}}, \qquad J_2 = \frac{R_2^2}{4R_2^2 - 1}$$

En prenant les mêmes notations [166], on peut déterminer les facteurs de moments de flexion selon Goland et Reissner et selon Hart-Smith :

$$k_{GR} = \frac{1}{1 + \sqrt{8}\tanh\left(\frac{U\lambda}{2\sqrt{8}}\right)} \tag{2.47}$$

$$k_{HS} = \frac{1}{1 + U\frac{\lambda}{2} + \frac{U^2\lambda^2}{24}} \tag{2.48}$$

La contrainte de cisaillement selon Oplinger est alors :

$$\tau = \frac{\mu_1}{2t}\Delta_{h1}\frac{\cosh\left(\mu_1\frac{x-L}{t}\right)}{\sinh\left(\mu_1\frac{\lambda}{2}\right)} + \frac{\mu_2}{2t}\Delta_{h2}\frac{\cosh\left(\mu_2\frac{x-L}{t}\right)}{\sinh\left(\mu_2\frac{\lambda}{2}\right)} \tag{2.49}$$

Dans l'analyse de Oplinger, l'abscisse x est telle que : $l_0 < x < l_0 + l$. avec :

$$\Delta_{hj} = \frac{2\beta^2\mu_j^2}{\mu_j^2 - 2\beta^2}E'\frac{t}{2}k_{2j}$$

$$k_{21} = \frac{1 + R^2C_2 - k_n}{1 + R^2C_1}$$

$$k_{22} = R^2(C_1k_{21} - C_2)$$

En ce qui concerne la contrainte d'arrachement, le résultat obtenu par Oplinger est similaire à celui obtenu par Goland et Reissner avec la modification du facteur de moment fléchissant.

2.6.9 L'analyse de Tsai et Morton (1994) :

Tsai et Morton [190] [191] [192] ont comparé les résultats des analyses théoriques de Goland et Reissner, Hart-Smith et Olpinger aux résultats d'une analyse par éléments finis non linéaires. Ils en ont conclu que pour la détermination du moment de flexion en bord du joint, le modèle de Hart-Smith est plus satisfaisant que ceux de Goland et Reissner et Oplinger pour un joint à faible recouvrement [166]. Le modèle de Oplinger semble cependant plus adapté pour déterminer le moment existant au bord d'un joint à long recouvrement. Un joint est considéré à faible recouvrement si :

$$\frac{L}{2t} \leq 0.31\sqrt{\frac{E}{\sigma_u}}$$

avec σ_u la résistance en traction des adhérents.
En ce qui concerne la détermination de la répartition des contraintes, le modèle de Goland et Reissner semble le plus précis pour les deux types de joints (à faible ou à long recouvrement [166]). Tsai et Morton ont alors modifié le coefficient du moment fléchissant. Leur nouveau coefficient est donné par :

$$k_{TM} = \frac{1}{1 + \sqrt{8}\tanh\left(\frac{UL}{2\sqrt{8}t}\right)\coth\left(\frac{2Ul_0}{t}\right)} \tag{2.50}$$

2.6.10 L'analyse de Tsai, Oplinger et Morton (1998) :

En 1998, Tsai, Oplinger et Morton [193] ont proposé une analyse améliorée pour les joints à simple et à double recouvrement. Ils ont pris en compte la déformation en cisaillement des deux adhérents ce qui est intéressant pour le cas des matériaux anisotropes à faible module de cisaillement comme certains matériaux composites [58]. Ils ont établi des solutions pour la répartition de la contrainte de cisaillement pour les deux types de joints :

Les joints à double recouvrement (DLJ) La solution générale de la contrainte de cisaillement est de la forme :

$$\tau_c = A\sinh(\beta x) + B\cosh(\beta x) \tag{2.51}$$

avec :

$$A = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\cosh(\beta c)}\left[\frac{1 - \frac{E_i t_i}{2E_o t_o}}{1 + \frac{E_i t_i}{2E_o t_o}}\right] \qquad B = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\sinh(\beta c)} \qquad \tau_{avg} = \frac{T}{4c}$$

$$\alpha^2 = \left[1 + \frac{G_c}{\eta}\left(\frac{t_i}{6G_i} + \frac{t_o}{3G_o}\right)\right]^{-1}$$

$$\lambda^2 = \frac{G_c}{\eta}\left(\frac{2}{E_i t_i} + \frac{1}{E_o t_o}\right) \qquad \text{et} \qquad \beta^2 = \alpha^2\lambda^2$$

Dans cette solution, $2c$ est la longueur de recouvrement, t_o et t_i sont les épaisseurs respectives des adhérents externes (outer) et de l'adhérent interne (inner), E_o et G_o sont le module d'Young et le module de cisaillement des adhérents externes, et E_i et G_i sont les propriétés pour l'adhérent interne, G_c le module de cisaillement de l'adhésif et η l'épaisseur de l'adhésif. T est la force appliquée par unité de largeur, T_o et T_i sont les forces appliquées par unité de largeur sur les adhérents externes et l'adhérent interne. τ_{avg} est la contrainte de cisaillement moyenne dans la colle telle que $\tau_{avg} = \frac{1}{2c}\int_{-c}^{c}\tau_c dx = \frac{T}{4c}$ et τ_c la contrainte de cisaillement dans la couche de colle. L'abscisse x est telle que $-c < x < c$.

On peut retrouver les solutions proposées par Volkersen/de Bruyne en supposant que la déformation en cisaillement des adhérents est nulle ou, que les modules de cisaillement des adhérents G_i et G_o sont infiniment grands et $\alpha = 1$.
Pour un joint à double recouvrement équilibré, on aura :

$$E_i = E_o = E, \qquad G_i = G_o = G, \qquad t_i = 2t_o = 2t$$

alors :

$$\lambda = \sqrt{\frac{2G_c}{tE\eta}}, \qquad \alpha = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{2G_c t}{3\eta G}}} \tag{2.52}$$

Les joints à simple recouvrement (SLJ) Deux formulations ont été proposées selon la modélisation de la déformation des adhérents.

1-D Barre Modèle Les adhérents sont modélisés comme des barres. Ce modèle néglige les effets du moment et de l'effort tranchant à l'extrémité du joint (dûs à la non symétrie), mais le modèle reste une approche simple et pratique. On a la même équation générale pour la contrainte de cisaillement et donc :

$$\tau_c = A\sinh(\beta x) + B\cosh(\beta x) \tag{2.53}$$

avec :

$$A = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\cosh(\beta c)} \left[\frac{1 - \frac{E_2 t_2}{E_1 t_1}}{1 + \frac{E_2 t_2}{E_1 t_1}}\right] \qquad B = \frac{\beta c \tau_{avg}}{\sinh(\beta c)} \qquad \tau_{avg} = \frac{T}{2c}$$

$$\alpha^2 = \left[1 + \frac{G_c}{\eta}\left(\frac{t_1}{3G_1} + \frac{t_2}{3G_2}\right)\right]^{-1}$$

$$\lambda^2 = \frac{G_c}{\eta}\left(\frac{1}{E_1 t_1} + \frac{1}{E_2 t_2}\right) \qquad \text{et} \qquad \beta^2 = \alpha^2\lambda^2$$

La valeur $\alpha = 1$ correspond à la solution obtenue par Volkersen.

1-D Poutre Modèle Comme dans l'analyse de Goland et Reissner, les adhérents sont modélisés comme des poutres avec un moment M_o et un effort tranchant V_o (par unité de largeur) sur l'extrémité de la longueur de recouvrement. La solution de la contrainte de cisaillement selon cette approche est :

$$\tau_c = \frac{\tau_{avg}}{4}\left[\frac{\beta c}{t}(1+3k)\frac{\cosh\left(\frac{\beta c}{t}\frac{x}{c}\right)}{\sinh(\frac{\beta c}{t})} + 3(1-k)\right] \tag{2.54}$$

avec :

$$k = \frac{2M_o}{Tt}, \qquad \tau_{avg} = \frac{T}{2c}, \qquad \beta^2 = \alpha^2\lambda^2$$

$$\lambda^2 = \frac{8G_c t}{E\eta} = \frac{4E_c t}{E\eta(1+\nu_c)}, \qquad \alpha^2 = \frac{1}{1 + \frac{2G_c t}{3\eta G}}$$

La valeur $\alpha = 1$ correspond à la solution de Goland et Reissner ($2G_c t/3\eta G \ll 1$).

2.6.11 L'analyse de Crocombe et Bigwood (1989) :

Crocombe et Bigwood ont proposé dans leur analyse initiale en 1989 la solution d'une analyse élastique d'un collage de type sandwich substrat-adhésif sous chargement complexe [75]. Ensuite, ils ont introduit la non-linéarité et la plasticité de la colle en 1990 [76], et, en 1992, ils ont inclus la plasticité des adhérents [77]. Dans le cas élastique la contrainte de cisaillement simplifiée est donnée par :

$$\tau = C_1 \cosh(K_6 x) + C_2 \sinh(K_6 x) + C_3 \tag{2.55}$$

La contrainte d'arrachement est donnée par :

$$\begin{aligned} \sigma = A_1 \cos(K_5 x)\cosh(K_5 x) + A_2 \cos(K_5 x)\sinh(K_5 x) + \\ A_3 \sin(K_5 x)\cosh(K_5 x) + A_4 \sin(K_5 x)\sinh(K_5 x) \end{aligned} \tag{2.56}$$

Les constantes A_{1-4}, K_{5-6} et C_{1-3} sont données dans l'article de Crocombe et Bigwood [75]. Dans leur analyse non-linéaire de l'adhésif avec plasticité, Crocombe et Bigwood ont utilisé un modèle avec un critère de rupture de type Von-Mises pour représenter l'adhésif. Cependant, il est important de noter que le comportement des adhésifs dépend de la contrainte hydrostatique non considérée dans le critère de Von-Mises [82].

2.6.12 Autres analyses :

Les approches et modèles analytiques sont très nombreux dans la littérature. Nous nous sommes donc limités à présenter un certain nombre de modèles analytiques. On pourra se référer aux deux articles de da Silva et al. [81] [82] qui ont présenté plusieurs modèles en les comparant. Ils ont regroupé les modèles en trois catégories : Volkersen [198], Goland et Reissner [114], Crocombe et Bigwood [75] et Frostig et al. [110] pour des analyses élastiques, Hart-Smith [127], Crocombe et Bigwood [76] et Adams et Mallick [8] pour les modèles avec un adhésif non-linéaire, et Wang et al. [203], Adams et al. [6] pour un calcul non-linéaire. Zou et al. [214] ont proposé une solution analytique pour des joints équilibrés composite-métal. Luo et Tong [147] ont aussi proposé un modèle analytique pour le calcul des joints collés composites (appliqué aux joints à simple recouvrement) et ont proposé une nouvelle formule pour la contrainte de cisaillement et la contrainte d'arrachement dans l'épaisseur de la colle ainsi qu'un nouveau facteur de moment. Nemes et Lachaud [155] ont validé leur modèle (expérimentalement et par éléments finis) pour le calcul des contraintes dans un joint à double recouvrement en utilisant la méthode de variation de l'énergie potentielle de déformation. Zhao et al. [211] ont aussi défini des formulations analytiques pour le calcul des joints en comparant leurs résultats obtenus avec la solution donnée par Crocombe et Bigwood [75]. Ces approches sont des méthodes à solution explicite et généralement simples à utiliser. Leur grand intérêt intervient surtout dans la phase du design préliminaire ou du prédimensionnement [16], mais le problème de fiabilité de l'application de ces méthodes reste posé.

2.7 Les approches numériques :

Outre les approches et les méthodes analytiques, les méthodes numériques telles que l'analyse par éléments finis FEM (Finite Element Method), la méthode des éléments de frontière BEM (Boundary Element Method) et la méthode des différences finies FDM (Finite Difference Method) constituent trois méthodes numériques majeures utilisées pour résoudre les équations differentielles

partielles en science et ingénierie [16]. L'utilisation de la méthode des éléments de frontières est très limitée dans le domaine de l'analyse des joints collés. Cavallini et al. [53] ont présenté une technique de modélisation des joints collés en utilisant la méthode des éléments de frontière. Quant à la méthode des différences finies, elle est généralement utilisée pour la résolution des équations différentielles complexes souvent non-linéaires et non-homogène [16]. D'après Ochsner [158] le principal avantage de cette méthode réside dans la simplicité de son implémentation informatique. L'inconvénient de la méthode provient des difficultés de simulation des conditions aux limites pour les géométries complexes [16]. La méthode des différences finies est donc généralement appliquée pour des géométries simples.

L'analyse par éléments finis est la technique la plus utilisée dans le domaine des assemblages et joints collés. L'analyse par éléments finis permet d'étudier toute sorte de géométries (par exemple, pour les joints collés, il est possible de prendre en compte les variations de la géométrie des adhérents ou bien le bourrelet de colle). En outre, il existe une grande variété de modèles de comportement de matériaux pour l'adhésif (du linéaire élastique au viscoplastique). Un autre avantage de cette méthode (FEM) est qu'elle facilite le prédimensionnement en permettant de déterminer les contraintes et les déformations dans une structure donnée, d'une manière fiable et proche du réel [79]. L'analyse de l'influence du bourrelet de colle, la rotation du joint collé ainsi que la plasticité des adhérents/adhésif sont plus faciles à traiter à l'aide des éléments finis. Adams et Harris [7] sont parmi les premiers à prendre en compte ces trois aspects par une analyse de type éléments finis. Ashcroft [21] décrit l'application de la méthode des éléments finis sur les joints collés. Le livre de da Silva et Campilho [79] "Advances in Numerical Modelling of Adhesive Joints" constitue également une bonne référence pour les approches numériques appliquées aux joints collés.

2.7.1 L'approche éléments finis M4 : MPFEAP

Le logiciel de calcul éléments finis MPFEAP a été développé pour les cas élastiques dans [157]. Il est en cours de développement pour insérer des comportements d'interfaces non-linéaires tels que le modèle de comportement élasto-plastique parfait intégré dans [101]. Dans les modèles multiparticulaires M4, les champs généralisés sont formulés par couche dans leur épaisseur selon la formulation variationnelle d'Hellinger-Reinssner. Dans cette approche, le maillage est absent dans l'épaisseur des couches, ce qui conduit à la réduction de la densité du maillage. Ceci est considéré comme l'avantage principal de l'approche. En revanche, les phénomènes de concentration de la déformation plastique dans l'épaisseur de la couche de colle ne peuvent pas être identifiés dans MPFEAP.

2.7.2 Les approches de type mécanique des milieux continus

Dans l'approche de la mécanique des milieux continus, les valeurs maximales des contraintes, déformations ou énergie de déformation, prédites par les analyses aux éléments finis, sont souvent utilisées dans des critères de rupture et comparées avec les valeurs seuils des matériaux correspondants. Initialement, les contraintes principales maximales étaient proposées comme critère de rupture pour des matériaux très fragiles dont le mode de rupture est à 90° de la direction des contraintes maximales. Ce critère ignore toutes les autres contraintes principales, même si elles ne sont pas nulles. En établissant les modes de rupture dans les joints collés avec adhésif fragile, Adams et al. [6] ont extensivement utilisé ce critère pour prédire avec succès la résistance du joint collé. Néanmoins, à cause des singularités de contraintes existants aux extrémités des joints, les

contraintes déterminées dépendent souvent de la taille du maillage utilisé et de la distance des points singuliers vis à vis des points d'intégration.
Il existe deux principaux problèmes généralement rencontrés dans l'application de l'approche de type éléments finis :

- Le problème de maillage : dans la modélisation du joint collé, les adhérents sont généralement larges et de grandes dimensions par rapport à l'adhésif sensé être une couche de très faible épaisseur. Ceci peut entraîner des problèmes de maillage et un temps de calcul important.
- Les singularités de contraintes : dans le cas de l'analyse d'un joint collé sans bourrelet de colle, il y a des singularités de contrainte aux extrémités de la longueur de recouvrement. Pour pouvoir étudier ces singularités il est nécessaire de disposer d'un modèle éléments finis très raffiné pour qu'il soit fiable.

Initialement, la modélisation éléments finis des joints collés [185] était de type 2D, telle que celles développées par : Rao et al. [172], Yadagiri et al. [209], Amijima et Fujii [13], Reddy et Roy [173], Carpenter [52], Lin et al. [145], Edlund et Klarbing [102]. Le désavantage de l'approche 2D réside dans les simplifications prises en compte durant la modélisation, d'où la nécessité des modèles 3D plus précis et réalistes, comme ceux de Tong et Sun [189], Andrutet et al. [15], et Goncalves et al. [116]. Malgré l'intérêt porté et le travail théorique important consacré à la modélisation 3D, son application dans le domaine de l'ingénierie dans l'analyse et la conception des structures en composites est moins répandue par rapport aux modèles 1D ou 2D [34]. En effet, les modèles éléments finis 2D sont souvent préférés dans l'industrie car ils ont des temps de calcul abordables surtout lors du prédimensionnement des structures [139].

2.7.3 Les approches de type mécanique de la rupture

La mécanique des milieux continus assume que la structure et son matériau sont continus, mais elle ne s'applique pas dans quelques cas, comme par exemple s'il existe des défauts ou des discontinuités dans le matériau. La mécanique des milieux continus ne donne pas dans ce cas de solutions aux points singuliers résultants des singularités de contraintes ou de déformations. Les fissures sont les défauts les plus communs dans les structures pour lesquelles la mécanique de rupture a été développée. En mécanique de la rupture, il est accepté que les contraintes calculées à l'aide de la mécanique des milieux continus en pointe des fissures sont singulières ou infinies. Cette singularité de contrainte existe aussi dans le cas de deux matériaux collés. La mécanique de la rupture a pu être appliquée pour beaucoup de problèmes d'ingénierie ces dernières années (surtout dans l'aéronautique), mais le problème avec cette approche est lié à la dépendance de l'énergie de rupture vis à vis de l'épaisseur de l'adhésif et de l'absence de défauts dans l'adhésif. En outre, les modes de rupture sont généralement complexes, mixtes dans la région des concentrations de contraintes. La taille de la fissure ainsi que sa position sont difficiles à déterminer et, un maillage très raffiné doit être utilisé. Ceci rend le calcul consommateur en temps [16].

2.7.4 Les approches de type mécanique de l'endommagement-Modèles (CZM)

La mécanique de l'endommagement s'applique à représenter ou modéliser l'endommagement des matériaux pour qu'il soit possible de prévoir l'initiation, la propagation et la rupture des matériaux sans pouvoir recourir à une description microscopique pouvant être complexe. A cause des limitations des approches mentionnées précédemment (mécanique des milieux continus et mécanique de la rupture), et de leur faiblesse à prévoir d'une manière exacte ou précise la rupture d'une structure collée, de nombreux auteurs ont cherché à trouver des méthodes avancées pour s'affranchir

des difficultés des approches classiques. L'endommagement structural pendant le chargement se manifeste sous la forme de microfissures sur un volume fini ou une région interfaciale entre les éléments collés de sorte que le transfert de l'effort est localement réduit, résultant en une chute ou une diminution de l'effort appliqué pour une valeur donnée de déplacement appliqué à la structure [16]. La mécanique de l'endommagement permet la simulation étape par étape de l'endommagement et de la fissuration jusqu'à la rupture totale de la structure. Ce domaine est innovant et sous développement intense (implémentation dans les logiciels commerciaux d'éléments finis tels que ABAQUS). Les techniques valables pour la modélisation de l'endommagement se divisent en deux approches : approche locale et approche continue. Dans l'approche locale, les éléments cohésifs sont utilisés pour modéliser une interface (d'épaisseur nulle en réalité) entre les matériaux, pour simuler la rupture interfaciale, comme entre l'adhésif et l'adhérent (Yang et al. [210]), une rupture interlaminaire entre les stratifiés du composite (Turon et al. [194]), ou l'interface entre les phases solides des matériaux (Chandra et al. [57]). Dans l'approche continue, les éléments cohésifs remplacent la couche d'adhésif. L'endommagement est donc modélisé sur une région finie avec des éléments finis solides pour simuler la rupture à l'état massique (Song et al. [184]) ou bien le long d'un joint collé pour modéliser une fissure cohésive du joint collé (Kafkalidis et Thouless [133]).
L'utilisation des modèles de zones cohésives couplés avec les analyses éléments finis conventionnelles est la méthode la plus répandue pour la prédiction de l'endommagement statique ou en fatigue dans les structures. Cette approche CZM sera abordée d'une manière détaillée dans la deuxième partie de la thèse.

2.7.5 Les approches éléments finis étendus (XFEM) [186] [153]

La méthode des éléments finis étendus (XFEM, Extended Finite Element Method) ou parfois connue sous (GEFM, Generalized Finite Element Method) ou (PUM, Partition of Unity Method) a suscité un des plus vifs intérêt si on s'en réfère à l'évolution du nombre de publications sur ce sujet depuis son apparition et, à la place qui lui est réservée dans les conférences internationales. Le concept a été introduit pour tenir compte des problèmes de convergence des éléments finis près d'éventuelles singularités du domaine. Cette méthode utilise la partition de l'unité pour enrichir la base des fonctions de forme afin de représenter un saut du champ de déplacement au niveau des lèvres de la fissure, ainsi que la singularité en fond de fissure. Deux enrichissements sont alors introduits : un enrichissement par une fonction saut qui permet de gérer la discontinuité au travers des lèvres de la fissure, et, un enrichissement par des fonctions asymptotiques qui permet une représentation fidèle des phénomènes physiques ayant lieu au niveau du fond de fissure. La XFEM présente un avantage sur la modélisation de type CZM ou zone cohésive car la fissure n'est pas forcée à se propager suivant un trajet prédéfini et est libre de se propager dans une région du matériau à l'état massique sans avoir besoin de mailler au niveau des discontinuités ou de remailler à proximité de la fissure. Le champ d'application des XFEM ne cesse de s'élargir, cette approche ayant été utilisée dans des cadres très variés : plaques de Reissner-Mindlin, rupture de coques en 3D, multi-fissuration, zones cohésives, modélisation de trous et de bi-matériaux, formulations incompressibles et grandes transformations, nucléation des fissures, fissuration sous contact, rupture dynamique, plasticité..

2.8 Conclusions

Nous avons exposé dans ce chapitre les différentes approches de modélisation du joint collé. Nous avons tout d'abord abordé les approches analytiques, et relevé qu'elles étaient nombreuses. Une revue des modèles existants en démarrant à partir de l'approche développée par O. Volkersen a été réalisée. Il est intéressant de noter que ces approches ou modèles sont :

- Des solutions explicites,
- Simples à utiliser,
- Très utiles surtout dans la phase de conception ou de prédimensionnement.

Nous nous sommes également intéressés aux approches numériques, pour lesquelles nous avons présenté les trois grandes familles :

- L'analyse par éléments finis - FEM qui est la plus commune pour l'analyse des joints collés, et adaptée pour toute sorte de géométries,
- La méthode des éléments de frontière - BEM dont l'utilisation est très limitée dans le domaine des joints collés,
- La méthode des différences finies - FDM ayant une implémentation informatique simple, mais avec une application limitée à des joints à géométries simples.

Il faut noter que ces approches numériques s'accompagnent d'enjeux liés au temps de calcul, à la singularité des contraintes, ou encore au choix du maillage utilisé. Ceci implique la réalisation d'études additionnelles spécifiques sur la convergence des résultats de l'approche numérique utilisé.

Le chapitre suivant fait l'objet d'une étude du joint collé plan utilisant le modèle de O.Volkersen pour pouvoir disposer d'une base de comparaison avec les travaux que j'ai réalisé sur le joint courbe. Cette étude doit permettre d'étudier l'influence de plusieurs paramètres sur la répartition des contraintes de cisaillement dans le joint de colle et ensuite, de pouvoir étudier l'intérêt d'une géométrie courbe sur le transfert des efforts. Une étude numérique basée sur l'utilisation des éléments finis sera également utilisée afin de pouvoir étudier l'influence de comportements non linéaires.

Chapitre 3

Transfert d'effort dans un joint collé - Étude mécanique.

Ce chapitre est consacré à l'étude mécanique des assemblages collés avec la réalisation de quelques essais pour vérifier les modèles de calcul à disposition. Il répertorie les différents paramètres jouant des rôles importants dans l'optimisation du collage.

Contents

3.1 L'épaisseur de l'adhésif : 62
3.2 Le Module d'Young et l'épaisseur des substrats : 63
3.3 L'équilibrage du joint collé : 63
3.4 L'influence des conditions de bord : 63
3.5 Les adhérents à propriétés mécaniques variables : 64
3.6 La longueur de recouvrement : 65
3.6.1 Cas d'une colle élastique 65
3.6.2 Cas d'une colle élastoplastique 66
3.7 La relation entre surface collée et résistance à la rupture : 67
3.8 Étude paramétrique sur le modèle Shear Lag : 68
3.8.1 Variation de l'épaisseur de colle : 68
3.8.2 Variation de la rigidité de la colle utilisée : 69
3.8.3 Variation de la rigidité des adhérents 70
3.9 Application par éléments finis 71
3.9.1 L'effet du maillage 71
3.9.2 Cas d'une colle élastique fragile 72
3.9.3 Cas d'une colle élastoplastique 73
3.10 Optimisation par usinage des adhérents 77
3.10.1 Solution de l'équation pour certains cas particuliers 78
3.11 Le type de joint collé utilisé 78
3.12 Essais expérimentaux sur joints à double recouvrement 80
3.12.1 Les joints à double recouvrement : 82
3.12.2 La préparation des éprouvettes 82
3.12.3 Déroulement de l'essai 83
3.13 Confrontation avec les éléments finis 87
3.14 Conclusions 88

La technique du collage est maintenant très répandue pour l'assemblage des métaux et des composites et, les joints à simple et à double recouvrement sont largement utilisés et testés pour déterminer les propriétés mécaniques des adhésifs et la résistance des joints collés comme éléments structuraux. Plusieurs études ont été menées sur différentes géométries pour étudier l'état de contrainte et de déformation dans les joints collés et, beaucoup de modèles ont été développés dans les recherches sur les matériaux mis en jeu, l'adhésif et les adhérents : des modèles élastiques, élastoplastiques, viscoélastiques et viscoplastiques dans le but de mieux comprendre le comportement des joints collés et d'approfondir les connaissances sur la technique du collage. Il est nécessaire que les joints collés soient analysés en détail pour connaître l'influence des différents paramètres sur la distribution des contraintes dans l'adhésif et les adhérents. Le problème des concentrations de contraintes aux extrémités de la couche de colle à cause de la discontinuité de la géométrie et des matériaux, reste d'actualité, car les bords libres des interfaces adhésif/adhérent sont les régions critiques et vulnérables pour l'initiation de la rupture des assemblages collés. Ceci souligne l'importance de l'optimisation du transfert des efforts dans la conception des joints collés.

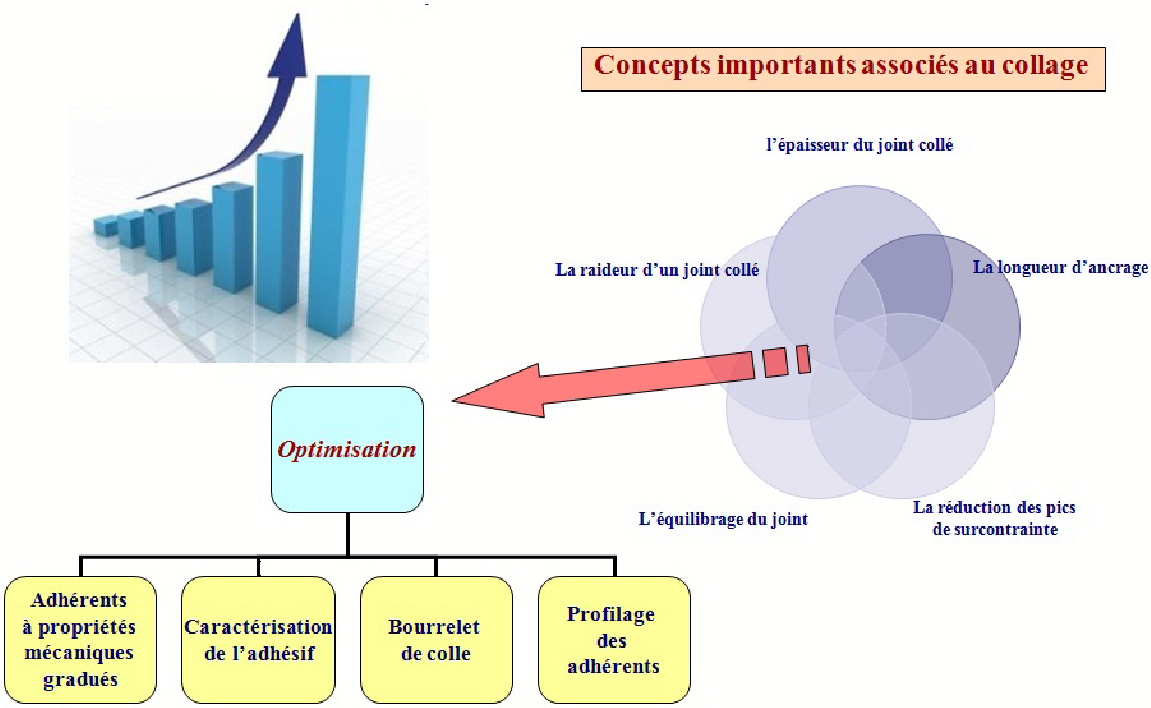


FIG. 3.1. *Concepts importants pour l'optimisation du collage*

Plusieurs paramètres jouent un rôle pour l'amélioration du collage. Ils sont résumés sur la figure (3.1) : on cite l'équilibrage du joint, la longueur d'ancrage, les bourrelets de colle et le profilage des adhérents, l'influence de la variation des épaisseurs des adhérents et/ou de l'adhésif, l'influence du type d'adhésif et l'utilisation d'adhérents à propriétés mécaniques variables.

3.1 L'épaisseur de l'adhésif :

L'épaisseur de l'adhésif a un effet important sur la résistance du joint collé. Selon la mécanique de la rupture, l'épaisseur de la couche de colle n'intervient pas tandis que l'analyse de Volkersen prévoit une évolution en $\sqrt{e}^{-1}$. Dans [65], l'auteur explique que certaines mesures montrent une variation de la capacité à la rupture en fonction de l'épaisseur de l'adhésif tandis que pour d'autres études aucune variation n'est déterminée. Il a ainsi été remarqué que la capacité à la rupture des collages inox/epoxy est la même, pour une épaisseur d'adhésif située dans le domaine $70\mu m < e_a < 200\mu m$. Elle croit rapidement pour une épaisseur en dessous de $70\mu m$, et elle diminue fortement pour une épaisseur de colle en dessous de $10\mu m$. Il est également indiqué que l'influence de l'épaisseur d'adhésif dépend de la rigidité de l'adhésif. Bascom et al. [25] ont été les premiers à examiner l'influence de l'épaisseur de la couche de colle [22]. En 1978, Ojalvo et Eidinoff [161] ont déclaré que l'épaisseur de l'adhésif était extrêmement importante pour des faibles longueurs de recouvrement et, pour des adhérents épais. Kinloch et Shaw [138] ont proposé une expression pour l'épaisseur optimale du joint, en se basant sur la mécanique de la rupture et le rayon de la zone plastique complètement développée, en état de contraintes planes :

$$h = 2r_p = \frac{1}{\pi}\left(\frac{EG_c}{\sigma_y^2}\right)$$

avec E le module d'Young de l'adhésif, G_c le taux de restitution critique d'énergie de déformation, σ_y la contrainte limite et r_p le rayon de la zone plastique.
Tamblin et al. [187] ont utilisé le TAST (Thick adherend Shear Test) pour déterminer la contrainte de cisaillement ultime correspondant à une épaisseur variable de l'adhésif allant de $0.4mm$ à $3mm$. Ils ont trouvé que plus l'épaisseur des adhérents augmente, plus la résistance au cisaillement diminue. Grant et al. [119] ont montré que la résistance au cisaillement diminue linéairement si l'épaisseur de l'adhésif augmente de $0.1mm$ à $0.3mm$. Davies et al. [86] ont montré que la résistance de l'assemblage diminue si l'épaisseur de l'adhésif augmente et que l'épaisseur optimale de la couche de colle doit être inférieure pour leur application à $0.8mm$. Dans Cognard et al. [67], il a été montré qu'une augmentation de l'épaisseur de la couche de colle tend à augmenter les effets de bord et donc le risque de l'initiation de la fissure aux bords de la couche de colle. L'influence de la porosité et des microfissures augmente donc avec l'épaisseur de l'adhésif. Si on prend le comportement non-linéaire de l'adhésif en compte, le développement de la plasticité dans l'adhésif augmente la déformation plastique cumulée aux bords de la couche de colle et l'apparition des fissures a donc lieu pour un effort plus faible si l'épaisseur de l'adhésif augmente.
On retient que la résistance du joint collé augmente d'abord rapidement à partir de très faibles épaisseurs, passe par un optimum, puis décroît [61] ; cette décroissance s'atténue au fur et à mesure que l'épaisseur devient importante [40]. A noter que plusieurs facteurs interviennent lors de l'augmentation de l'épaisseur de la colle [86] :

- La nature et les dimensions des défauts peuvent varier avec l'épaisseur de l'adhésif,
- En augmentant l'épaisseur de l'adhésif, sa structure peut être modifiée ; par exemple le comportement thermique hétérogène comme la dissipation exothermique va dépendre de la proximité des substrats conductibles,
- Les propriétés de l'interface substrat/adhésif peuvent être modifiées en augmentant l'épaisseur de la colle,
- Les mécanismes de dissipation d'énergie comme la plasticité et l'endommagement peuvent être modifiés en changeant la distance entre les substrats,

- Le changement dans la géométrie de l'éprouvette avec des épaisseurs de colle variables peut affecter l'état de contrainte dans le joint.

D'après Davies et al. [86], les concentrations de contrainte sont plus élevées dans le cas d'un chargement en traction que pour un chargement traction/cisaillement et plus faibles dans le cas d'un cisaillement. Dans tous les cas, ces concentrations augmentent avec l'augmentation de l'épaisseur de l'adhésif. Crocombe [75] explique qu'en augmentant l'épaisseur de l'adhésif la diffusion de la plasticité de l'adhésif le long de la longueur de recouvrement se fait plus rapidement. Récemment, l'influence de l'épaisseur de l'adhésif a été expliquée grâce à l'étude du moment de flexion dans [80] : Un joint collé à simple recouvrement sous traction est très sensible à l'épaisseur de l'adhésif. Si l'épaisseur de l'adhésif augmente, le moment de flexion augmente et les contraintes dues à ce moment augmentent. En conséquence, la résistance du joint est réduite.

3.2 Le Module d'Young et l'épaisseur des substrats :

Plusieurs analyses prévoient que la capacité en cisaillement croît avec la racine carrée du module d'Young du substrat [65] avec $\tau_c \simeq 2\sqrt{E}$. En ce qui concerne l'influence de l'épaisseur du substrat, des résultats montrent que la résistance en cisaillement est proportionnelle à la racine de l'épaisseur du substrat lorsque celle ci est comprise entre 0 et $1.5mm$ et qu'elle devient indépendante lorsque l'épaisseur du substrat est supérieure à $2mm$ [65]. D'après Da Silva et al. [80], l'épaisseur de l'adhérent est importante pour deux raisons : pour des adhérents de faible résistance, une augmentation de l'épaisseur de l'adhérent est avantageuse car l'adhérent devient plus résistant et moins susceptible à se déformer plastiquement ; Pour des adhérents très résistants, une grande épaisseur (des adhérents) peut faire baisser la résistance du joint à cause de l'augmentation du moment fléchissant. Kafkalidis et Thouless [133] ont utilisé l'approche des zones cohésives pour étudier l'influence de la plasticité des adhérents et ont trouvé que les effets de la déformation plastique dans les adhérents sont importants lorsque la raideur de l'interface est élevée et que l'épaisseur des adhérents est faible ou que la contrainte limite des adhérents est petite.

3.3 L'équilibrage du joint collé :

Un concept important pour l'optimisation du transfert des efforts dans le joint collé est l'équilibrage du joint qui consiste à concevoir le joint de sorte que les deux quantités E_1e_1 et E_2e_2 soient proches i.e. Le rapport (E_1e_1/E_2e_2) tend vers 1 ce qui conduit à l'égalité des concentrations de contraintes aux deux extrémités du joint. Si le rapport est inférieur à 1, le cisaillement tend à se concentrer à l'abscisse 0 du joint. Si le rapport est supérieur à 1 le cisaillement tend à se concentrer à l'autre extrémité.

3.4 L'influence des conditions de bord :

Étant donné que le phénomène de concentration des contraintes constitue le problème principal associé à la technique de collage, la réduction des pics de surcontrainte aux bords est un objectif primordial pour éviter la rupture prématurée du joint collé et un concept important pour l'optimisation du transfert des efforts dans les joints collés. Des travaux ont été menés pour comprendre les mécanismes nécessaires pour améliorer la résistance des joints collés. Deux pistes d'étude portant

sur la réduction des concentrations aux extrémités de l'adhésif existent : le profilage des adhérents et le travail sur la géométrie des bourrelets de colle.

Les bourrelets de colle : Plusieurs auteurs ont abordé l'influence du bourrelet de colle sur la réduction des pics de surcontrainte. On peut citer Adams et Peppiatt [10] qui ont abordé le problème à l'aide d'outils analytiques, et Tsai et Morton [192] qui l'ont abordé expérimentalement. En ce qui concerne l'utilisation des éléments finis, on notera qu'il est difficile de déterminer avec précision le champ de singularité de contrainte aux extrémités de l'adhésif sans utiliser une sous-modélisation (sub-modeling) [135] qui exige un maillage fortement raffiné. Bien que l'état de contrainte dans le joint collé soit tridimensionnel par nature, la plupart des modélisations par éléments finis sont simplifiées à des analyses bidimensionnelles sous certains hypothèses pour éviter les difficultés de calcul dues au raffinement du maillage. La sous-modélisation et les autres approches avec des éléments spéciaux donnent donc des résultats dépendants de la taille de l'élément utilisé.
On retiendra que les bourrelets de colles réduisent certainement les concentrations de contraintes aux bords de l'adhésif. Dans Belingardi et al. [26], il est préconisé que le bourrelet de colle couvre le côté entier de l'adhérent, l'angle optimal déterminé étant de 45°. Lang et Mallick [141] ont quant à eux prouvé que la forme elliptique du bourrelet de colle est la forme optimale et que le bourrelet de colle diminue davantage la contrainte d'arrachement que la contrainte de cisaillement.

Le profilage des adhérents : Ce concept a aussi été utilisé pour réduire les effets de bord en diminuant progressivement la raideur des adhérents en réduisant leur épaisseur à l'extrémité. Parmi les techniques de profilage des adhérents, le chanfreinage des adhérents est très connu et recommandé par plusieurs auteurs [26] [93]. Le chanfreinage des adhérents permet de réduire la contrainte de cisaillement, tandis que le bourrelet de colle a davantage d'influence sur la contrainte d'arrachement [93]. Malgré la réduction des contraintes prouvée numériquement, cela ne se traduit pas toujours par une augmentation de la résistance du joint collé car parfois l'adhésif présente un comportement plastique (ou élastoplastique) qui ne rentre pas dans le cadre des théories élastiques utilisées [196].

3.5 Les adhérents à propriétés mécaniques variables :

Afin de réduire les concentrations de contraintes aux extrémités libres de la couche de colle d'un joint composite collé et, pour obtenir une distribution uniforme des contraintes dans l'adhésif, une solution porte sur l'utilisation de matériaux à propriétés mécaniques graduées (FGM ou Functionally graded materials) [19] [18]. Le renforcement ayant différentes propriétés mécaniques, différentes tailles et formes, peut être distribué uniformément ou non uniformément le long d'une ou de plusieurs dimensions de l'élément structural [19]. Cette discontinuité dans la composition du matériau permet de réduire l'effet de la discontinuité entre les deux couches de matériaux à une interface. Ganesh et Choo [111] ont montré que la variation du module élastique des adhérents permet ainsi de réduire le maximum de la contrainte de cisaillement et donc d'obtenir une distribution plus uniforme des contraintes dans la couche de colle. Boss et al. [35] ont également montré qu'en faisant varier simultanément le module élastique et la géométrie, on conférait une meilleure performance au joint collé. L'inconvénient de cette approche réside dans la difficulté de réalisation de tels matériaux [58].

3.6 La longueur de recouvrement :

D'après plusieurs études, la longueur de recouvrement est considérée comme étant le facteur qui a le plus d'impact sur la résistance du joint collé [80]. Il existe cependant une longueur limite au delà de laquelle la capacité de l'assemblage en cisaillement ne peut être augmentée : il s'agit de la longueur d'ancrage [58].

3.6.1 Cas d'une colle élastique

Dans la thèse de Chataigner [58], la formule de la longueur d'ancrage est développée en utilisant la théorie de Volkersen [198] pour une résine ayant un comportement purement élastique :

$$L_c = \frac{1}{\lambda}.\left[\frac{1}{1-\xi}\left(\xi M + \sqrt{1+\xi^2.(M^2-1)}\right)\right] \tag{3.1}$$

avec :

$$\lambda^2 = \frac{G_c}{e_c}.\left(\frac{1}{E_1 e_1} + \frac{1}{E_2 e_2}\right)$$

$$M = min\left(\frac{E_2 e_2}{E_1 e_1}, \frac{E_1 e_1}{E_2 e_2}\right)$$

et avec ξ le ratio entre l'effort à rupture pour un joint collé de longueur L_c et l'effort à rupture pour un joint collé de longueur infini, donc :

$$\xi = \frac{\sigma_{11}^1(x=0)(pour L = L_c)}{\sigma_{11}^1(x=0)(pour L \to +\infty)} \qquad \sigma_{11}^1(x=0) = \frac{P}{be_1}$$

ξ représente le facteur d'efficacité du joint collé et permet d'étudier le pourcentage de l'effort optimal que le joint collé permet de transférer avec une longueur L_c quelconque.
Prenons pour exemple un joint à simple recouvrement dont les deux adhérents ont un module d'Young $E_1 = E_2 = 120000MPa$ et d'épaisseurs $e_1 = e_2 = 5mm$. Le module d'Young de la colle est $E_c = 5000MPa$ et son épaisseur est $e_c = 0.3mm$. En faisant varier le facteur d'efficacité ξ ($0 < \xi < 1$), nous obtenons la courbe de la figure (3.2) décrivant la variation de la longueur d'ancrage en fonction du facteur d'efficacité ξ.

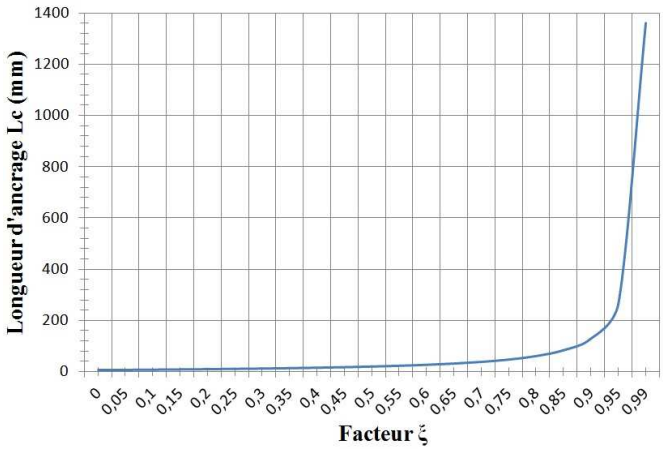


FIG. 3.2. *Variation de la longueur d'ancrage en fonction du facteur d'efficacité ξ*

En utilisant l'analyse de Tsai et al. [193], on obtient :

$$L_c = \frac{1}{\lambda\alpha}.\left[\frac{1}{1-\xi}\left(\xi M + \sqrt{1+\xi^2.(M^2-1)}\right)\right] \tag{3.2}$$

avec :

$$\alpha^2 = \frac{1}{1+\frac{G_c}{e_c}\left(\frac{e_1}{3G_1}+\frac{e_2}{3G_2}\right)}$$

D'après Cognard [65], la force de rupture est indépendante de la longueur de recouvrement dès qu'elle est supérieure à $4e_s$ (e_s est l'épaisseur du substrat) et donc $\tau_c \sim l^{-1}$. Cependant, il a observé sur des assemblages collés acier inox/époxy ($L = 40, b = 10, e_s = 0.5, e_a = 0.1mm$) que la capacité en cisaillement est inversement proportionnelle à la longueur de recouvrement de 1 à $10mm$ et indépendante de l de 10 à $30mm$ ce qui est supérieur à la valeur limite de $4e_s$. Cela a été confirmé par d'autres auteurs. Adams [11] a montré que la longueur à partir de laquelle l n'intervient plus dépend de la limite de déformation plastique du substrat. D'après Reis et al. [174] il existe une longueur de recouvrement idéale qui dépend de l'adhésif et des adhérents. Cette longueur idéale permet d'obtenir la meilleure distribution de contrainte et la concentration minimale de contrainte aux bords.

3.6.2 Cas d'une colle élastoplastique

La plasticité dans la couche de colle peut modifier considérablement le comportement de l'assemblage collé. En effet, pour un adhésif élastique fragile, pendant l'essai de cisaillement sur le joint collé les contraintes et déformations dans l'adhésif obéissent à la loi de Hooke. La rupture est brutale.

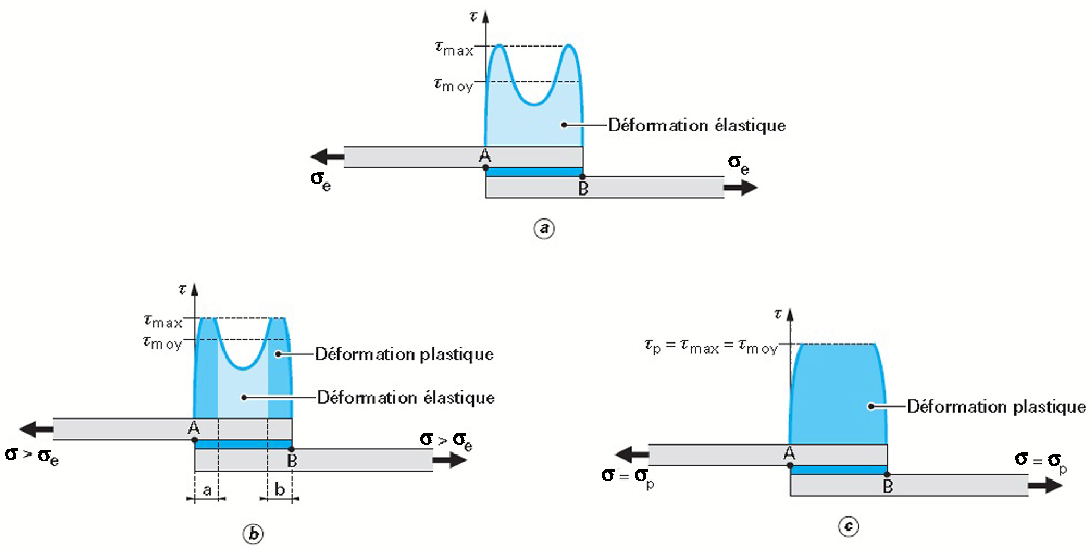


FIG. 3.3. *Les contraintes de cisaillement dans un joint collé sollicité en traction-cisaillement [40]*

Ce n'est pas le cas lorsque le comportement est élastoplastique. Il existe alors plusieurs étapes lors du chargement [40] :

- Pour une charge appliquée inférieure à σ_e , l'adhésif reste élastique sur toute la longueur de recouvrement. σ_e correspond à l'effort pour lequel la contrainte de cisaillement atteint la limite d'élasticité de l'adhésif aux points les plus sollicités A et B (figure (3.3 a)),

- Pour une charge appliquée supérieure à σ_e, l'adhésif ne se rompt pas mais il y a apparition de zones plastiques a et b aux extrémités, tandis que la longueur de la zone élastique centrale diminue progressivement, (figure (3.3 b)),
- Dans les zones plastiques, la contrainte de cisaillement est constante ($\tau_{max} = \tau_p$) et l'adhésif continue à se déformer dans le domaine plastique jusqu'à une charge appliquée σ_p pour laquelle les déformations maximales aux extrémités atteignent la limite de déformation admissible par l'adhésif en cisaillement, (figure (3.3 c)).

D'autre part, la plasticité affecte la longueur d'ancrage caractéristique et ainsi la capacité maximale de l'assemblage [62]. Des investigations expérimentales ont montré que l'approche de Volkersen n'est pas adaptée pour prévoir la capacité d'un joint collé et de sa longueur de recouvrement dans le cas d'un adhésif élastoplastique [62]. D'où le besoin d'une autre approche capable de mieux analyser le joint. Hart&Smith ont été les premiers à intégrer la plasticité dans le couche de colle dans l'analyse des assemblages collés. Dans [61], une analyse non linéaire a été développée pour obtenir une valeur quantitative de la longueur d'ancrage dans le cas d'une colle élastoplastique. Un critère de rupture basé sur l'expression d'une longueur critique plastifiée a ensuite été proposé. L'analyse a été réalisée sur un adhésif ayant un comportement trilinéaire et, sans tenir compte de l'effet de la contrainte d'arrachement et de l'épaisseur de l'adhésif.

3.7 La relation entre surface collée et résistance à la rupture :

La surface collée n'est donc pas le paramètre le plus important puisque ce sont dans la plupart des cas les extrémités du collage qui supportent l'effort appliqué [65]. Ceci a été confirmé par plusieurs auteurs en comparant la résistance de collages d'une même surface en présence ou non d'une région vide (non collée) au centre. Ainsi, dans la figure (3.4), la même force est nécessaire pour rompre un collage à simple recouvrement qu'il soit collé sur toute la surface ou qu'il y existe des régions centrales non collées. Le fait de diviser la force de rupture F_c par la surface de collage S n'a donc pas de sens physique. Il est préconisé de reporter une valeur de force à la rupture F_c au lieu d'une contrainte de cisaillement moyenne τ_c.

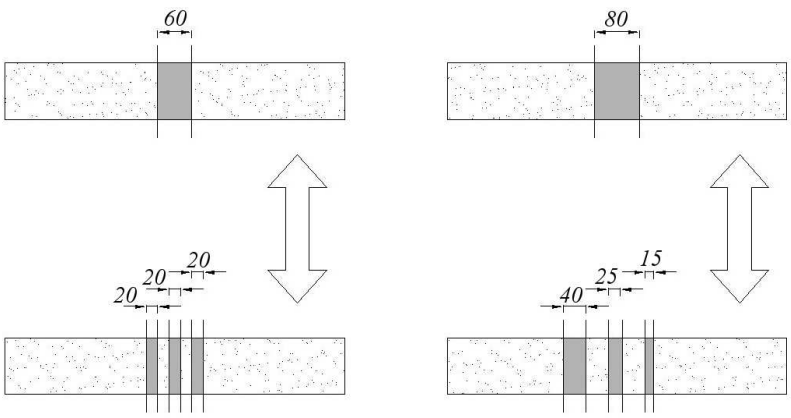


FIG. 3.4. *Exemple de l'indépendance de la force à la rupture de la distribution de l'adhésif*

3.8 Étude paramétrique sur le modèle Shear Lag :

Nous utilisons ici la théorie de Volkersen [198] ou l'analyse de type "Shear lag" pour étudier la variation et l'optimisation de la contrainte de cisaillement dans la couche de colle en fonction des différents paramètres en jeu.

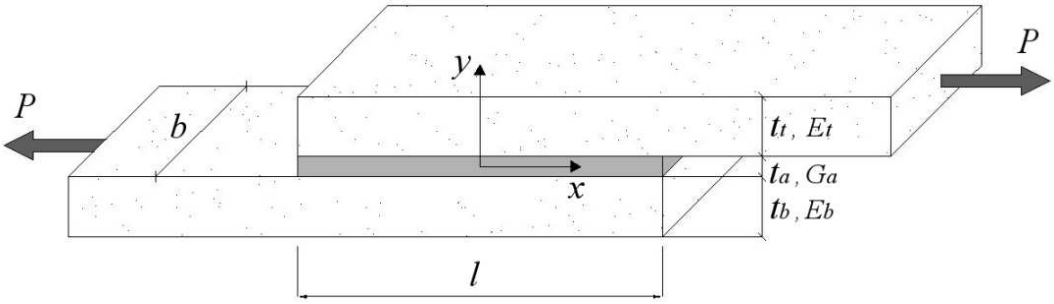


FIG. 3.5. *Le joint à simple recouvrement analysé*

La distribution de la contrainte de cisaillement dans l'adhésif est donnée par :

$$\tau = \frac{P\omega}{2b}\frac{\cosh(\omega x)}{\sinh(\frac{\omega l}{2})} + \left(\frac{E_t t_t - E_b t_b}{E_t t_t + E_b t_b}\right)\left(\frac{\omega l}{2}\right)\frac{\sinh(\omega x)}{\cosh(\frac{\omega l}{2})} \tag{3.3}$$

avec

$$\omega = \sqrt{\frac{G_a}{E_t t_t t_a}\left(1 + \frac{E_t t_t}{E_b t_b}\right)}$$

t_t est l'épaisseur de l'adhérent supérieur, t_b est celle de l'adhérent inférieur, t_a est l'épaisseur de la colle, b la largeur de la surface collée, l la longueur de recouvrement, E_t le module d'Young de l'adhérent supérieur, E_b le module d'Young de l'adhérent inférieur, G_a le module de cisaillement de l'adhésif et P la charge appliquée.

3.8.1 Variation de l'épaisseur de colle :

Dans ce cas, nous considèrons un joint à simple recouvrement avec deux substrats en fibres de carbone ayant les propriétés figurant dans le tableau (3.1). La colle est supposée isotrope avec un coefficient de poisson $\nu = 0.3$ et un module de cisaillement $G_a = \frac{E_a}{2(1+\nu)} = 1923MPa$. La force de traction est $P = 1000N$, la longueur de recouvrement étant $l = 40mm$. En faisant varier l'épaisseur de la colle dans l'intervalle $0.1mm < t_a < 3mm$, nous obtenons la courbe en figure(3.6) qui représente la contrainte maximale de cisaillement en fonction de l'épaisseur de colle.

	Adhérent supérieur	**Adhérent inférieur**	**Adhésif**
Epaisseur	t_t = 5mm	t_b = 5mm	0.1mm< t_a <3mm
Module d'Young	E_t = 120000MPa	E_b = 120000MPa	E_a = 5000MPa

TAB. 3.1. *Propriétés géométriques et mécaniques du joint analysé (t_a variable).*

Nous pouvons dire qu'il existe une épaisseur de colle optimale pour laquelle la contrainte maximale en cisaillement est fortement réduite. Ensuite, les gains apportés sont contrebalancés par l'augmentation de probabilité de défauts [123] [122].

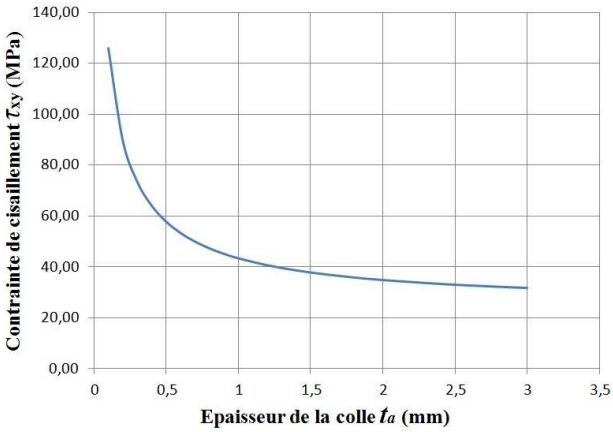


FIG. 3.6. *La contrainte de cisaillement maximale en fonction de l'épaisseur de la colle*

3.8.2 Variation de la rigidité de la colle utilisée :

Nous considèrons un joint à simple recouvrement avec les propriétés du tableau (3.2). La force de traction est $P = 1000N$ et la longueur de recouvrement est $l = 40mm$. Le coefficient de poisson de la colle est $\nu = 0.3$. En faisant varier le module d'Young de la colle dans l'intervalle $500MPa < E_a < 6000MPa$ nous obtenons la courbe en figure (3.7) représentant la contrainte de cisaillement maximale en fonction de la rigidité de la résine utilisée.

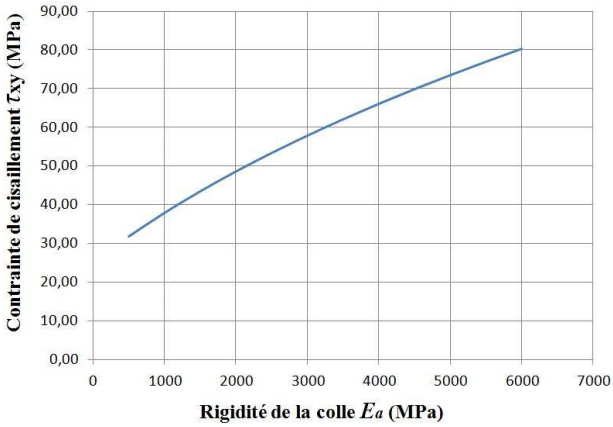


FIG. 3.7. *La contrainte de cisaillement maximale en fonction de la rigidité de la colle*

	Adhérent supérieur	**Adhérent inférieur**	**Adhésif**
Epaisseur	$t_t = 5$mm	$t_b = 5$mm	$t_a = 3mm$
Module d'Young	$E_t = 120000$MPa	$E_b = 120000$MPa	$500MPa < E_a < 6000MPa$

TAB. 3.2. *Propriétés géométriques et mécaniques du joint analysé (E_a variable).*

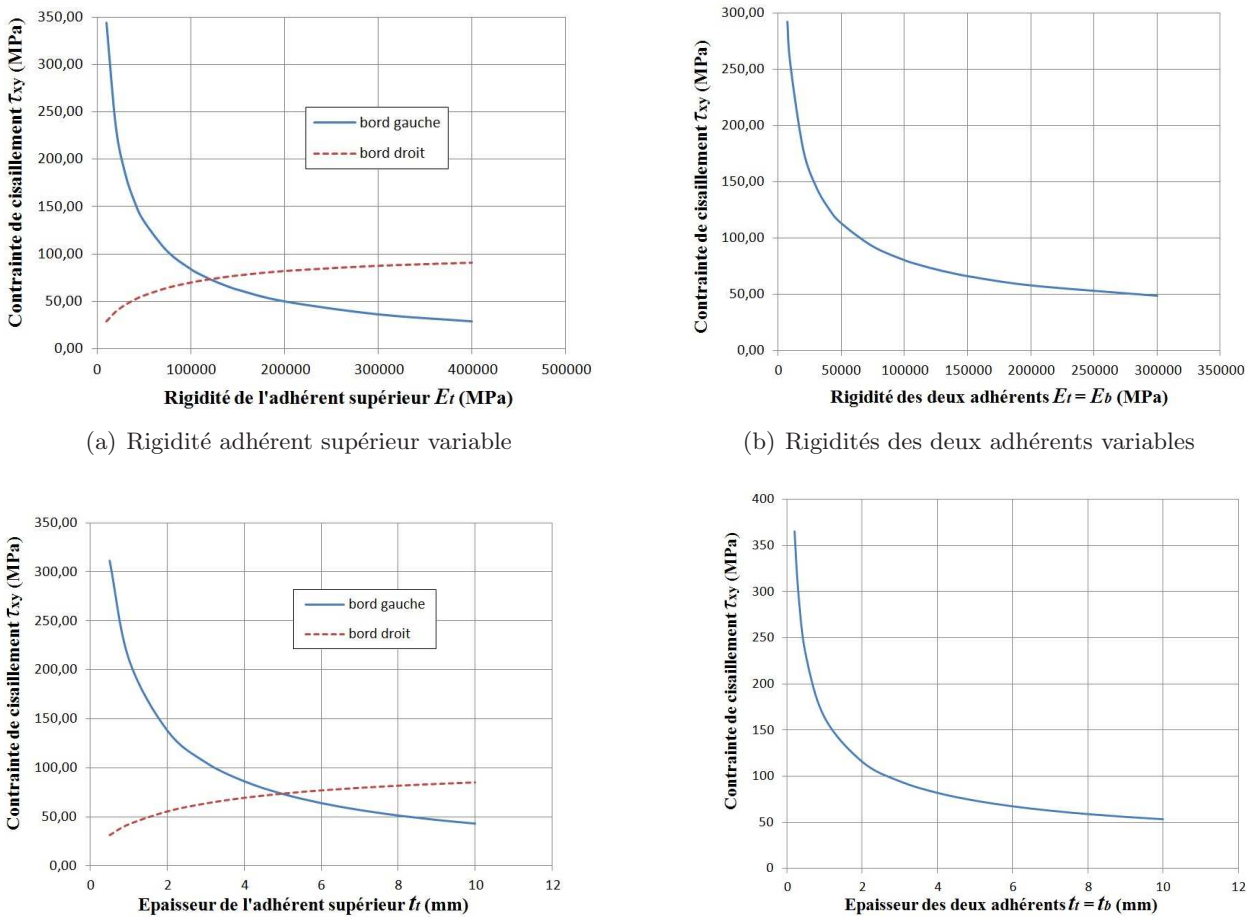
Nous remarquons que la contrainte de cisaillement augmente quasi linéairement avec la raideur de la résine utilisée. Les raideurs des adhésifs structuraux sont situées entre 1000MPa et 10000MPa et évoluent avec le vieillissement. Nous notons qu'il ne faut pas forcément privilégier un adhésif très raide.

3.8.3 Variation de la rigidité des adhérents

Deux cas se présentent. Dans le premier cas, nous faisons varier la rigidité de l'adhérent supérieur ($10000MPa < E_t < 400000MPa$) en conservant la rigidité de l'adhérent inférieur. Le résultat est représenté en figure (3.8(a)). Deuxièmement, nous étudions l'influence de la rigidité des deux adhérents simultanément tel que $5000MPa < E_t = E_b < 300000MPa$. Le résultat est représenté en figure (3.8(b)). Les propriétés mécaniques et géométriques du joint de colle sont présentées dans le tableau (3.3).

Premier cas	**Adhérent supérieur**	**Adhérent inférieur**	**Adhésif**
Epaisseur	t_t = 5mm	t_b = 5mm	t_a = 3mm
Module d'Young	10000MPa< E_t <400000MPa	E_b = 120000MPa	E_a = 5000MPa
Second cas	**Adhérent supérieur**	**Adhérent inférieur**	**Adhésif**
Epaisseur	t_t = 5mm	t_b = 5mm	$t_a = 3mm$
Module d'Young	5000MPa< E_t <300000MPa	$E_b = E_t$	E_a = 5000MPa

TAB. 3.3. *Propriétés géométriques et mécaniques du joint étudié (E_t, E_b variables).*



(a) Rigidité adhérent supérieur variable

(b) Rigidités des deux adhérents variables

(c) Épaisseur adhérent supérieur variable

(d) Épaisseurs des deux adhérents variables

FIG. 3.8. *La contrainte de cisaillement en fonction de la raideur des adhérents*

Pour le premier cas (figure (3.8(a))), nous retrouvons le cas optimal du joint équilibré. Dans le

cas d'un joint équilibré, plus la rigidité (ou épaisseur) des adhérents augmente, plus la contrainte maximale de cisaillement est faible (second cas) (figure (3.8(b))). Nous notons que l'influence de la variation de l'épaisseur des adhérents sur le profil de la contrainte de cisaillement est identique à celle de leurs raideurs.

3.9 Application par éléments finis

Dans ce paragraphe, nous étudions l'influence du type de colle sur le transfert de l'effort en cisaillement pour un joint collé à simple recouvrement. Pour les deux types de colle, nous considèrons un joint encastré d'un coté et simplement appuyé sur l'autre coté (côté gauche - là où l'effort de traction P est appliqué). La modélisation a été faite à l'aide du logiciel d'éléments finis Abaqus. Les matériaux sont modélisés par des éléments isotropes. Le maillage est tel que quatre mailles de type éléments quadratiques sont disposées dans l'épaisseur de la colle pour être conforme aux recommandations décrites dans Vallée (2004)[195].

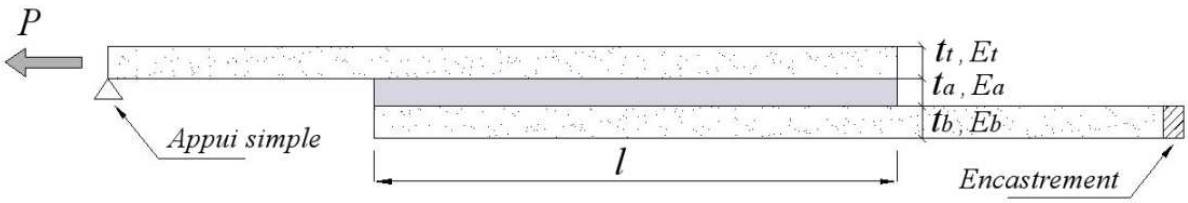


FIG. 3.9. *Le joint collé étudié sur abaqus*

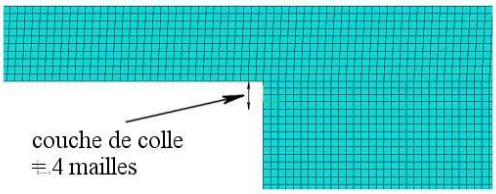


FIG. 3.10. *Le maillage du joint plan modélisé*

3.9.1 L'effet du maillage

Dans une analyse de type éléments finis, il est en général conseillé d'étudier l'influence du maillage sur les valeurs de contraintes (surtout les valeurs maximales). Puisque pour les joints collés, la contrainte de cisaillement aux bords de la longueur de recouvrement ainsi que la contrainte d'arrachement dans la couche de colle sont primordiales pour comprendre le comportement de l'assemblage collé et pour analyser son mode de rupture, nous allons nous intéresser à l'effet du maillage sur la distribution des contraintes dans un joint collé.
On considère un joint collé à simple recouvrement de longueur collée $L = 40mm$, avec deux adhérents en composite à fibres de carbone d'épaisseurs $t_t = t_b = 5mm$, de module d'Young $E_t = E_b = 120000MPa$. Les deux adhérents sont assemblés à l'aide d'une colle élastique isotrope d'épaisseur $t_a = 1mm$ et de module d'Young $E_a = 5000MPa$. L'assemblage est soumis à une force

de traction $P = 1000N$. Les valeurs maximales de cisaillement et d'arrachement sont données dans le tableau (3.4).

Nombre de mailles	Cisaillement maximal	Arrachement maximal
2	78,5 MPa	110,9 MPa
3	80,3 MPa	110,6 MPa
4	80,4 MPa	108,6 MPa
20	80,3 MPa	110,8 MPa

TAB. 3.4. *Valeurs maximales du cisaillement et de l'arrachement en fonction du nombre de maille dans l'épaisseur de la couche de colle*

Les résultats du tableau (3.4) montre qu'en ce qui concerne la contrainte de cisaillement maximal, il y a stabilisation à partir de trois mailles dans l'épaisseur de la couche de colle. Ceci est cohérent avec ce qui est préconisé dans [195]. Dans notre travail, la colle a été modélisée à l'aide de quatres mailles dans l'épaisseur.

3.9.2 Cas d'une colle élastique fragile

Dans ce cas, nous considèrons que la colle (comme les adhérents) a un comportement élastique linéaire. On se place dans l'hypothèse de petites déformations et on se limite à un modèle isotrope pour les matériaux (le cas le plus simple). La relation contrainte déformation de la résine est donnée par :

$$\sigma = D^{el}.\epsilon^{el}$$

ou bien :

$$\begin{Bmatrix} \epsilon_{11} \\ \epsilon_{22} \\ \epsilon_{33} \\ \gamma_{12} \\ \gamma_{13} \\ \gamma_{23} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E & -\nu/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & 1/E & -\nu/E & 0 & 0 & 0 \\ -\nu/E & -\nu/E & 1/E & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1/G \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix}$$

Les propriétés élastiques sont définies par le module d'Young E et le coefficient de poisson ν. Le coefficient de cisaillement G est exprimé en fonction de E et ν par :

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

Nous étudions l'influence des propriétés de la colle telles que l'épaisseur et la rigidité sur la concentration des contraintes aux bords du joint.

Influence de l'épaisseur de la couche de colle Nous considèrons le joint à simple recouvrement de la figure (3.9) avec deux substrats composites à fibres de carbone, ayant les propriétés citées dans le tableau (3.5). La longueur de recouvrement étant de $l = 40mm$, la force de traction est $P = 1000N$. Nous représentons en figure (3.11) la variation de la contrainte de cisaillement et d'arrachement en fonction de l'épaisseur de la colle dans l'intervalle $0.1mm < t_a < 3mm$.

L'influence de la variation de l'épaisseur de la colle sur les contraintes maximales de cisaillement et d'arrachement est donnée en figure (3.11). Nous remarquons que la concentration de la contrainte

	Adhérent supérieur	**Adhérent inférieur**	**Adhésif**
Epaisseur	$t_t = 5$mm	$t_b = 5$mm	$0.1mm < t_a < 3mm$
Module d'Young	$E_t = 120000$MPa	$E_b = 120000$MPa	E_a=5000MPa, $\nu = 0.3$

TAB. 3.5. *Propriétés géométriques et mécaniques du joint analysé sur Abaqus (t_a variable).*

de cisaillement, ainsi que l'arrachement maximal, diminuent en augmentant l'épaisseur de la couche de colle. Nous retrouvons alors la même interprétation pour la contrainte de cisaillement dans le cas de l'application de l'approche analytique de Volkersen. En représentant la variation de la contrainte de cisaillement maximale en $X = 0$ (extrémité de la couche de colle) en fonction de l'épaisseur de la couche de colle, on observe en effet que les courbes des approches analytiques et numériques ont la même allure en figure (3.11(c)).

Influence de la rigidité de la colle Nous étudions le même assemblage avec deux substrats en composite à fibres de carbone ayant une épaisseur $t_t = t_b = 5mm$, et un module d'Young $E_t = E_b = 120000MPa$, la longueur de recouvrement étant $l = 40mm$, l'épaisseur de la colle est $t_a = 0.3mm$, la force de traction est $P = 1000N$. Nous faisons varier le module d'Young de la colle dans l'intervalle $500MPa < E_a < 6000MPa$.

Nous obtenons les profils des contrainte de cisaillement et d'arrachement en fonction de la rigidité de la colle en figure (3.12). L'influence de la variation de la rigidité de la colle sur les contraintes maximales de cisaillement et d'arrachement est aussi représentée. Nous remarquons que la contrainte de cisaillement augmente au fur et à mesure de l'augmentation de la rigidité de la colle, ce qui est cohérent avec ce que donne l'approche analytique de Volkersen, sauf que dans ce dernier cas, le cisaillement maximal est sousdimensionné. Quant à la contrainte d'arrachement, une augmentation de la rigidité de la colle résulte en une augmentation de la contrainte d'arrachement aux extrémités de la longueur de recouvrement, ce qui est néfaste pour l'assemblage.
Après avoir étudié l'influence des différentes paramètres sur l'optimisation de transfert d'effort par l'analyse éléments finis, on retrouve les résultats de l'approche analytique de Volkersen décrite précédemment.

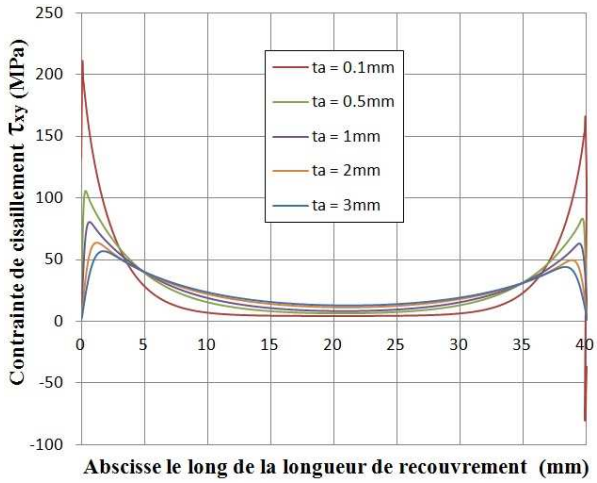
3.9.3 Cas d'une colle élastoplastique

La définition de la limite de plasticité pour l'adhésif est un exercice difficile, et nous pouvons se pencher pour cela sur les différents types de critères existants. L'état final de contrainte d'un élément peut être décomposé en deux parties $\overline{\overline{\sigma}} = \overline{\overline{\sigma}}_H + \overline{\overline{\sigma}}_D$

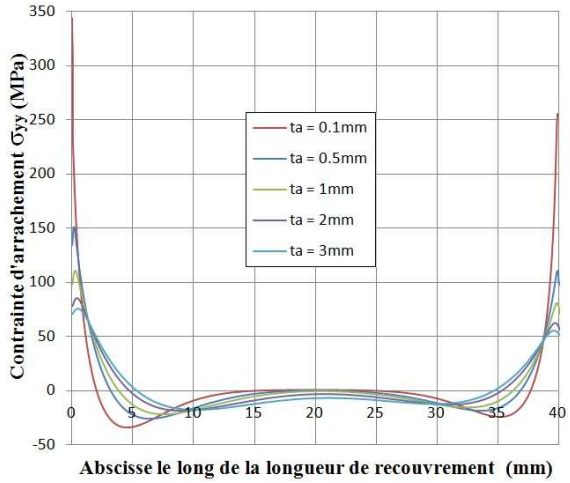
- La contrainte hydrostatique (équation (3.4)) qui est la moyenne des trois contraintes principales. Elle ne dépend pas des contraintes de cisaillement et elle tend à changer le volume du matériau.
- La contrainte déviatorique (équation (3.5)) qui est la partie restante. On la considère égale à la contrainte de Von-Mises dans notre cas. Cette partie tend à produire un changement de forme mais non de volume.

$$\sigma_H = -\frac{1}{3}Tr\overline{\overline{\sigma}} = -\frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \tag{3.4}$$

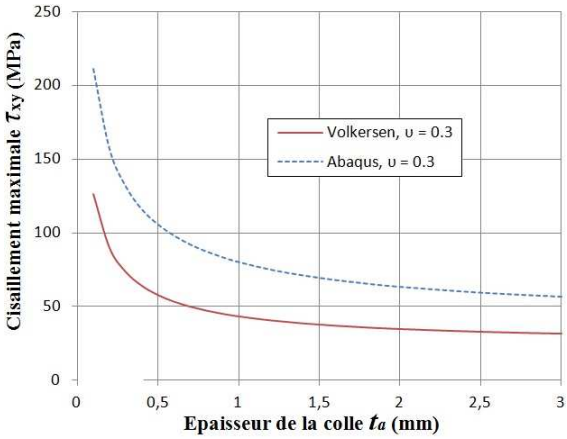
$$\sigma_D = \sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2\right] + 3(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{13}^2)} \tag{3.5}$$



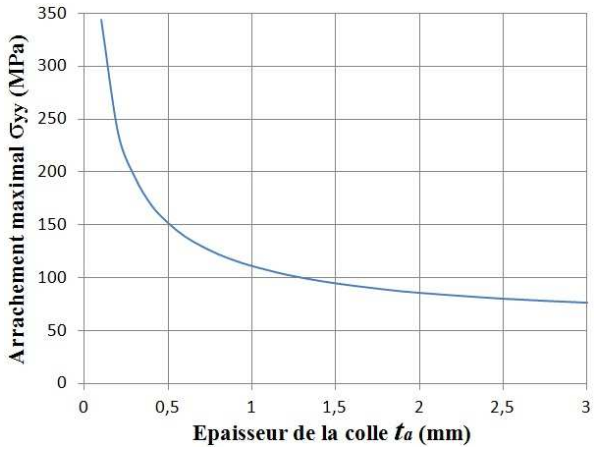
(a) Contrainte de cisaillement pour une épaisseur de colle variable



(b) Contrainte d'arrachement pour une épaisseur de colle variable



(c) Étude du cisaillement maximal



(d) Étude de l'arrachement maximal (Abaqus)

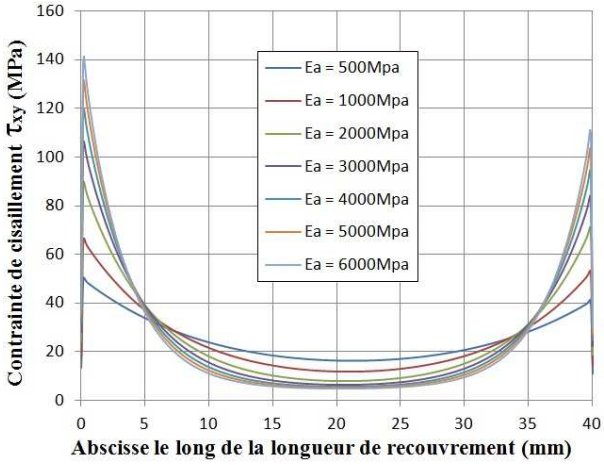
FIG. 3.11. *Les contraintes de cisaillement et d'arrachement en fonction de l'épaisseur de la colle.*

A partir de ces deux contraintes, il est possible de définir un critère de plasticité dans le plan $\sigma_H - \sigma_D$ qui constitue une surface de charge considérée comme la frontière entre le domaine élastique et le domaine plastique. En général, il est nécessaire de définir une loi d'écoulement pour décrire la façon dont se déforme le matériau après plastification. Nous nous limitons ici à l'étude de deux critères : le critère de Von Mises et le critère de Druker-Prager.

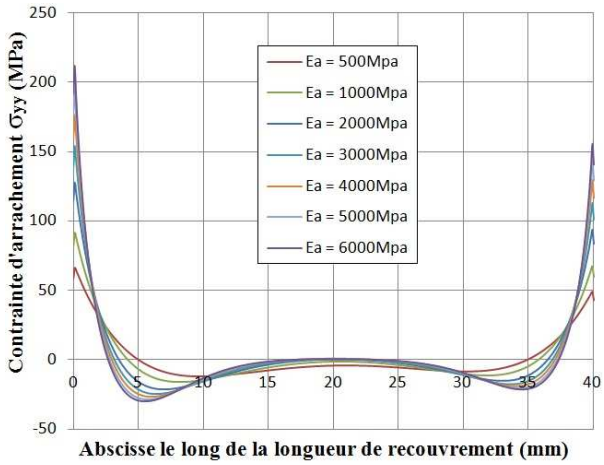
Le critère de Von Mises : Le critère de Von Mises ne fait pas intervenir la pression hydrostatique. La surface de charge dépend ainsi du second invariant du tenseur des contraintes déviatoriques J_2 :

$$J_2 = \frac{1}{6}\left[(\sigma_{11}-\sigma_{22})^2 + (\sigma_{11}-\sigma_{33})^2 + (\sigma_{22}-\sigma_{33})^2\right] + (\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2) \tag{3.6}$$

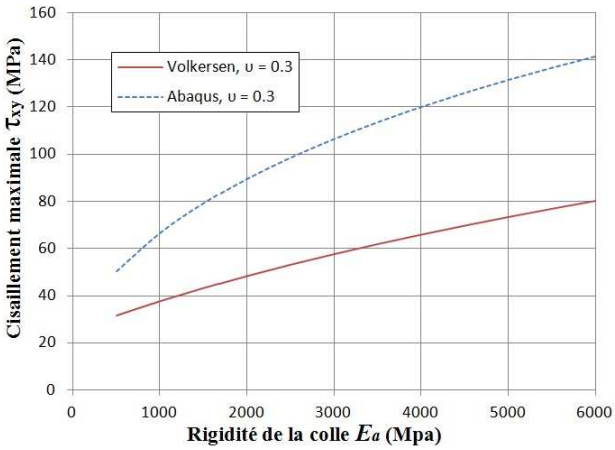
$$f(\sigma_{ij}) = \sqrt{3J_2} - \sigma_e = 0 \tag{3.7}$$



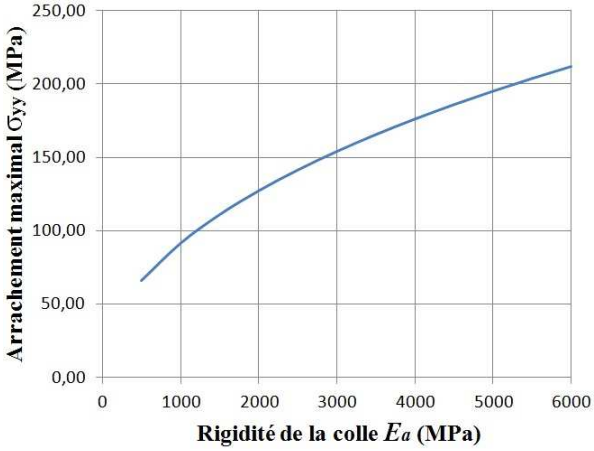
(a) Le profil de la contrainte de cisaillement pour une rigidité de colle variable



(b) Le profil de la contrainte d'arrachement pour une rigidité de colle variable



(c) Étude du cisaillement maximal



(d) Étude de l'arrachement maximal (Abaqus)

FIG. 3.12. *Les contraintes de cisaillement et d'arrachement en fonction de la rigidité de la colle.*

$$F_{VM} = \sigma_D - \sigma_y = 0 \tag{3.8}$$

Généralement ce critère est utilisé pour étudier le comportement des métaux (dans les matériaux métalliques on observe en effet une incompressibilité plastique ($\epsilon_{ii} = 0$) et une indépendance du comportement vis-a-vis de la pression hydrostatique). Dans le plan déviatorique, le critère de Von Mises est représenté par un cercle. Dans l'espace des contraintes principales, il correspond à un cylindre de génératrice $(1, 1, 1)$.

Le critère de Drucker-Prager : Le critère de Drucker-Prager constitue une extension du critère de Von Mises et une généralisation pour les matériaux pulvérulents. Il fait en particulier intervenir l'influence de la pression hydrostatique :

$$f(\sigma_{ij}) = \sqrt{J_2} - \alpha I_1 - k = 0 \tag{3.9}$$

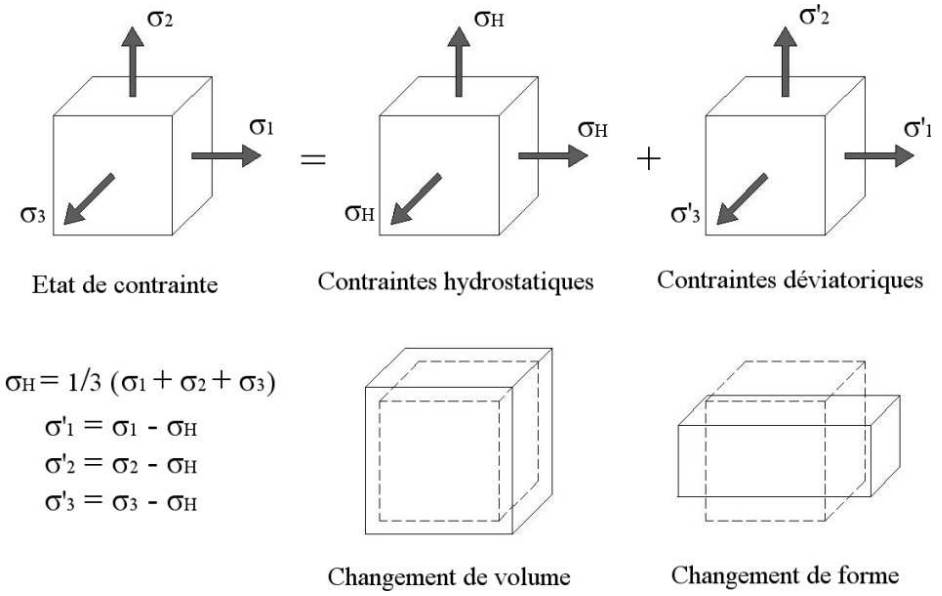


FIG. 3.13. *Contraintes hydrostatiques et déviatoriques*

ou

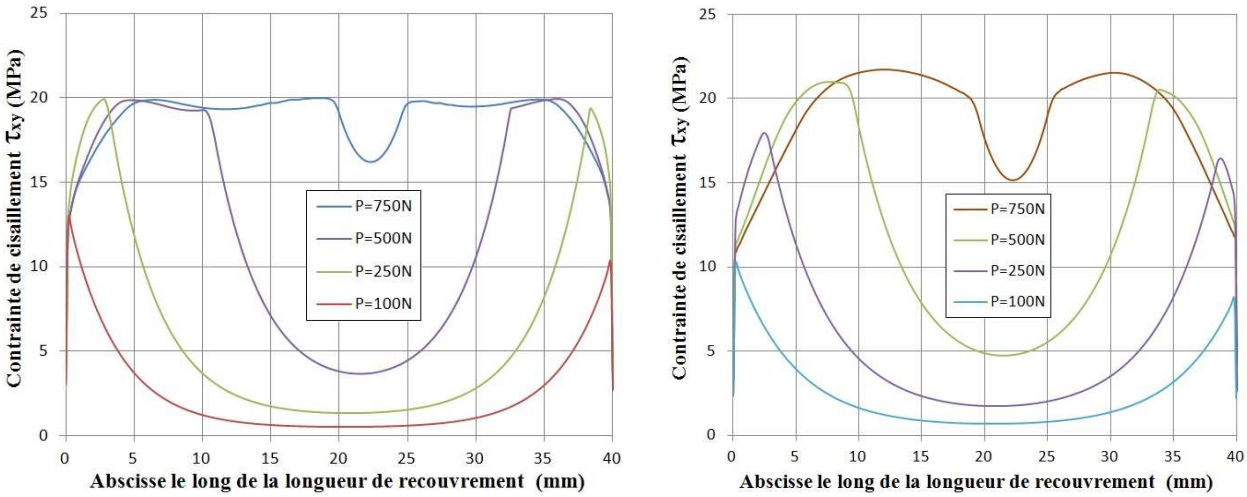
$$f(\sigma) = J - \frac{\sigma_y - \alpha I_1}{1-\alpha} = (1-\alpha)J + \alpha I_1 - \sigma_y = 0 \tag{3.10}$$

$$F_{DP} = \sigma_D - (\sigma_H \tan\phi + d) = 0 \tag{3.11}$$

Le coefficient α dépend du matériau ($0 \leq \alpha \leq 0.5$). Nous retrouvons le critère de Von Mises pour $\alpha = 0$. La limite d'élasticité en traction est σ_y et la limite d'élasticité en compression est $-\frac{\sigma_y}{1-2\alpha}$. Ce critère est un cercle dans le plan déviatorique dépendant de l'altitude sur la trissectrice des axes des contraintes principales $(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$. Dans l'espace des contraintes principales, il correspond à un cône. La présence d'une pression hydrostatique positive permet d'augmenter dans ce cas le domaine élastique dans le plan déviatorique.

En ajoutant de la plasticité à l'adhésif, le profil de cisaillement varie car la colle se plastifie aux extrémités. La zone de plastification augmente avec le chargement jusqu'à plastification complète de la couche d'adhésif. Nous considèrons le même assemblage : les deux substrats en composite à fibres de carbone d'épaisseur $t_t = t_b = 5mm$, et de modules d'Young $E_t = E_b = 120000MPa$, la longueur de recouvrement $l = 40mm$, l'épaisseur de la colle $t_a = 0.3mm$ et nous distinguons deux cas :

- Cas où la colle est élastoplastique (élastique parfaitement plastique dans ce cas) obéissant au critère de Von Mises, avec une contrainte limite d'élasticité $\sigma_y = 35MPa$, le module d'Young de la colle est $E_a = 5000MPa$, et en faisant varier la force $P(100N - 250N - 500N - 750N)$. Nous obtenons le résultat en figure (3.14(a)). Nous constatons que la contrainte de cisaillement maximale dans la figure est $\tau_{max} = 20MPa = \sigma_y/\sqrt{3} = 35MPa/\sqrt{3}$. σ_y étant la limite d'élasticité en traction choisie dans la modélisation.
- Cas où la colle est élastoplastique avec le modèle de Drucker-Prager, le module d'Young de la colle est de $E_a = 5000MPa$ et la limite d'élasticité en cisaillement choisie pour la modélisation est $\tau_y = 35MPa$, l'angle de frottement est égal à l'angle de dilatation $\beta = \varphi = 30^o$, en variant l'effort comme dans le cas précédent $P = 100N - 250N - 500N - 750N$, nous obtienons le résultat en figure (3.14(b)).



(a) Critère de Von Mises

(b) Critère de Drucker-Prager

FIG. 3.14. *Le profil de la contrainte de cisaillement pour une colle élastoplastique*

A partir des profils obtenus en figure (3.14), nous remarquons l'existence de deux longueurs plastifiées pour chaque critère (Von Mises et Drucker Prager). Ces deux longueurs sont de part et d'autre dans la longueur de recouvrement. Celle qui est la plus importante nous intéresse, elle existe toujours à l'extrémité où la charge est appliquée au composite. Cette longueur plastique peut être considérée pour déterminer la capacité maximale des joints collés (pour certaines géométries et type de colles). L'effet de la plasticité se manifeste alors dans l'augmentation de la longueur du transfert d'effort, et dans l'existence d'une longueur plastique critique servie comme outil de dimensionnement à prendre en compte. D'autre part, la plasticité dans la couche de colle peuvent être accompagnée d'un phénomène de précontrainte [58].

3.10 Optimisation par usinage des adhérents

Plusieurs auteurs [149] [134] se sont intéressés à l'usinage des adhérents qui permet de modifier l'épaisseur de l'adhérent, et/ou du joint collé, le long de la longueur de recouvrement. En effet, la forme de l'adhérent a une influence sur le profil de la contrainte de cisaillement du joint réalisé. Adams et al. [5] puis Hadj-Ahmed et al. [124] se sont basés sur les équations du modèle analytique de Volkersen pour développer des méthodes d'optimisation.
La dépendance de l'épaisseur de l'adhésif t_a selon l'abscisse x peut être introduite à partir de la relation de Hooke selon la théorie de Volkersen :

$$\frac{d(\tau_{13}^{a}(x)t_a(x))}{dx} = G_a\left(\frac{\sigma_{11}^{2}(x)}{E_2} - \frac{\sigma_{11}^{1}(x)}{E_1}\right) \tag{3.12}$$

Afin d'obtenir un cisaillement constant dans la couche de colle, nous exprimons le cisaillement et les efforts axiaux en fonction de ce cisaillement constant nommé τ_{ct} :

$$\frac{d(\tau_{ct}t_a(x))}{dx} = G_a\left(\frac{\tau_{ct}x}{t_2(x)E_2} - \frac{\tau_{ct}(L-x)}{t_1(x)E_1}\right) \tag{3.13}$$

D'où l'équation différentielle reliant t_a et x pour donner un cisaillement constant :

$$\frac{d(t_a(x))}{dx} = G_a \left(\frac{x}{t_2(x)E_2} - \frac{(L-x)}{t_1(x)E_1} \right) \tag{3.14}$$

3.10.1 Solution de l'équation pour certains cas particuliers

- Dans le cas où la couche de colle a une épaisseur t_a constante, nous obtenons une relation entre les épaisseurs t_1 et t_2 des adhérents de la forme :

$$t_1(x) = \frac{E_2}{E_1}(\frac{L}{x} - 1)t_2(x) \tag{3.15}$$

  Si en plus, l'un des deux adhérents a une épaisseur constante, l'autre aura une épaisseur de la forme $(1/x)$.
- Dans le cas où l'épaisseur totale du joint est constante, nous avons à résoudre l'équation différentielle suivante :

$$\frac{d(t_1(x) + t_2(x))}{dx} = -G_a \left(\frac{x}{t_2(x)E_2} - \frac{(L-x)}{t_1(x)E_1} \right) \tag{3.16}$$

  Adams et al. ont travaillé sur l'optimisation par changement d'épaisseur des deux adhérents alors que Hadj-Ahmed et al. ont considéré que l'usinage ne sera effectué que sur l'un des deux adhérents et donc l'équation à résoudre devient :

$$\frac{d(t_1(x)}{dx} = -G_a \left(\frac{x}{t_2E_2} - \frac{(L-x)}{t_1(x)E_1} \right) \tag{3.17}$$

Les résultats donnent une géométrie proche de celle de la figure (3.15).

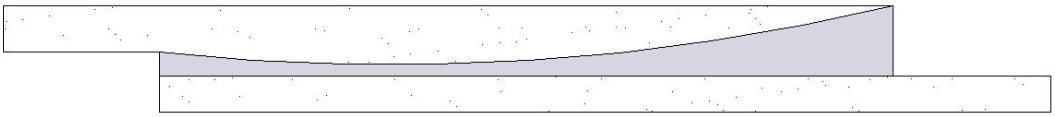


FIG. 3.15. *Exemple d'un joint optimisé selon la méthode de Hadj-Ahmed et al. [124]*

3.11 Le type de joint collé utilisé

Nous avons précédemment présenté les paramètres d'optimisation d'un assemblage collé ainsi que l'analyse d'un joint collé à simple recouvrement. La concentration de contrainte de cisaillement aux bords d'un joint collé se pose toujours comme la problématique principale dans l'optimisation du transfert des efforts et par conséquent dans la performance du joint collé. Les joints sont représentés en figure (3.16), et nous proposons maintenant de déterminer par éléments finis cette répartition de contraintes pour trois types de joints couramment utilisés qui sont :

- Le joint à simple recouvrement
- Le joint à double recouvrement
- Le joint biseauté

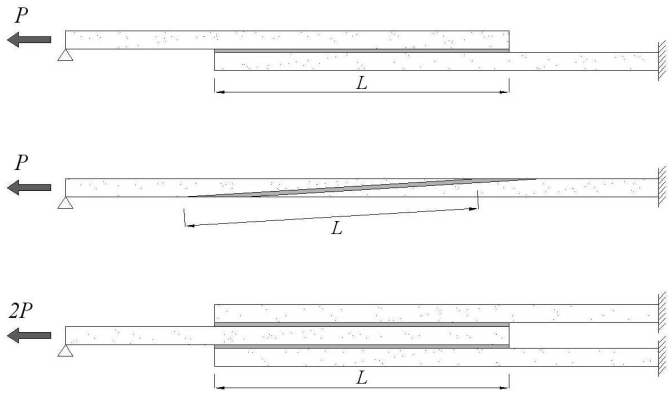
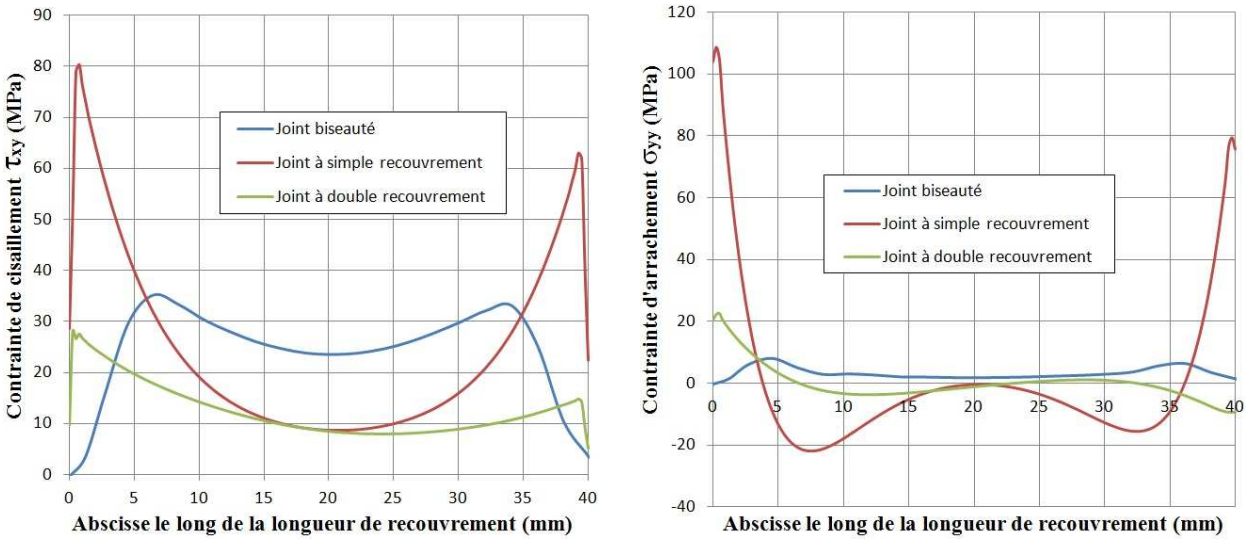


FIG. 3.16. *Les trois types de joint analysés*

Les trois joints considérés ont la même épaisseur de colle $ta = 0.5mm$, la même longueur de recouvrement $L = 40mm$, ainsi qu'une même surface collée (le modèle étant en 2D). Les adhérents sont en composites à fibres de carbone d'épaisseur $t_t = t_b = 5mm$, de module d'Young $Et = Eb = 120000MPa$. La colle est un matériau isotrope de module d'Young $Ea = 5000MPa$, de coefficient de Poisson $\nu = 0.3$.



(a) Le profil de cisaillement

(b) Le profil d'arrachement

FIG. 3.17. *Répartition de la contrainte de cisaillement et d'arrachement pour les différentes géométries de joint.*

Nous appliquons une force $P = 1000N$ (contrainte de $200MPa$ dans l'adhérent chargé), le profil de cisaillement pour les trois géométries est représenté en figure (3.17(a)). Il est clair que la concentration de la contrainte de cisaillement aux bords est la plus importante dans le cas du joint à simple recouvrement. Pour le joint à double recouvrement, le cisaillement maximal est réduit de plus de la moitié, alors que dans le cas du joint biseauté, le cisaillement aux bords est presque nul et présente des valeurs maximales toujours inférieures à celles du joint à simple recouvrement.
Quant au profil de la contrainte d'arrachement, nous constatons d'après les courbes de la figure (3.17(b)) que comme dans le cas du cisaillement, le joint à simple recouvrement est le plus

vulnérable à cause de la concentration de contrainte d'arrachement très importante aux bords. En revanche, le joint biseauté minimise ces concentrations de contrainte. Il semble qu'en terme d'optimisation des contraintes de cisaillement et d'arrachement dans la couche de colle, le joint biseauté s'avère être le plus performant, alors que le joint à simple recouvrement est le plus vulnérable.

3.12 Essais expérimentaux sur joints à double recouvrement

Comme le joint collé à double recouvrement présente une meilleure distribution de contrainte avec atténuation des contraintes maximales aux extrémités par rapport au joint collé à simple recouvrement, il nous a paru intéressant de tester expérimentalement quelques joints collés à double recouvrement en traction. Nous nous sommes dans un premier temps intéressés aux propriétés mécaniques des résines utilisées.

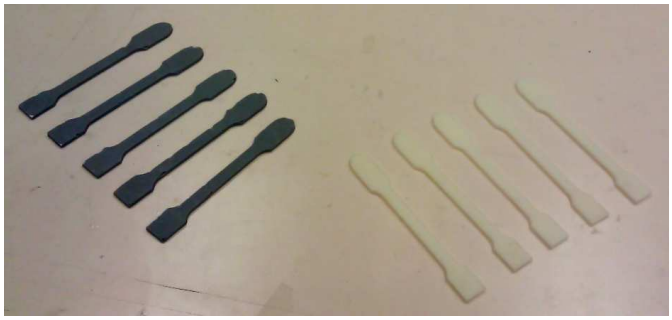


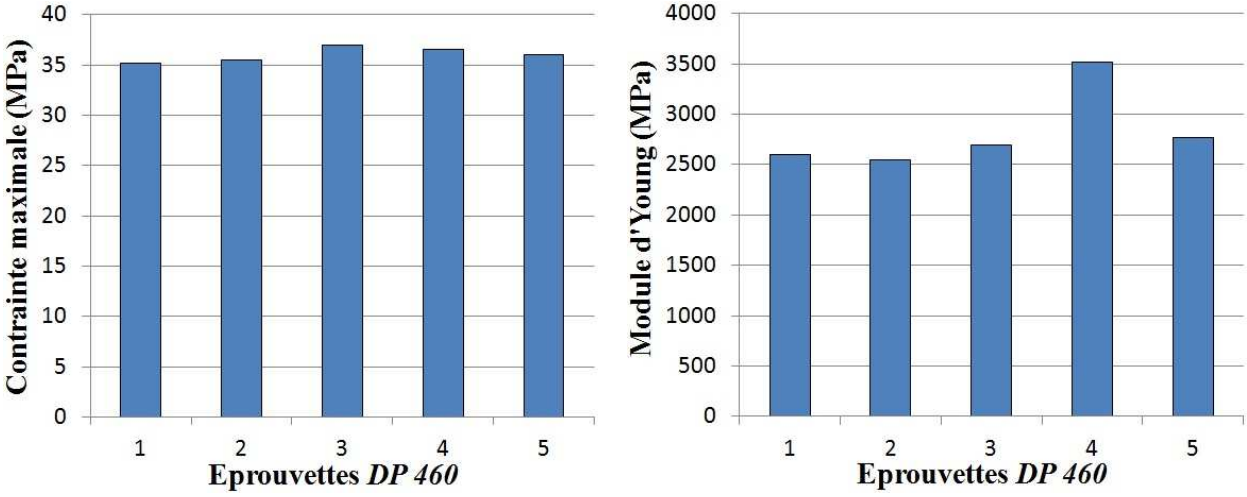
FIG. 3.18. *Éprouvettes de traction adhésif : 5* Sikadur 330 *et 5* DP 460

Les propriétés suivantes sont extraites des fiches techniques données par les fabricants *Sika* et *3M* qui sont données en annexes.

Propriétés de la colle *DP460* : La colle structurale *DP460* est une colle époxyde bi-composants possédant d'excellentes performances de résistance au cisaillement, au pelage et au vieillissement. Sa résistance au cisaillement dépend de la nature de substrat et de la température.

- Sur aluminium, à 23^oC, $\tau_{max} = 30.6MPa$.
- Sur acier inox, à 23^oC, $\tau_{max} = 27.2MPa$.

La résistance à la traction ainsi que le module d'Young de la colle *DP460* ne sont pas indiqués dans la fiche technique de la colle. Pour cela, nous avons testé 5 éprouvettes de traction, cf.figure (3.18), pour en déduire les propriétés manquantes. Les essais ont été réalisés sur une machine électromécanique MTS de capacité $2kN$ avec une vitesse de déplacement de $1mm/min$. Les déformations ont été mesurées à l'aide d'un extensomètre intégré à la machine d'essai. Les résultats sont donnés en figure (3.19).



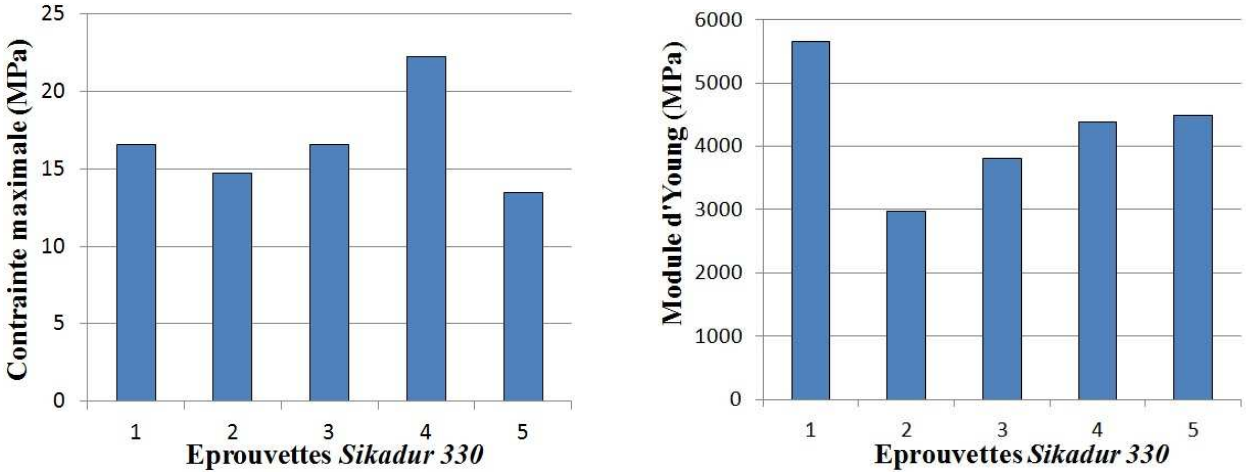
(a) Limite en traction (b) Rigidité des éprouvettes

FIG. 3.19. *Limites en traction et modules d'Young de la colle* DP460

Propriétés de la colle *Sikadur330* : C'est une résine époxy sans solvant à deux composants, ayant des hautes caractéristiques mécaniques. Selon la norme *DIN53455*, après 7 jours et à 23^oC :

- Sa résistance à la traction est de $30MPa$.
- Son allongement à la rupture est de 0.9%.
- Son module d'élasticité en traction est de $4500MPa$.

Cinq éprouvettes *Sikadurdur330*, cf.figure (3.18), ont été testées en traction pour vérifier les valeurs données de la résistance à la traction et du module d'Young.



(a) Limite en traction (b) Rigidité des éprouvettes

FIG. 3.20. *Limites en traction et modules d'Young de la colle* Sikadur330

Les résultats des essais sur les deux types de colle sont résumés dans le tableau (3.6). Les résultats obtenus pour la colle *DP460* sont cohérents avec les valeurs données, la résistance moyenne à la traction étant de $36MPa$, et le module d'Young de $2828MPa$. En revanche, les résultats obtenus pour la colle *Sikadur330* sont très dispersés. Sa résistance à la traction expérimentale de

16.7MPa correspond quasiment à la moitié de la résistance donnée (30MPa).

DP460	Résistance à la traction (MPa)	Module d'Young (MPa)
Moyenne	36	2828
Écart type	0.7	397.9
Sikadur330	**Résistance à la traction (MPa)**	**Module d'Young (MPa)**
Moyenne	16.7	4260
Écart type	3.4	987.9

TAB. 3.6. *Résultats des essais de traction sur les deux types de colle* DP460 *et* Sikadur330

En ce qui concerne son module d'Young, les résultats sont aussi dispersés mais la moyenne obtenue reste proche de la valeur donnée de 4500MPa. Ceci peut être lié à la présence de défaut résultant du mélange réalisé.

3.12.1 Les joints à double recouvrement :

Cinq joints à double recouvrement ont été réalisés : deux joints $S1$ et $D1$ sur lesquels sont collées deux jauges de déformations de type *KYOWA-KFG-5-120-C1-11*, une ($J3$) au milieu de la longueur de recouvrement et une autre ($J1$) sur la partie gauche de l'assemblage, cf.figure (3.21) ; et trois joints $D2$, $D3$ et $S2$, sur lesquels sont collées 4 jauges de déformation parmi lesquelles 3 sont réparties sur la longueur de recouvrement et la quatrième au milieu de l'assemblage.

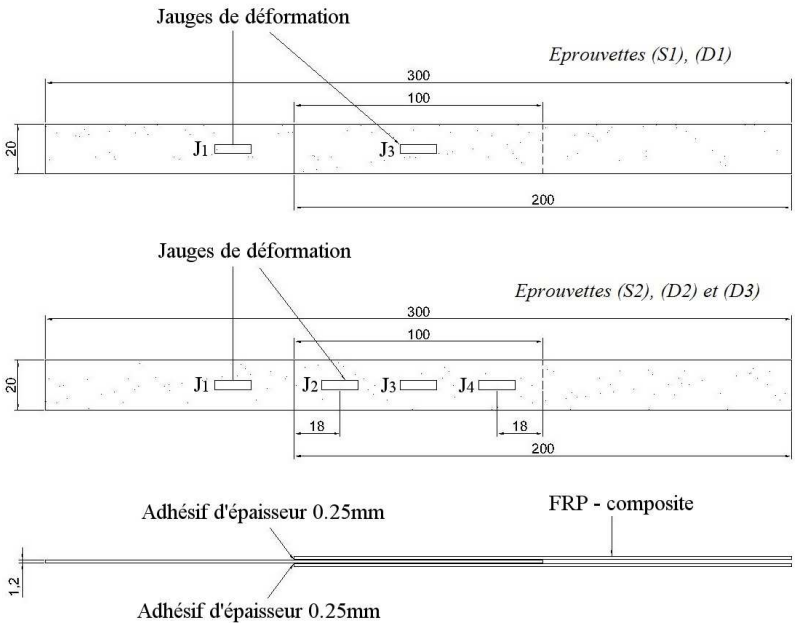


FIG. 3.21. *Éprouvettes avec jauges de déformation*

3.12.2 La préparation des éprouvettes

Les plats en composites à fibres de carbone ont été fabriqués à l'aide d'une nappe de fibres de carbone pré-imprégnées (*STRUCTIL CTE1 15R 367-2*). Les pré-imprégnées (couramment appelés prepegs) sont des semi-produits fournis sous forme de rouleaux ou feuilles constitués de fibres déjà

Éprouvette	Type de colle	Nombre de jauges
S1	Sikadur 330	2
S2	Sikadur 330	4
D1	DP 460	2
D2	DP 460	4
D3	DP 460	4

TAB. 3.7. *Les joints à doubles recouvrement réalisés*

imprégnées de résine. Un des avantages de ce semi-produit est que le dosage en fibres et matrice est déjà effectué. Ces semi-produits sont stockés à -18^oC car la réaction de polymérisation est déjà commencée, le froid ralentissant la réaction. La mise en forme de ce type de matériaux composites comporte deux étapes :

- Empilement des couches.
- Polymérisation.

Empilement Selon l'épaisseur envisagée pour le produit final, il faut réaliser les découpes des couches dans la nappe. Chaque couche a une épaisseur de $0.15mm$ et elles sont ensuite empilées selon l'angle d'empilement souhaité.

Polymérisation La polymérisation des stratifiés obtenus par empilement des couches découpées nécessite l'application d'une pression et d'une température suivant le cycle préconisé par le fournisseur du pré-imprégné. La pression est obtenue en utilisant le principe du sac à vide : la pression exercée ($1bar$) sur les stratifiés lors de la mise sous vide est suffisante dans le cas des stratifiés de faibles épaisseurs. L'ensemble (stratifiés + tissus d'environnement) est ensuite placé dans une enceinte pour une cuisson à 120^oC. Le cycle de cuisson comprend une montée en température de $T_{ambiante}$ à 120^oC pendant une heure, un maintien à 120^oC pendant une heure et un refroidissement. Les caractéristiques mécaniques de ces plats donnés dans le tableau (4.9) ont été déterminées par essais de traction réalisés au laboratoire dans le cadre de projets ou en lien avec l'enseignement.

3.12.3 Déroulement de l'essai

Les éprouvettes sont placées dans les mors de la machine de traction électromécanique MTS de capacité $100kN$. L'essai est piloté en déplacement à une vitesse de $2.5mm/min$ avec le logiciel de pilotage et d'acquisition $TestWorks$®4 qui enregistre les données de force et de déformation avec une fréquence d'acquisition de $2Hz$.

Résultats des essais Les résultats des essais en terme de contrainte à la rupture sont récapitulés en tableau (3.8).

D'après les courbes contraintes-déformations présentées ci-après, nous pouvons tirez ce qui suit :

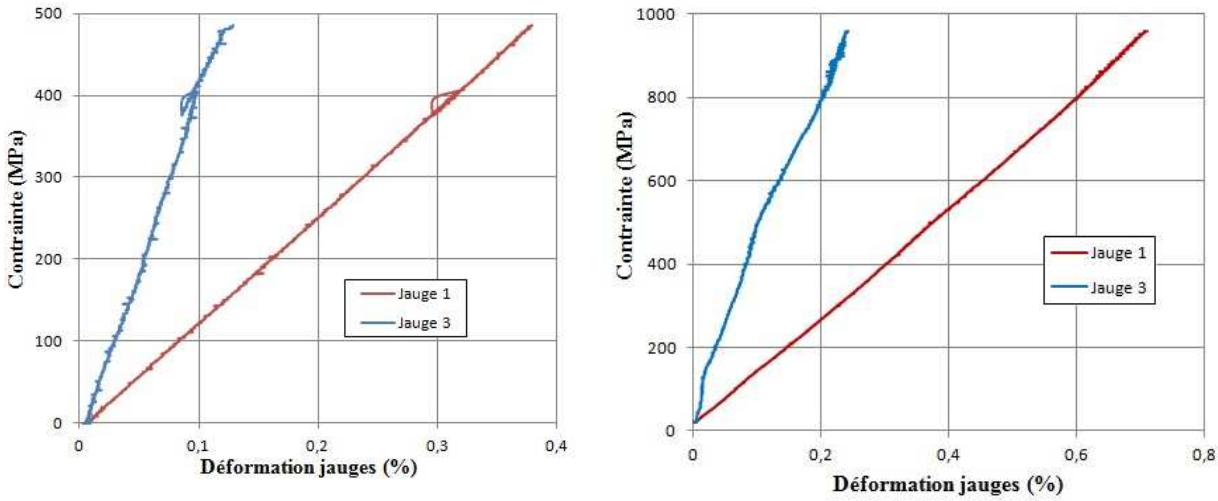
- La première constatation est que les éprouvettes collées avec la Sikadur 330 ont eu des ruptures bien plus inférieures à celles des éprouvettes collées avec la DP 460.
- La déformation au niveau des jauges J1, J3 et J4 est toujours de nature linéaire voir élastique.
- La plastification qui a eu lieu aux niveaux des deux éprouvettes D2 et D3 semble augmenter la capacité des deux éprouvettes par rapport à D1 là où il n'y pas eu de plastification, ceci se voit facilement sur les courbes correspondantes.

TAB. 3.8. *Contraintes de rupture pour les essais joints collés à double recouvrement.*

Eprouvette	**Colle**	σ **rupture**
S1	Sikadur 330	490 MPa
S2	Sikadur 330	550 MPa
D1	DP 460	960 MPa
D2	DP 460	1875 MPa
D3	DP 460	1650 MPa

- Pour les deux types de colles, nous remarquons que la déformation sur la jauge J1 est presque trois fois plus importante que celle de la jauge J3, du fait qu'une partie de la déformation, causée par la moitié de l'effort initial au niveau de J1, est répartie dans la colle et le composite au niveau de la longueur de recouvrement.

Dans le cas des assemblages $S1$ et $D1$ avec deux jauges, les courbes contrainte en fonction des déformations obtenues sont représentées en figure (3.22).



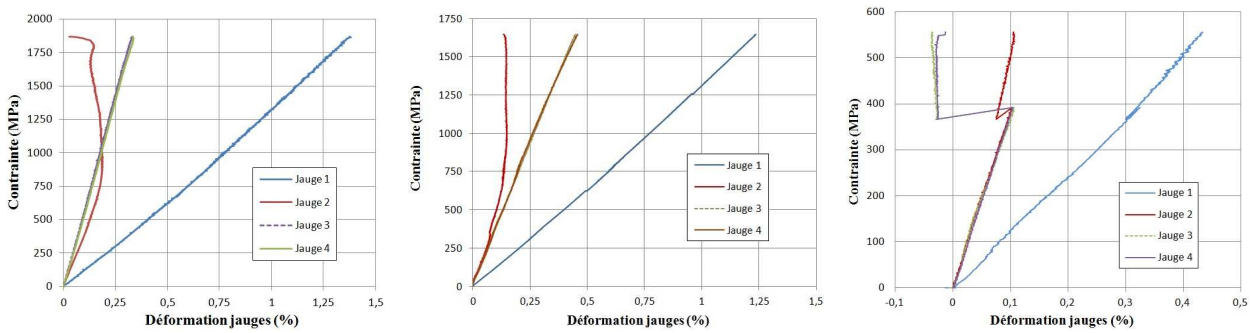
(a) Éprouvette S1

(b) Éprouvette D1

FIG. 3.22. *Courbes contrainte en fonction des déformations pour les éprouvettes S1 et D1 (configuration à 2 jauges)*

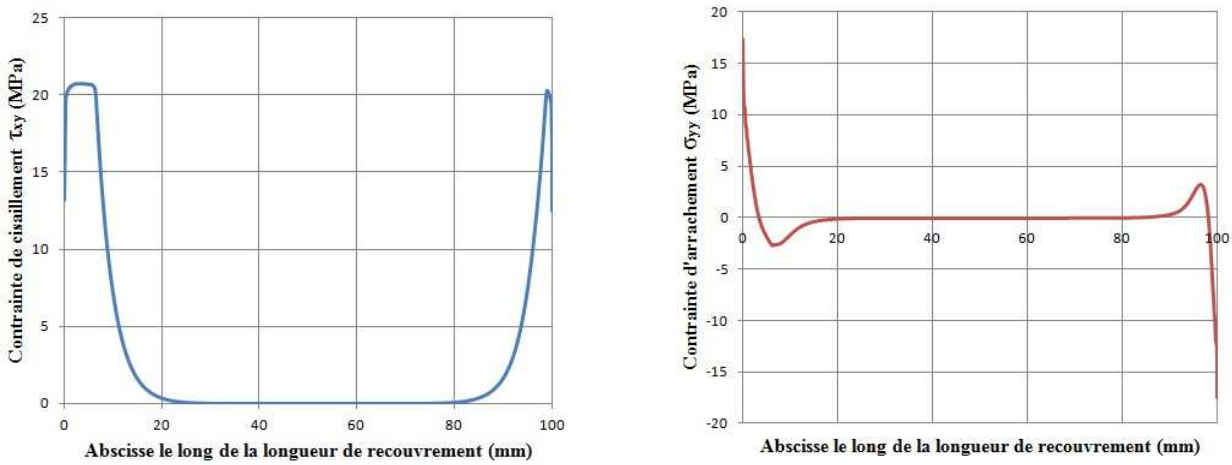
L'éprouvette $S1$ (colle $Sikadur330$) a rompu à un niveau de contrainte de 490MPa, cf.figure (3.22(a)), tandis que l'éprouvette $D1$ a rompu à 960MPa, cf.figure (3.22(b)). Nous remarquons que pour les deux types de colle, la déformation sur la jauge 1 est presque trois fois plus importante que celle de la jauge 3. Les résultats obtenus sur les éprouvettes $D2$, $D3$ et $S2$ sont montrés en figure (3.23).

Dans le cas de la colle élastoplastique (éprouvettes D2 et D3), la jauge J2 située au bord gauche de la longueur de recouvrement présente une déformation non linéaire due à la plasticité de la colle. Cette déformation en traction au début tend ensuite à stagner voire diminuer au fur et à mesure de l'augmentation de la contrainte. La déformation des jauges J1, J3 et J4 est toujours linéaire pendant l'essai. Pour la colle Sikadur (éprouvette S2), et aux alentours de $400MPa$, les jauges J2, J3 et J4 commencent à se mettre en compression, surtout J3 et J4 qui sont presque aux extrémités de la longueur de recouvrement. Ceci peut être dû à une rupture prématurée de l'un des adhérents.



(a) Éprouvette D2 (b) Éprouvette D3 (c) Éprouvette S2

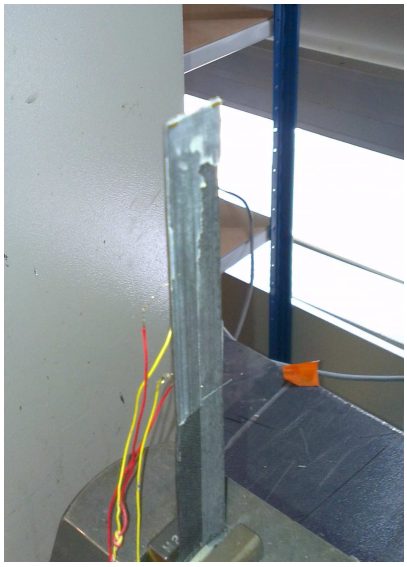
FIG. 3.23. *Contrainte en fonction des déformations pour les éprouvettes D2, D3 et S2*



(a) Cisaillement - Abaqus (b) Arrachement - Abaqus

FIG. 3.24. *Profil des contraintes de cisaillement et d'arrachement pour une traction de 500MPa - DP460*

En analysant le même joint ayant la même géométrie et propriétés à l'aide du logiciel d'élément fini Abaqus et pour une colle élastoplastique simulant la $DP460$, nous pouvons remarquer d'après les profils de cisaillement et d'arrachement montrés en figure (3.24) que les deux bords de la longueur de recouvrement du joint ne sont pas chargés de la même manière, en plus c'est clair que l'extrémité gauche est en arrachement positif alors que l'extrémité droite est en compression. Le petit plateau sur le bord gauche (profil de cisaillment) est du à la plastification de la colle, ceci explique bien le profil de la déformation donné expérimentalement de la jauge J2.



(a) Rupture mixte cohésive/adhésive, éprouvettes $S1$, $D1$, $D2$, et $D3$

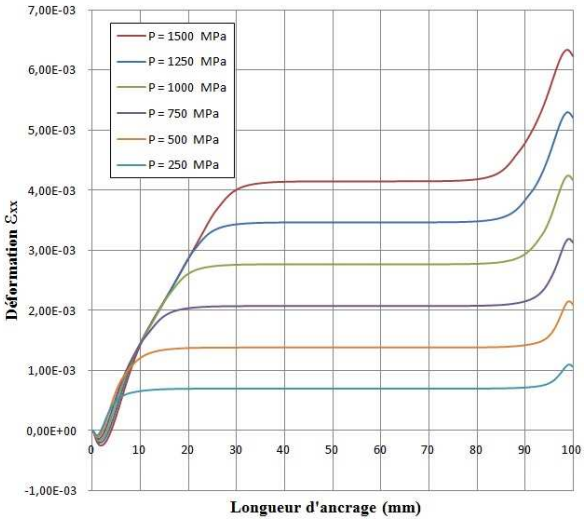
(b) Rupture adhésive à l'interface, éprouvette $S2$

FIG. 3.25. *Modes de rupture rencontrés*

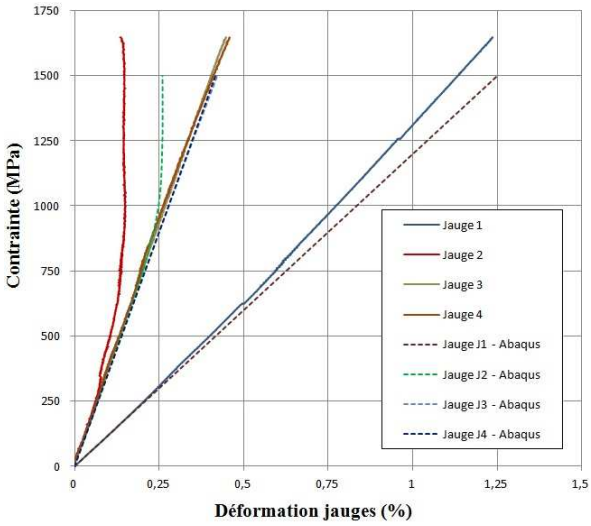
En ce qui concerne le mode de rupture, nous remarquons que les joints $S1$, $D1$, $D2$, et $D3$ ont eu une rupture cohésive/adhésive comme en figure (3.25(a)), alors que pour l'éprouvette $S2$, la rupture est plutôt adhésive à l'interface composite colle, cf.figure (3.25(b)).

3.13 Confrontation avec les éléments finis

Nous comparons maintenant les valeurs de déformations obtenues à partir des jauges placées sur les joints à double recouvrement testés dans le paragraphe précédent à celle obtenues en modélisant par éléments finis le même joint avec le logiciel Abaqus. Les propriétés des matériaux utilisées lors de la modélisation sont celles obtenues expérimentalement, cf.tableau (3.6)(pour les deux colles $DP460$ et $Sikadur330$). La déformation ε_{xx} est déterminée sur les deux parties de l'éprouvette : la partie gauche (jauge J1), et la longueur de recouvrement, cf.figure (3.21).



(a) Déformation ε_{xx} pour différentes valeurs du chargement - colle DP460



(b) Comparaison des déformations numériques et expérimentales

FIG. 3.26. *Étude de La déformation ε_{xx} pour une colle élastoplastique.*

Les résultats de la déformation ε_{xx} en fonction du chargement, le long de la longueur de recouvrement, sont donnés en figure (3.26(a)) pour la colle $DP460$. Une première constatation c'est que la déformation ε_{xx} sur l'extrémité gauche du joint augmente d'une façon presque linéaire en fonction de l'abscisse x, elle devient stable sur une certaine longueur pour augmenter davantage sur le bord droite de la longueur de recouvrement. Il se voit aussi que la longueur centrale correspondante à la déformation constante diminue au fur et à mesure de l'augmentation de charge. D'autre part, la partie gauche entre l'abscisse $x = 0$ et le point de stabilisation de la déformation est presque de deux fois plus importante que la partie droite se limitant entre $\varepsilon_{xx} = constante$ et l'extrémité droite du joint. Nous pouvons aussi remarquer en regardant le profil de la contrainte de cisaillement (par exemple pour une contrainte 500MPa montré précédemment en figure (3.24(a)) que la longueur plastifié correspondant aussi à la longueur de déformation variable au bord gauche du joint, ce qui veut dire que la longueur plastifié peut être mesurée à partir du profil de déformation. Un autre calcul a été fait pour la colle $Sikadur330$ et il semble que le type de calcul ait une influence négligeable sur la déformation ε_{xx}, surtout dans la phase élastique.
Les valeurs de déformations obtenues numériquement sont comparées aux déformations obtenues expérimentalement en figure (3.26(b)). Les résultats sont satisfaisants puisqu'on obtient des comportements très voisins (linéaires pour J1, J3 et J4) et non-linéaire (plastique) pour J2. Les déformations obtenues pour les jauges J3 et J4 sont presque confondues avec celles obtenues numériquement. Pour la jauge J2, placée à l'extrémité gauche de la longueur de recouvrement,

Abaqus montre des déformations plus importantes (avec cependant la même allure de courbe). Ceci peut être dû à la non prise en compte du bourrelet de colle à l'extrémité de l'assemblage. En revanche, il faut noter que la jauge J2 donne une valeur moyenne sur la longueur de la jauge et étant donnée la singularité des champs de contraintes aux bords, la position de la jauge J2 est très sensible. Ceci est dit la comparaison plus exacte devra être prise de la valeur moyenne sur Abaqus prise à la position réelle de la jauge.

3.14 Conclusions

Le but de ce chapitre visait à approfondir la compréhension du transfert d'effort dans les assemblages collés plans, compréhension nécessaire à l'optimisation de la conception des joints collés. On a abordé l'étude mécanique des assemblages collés plans en présentant les différents paramètres jouant un rôle important dans le transfert d'effort et l'influence de ces paramètres sur la distribution des contraintes dans la couche de colle. L'épaisseur de cette couche, sa rigidité ainsi que la raideur des substrats ont été fait variées "séparément" dans un joint collé afin de pouvoir déterminer leur influence sur le profil des contraintes, plus particulièrement la contrainte de cisaillement et celle d'arrachement. Ceci a été réalisé en utilisant deux approches : l'approche analytique de Volkersen et, la modélisation éléments finis. L'approche analytique s'est limitée à présenter le profil de la contrainte de cisaillement (pas de profil d'arrachement) dans la couche de colle dans le domaine élastique. Les résultats de cette analyse sont cohérents avec ceux de l'analyse éléments finis en terme d'allure des courbes, mais il semble que cette approche sous estime la contrainte de cisaillement maximale aux extrémités de la longueur de recouvrement, par rapport à l'analyse par éléments finis.

L'augmentation du module d'Young de l'adhésif cause une augmentation de la contrainte de cisaillement maximale ce qui est néfaste pour l'assemblage collé. D'autre part, la contrainte de cisaillement diminue et par conséquent, la résistance de l'assemblage augmente en augmentant l'épaisseur de l'adhésif ce qui met en relief l'existance d'une épaisseur de colle optimale. La longueur d'ancrage quant à elle est considéré comme le facteur ayant le plus d'impact sur la résistance du joint collé. Son expression peut être déduite de l'analyse élastique de Volkersen dans le cas d'une colle élastique, et, il existe d'autres approches pour quantifier cette longueur et particulièrement en présence de la plasticité qui peut affecter cette longueur.

L'usinage des adhérents et l'utilisation des adhérents à propriétés mécaniques variables sont des solutions pour l'optimisation du collage. D'autre part, la géométrie du joint doit être elle aussi étudiée profondément pendant la phase de conception et ceci a été souligné en comparant trois géométries planes possibles (les plus utilisées).

Dans un dernier temps, des essais expérimentaux de traction sur des joints à double recouvrement composite/composite ont été réalisés en utilisant deux types de colle : l'élastique fragile $Sikadur330$ et la $DP460$ élastoplastique. Les résultats (courbes contraintes de cisaillement/déformation) expérimentaux ont été comparés avec ceux obtenus numériquement à l'aide du logiciel de calcul éléments finis Abaqus. Cette comparaison montre une bonne cohérence entre les deux approches.

Chapitre 4

Le joint collé courbe

Ce chapitre *présente une géométrie d'assemblage particulière, i.e. le joint collé courbe. Il s'appuie sur une approche analytique pour la détermination des contraintes, ainsi que des développements par éléments finis pour démontrer l'intérêt de cette géométrie. Enfin, il présente des investigations expérimentales réalisées pour valider les attentes théoriques.*

Contents

4.1 Le rôle et l'influence de la contrainte hydrostatique : 91

4.2 Analyse d'un joint collé courbe : 92

4.2.1 Méthode analytique 92

4.2.2 Autres approches 96

4.3 Analyse par Éléments Finis 97

4.3.1 Modélisation du joint courbe 97

4.3.2 Résultats de la confrontation joint courbe - joint plan 97

4.4 Les investigations expérimentales 102

4.4.1 Le dispositif global d'essai 102

4.4.2 La réalisation des éprouvettes 103

4.4.3 La procédure d'essai 105

4.4.4 Les résultats des essais 105

4.5 Essais sur joint courbe avec jauges de déformation 109

4.5.1 Calcul des déformations par éléments finis : 112

4.5.2 Calcul analytique des déformations 113

4.5.3 Confrontation des approches théoriques avec les mesures 117

4.6 Conclusions 118

Après avoir abordé les paramètres influençant l'optimisation du transfert des efforts dans un joint collé, nous avons pu mettre en relief l'importance de la géométrie du joint sur l'optimisation ainsi que l'influence du type de colle utilisé sur le transfert des efforts, et notamment l'influence de la contrainte hydrostatique sur la capacité du joint collé. La géométrie courbe assure naturellement l'existence d'une composante de compression hors plan augmentant la capacité du joint [58]. En outre, il est possible d'être confronté à ce type de géométrie dans des cas particuliers (renforcement de structures courbes par composites collés ou collage sur coque de bateau par exemple). Il nous est donc apparu intéressant d'étudier le comportement mécanique des joints collés courbes et de comprendre dans quelle mesure leur comportement est influencé par la géométrie et les propriétés physiques et mécaniques de l'adhésif et des adhérents [20].

4.1 Le rôle et l'influence de la contrainte hydrostatique :

L'utilisation du terme pression hydrostatique n'est pas très courant dans le domaine des structures du génie civil mais cela est classique en mécanique des sols [60]. Le champ de contraintes peut être divisé en deux parties : la partie sphérique appelée aussi contrainte hydrostatique qui est la moyenne des trois contraintes principales :

$$p = \frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3}$$

Cette contrainte ne dépend pas des contraintes de cisaillement et elle tend à changer le volume du matériau. La partie déviatorique associée au champ de cisaillement est donnée par :

$$q = \sqrt{\frac{1}{2}\left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2\right] + 3(\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{13}^2)}$$

avec σ_{ij} les composantes du tenseur des contraintes pour i et j variant entre 1 et 3. Cette décomposition permet d'exprimer différents critères de rupture ou de plasticité [60]. Ainsi, pour les métaux, on utilise souvent le critère de Von Mises comme critère de limite élastique (Eq.4.1). Pour les sols, le critère de Drucker Prager est plus couramment utilisé (Eq.4.2). On notera que le comportement d'un matériau obéissant au critère de Von Mises est indépendant de la contrainte hydrostatique alors que le comportement d'un matériau obéissant au critère de Drucker-Prager est linéairement lié à la composante hydrostatique.

$$q = \sigma_{lim} \tag{4.1}$$

$$q = p \tan \phi + d \tag{4.2}$$

avec ϕ et d deux valeurs caractéristiques du matériau, ϕ étant l'angle de frottement et d la cohésion lorsqu'aucune pression n'est appliquée. Afin de déterminer si la capacité d'un adhésif dépend ou pas de la pression hydrostatique, plusieurs essais destructifs donnant des valeurs des couples pression hydrostatique-contrainte déviatorique sont nécessaires. En théorie, deux essais peuvent être suffisants [60]. S.Chataigner [60] [58] a remarqué dans son travail de caractérisation de trois types de colles : deux colles bicomposantes élastiques fragiles ($Etancol492$ et $Sikadur330$) et une colle élastoplastique ($DP460$) que l'enveloppe de rupture ou de plasticité sont dépendantes de la pression hydrostatique. Cela signifie que l'arrachement qui correspond à une pression hydrostatique négative est problématique pour le joint collé puisqu'il tend à réduire la résistance en cisaillement de l'adhésif. En revanche, la compression est favorable et augmente la capacité du joint collé en cisaillement.

4.2 Analyse d'un joint collé courbe :

Le fonctionnement d'un joint courbe collé est illustré dans la figure (4.1). Comme les analyses courantes et les bases de données empiriques pour l'étude des joints collés composites sont limitées aux joints plans, l'effet de la courbure sur la performance et la durabilité du joint ne sont pas encore très connus [188]. Il est donc nécessaire de développer des outils de modélisation de ce type de géométrie.

4.2.1 Méthode analytique

La méthode analytique présentée a été proposée par S.Chataigner [58] dans sa thèse intitulée :« Conception et dimensionnement d'un ancrage de hauban plat en matériaux composites ». Le repère d'analyse est un repère cylindrique (r, θ, z). Le problème est ramené à deux plaques déformables parfaitement reliées, avec le deuxième adhérent infiniment rigide (déplacements nuls à l'interface inférieure).

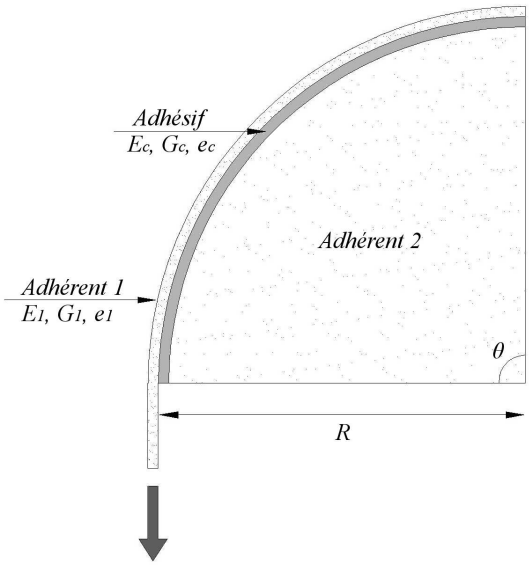


FIG. 4.1. *Shéma du joint courbe étudié dans le modèle analytique[58].*

Efforts Généralisés La plaque est soumise à des efforts généralisés $\underline{T}^+$ sur la face supérieure et $\underline{T}^-$ sur la face inférieure et on se place dans l'hypothèse des petites perturbations. On considère le cas des plaques minces de Love-Kirchloff. On a alors :

$$N_{\alpha\beta}(\theta, z) = \int_R^{R+e_1} \sigma_{\alpha\beta}(r, \theta, z) dz$$

$$M_{\alpha\beta}(\theta, z) = \int_R^{R+e_1} z\sigma_{\alpha\beta}(r, \theta, z) dz$$

avec $N_{\alpha\beta}(\theta, z)$ l'effort membranaire généralisé et $M_{\alpha\beta}(\theta, z)$ le moment fléchissant généralisé en coordonnées cylindriques, R le rayon de courbure minimal de la plaque (adhérent 2). α et β parcourent r et θ

Équilibre des efforts L'équation de l'équilibre des efforts est donnée par :

$$div\underline{\underline{\sigma}}(r,\theta,z) = 0$$

En contraintes planes, il en découle deux équations :

$$\sigma_{rr,r} + \frac{1}{r}\sigma_{r\theta,\theta} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r} = 0 \tag{4.3}$$

$$\sigma_{r\theta,r} + \frac{1}{r}\sigma_{\theta\theta,\theta} + \frac{2\sigma_{r\theta}}{r} = 0 \tag{4.4}$$

En considérant que le champ $\sigma_{r\theta}$ est linéaire dans l'épaisseur de l'adhérent et en intégrant les deux équations précédentes entre R et $R + e_1$ pour l'adhérent 1, on obtient une relation entre le champ de contraintes axiales de l'adhérent et les champs de cisaillement et d'arrachement du joint collé :

$$\nu_c(\theta) = \frac{1}{R}\left(\frac{e_1}{2R - e_1}N_{\theta\theta,\theta\theta} - N_{\theta\theta}\right) \tag{4.5}$$

$$N_{\theta\theta,\theta} = (R - \frac{e_1}{2}).\tau_c(\theta) \tag{4.6}$$

Comportement des matériaux En coordonnées cylindriques et d'après les équations de comportement des matériaux, les champs de contraintes sont exprimés en fonction des champs de déformation dans le cas de contraintes planes, par :

$$\sigma_{rr} = \frac{E}{(1-\nu^2)}(\varepsilon_{rr} + \nu.\varepsilon_{\theta\theta})$$
$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{E}{(1-\nu^2)}(\varepsilon_{\theta\theta} + \nu.\varepsilon_{rr})$$
$$\sigma_{r\theta} = 2G.\varepsilon_{r\theta}$$

Or, les champs de déformations sont exprimés en fonction des champs de déplacements par :

$$\varepsilon_{rr} = \frac{\partial u_r}{\partial r}$$
$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{1}{r}\frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{u_r}{r}$$
$$\varepsilon_{r\theta} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} + \frac{1}{r}\frac{\partial u_r}{\partial \theta}\right)$$

En supposant que le champs de contraintes est indépendant de l'épaisseur $\sigma_{r\theta}(r,\theta) = \tau_c(\theta)$ et $\sigma_{rr}(r,\theta) = \nu_c(\theta)$, on néglige la déformation $\epsilon_{\theta\theta}$ pour la colle, alors :

$$\varepsilon_{rr} = \frac{(1-\nu^2)}{E_c}\nu_c(\theta)$$
$$\varepsilon_{r\theta} = \frac{\tau_c(\theta)}{2G_c}$$

Le champ de déplacement en $r = R$ est alors le suivant :

$$u_r(r = R) = \frac{1}{E'_c}\nu_c(\theta)e_c \tag{4.7}$$

$$u_\theta(r = R) = \frac{\tau_c(\theta)}{G_c}R\ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - \frac{1}{E'_c}\left(R\ln(\frac{R}{R - e_c}) - e_c\right)\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \tag{4.8}$$

Il s'agit de la condition limite de déplacement du premier adhérent avec :

$$E'_c = \frac{E_c}{1 - \nu_c^2}$$

En $r = R - e_c$ l'adhérent est infiniment rigide, il n'y a donc pas de déplacements.

Résolution du problème La loi de Hooke en contraintes planes appliquée à l'adhérent 1 nous donne :

$$\varepsilon_{rr} = \frac{1}{E_1}(\sigma_{rr} - \nu_1\sigma_{\theta\theta})$$

$$\varepsilon_{r\theta} = \frac{\sigma_{r\theta}}{2G_1}$$

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{1}{E_1}(\sigma_{\theta\theta} - \nu_1\sigma_{rr})$$

On suppose que σ_{rr} et $\sigma_{r\theta}$ varient linéairement dans l'épaisseur. D'après les deux équations (4.3) et (4.4), on a :

$$\sigma_{rr} = \frac{\nu_c(\theta)}{e_1}[(R+e_1) - r]$$

$$\sigma_{r\theta} = \frac{\tau_c(\theta)}{e_1}[(R+e_1) - r]$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \sigma_{rr} + r\sigma_{rr,r} + \sigma_{r\theta,\theta}$$

D'où :

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{\nu_c(\theta)}{e_1}[(R+e_1) - 2r] + \frac{1}{e_1}\frac{\partial\tau_c(\theta)}{\partial\theta}[(R+e_1) - r]$$

Le champ de déplacement dans l'adhérent 1 est déterminé à partir de la déformation radiale et de la déformation de cisaillement avec les conditions aux limites en $r = R$ déjà données par les équations (4.7) et (4.8). La compatibilité des déformations nous permet d'obtenir une autre équation :

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{1}{r}\frac{\partial u_\theta}{\partial\theta} + \frac{u_r}{r} = \frac{1}{E_1}(\sigma_{\theta\theta} - \nu_1\sigma_{rr})$$

$$\frac{E_1}{r}\frac{\partial u_\theta}{\partial\theta} + E_1\frac{u_r}{r} = \sigma_{\theta\theta} - \frac{\nu_1}{E_1}\nu_c(\theta)[(R+e_1) - r]$$

On obtient alors la troisième relation liant les champs de cisallement, d'arrachement, et la contrainte axiale dans l'adhérent 1 :

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{E_1}{r}\frac{\partial u_\theta}{\partial\theta} + E_1\frac{u_r}{r} + \frac{\nu_1}{e_1}\nu_c(\theta)[(R+e_1) - r] \tag{4.9}$$

En intégrant $\sigma_{\theta\theta}$ sur l'épaisseur on obtient l'effort généralisé $N_{\theta\theta}$. Il est alors possible de déterminer l'équation reliant $N_{\theta\theta}$, $\tau_c(\theta)$ et $\nu_c(\theta)$ (le calcul détaillé est donné en Annexe B de la thèse de S.Chataigner[58]) :

$$N_{\theta\theta} = \int_R^{R+e_1} \sigma_{\theta\theta}dr = A\frac{\partial\tau_c(\theta)}{\partial\theta} + B\frac{\partial^3\tau_c(\theta)}{\partial\theta^3} + C\frac{\partial^2\nu_c(\theta)}{\partial\theta^2} + D\nu_c(\theta) \tag{4.10}$$

Avec :

$$A = \frac{E_1}{G_1}\left[-R - \frac{3e_1}{2} + \frac{(R+e_1)^2}{e_1}\ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)\right] + \frac{E_1e_1}{G_c}\ln\left(\frac{R}{R-e_c}\right)$$
$$-\nu_1\left[\frac{1}{4}(2R+3e_1) - \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)\left(\frac{R^2}{2e_1} + R\right)\right]$$

$$B = -\nu_1\left[-\frac{3R}{2} - \frac{9e_1}{4} + \frac{2(R+e_1)^2 + R^2 + 2Re_1}{2e_1}\ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)\right]$$

$$C = \frac{E_1}{E_c'}\left[e_c\ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) - e_1\ln\left(\frac{R}{R-e_c}\right)\right] + \frac{3R}{2} + \frac{9e_1}{4}$$

$$-\frac{2(R+e_1)^2+R^2+2Re_1}{2e_1}\ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)$$
$$-\nu_1\left[-R-\frac{5e_1}{2}+\frac{(R+e_1)^2+Re_1}{e_1}\ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)\right]$$
$$D=\frac{E_1e_c}{E'_c}\ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)+\nu_1R\ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)+\frac{R}{2}+\frac{3e_1}{4}-\left(\frac{R^2}{2e_1}+R\right)\ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)$$

En utilisant les équations (4.5) et (4.6) d'équilibre des efforts, on obtient une équation différentielle sur $N_{\theta\theta}$

$$\left[\frac{B}{R-\frac{e_1}{2}}+\frac{Ce_1}{R(2R-e_1)}\right]N_{\theta\theta,\theta\theta\theta\theta}+\left[\frac{A}{R-\frac{e_1}{2}}-\frac{C}{R}+\frac{De_1}{R(2R-e_1)}\right]N_{\theta\theta,\theta\theta}-\left(1+\frac{D}{R}\right)N_{\theta\theta}=0 \tag{4.11}$$

L'équation différentielle est de type :

$$\alpha f(x)+\beta\frac{d^2f(x)}{dx^2}+\frac{d^4f(x)}{dx^4}=0$$

dont la solution dépend du signe de $\beta^2-4\alpha$ et de β. Les épaisseurs de la couche de colle et de l'adhérent 1 sont très petites par rapport au rayon. Il est donc possible de faire un développement limité en e_1/R et e_c/R. On constate alors que B, C et D sont positifs et que $\alpha<0$, donc $\beta^2-4\alpha>0$ (on peut aussi trouver que $A<0$ et $\beta<0$). La solution du champ $N_{\theta\theta}$ est du type :

$$f(x)=C_1e^{a_1x}+C_2e^{-a_1x}+C_3e^{a_2x}+C_4e^{-a_2x}$$

Les termes a_1 et a_2 sont les racines de l'équation caractéristique. Les constantes C_1, C_2, C_3 et C_4 sont déterminées grâce aux conditions initiales suivantes :

$$\sigma_{\theta\theta}(\theta=0)=\sigma_{10}$$
$$\frac{d\sigma_{\theta\theta}}{d\theta}(\theta=0)=0$$
$$\sigma_{\theta\theta}(\theta=\theta_{max})=0$$
$$\frac{d\sigma_{\theta\theta}}{d\theta}(\theta=\theta_{max})=0$$

Cas où le rayon tend vers l'infini On s'intéresse au cas particulier où la courbure tend vers zéro (le rayon de courbure tend vers l'infini). Théoriquement, on doit retrouver le cas du joint plan à simple recouvrement. On utilise des développements limités des coefficients A, B, C et D en $\frac{1}{R}$ au premier ordre, alors :

$$A=\left(\frac{E_1}{G_1}\right)\frac{e_1^2}{3R}+\frac{E_1e_1e_c}{G_cR}+o(\frac{1}{R})$$
$$B=\frac{\nu_1e_1^2}{4R}+o(\frac{1}{R})$$
$$C=\frac{e_1^2}{4R}+\frac{\nu_1e_1^2}{6R}+o(\frac{1}{R})$$
$$D=\frac{E_1e_1e_c}{E'_cR}+\nu_1e_1-\nu_1\frac{e_1^2}{2R}+\frac{e_1^2}{3R}+o(\frac{1}{R})$$

Dans le cas de la contrainte de cisaillement, seul A intervient. Alors :

$$\frac{A}{R-\frac{e_1}{2}}N_{\theta\theta,\theta\theta}-N_{\theta\theta}=0 \tag{4.12}$$

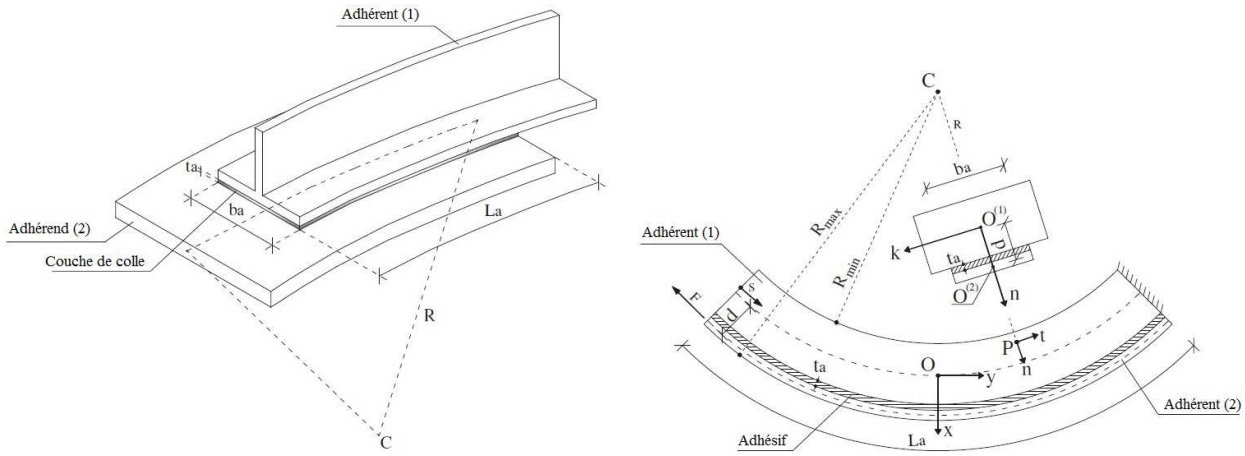
d'où

$$\left[\frac{1}{R^2}\left(\frac{E_1e_1^2}{3G_1}-\frac{\nu_1e_1^2}{3}+\frac{E_1e_1e_c}{G_c}\right)+o(\frac{1}{R^2})\right]N_{\theta\theta,\theta\theta}-N_{\theta\theta}=0 \tag{4.13}$$

Ce modèle est bien comparable avec le modèle de Tsai et al. [193] (surtout si on néglige l'effet poisson)

4.2.2 Autres approches

L'étude des joints collés courbes est un sujet récent, relativement peu étudié dans la littérature. En effet, l'optimisation et l'influence de presque tous les paramètres sur la capacité du joint collé est largement étudiée mais pas l'influence du rayon de courbure. En 2012, Ascione F. et Mancusi G. [20] ont aussi proposé une approche mécanique, en se basant sur la théorie des poutres et le principe des travaux virtuels pour prédire le comportement des joints courbes collés soumis à une force axiale appliquée à l'extrémité du joint. Le joint courbe étudié par Ascione et Mancusi est représenté en figure (4.2) L'hypothèse des poutres a été adoptée, avec deux composantes de la



(a) Vue 3D (b) Coupe détaillée

FIG. 4.2. *Shéma du joint collé courbe étudié par Ascione et Mancusi [20]*

déformation dans l'adhérent $\varepsilon_{ss}^{(i)}$ et $\gamma_{ts}^{(i)}$ (i=1, 2). Ces déformations sont reliées aux contraintes relatives par :

$$\sigma_{ss}^{(i)}=E^{(i)}.\varepsilon_{ss}^{(i)}$$

$$\tau_{ts}^{(i)}=G^{(i)}$$

Le modèle d'Ascione et Mancusi est basé sur l'approche des zones cohésives et l'utilisation des lois cohésives $\sigma=\sigma(\delta)$ et $\tau=\tau(s)$. Cependant, le modèle prend en compte les effets du couplage entre le comportement axial et celui de cisaillement/flexion. Une application de leur modèle concernant des adhérents en FRP comme renforcement et du support en béton/maçonnerie a mis en évidence que la présence d'un rayon de courbure dans l'assemblage collé est généralement avantageux, dans le sens qu'il y a un décalage dans l'absorption de l'énergie au fur et à mesure de la diminution du rayon de courbure [20]. Finalement, les auteurs ont examiné l'influence de différents paramètres sur la longueur effective de transfert d'effort. En particulier, ils ont évalué cette longueur comme étant la somme de deux sous longueurs : la longueur de la zone cohésive dépendante de l'énergie de fissuration de l'interface, la seconde sous longueur représentant la longueur d'atténuation élastique.

4.3 Analyse par Éléments Finis

En parallèle du développement de cette méthode analytique, des modèles aux éléments finis ont été développés et utilisés pour vérifier l'intérêt de la géométrie courbe. Dans ce qui suit, les propriétés des matériaux et des modèles utilisés sont données dans le tableau (4.1)

	Type	**Module d'Young E(MPa)**	**Coefficient de Poisson ν**	φ°	σ_y **(MPa)**
UD à fibres de carbone	Isotrope	120000	0,3	-	-
Métal	Isotrope	210000	0,3	-	-
Colle élastique fragile	Isotrope	3800	0,3	-	-
Colle élastoplastique - VM	Isotrope	2800	0,3	30	35
Colle élastoplastique - DP	Isotrope	2800	0,3	30	35

TAB. 4.1. *Propriétés des matériaux prises dans le modèle Abaqus, VM correspond au modèle de Von-Mises, tandis que DP correspond à celui de Drucker-Prager*

4.3.1 Modélisation du joint courbe

Le joint courbe a été modélisé par deux géométries nommées MS et ME, cf.figure (4.3) : le premier sans considérer le cylindre métallique sur lequel vient se coller le plat carbone, et avec un encastrement remplaçant la partie métallique, et le deuxième un modèle complet contenant les trois parties : plat carbone, colle et cylindre métallique avec deux encastrements aux niveaux des goupilles (dans la réalité). La translation horizontale de l'extrémité chargée du plat carbone est bloquée. Quatre types de modélisation ont été effectués :

- Modélisation avec une colle élastique fragile.
- Modélisation avec une colle élastoplastique de type Von-Mises.
- Modélisation avec une colle élastoplastique de type Drucker-Prager (shear).
- Modélisation avec une colle élastoplastique de type Drucker-Prager (tension).

Les propriétés des matériaux sont celles du tableau (4.1) avec la contrainte appliquée à l'extrémité de la bande composite égale à 1000 MPa. Les résultats sont ensuite confrontés avec ceux d'un joint collé plan, figure (4.5) ayant les mêmes propriétés et la même longueur d'ancrage. Le maillage a été fait de façon à avoir quatre mailles dans l'épaisseur de la couche de colle, cf.figure (4.4)

4.3.2 Résultats de la confrontation joint courbe - joint plan

Le but principal de cette comparaison est d'observer l'influence de la géométrie courbe sur le comportement des joints collés et de pouvoir vérifier si la composante de compression induite naturellement est toujours favorable pour le collage et ceci pour les différents types de colle utilisés.

4.3.2.1 Cas de la colle élastique fragile

Les différentes courbes obtenues d'après la modélisation éléments finis sur Abaqus des trois joints collés (les deux joints courbes et le joint plan) sont données ci-dessous. Les valeurs maximales du cisaillement, arrachement et déplacement sont données dans le tableau (4.2) :

Dans le cas de la colle élastique fragile, on peut remarquer que pour la contrainte de cisaillement, cf.figure (4.6(a)), il y a peu de différence entre les trois courbes. En revanche, pour la contrainte normale d'arrachement, cf.figure (4.6(b)), la valeur maximale est réduite de moitié pour le joint courbe

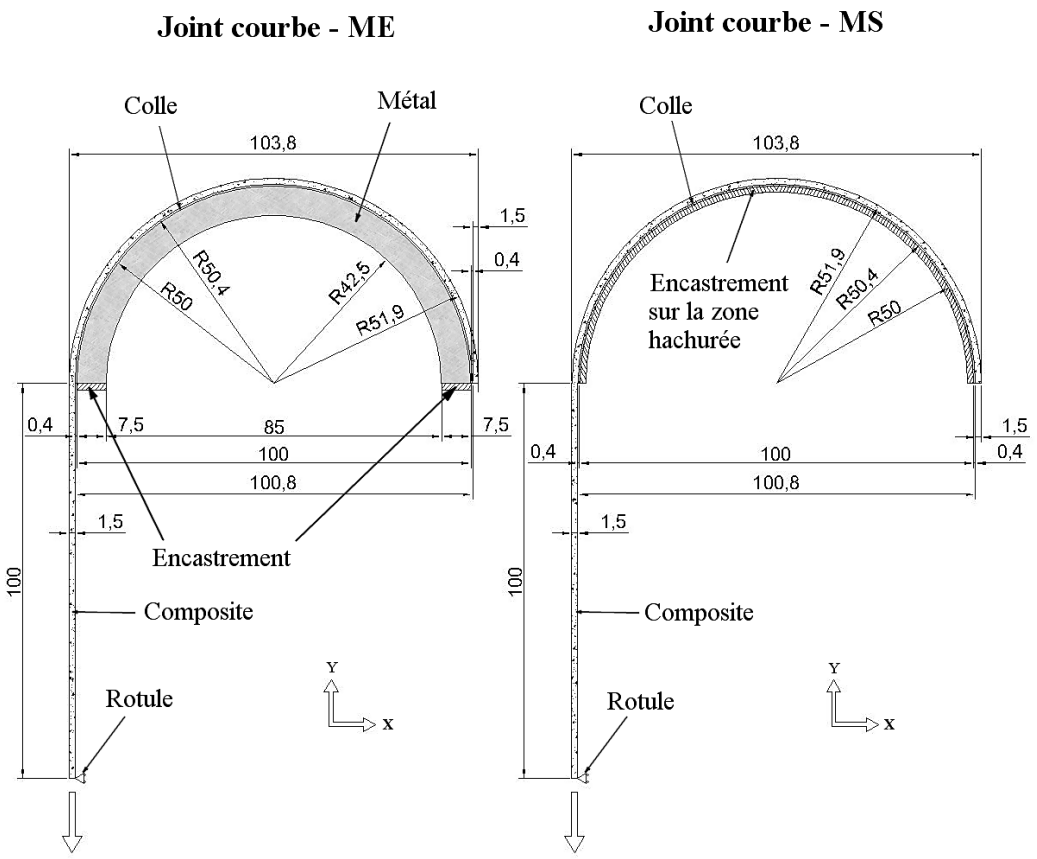


FIG. 4.3. *Les deux géométries étudiées pour le joint courbe sur Abaqus*

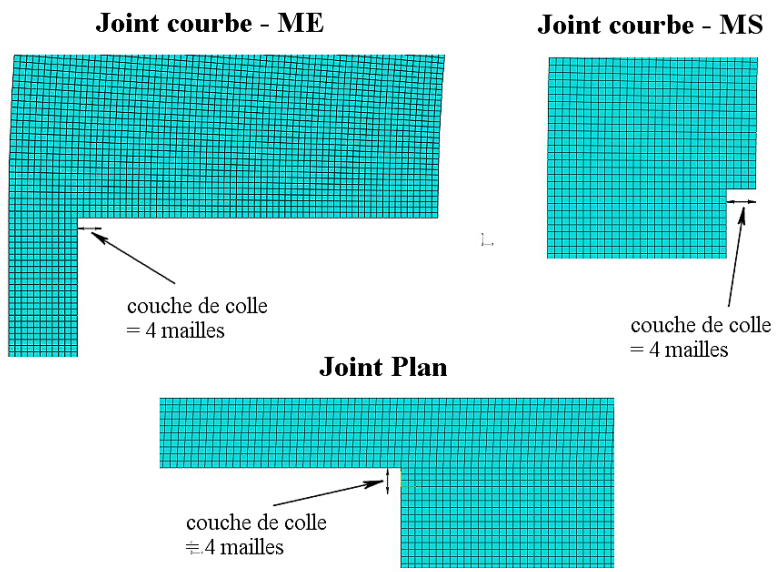


FIG. 4.4. *Détail du maillage utilisé pour les trois modèles éléments finis sur Abaqus*

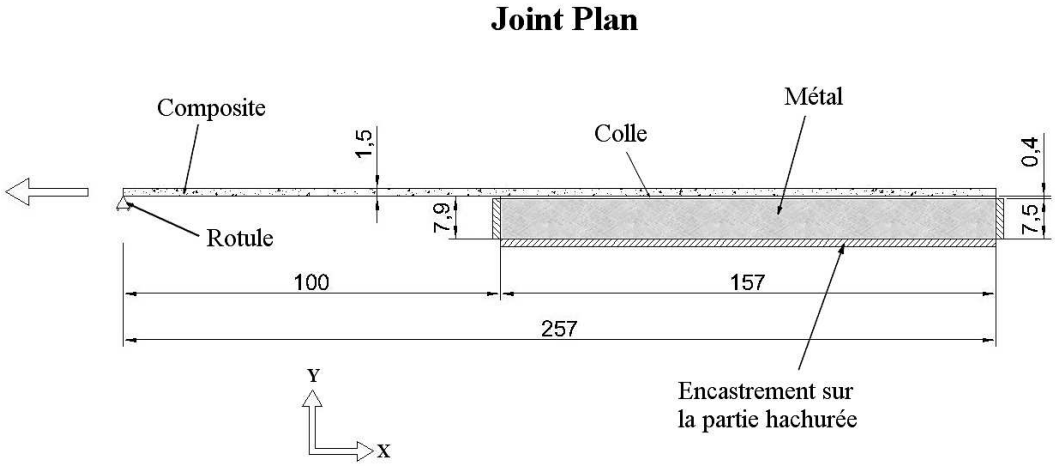
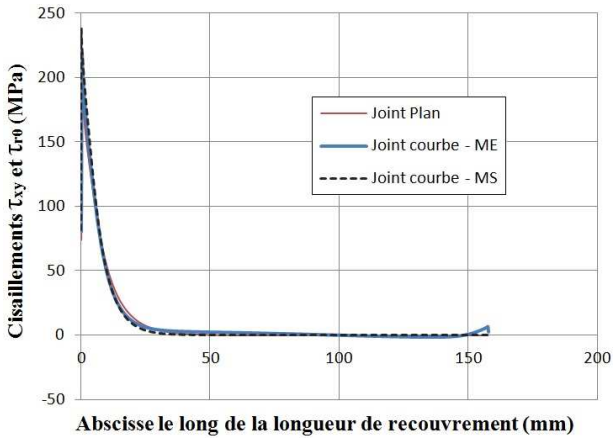
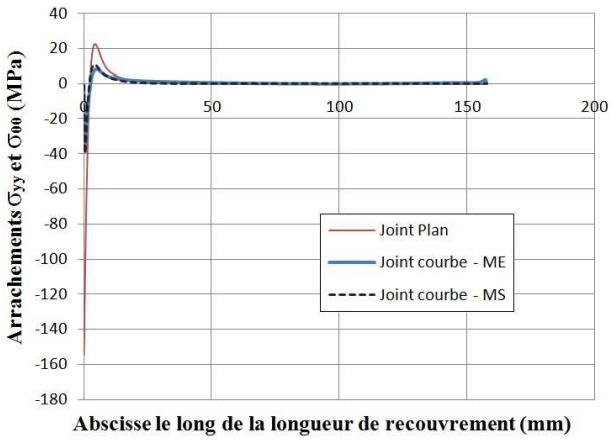


FIG. 4.5. *Le joint collé plan modélisé sur Abaqus*



(a) Cisaillement



(b) Arrachement

FIG. 4.6. *Comparaison des profils de cisaillement et d'arrachement pour une contrainte appliquée de* 1000 *MPa dans le cas d'une colle élastique fragile pour les deux géométries plane et courbe*

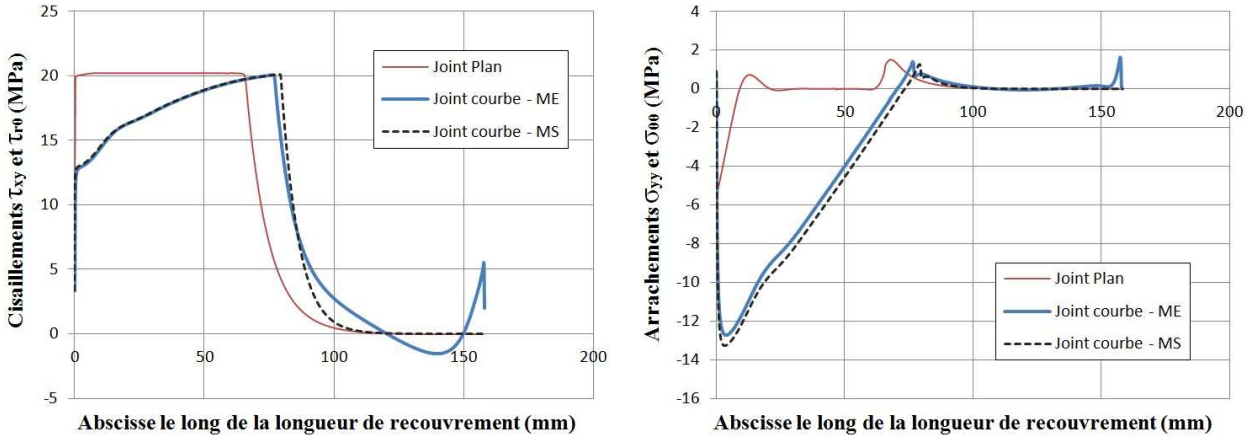
	τ **max (MPa)**	σ **min (MPa)**	σ **max (MPa)**
Joint Plan	192,4	-154,5	22,4
Joint courbe - ME	218,1	-37,6	8,1
Joint courbe - MS	237,9	-39,7	10,8

TAB. 4.2. *Comparaison des valeurs maximales des cisaillements, arrachements et déplacements pour les trois types de joints pour une colle élastique fragile avec une contrainte appliquée de* 1000 *MPa*

par rapport au joint plan, ce qui met en évidence la compression hors plan induite naturellement par la géométrie courbe. La valeur négative pour le cas plan est en outre plus importante.

4.3.2.2 Cas de la colle élastoplastique de type Von-Mises

Dans le cas d'une colle plastique obéissant au critère de Von-Mises, cf.figure (4.7(a)), la longueur plastifiée du joint courbe augmente de 65 mm à 80 mm soit d'environ 23%. Le cisaillement maximal est presque identique pour les trois modèles, en notant toutefois un adoucissement du cisaillement à l'extrémité chargée pour les joints courbes (abscisse $x = 0$ mm). On distingue clairement dans les trois cas les zones élastiques des zones plastifiées.



(a) Cisaillement (b) Arrachement

FIG. 4.7. *Comparaison des profils de cisaillement et d'arrachement pour une contrainte appliquée de* 1000 *MPa dans le cas d'une colle élastoplastique de type Von-Mises pour les deux géométries plane et courbe*

	τ **max (MPa)**	σ **min (MPa)**	σ **max (MPa)**
Joint Plan	20,2	-5,8	1,5
Joint courbe - ME	20,1	-12,7	1,6
Joint courbe - MS	20,1	-13,3	1,3

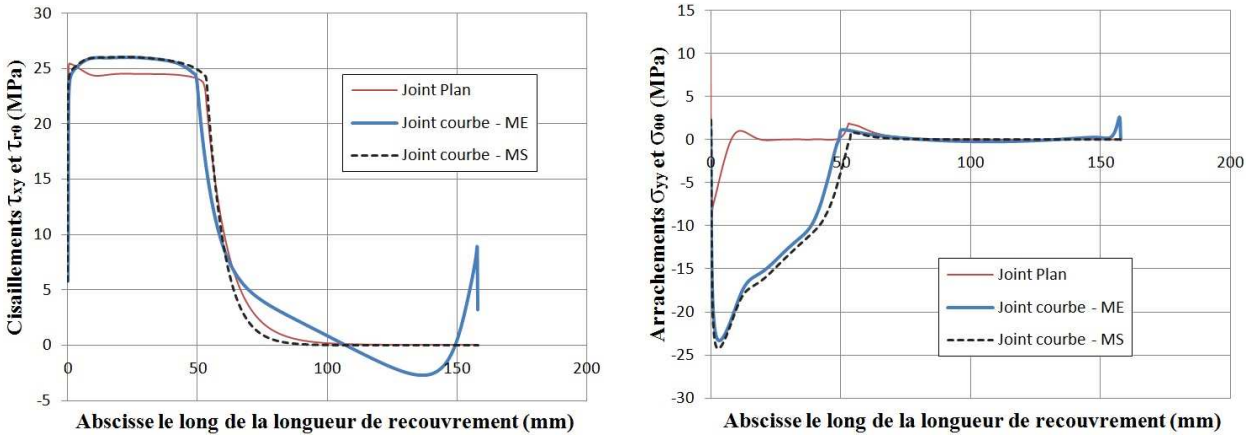
TAB. 4.3. *Comparaison des valeurs maximales des cisaillements, arrachements et déplacements pour les trois types de joints pour une colle élastoplastique de type Von-Mises avec une contrainte appliquée de* 1000 *MPa*

Le profil d'arrachement, cf.figure (4.7(b)) montre quant à lui des différences importantes. Nous pouvons remarquer que dans la zone plastique, une compression plus importante a lieu pour les deux géométries courbes. La contrainte d'arrachement augmente ainsi presque linéairement dans le cas du joint courbe pour la zone de transfert d'effort.
En considérant seulement le joint courbe, on constate que sur l'extrémité droite de la longueur de recouvrement à $x = 157$mm et pour les deux profils de contrainte (cisaillement et arrachement) que l'allure n'est pas la même pour les deux modèles ME et MS. Ceci est lié à la géométrie d'un part puisque pour le modèle ME, le cylindre métallique en dessous de la couche de colle est modélisé contrairement au cas du modèle MS. En revanche, la configuration de l'encastrement dans les deux

cas ME et MS est différente. Dans le cas du modèle ME, il est logique du fait que l'encastrement est placée du part et d'autre du joint, deux moments autour de l'axe z sont sensés se développer dans le sens trigonométrique sur les deux appuis. Cela explique que sur l'appui droite ce moment tend à arracher la bande composite d'où la contrainte d'arrachement est positive. Alors que pour le modèle MS, l'encastrement est linéaire et distribué tout au long de la longueur de recouvrement, on n'a plus la concentration sur les deux bords (appuis) comme dans le cas de ME. Ce raisonnement peut être considéré pour les trois types de colle.

4.3.2.3 Cas de la colle élastoplastique de type Drucker-Prager

Le modèle de plasticité Drucker-Prager décrit généralement le comportement des matériaux granulaires ou des polymères pour lesquels le passage à l'état plastique dépend de la contrainte hydrostatique. En modélisant la colle sur Abaqus avec le critère de Drucker-Prager, l'évolution de la surface de plasticité avec la déformation plastique est décrite en terme d'évolution de la contrainte équivalente égale à la contrainte limite en compression uniaxiale, ou en traction uniaxiale ou en cisaillement (la cohésion). Nous avons utilisé le critère de la contrainte de traction limite. Les résultats sont donnés sur les figures (4.8(a)) et (4.8(b)).



(a) Cisaillement (b) Arrachement

FIG. 4.8. *Comparaison des profils de cisaillement et d'arrachement pour une contrainte appliquée de* 1000 *MPa dans le cas d'une colle élastoplastique de type Drucker-Prager pour les deux géométries plane et courbe*

	τ **max (MPa)**	σ **min (MPa)**	σ **max (MPa)**
Joint Plan	25,5	-9,6	9,7
Joint courbe - ME	26	-23,3	2,6
Joint courbe - MS	26	-24,2	2,3

TAB. 4.4. *Comparaison des valeurs maximales des cisaillements, arrachements et déplacements pour les trois types de joints pour une colle élastoplastique de type Drucker-Prager avec une contrainte appliquée de* 1000 *MPa*

On peut constater que la longueur plastifiée du modèle courbe est légèrement inférieure à celle du joint plan. Les valeurs de cisaillement maximales sont supérieures à celles du cas d'une colle élastoplastique de type Von-Mises, mais les valeurs négatives de l'arrachement le sont également.

En comparant joint plan et joint courbe, la contrainte d'arrachement semble de nouveau moins préjudiciable dans le cas courbe, cf.tableau (4.4).

4.4 Les investigations expérimentales

Afin de pouvoir valider expérimentalement l'hypothèse que le joint courbe présente une plus grande résistance par rapport aux joints plans, nous avons entamé des séries d'essais avec deux types de colles : la $Sikadur330$ qui est une colle élastique fragile et la $DP460$ élastoplastique. Deux configurations de joints courbes ont été étudiées : l'une avec une surface collée sur un angle π et l'autre avec un angle de $\frac{\pi}{2}$.

4.4.1 Le dispositif global d'essai

Une machine de traction de capacité $100kN$ (figure (4.9(a))) a été adaptée de manière à pouvoir tester les joints courbes en traction. Cela est réalisable en utilisant un support de fixation conçu pour pouvoir maintenir les joints courbes en traction. Ce support se compose de deux parties : une partie cylindrique permettant la fixation du dispositif sur la machine de traction et une partie rectangulaire destinée à accueillir les éprouvettes cylindriques lors de l'essai. Des vis et clavettes permettent de fixer les éprouvettes cylindriques au support. Il faut faire en sorte que le renfort composite et les mors de la machine de traction soient alignés. La machine de traction est pilotée en vitesse de déplacement de la traverse.

(a) La machine de traction MTS

(b) Un échantillon en place sur la machine de traction

FIG. 4.9. *Dispositif global de l'essai*

4.4.2 La réalisation des éprouvettes

La réalisation des éprouvettes pour les essais est une étape clé puisqu'il faut obtenir la forme géométrique courbe et les dimensions désirées en utilisant les deux types de colles déjà mentionnés, à savoir les colles $DP460$ et $Sikadur330$.

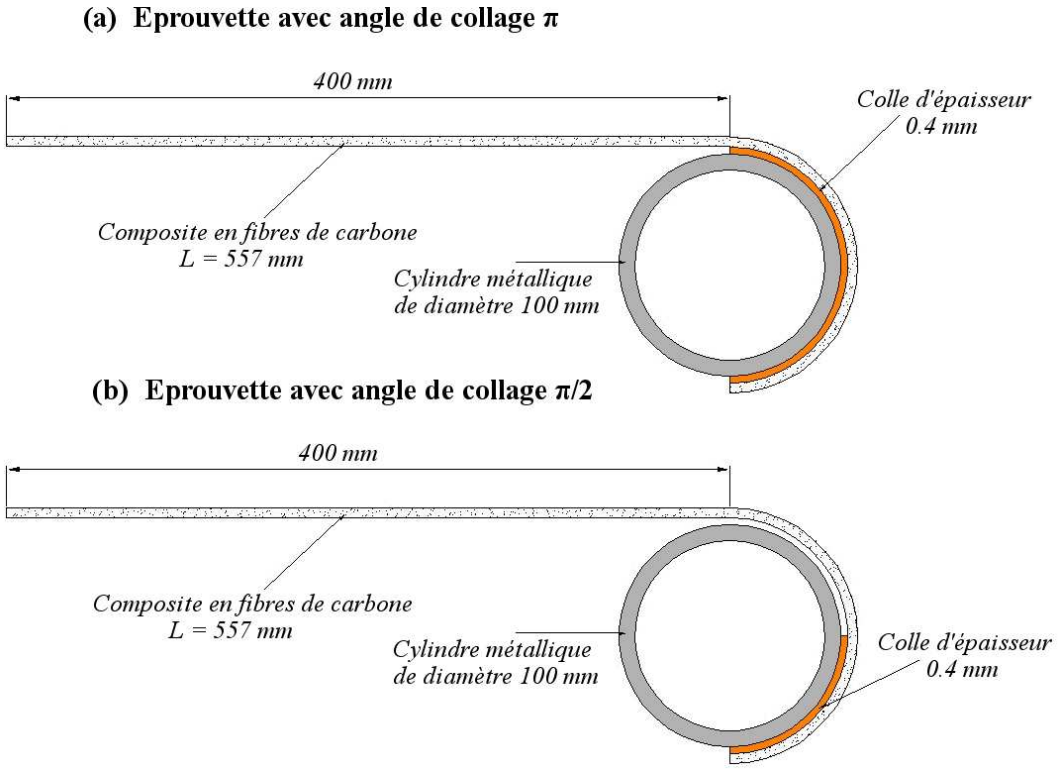
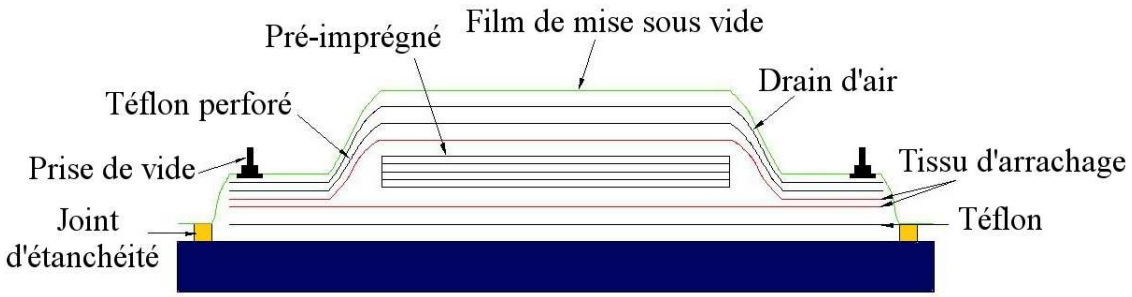


FIG. 4.10. *Les deux types d'éprouvettes testées en traction*

L'éprouvette est formée d'une partie en composites fibres de carbone/résine epoxy de longueur $L = 557mm$ et de partie courbe de rayon $50mm$ et donc de longueur d'arc collé égale à $157mm$ pour les collages sur angle π et $78.5mm$ pour un collage avec angle $\frac{\pi}{2}$, cf.figure (4.10). Cette partie en composite est associée à un cylindre en métal de diamètre $d = 100mm$ et de hauteur $h = 127mm$. La préparation de ces joints collés à ancrage courbe a été faite en deux étapes :

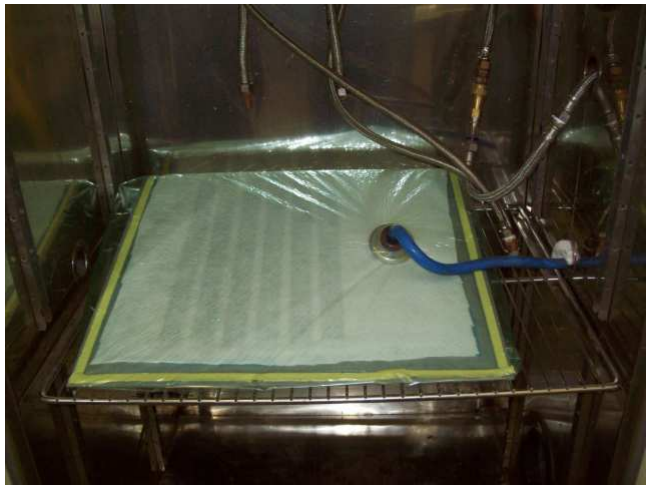
La préparation des plats courbes composites Ils sont fabriqués à partir d'une nappe $STRUCTIL\ CTE1\ 15R\ 367-2$. Pour préparer la partie composite courbe, on se sert d'une plaque métallique ayant une partie de sa surface courbe de rayon $100mm$. Elle permet d'obtenir la courbure nécessaire pour les plats composites réalisés par empilement sur la plaque de cuisson.

Différents tissus sont utilisés pour permettre la cuisson sous vide de ces empilements de plis pré-imprégnés , cf.figure (4.11) : une couche de téflon en contact direct avec la plaque pour empêcher la résine d'adhérer sur la plaque de cuisson ; 2 tissus d'arrachage permettant d'absorber l'excès de résine situés en dessous et au dessus de l'empilement ; une couche de téflon perforé ; un drain pour assurer une mise sous vide homogène pendant la cuisson ; et enfin, la bâche à vide pour recouvrir l'ensemble.



(a) Détails de la plaque de cuisson

(b) Empilement du composite sur la plaque



(c) La plaque de cuisson positionnée dans le four

FIG. 4.11. *Préparation de la plaque de cuisson et des différents empilements.*

Le collage des composites La préparation de surface étant une phase primordiale associée au collage, il est nécessaire d'avoir des états de surface propres et nettoyés pour les plats composites aussi bien que pour les cylindres en métal constituants nos éprouvettes de joints courbes. Pour les plats composite, un léger ponçage, un dépoussiérage et un dégraissage avec de l'acétone sont réalisés. Pour la surface acier des cylindres, un sablage réalisé au moyen d'une sableuse cf.figure (4.12(b)) avant dépoussiérage et dégraissage à l'acétone, permet de garantir un état de surface optimal et homogène. Pour pouvoir contrôler l'épaisseur de la couche de colle, on positionne sur la zone à encoller deux fils de pêche d'épaisseur $0.4mm$, et on délimite la zone du collage à l'aide de films adhésifs.

La colle élastoplastique *DP460* est une colle époxy bicomposante qui s'applique directement sur le cylindre et sur le composite à l'aide d'un pistolet à deux tubes muni d'un mélangeur à son extrémité. La *Sikadur330*, époxy élastique fragile est également une colle bicomposante qui se présente sous la forme de deux constituants. Le mélange est réalisé manuellement en respectant les rapports préconisés par le fournisseur. Une fois l'encollage effectué, le tout est maintenu en position à l'aide de pinces et de serres-joints pendant le temps de polymérisation.

(a) Four de cuisson

(b) Sableuse

FIG. 4.12. *Materiels utilisés dans la préparation des éprouvettes.*

4.4.3 La procédure d'essai

L'essai est effectué sur une presse électromécanique *MTS M20*. L'essai se déroule à vitesse constante de déplacement de la traverse de $2.5mm/min$, avec plusieurs cycles de charge/décharge :

- Premier cycle, la force de traction allant de 0 à $15kN$ puis de nouveau à $0N$.
- Deuxième cycle, la force de traction allant de 0 à $30kN$ puis de nouveau à $0N$.
- Troisième cycle, la force de traction allant de 0 à $45kN$ puis de nouveau à $0N$.
- Quatrième cycle, la force de traction allant de 0 à $60kN$ puis de nouveau à $0N$.
- A la fin, la force de traction augmentant de 0 jusqu'à $90kN$ ($F = 90kN$ est la limite supérieure en force de la presse).

Les éprouvettes sont testées une semaine après leur fabrication.

4.4.4 Les résultats des essais

Pour l'essai de traction déjà décrit, 32 échantillons (4.5) ont été testés :

- 14 Éprouvettes collées avec un angle de collage de π et la colle *DP460*. La longueur collée est de $157mm$.
- 6 Éprouvettes collées avec un angle de collage de $\frac{\pi}{2}$ avec frottement, et la colle *DP460*. La longueur collée est de $78.5mm$.
- 6 Éprouvettes collées avec un angle de collage de π et la colle *Sikadur330*. La longueur collée est de $157mm$.
- 6 Éprouvettes collées avec un angle de collage de $\frac{\pi}{2}$ avec frottement et colle *Sikadur330*. Ma longueur collée est de $78.5mm$.

(a) Les cylindres sablés avant collage des composites

(b) Les deux parties de l'éprouvettes

(c) L'application de la colle

(d) Les éprouvettes en phase de séchage

FIG. 4.13. *Étapes de collage des éprouvettes*

Les résultats sont présentés dans les tableaux (4.7) et (4.8). Trois types de rupture ont été observés : une rupture cohésive dans les plats composite, une rupture cohésive dans la résine, une rupture mixte adhésive et cohésive. L'absence de rupture adhésive dans nos éprouvettes est due au bon collage et plus particulièrement à la bonne préparation de surface ce qui met en évidence l'intérêt du sablage pour obtenir un état de surface uniforme.

Cas de la colle *DP460* Pour les éprouvettes collées avec la colle élastoplastique, les éprouvettes avec un angle π ont une contrainte maximale à la rupture comprise entre $1495MPa$ et $2000MPa$, cf.figure (4.15(a)), avec une contrainte moyenne à la rupture de $\sigma_{r,\pi,moy} = 1669MPa$. Malgré l'écart type de $181MPa$. le résultat est satisfaisant puisqu'on obtient un mode de rupture cohésif. La

TAB. 4.5. *Essai expérimentaux - Éprouvettes joints courbes*

COLLE	ANGLE	LONGUEUR COLLÉ	ÉPROUVETTES
DP 460	π	157 mm	14
DP 460	$\pi/2$	78,5 mm	6
Sikadur 330	π	157 mm	6
Sikadur 330	$\pi/2$	78,5 mm	6

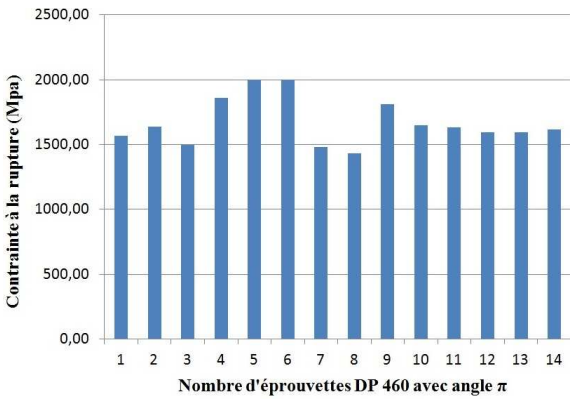
TAB. 4.6. *Récapitulatif des résultats en contrainte de rupture moyenne et écart type*

COLLE	ANGLE	RUPTURE MOYENNE	ECART-TYPE
DP 460	π	1669 MPa	181 MPa
DP 460	$\pi/2$	1536 MPa	259 MPa
Sikadur 330	π	1626 MPa	161 MPa
Sikadur 330	$\pi/2$	1706 MPa	271 MPa

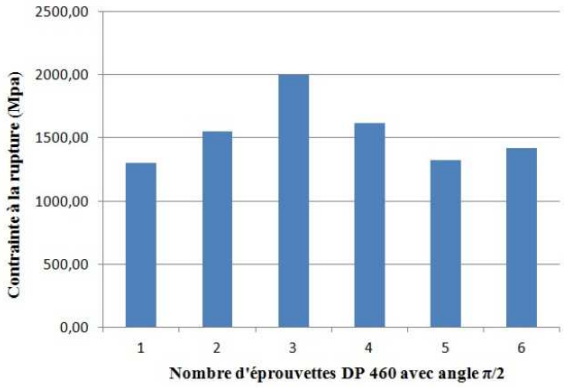
(a) Rupture cohésive dans la colle (b) Rupture du composite (c) Rupture mixte adhésive-cohésive

FIG. 4.14. *Différents types de rupture rencontrés*

dispersion des résultats est sans doute due à la dispersion des propriétés mécaniques des composites réalisés. En ce qui concerne les éprouvettes DP avec angle $\pi/2$ et avec frottement, la contrainte maximale à la rupture varie entre $1298MPa$ et $2000MPa$, cf.figure (4.15(b)), avec une moyenne de $\sigma_{r,\pi/2,moy} = 1536MPa$ et un écart-type de $259MPa$.



(a) $DP460$ avec angle π



(b) $DP460$ avec angle $\pi/2$

FIG. 4.15. *Les résultats sur éprouvettes* DP460 *élastoplastique*

Cas de la colle *Sikadur330* Pour ce qui concerne la *Sikadur330*, la contrainte à la rupture a varié entre $1421MPa < \sigma_{r,\pi} < 1792MPa$ pour les éprouvettes collées avec un angle π, cf.figure (4.16(a)), avec une moyenne de $\sigma_{r,\pi,moy} = 1626MPa$ et un écart-type de $161MPa$. En revanche, la contrainte à la rupture varie entre $1328Mpa < \sigma_{r,\pi/2} < 1989MPa$, cf.figure (4.16(b)), avec une moyenne de $\sigma_{r,\pi/2,moy} = 1706MPa$ et un écart-type de $271MPa$ pour les éprouvettes avec un angle de collage de $\pi/2$.

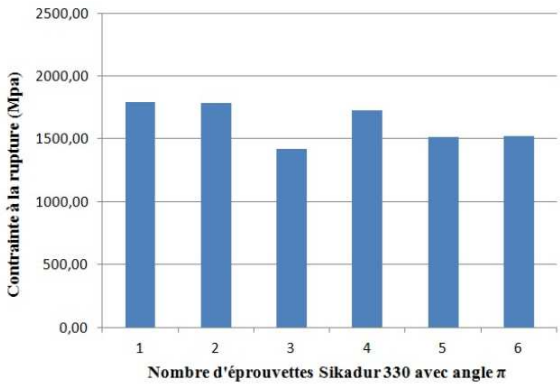
TAB. 4.7. *Résultats obtenus sur les éprouvettes collées avec la* DP460

Eprouvette	Ep.(mm)	Largeur(mm)	Angle	Force(kN)	Contrainte(MPa)
DP 1,1	1,5	30	π	70,41	1564,67
DP 1,2	1,5	30	π	73,70	1637,78
DP 1,3	1,5	30	π	67,31	1495,78
DP 2,1	1,5	30	π	83,78	1861,78
DP 2,2	1,5	30	π	$90,00^*$	2000,00
DP 2,3	1,5	30	π	$90,00^*$	2000,00
DP 3,1	1,5	30	π	66,56	1479,11
DP 3,2	1,5	30	π	64,49	1433,11
DP 3,3	1,5	30	π	81,39	1808,67
DP 4,1	1,5	30	π	74,19	1648,67
DP 4,2	1,5	30	π	73,42	1631,56
DP 4,3	1,5	30	π	71,82	1596,00
DP 4,4	1,5	30	π	71,77	1594,89
DP 4,5	1,5	30	π	72,63	1614,00
DP 5,1	1,5	30	$\pi/2$	58,42	1298,22
DP 5,2	1,5	30	$\pi/2$	69,97	1554,89
DP 5,3	1,5	30	$\pi/2$	$90,00^*$	2000,00
DP 6,1	1,5	30	$\pi/2$	72,91	1620,22
DP 6,2	1,5	30	$\pi/2$	59,62	1324,89
DP 6,3	1,5	30	$\pi/2$	63,86	1419,11

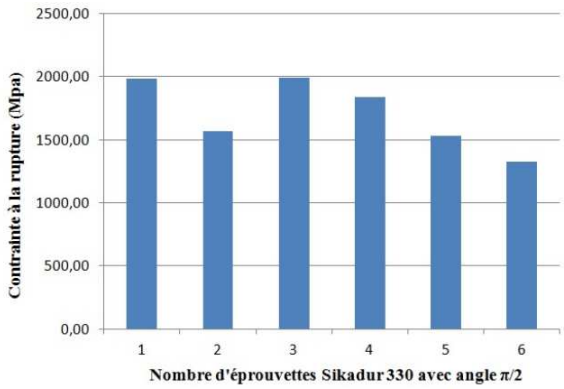
*Rupture obtenue simultanément après l'arrêt de la traverse pour la force de $90kN$

TAB. 4.8. *Résultats obtenus sur les éprouvettes collées avec la* Sikadur330

Sikadur 330	Ep.(mm)	Larg.(mm)	Angle	Force(kN)	Contrainte(MPa)
S 1,1	1,5	30	π	80,66	1792,44
S 1,2	1,5	30	π	80,36	1785,78
S 1,3	1,5	30	π	63,96	1421,33
S 2,1	1,5	30	π	77,72	1727,11
S 2,2	1,5	30	π	68,03	1511,78
S 2,3	1,5	30	π	68,35	1518,89
S 3,1	1,5	30	$\pi/2$	89,32	1984,89
S 3,2	1,5	30	$\pi/2$	70,65	1570,00
S 3,3	1,5	30	$\pi/2$	89,53	1989,56
S 4,1	1,5	30	$\pi/2$	82,68	1837,33
S 4,2	1,5	30	$\pi/2$	68,89	1530,89
S 4,3	1,5	30	$\pi/2$	59,77	1328,22



(a) *Sikadur*330 avec angle π



(b) *Sikadur*330 avec angle $\pi/2$

FIG. 4.16. *Les résultats sur éprouvettes* Sikadur *élastique fragile*

Les résultats des essais pour les deux types de résine sont récapitulés dans le tableau (4.6). On remarque que dans le cas de la *DP460*, le collage sur un angle de $\pi/2$ fait baisser la capacité totale du joint, ce qui ne semble pas le cas pour la colle *Sikadur330*. La plastification de la résine semble donc bien jouer un rôle sur la longueur de transfert mobilisable.

4.5 Essais sur joint courbe avec jauges de déformation

Afin de mieux étudier le joint collé courbe et de valider le modèle analytique décrit en début de ce chapitre, il nous paraît intéressant de prendre la déformation comme paramètre à analyser analytiquement, expérimentalement et par éléments finis, pour confronter ensuite les trois approches et en tirer des conclusions utiles pour la géométrie courbe.
Les deux types de colle élastique et élastoplastique ont été déjà testés expérimentalement. La colle élastique servant à valider le modèle analytique, mais comme il n'y a pas eu d'essai avec jauges de déformation pour la colle élastique je vais en refaire. Cependant, l'intérêt sera mis maintenant sur la colle élasto-plastique qui confère à l'assemblage collé une certaine ductilité surtout dans le comportement en fatigue qui sera développé ultérieurement. Pour ce faire, 7 jauges *KYOWA-KFG-5-120-C1-11* ont été collées sur le composite de l'éprouvette joint courbe collé avec la DP460 élasto-plastique : la jauge J7 au milieu de la partie plane du plat composite pour estimer la raideur apparente du joint et six jauges numéroté de J1 à J6 réparties sur la partie courbe de recouvrement comme l'indique la figure (4.17) :

L'essai se déroule à vitesse constante de $2.5mm/min$, et avec les mêmes cycles de charge/décharge que précédemment :

- Premier cycle, la force de traction allant de 0 à $15kN$ puis de nouveau à $0N$.
- Deuxième cycle, la force de traction allant de 0 à $30kN$ puis de nouveau à $0N$.
- Troisième cycle, la force de traction allant de 0 à $45kN$ puis de nouveau à $0N$.
- Quatrième cycle, la force de traction allant de 0 à $60kN$ puis de nouveau à $0N$.
- A la fin, la force de traction augmentant de 0 jusqu'à $90kN$.

Le résultat pour les différents cycles de chargement est montré en figure (4.18).
On peut remarquer que la déformation mesurée par la jauge J1 (à l'extrémité de la longueur de recouvrement, lieu de la concentration de contrainte) est d'abord en négative. On a donc une

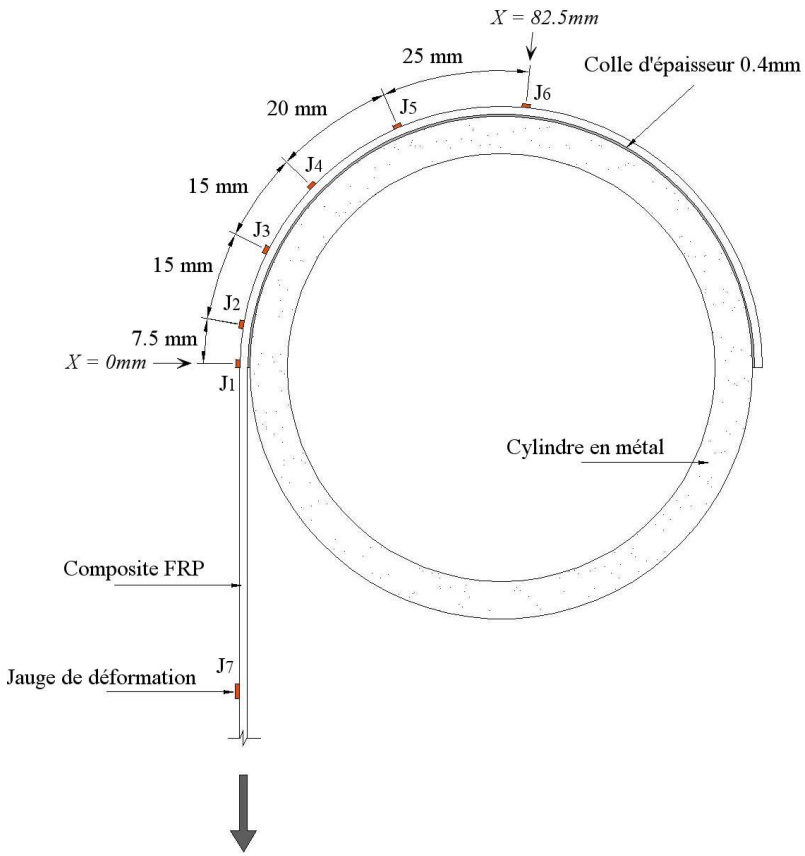
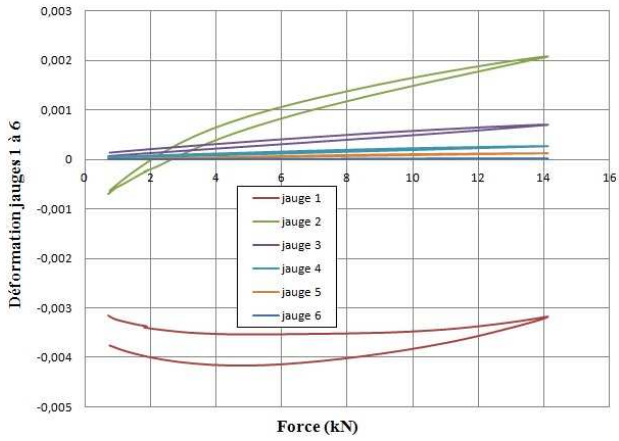


FIG. 4.17. *Schéma des éprouvettes testées avec jauges de déformation.*

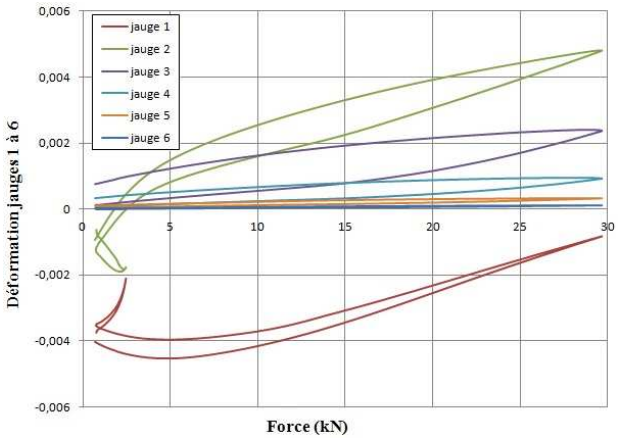
contrainte de compression en surface. Cela est fort probablement dû à la flexion à laquelle est soumis le plat composite (supposé être droit) lors de la mise en place dans les mors de traction. Bien évidemment, les déformations des six jauges sont croissantes au fur et à mesure de l'augmentation de la force. Pendant les cinq cycles, la déformation mesurée par J2 est la plus importante puis de manière décroissante J3, J4, J5 et J6. D'autre part, la déformation mesurée par la jauge J1 est la moins importante pendant les deux premiers cycles, puis elle augmente avec les cycles suivants. Pour chaque cycle chargeécharge, cf.figure (4.18), le phénomène d'hystérisis est clairement identifié. Ceci est imputable sans doute à la plasticité de la résine. La plastification de la colle à l'extrémité de la longueur de recouvrement est mise en évidence par la diminution progressive de l'épaisseur de l'hystérisis mesurée par la jauge J1 après chaque cycle de chargement.

La figure (4.20) montre la différence en déformation pendant les cycles de chargement (charge/décharge) et pour une valeur de force $F = 10kN$. Ceci remet en évidence la présence de la plasticité de la colle puisque cette différence en déformation représente la déformation résiduelle ou plastique. Pour la même force F on remarque que la longueur plastifiée augmente après chaque cycle de chargement.

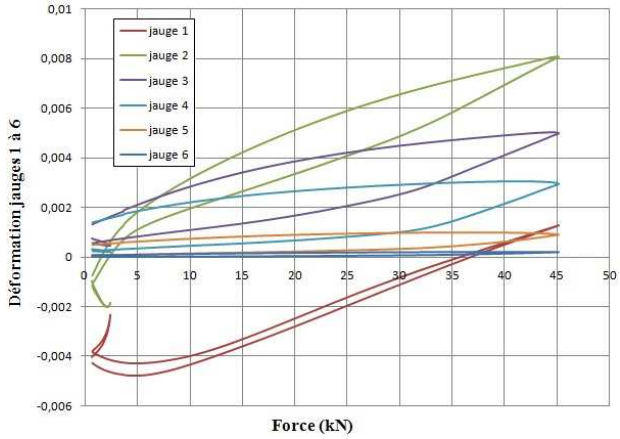
La déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ en fonction de l'abscisse X (jusqu'à J6 à $82.5mm$, pour $F = 10kN$ pour tous les cycles charge/décharge), est illustrée en figure (4.19). Pour les très faibles valeurs de X, le plat composite reste en compression en surface pour $F = 10kN$; théoriquement, la valeur de la déformation en $X = 0$ peut être extrapolée de la valeur de σ appliqué et E le module d'Young du composite. En effet, pour $F = 10kN$ nous obtenons une contrainte de $F/S = 10000/(1.5 \times 30) = 223MPa$ et par conséquence la déformation à l'origine $\varepsilon_{\theta\theta} = \sigma/E = 223/120000 = 0.00186$ en



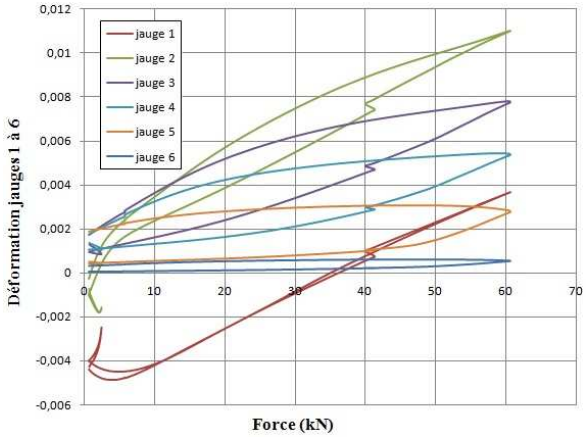
(a) 1er cycle



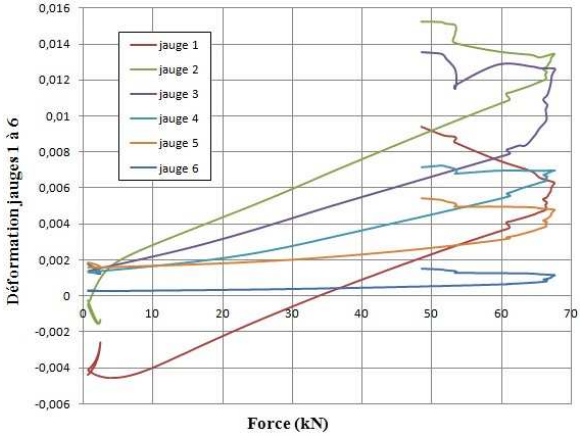
(b) 2ème cycle



(c) 3ème cycle



(d) 4ème cycle



(e) 5ème cycle

FIG. 4.18. *Déformation (jauges J1 à J6) en fonction de la force pour différents cycles de chargement.*

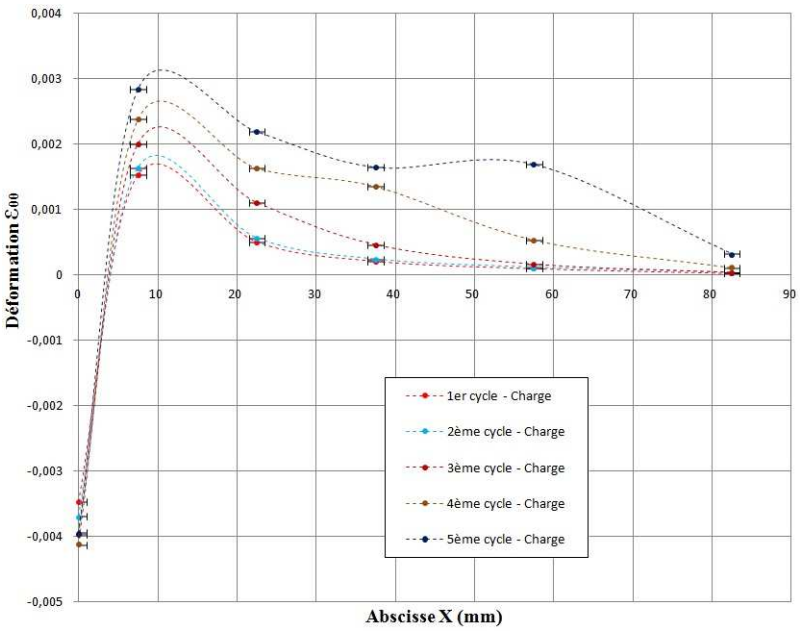


FIG. 4.19. *Déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ en fonction de l'abscisse X pour $F = 10kN$ pendant les différents cycles de charge.*

traction. On constate que la jauge $J1$ donne une valeur de compression différente de celle calculée théoriquement et cela est due au fait qu'on a forcé un peu lors de la mise en place du plat composite entre les mors de la machine de traction ce qui a causé la flexion le composite. Les valeurs de déformation sont quasi-identiques pour tous les cycles.
Cependant, pour $X > 0.5mm$, le plat étant en traction, la valeur de la déformation en chaque point augmente après chaque cycle de charge/décharge. Cette augmentation est probablement due à la nature élastoplastique de la colle. On remarque aussi que l'augmentation de la valeur de $\varepsilon_{\theta\theta}$ pour une abscisse donnée entre le chargement et le déchargement pendant un cycle augmente avec le nombre de cycle, ce qui met en évidence le phénomène d'hystérisis rencontré auparavant.

On peut d'autre part, en faisant varier la force F, tracer les valeurs de la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ en fonction de l'abscisse X (figure (4.21)). On note que ces valeurs correspondent à des moyennes calculées sur la longueur de la jauge. En $X = 0$ et pour des faibles valeurs de la force F (10, 20 et $30kN$), la déformation mesurée par J1 est négative (compression). Pour les valeurs plus élevées de force F (50, 60 et $70kN$), le plat est en traction. Les déformations augmentent ensuite fortement en J2, puis décroissent progressivement en J3, J4, J5 et J6 indiquant cependant toujours un état de traction.

4.5.1 Calcul des déformations par éléments finis :

On modélise le joint courbe testé avec le logiciel d'éléments finis Abaqus. Les propriétés des matériaux considérés sont celles obtenues expérimentalement, cf.tableau (4.9) : Le maillage est raffiné de façon à avoir quatre mailles dans l'épaisseur de la couche de colle. Le calcul est fait pour les valeurs d'effort : $10kN$, $20kN$, $30kN$, $40kN$, $50kN$ et $60kN$. La déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ est déterminée et donnée en figure (4.22) en fonction de l'abscisse X (le long du joint de colle).

Toutes les courbes commencent à partir de valeurs positives de $\varepsilon_{\theta\theta}$ indiquant une traction.

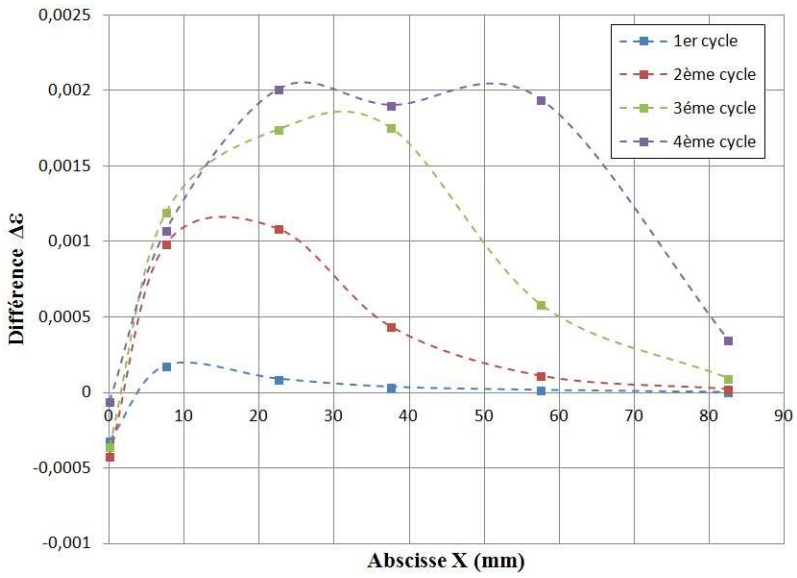


FIG. 4.20. *Différence de déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ entre charge et décharge en fonction de l'abscisse X mesurée pour $F = 10kN$ pendant les différents cycles de chargement.*

TAB. 4.9. *Propriétés des matériaux prises dans le modèle Abaqus*

	Type	**Module d'Young E(MPa)**	**Coefficient de Poisson ν**	σ_y **(MPa)**
UD à fibres de carbone	Isotrope	120000	0,3	-
Métal	Isotrope	210000	0,3	-
Colle élastoplastique - VM	Isotrope	2828	0,3	36

Chaque courbe de déformation présente un maximum ne se trouvant pas en $X = 0$. La position de ce maximum s'éloigne de l'extrémité de l'assemblage lorsque la force de traction F augmente.

4.5.2 Calcul analytique des déformations

Après avoir estimé les déformations expérimentalement et par calcul éléments finis. Il paraît intéressant de servir des résultats pour valider le modèle analytique proposé précédemment. Néanmoins, nous rappelons ce modèle a été adapté pour une colle élastique fragile. On s'intéressera donc aux faibles valeurs de F pour lesquelles la colle est dans son état élastique.

La déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ est déterminée à partir de l'équation :

$$\varepsilon_{\theta\theta} = \frac{1}{E_1}(\sigma_{\theta\theta} - \nu_1\sigma_{rr})$$

Il nous faut alors $\sigma_{\theta\theta}$ et σ_{rr}. La contrainte $\sigma_{\theta\theta}$ est déduite de l'effort $N_{\theta\theta}$, σ_{rr} est égale à l'arrachement :

$$\sigma_{rr} = \nu_c(\theta) = \frac{1}{R}\left(\frac{e_1}{2R - e_1}N_{\theta\theta,\theta\theta} - N_{\theta\theta}\right)$$

$N_{\theta\theta}$ est la solution de l'équation différentielle (4.11) :

$$\left[\frac{B}{R - \frac{e_1}{2}} + \frac{Ce_1}{R(2R - e_1)}\right] N_{\theta\theta,\theta\theta\theta\theta} + \left[\frac{A}{R - \frac{e_1}{2}} - \frac{C}{R} + \frac{De_1}{R(2R - e_1)}\right] N_{\theta\theta,\theta\theta} - \left(1 + \frac{D}{R}\right) N_{\theta\theta} = 0$$

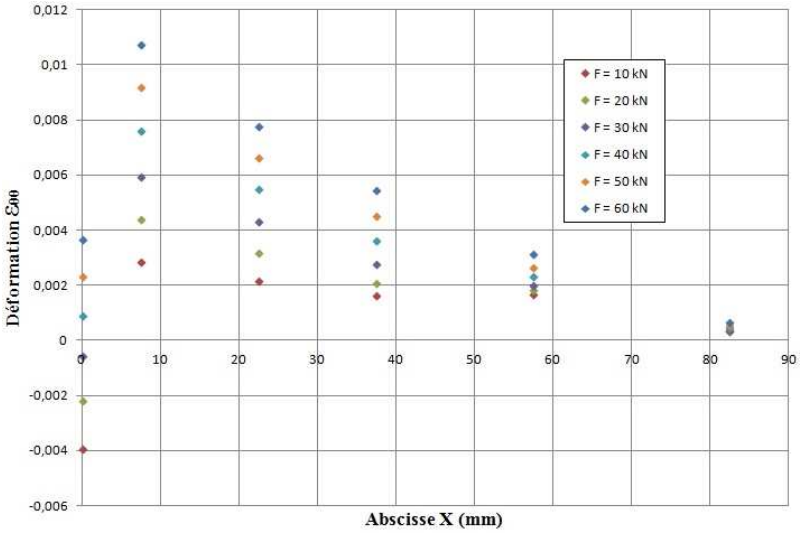


FIG. 4.21. *Déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ (valeur moyenne) mesurée à l'aide des jauges, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F.*

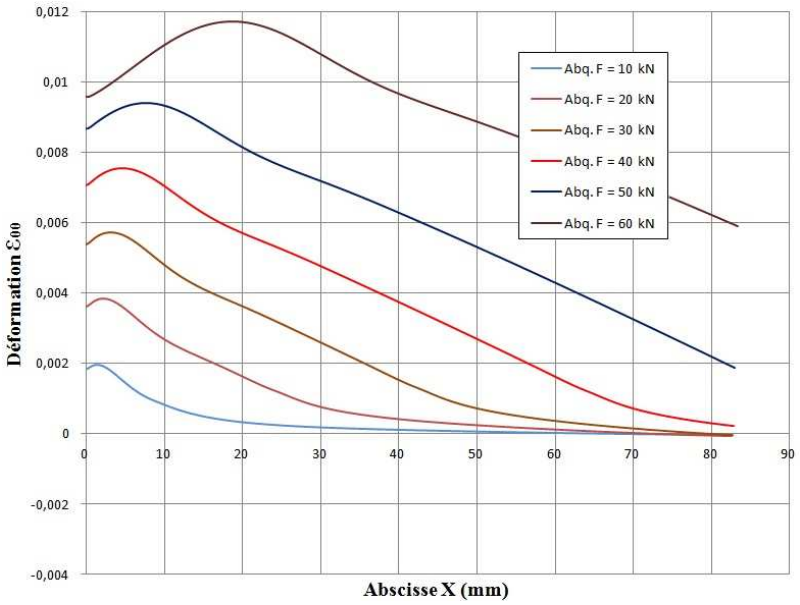


FIG. 4.22. *Déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ calculée selon Abaqus, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F.*

Les expressions de A, B, C et D (précédemment détaillées) sont simplifiées en faisant un développement limité au voisinage de $\frac{e_1}{R}$ et $\frac{e_c}{R}$. L'équation différentielle est de type :

$$Y^{(4)} + \beta Y'' + \alpha Y = 0 \tag{4.14}$$

Les propriétés des matériaux utilisées dans le calcul sont données dans le tableau(4.10) : D'après

TAB. 4.10. *Propriétés des matériaux prises dans le modèle analytique*

Adhérent 1 (UD à fibres de carbone)	**Adhésif (élastique fragile)**
$E_1 = 120000MPa$	$E_c = 2828MPa$
$G_1 = 46153.85MPa$	$G_c = 1087.7MPa$
$\nu_1 = 0.3$	$\nu_2 = 0.3$
$e_1 = 1.5mm$	$e_c = 0.5mm$

ces hypothèses et pour une valeur de $R = 50.4mm$, l'équation (4.14) devient :

$$Y^{(4)} - 9388Y'' + 345700.5Y = 0$$

Sa solution est de la forme :

$$Y(x) = c_1 e^{6.08x} + c_2 e^{-6.08x} + c_3 e^{96.7x} + c_4 e^{-96.7x}$$

$Y(x)$ étant $N_{\theta\theta}(\theta)$, les coefficients c_1 à c_4 sont déterminées à partie des conditions aux limites, dans notre cas :

$$\sigma_{\theta\theta}(\theta = 0) = \sigma_{10}$$
$$\frac{d\sigma_{\theta\theta}}{d\theta}(\theta = 0) = 0$$
$$\sigma_{\theta\theta}(\theta = \theta_{max}) = 0$$
$$\frac{d\sigma_{\theta\theta}}{d\theta}(\theta = \theta_{max}) = 0$$

σ_{10} est connue, et égale à l'effort initial $N_{\theta\theta}$ (F) divisée par la section.

Les courbes de déformation sont tracées pour les différentes valeurs de la force F en figure (4.23). Les courbes ont une allure hyperbolique, sont décroissantes d'un maximum en $X = 0$ (sur l'extrémité de la longueur de recouvrement). La pente de décroissance devient de plus en plus importante en augmentant l'effort F. A partir d'une valeur de X de l'ordre de $30mm$, toutes les déformations semblent négligeables. D'après ces courbes, on peut identifier la longueur d'ancrage élastique théorique de la résine ($L = 30mm$).

Afin de valider en plus le modèle analytique proposé, il nous paraît intéressant de comparer la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ analytique avec celle donnée par le logiciel de calcul éléments finis Abaqus. Ceci a été fait bien évidement en considérant les mêmes hypothèses de calcul et pour les différentes valeurs de la force F. En effet, le modèle analytique étant adapté pour un calcul élastique, on choisit alors une colle élastique fragile lors de la modélisation éléments finis. Le résultat de la comparaison est donnée en figure (4.24).
Tout d'abord, on voit facilement que les courbes de déformations sont décroissantes pour les deux approches allant d'un maximum en $X = 0$ correspondant à l'extrémité gauche du plat composite (là où la force de traction est appliquée). En fait, et pour être plus précis, les valeurs maximales données par Abaqus sont situées en $X = 0.2mm$, et sont un peu supérieure à celles données par le modèle analytique. En revanche, les déformations données par Abaqus en $X = 0$ sont légèrement

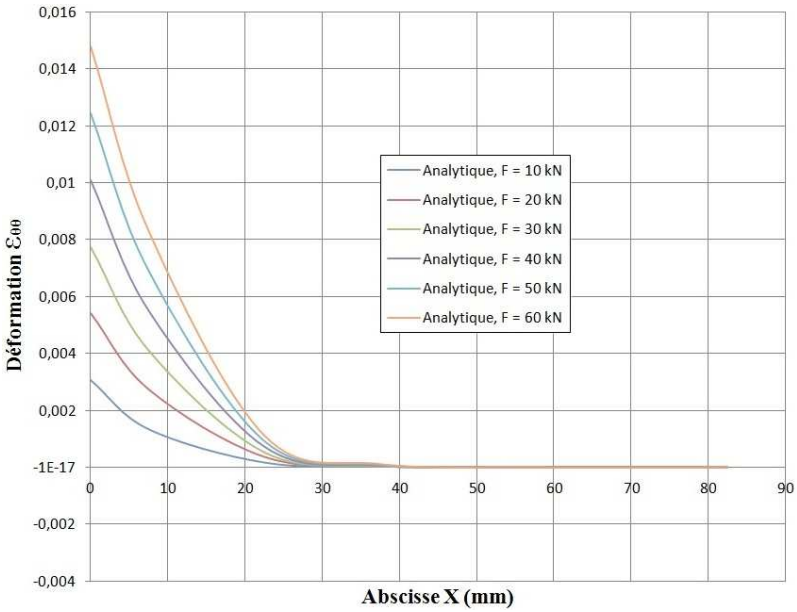


FIG. 4.23. *Déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ calculée selon le modèle analytique, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F.*

TAB. 4.11. *Valeurs maximales de la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ selon le modèle analytique et Abaqus.*

Force F	$\varepsilon_{\theta\theta}$ Abaqus X = 0 mm	$\varepsilon_{\theta\theta max}$ Analytique X = 0 mm	$\varepsilon_{\theta\theta max}$ Abaqus X = 0.2 mm
10 kN	0,0011	0,0031	0,0033
20 kN	0,0021	0,0054	0,0066
30 kN	0,0031	0,0077	0,0099
40 kN	0,0041	0,0101	0,0132
50 kN	0,0051	0,0124	0,0165
60 kN	0,0061	0,0148	0,0197

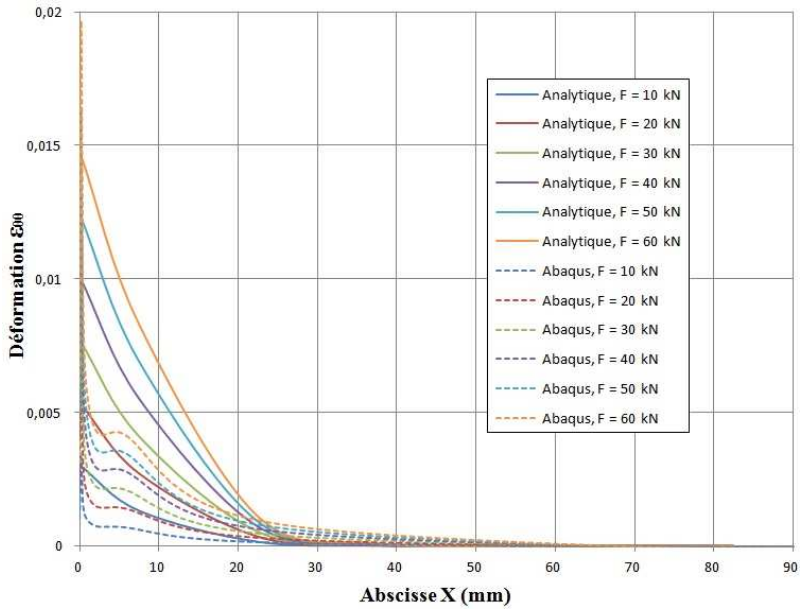


FIG. 4.24. *Comparaison de la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ entre le modèle analytique et le calcul éléments finis Abaqus, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F.*

inférieures aux valeurs analytiques maximales. Le tableau (4.11) récapitule les différents résultats au bord gauche de la longueur de recouvrement.

La différence entre les valeurs maximales est de l'ordre de 20% pour Abaqus. D'autre part, l'allure des courbes de déformations $\varepsilon_{\theta\theta}$ n'est pas la même pour les deux approches comparées :

- Dans le cas du modèle analytique, une seule branche décroissante, en plus toutes les courbes semblent s'annuler vers $X = 30mm$ pour les différentes valeurs de force.
- Dans le cas du modèle éléments finis, il existent trois branches pour chaque courbe de déformation, une première avec une grande pente et une chute de la valeur maximale à l'extrémité gauche vers le tiers en valeur en $X = 3mm$, une zone d'inflection qui suit vers $X = 5mm$ pour finalement avoir une branche décroissante de faible pente. Les déformations s'annulent enfin vers $X = 60mm$.

Nous pourrons dire que quant aux valeurs maximales de déformations $\varepsilon_{\theta\theta}$ le modèle analytique sous-estime avec -20% par rapport à Abaqus, il surestime après les déformations orthoradiales dans la zone de déformations non nulles. Le modèle abaqus quant à lui donne une plus grande intervalle de déformation orthoradiale allant jusqu'au deux fois celle donnée analytiquement.

4.5.3 Confrontation des approches théoriques avec les mesures

Après avoir présenté le calcul de la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ analytiquement, selon les éléments finis et expérimentalement, nous allons maintenant confronter les résultats de déformations donnés par le calcul éléments finis avec ceux donnés expérimentalement et ceci est montré en figure (4.25). Ceci est cohérent avec l'hypothèse d'une colle ayant un comportement élasto-plastique en cisaillement. Une première constatation pour le calcul éléments finis est que la position de la valeur maximale de $\varepsilon_{\theta\theta}$ est variable, cette position s'éloignant de $X = 0$ avec l'augmentation de la valeur de la force F.

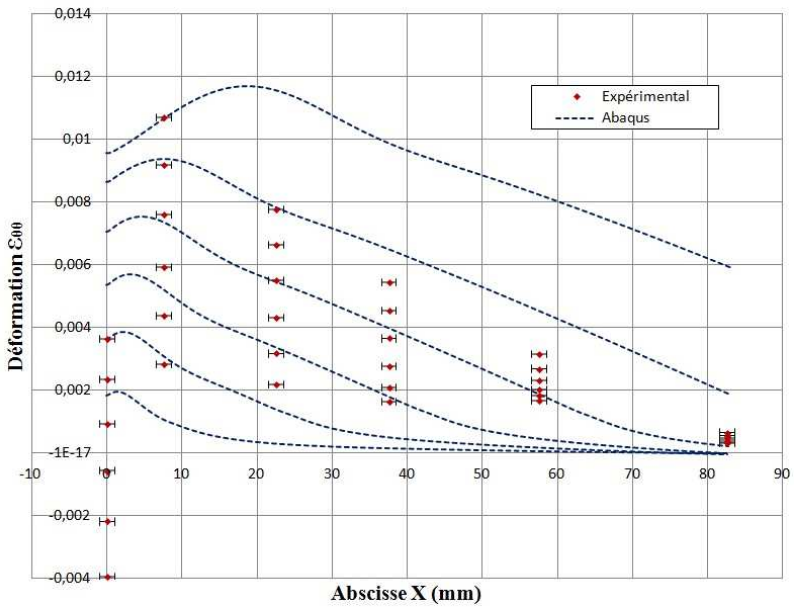


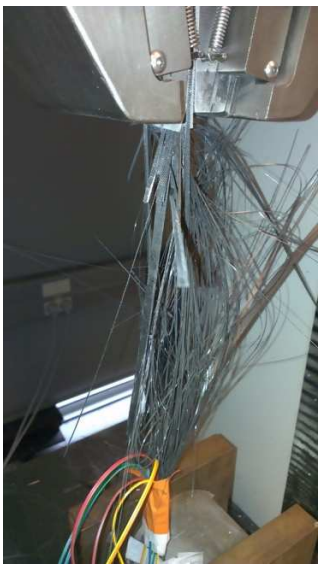
FIG. 4.25. *Comparaison entre les profils de la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$ entre le calcul éléments finis et l'expérimental, en fonction de l'abscisse X pour différentes valeurs de la force F.*

On remarque aussi que les déformations mesurées expérimentalement et celles données par le modèle éléments finis, sont en sorte cohérentes surtout en fonction de l'allure des courbes.
En $X = 0$, les déformations expérimentales sont inférieures que les valeurs de Abaqus, elles sont presque toutes en compression et ceci comme déjà expliqué auparavant est due à la mise en place du composite lors de l'emplacement entre les mors de la machine de traction.
Après chaque cycle de chargement, l'augmentation en valeur de déformation est presque constante dans le cas des mesures expérimentales, alors que dans le cas de calcul éléments finis ceci est constaté seulement jusqu'à $X = 10mm$, cette augmentation augmente au fur et à mesure de l'éloignement de $X = 0$ aussi bien qu'avec l'augmentation de la force. On peut dire la longueur de déformation et par conséquence longueur plastifiée est plus grande en augmentant la force avec le calcul éléments finis.
On notera que la rupture pour les trois éprouvettes testées avec les jauges de déformation est une rupture cohésive dans les fibres de carbone, et de sorte que les fibres se rompent de manière fragile mais en plusieurs étapes. Les photos des éprouvettes après rupture sont présentées en figure (4.26). On retrouve bien les ruptures successives sur la mesure de la déformation.

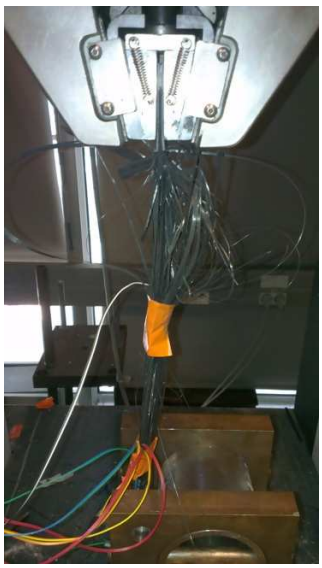
4.6 Conclusions

Dans ce chapitre, et dans un premier temps le joint collé courbe a été présenté et étudié analytiquement. Ensuite une confrontation avec le joint collé plan a été effectué à l'aide d'une modélisation par éléments finis et pour deux types de comportement élastique fragile et élastoplastique. Il s'est avéré que la géométrie courbe présente une compression naturelle favorable augmentant ainsi la capacité théorique du joint collé courbe.

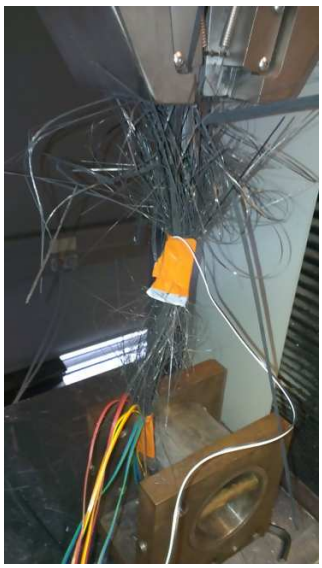
Après, des investigations expérimentales sur le joint collé courbe ont eu lieu et pour les deux types de colle déjà mentionnés, les résultats de rupture étaient proche même si théoriquement et



(a) Éprouvette 1



(b) Éprouvette 2



(c) Éprouvette 3

(d) Éprouvette 1

(e) Éprouvette 2

(f) Éprouvette 3

(g) Éprouvette 1

(h) Éprouvette 2

(i) Éprouvette 3

FIG. 4.26. *Rupture des trois éprouvettes testées avec jauges de déformation.*

d'après les courbes de contrainte de cisaillement la colle élastoplastique semble ajouter davantage d'effort au joint collé, mais d'autre part il ne faut pas oublier que la colle Sikadur 330 admet un module d'young plus élevé que la DP 460, d'où pour un même effort soit contrainte, on aura des déformations moins élevées. Ceci a probablement été compensé en terme de limite de rupture.

Enfin, une étude détaillée a été menée sur la déformation orthoradiale dans le cas du joint courbe, ceci permet de constituer une base sur laquelle on pourra s'appuyer lors de la proposition d'un modèle analytique adapté à une colle élastoplastique.

Chapitre 5

L'approche des Zones Cohésives

CE CHAPITRE *est consacré à la modélisation de l'endommagement dans les joint collés (plans et courbes) en utilisant l'approche des zones cohésives.*

Contents

5.1 La mécanique de l'endommagement . . . 123
5.1.1 Les techniques numériques de simulation . . . 123
5.1.2 Les approches de modélisation de l'endommagement . . . 123
5.2 La méthode des zones cohésives CZM . . . 124
5.2.1 La loi traction-séparation . . . 125
5.3 Application aux éléments finis . . . 127
5.4 Détermination des paramètres de la loi cohésive . . . 128
5.5 Application et modélisation avec le logiciel Abaqus . . . 128
5.5.1 Le comportement traction-séparation élastique linéaire . . . 128
5.6 Modélisation de l'endommagement . . . 129
5.6.1 L'initiation de l'endommagement . . . 129
5.6.2 L'évolution de l'endommagement . . . 130
5.6.3 Évolution d'endommagement linéaire . . . 131
5.6.4 Évolution basée sur le déplacement effectif . . . 131
5.6.5 Évolution basée sur l'énergie . . . 132
5.7 Modélisation du joint plan avec la méthode des zones cohésives . . . 133
5.7.1 Évolution de la contrainte de cisaillement pendant l'endommagement . . . 134
5.7.2 Évolution de la contrainte d'arrachement pendant l'endommagement . . . 135
5.7.3 Étude de la longueur de fissure en fonction de G_c . . . 136
5.7.4 Étude de la longueur de fissuration en fonction du cisaillement limite . . . 136
5.7.5 Relation entre la contrainte d'arrachement et le cisaillement limite . . . 137
5.8 Modélisation du joint courbe avec la méthode des zones cohésives . . . 137
5.8.1 La contrainte de cisaillement avec et sans endommagement avec l'approche des zones cohésives . . . 140
5.8.2 La contrainte normale avec et sans endommagement avec l'approche des zones cohésives . . . 140
5.8.3 Étude de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé . 140
5.8.4 Étude de la longueur de fissuration en fonction de l'énergie limite de fissuration . . . 142
5.9 Conclusions . . . 143

Les approches de modélisation actuelles sont limitées par plusieurs facteurs : la non validation de l'approche mécanique des milieux continus au niveau des défauts et des discontinuités dans le matériau ; dans le cas des approches de la mécanique de la rupture, la complexité des modes de rupture dans la région des concentrations de contraintes, ainsi que la taille de la fissure et sa position qui sont difficiles à déterminer. En outre, pour ces deux approches les assemblages collés nécessitent en général un temps de calcul important et un maillage très raffiné pour obtenir des résultats suffisamment fiable. Toutes ces difficultés de modélisation suggèrent l'utilisation de techniques de modélisation alternatives dans le cadre des assemblages collés. L'approche des zones cohésives est une de ces méthodes.

5.1 La mécanique de l'endommagement

La mécanique de l'endommagement correspond à la science qui étudie l'endommagement des matériaux de façon à prévoir l'initiation, la propagation et la rupture des matériaux. Elle traite des événements microstructuraux responsables du changement de réponse des solides vis à vis du chargement extérieur. L'endommagement structural pendant le chargement se manifeste par la création de microfissures sur un volume fini ou une région interfaciale entre les éléments collés de sorte que le transfert de l'effort sera localement réduit. Ceci résulte en une chute ou une diminution de l'effort appliqué pour une valeur donnée de déplacement appliqué à la structure [16]. La mécanique de l'endommagement permet la simulation étape par étape de l'endommagement et de la fissuration jusqu'à la rupture totale de la structure.

5.1.1 Les techniques numériques de simulation

Les études numériques pour simuler la rupture dans la couche de colle se divisent en deux catégories principales suivant leurs objectifs [104]. La première permet de prédire le taux de restitution d'énergie (G) pour un trajet donné de l'avancement de la fissure et dans des conditions de chargement définies. La deuxième consiste à simuler la propagation de la fissure en se basant sur le taux critique de restitution d'énergie déterminé expérimentalement. Dans la première catégorie figurent les techniques numériques de la mécanique de rupture comme la VCCT (Virtual crack closure technique) [178], le J-integral [180] [181], le CDT (Compliance derivative technique) [204] et le EDT (Energy derivative technique) [103]. Il a été démontré que ces techniques peuvent prédire la valeur de G en utilisant les conditions de chargement déterminées expérimentalement. Dans la deuxième catégorie, sachant que la variation de G est déterminée à partir des méthodes de la première catégorie, le développement de la fissure peut être prédit en se basant sur la théorie de Griffith sur le taux critique de restitution d'énergie. Cependant, ces techniques ont du mal à atteindre leurs objectifs. Par exemple, le CDT et le EDT par leurs natures sont incapables de déterminer le développement de la fissure. Le VCCT et le J-integral sont entravées par le manque d'information topologique du profil de la fissure, ce qui est requis pour calculer G [104]. En outre, le VCCT est seulement applicable pour les problèmes élastiques linéaires de la mécanique de rupture [143]. Ces techniques seront seulement utilisées pour prévoir l'initiation de la fissure.

5.1.2 Les approches de modélisation de l'endommagement

Les techniques utilisables pour la modélisation de l'endommagement peuvent être séparées en approches locales ou continues [79]. Dans l'approche locale, l'endommagement est confiné à zéro

volume, ligne ou surface, permettant la simulation de la rupture interfaciale entre les matériaux comme par exemple entre l'adhésif et l'adhérent [210] ou, la rupture interlaminaire des composites empilés [194]. Avec l'approche continue, l'endommagement est modélisé sur une région finie à l'intérieur des éléments finis solides de structure pour simuler la rupture à l'état massique ou, le long d'un adhésif pour modéliser une rupture cohésive de l'adhésif.

Dans les méthodes de modélisation conventionnelles, la couche d'adhésif est donc modélisée par

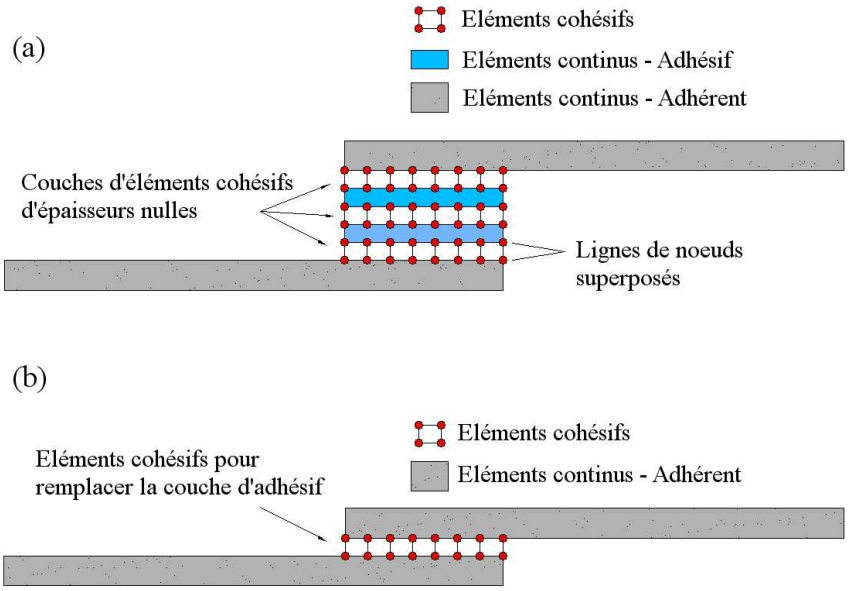


Fig. 5.1. *Les éléments cohésifs pour simuler un chemin de rupture d'épaisseur nulle - approche locale (a) et pour modéliser une mince couche de colle entre deux adhérents - approche continue (b) [79]*

des éléments finis et l'interface entre l'adhésif et l'adhérent est supposée parfaitement collée (en liaison parfaite). Dans ce cas, la force de liaison assurée par le collage est assumée supérieure à la résistance de l'adhésif [143]. Cependant, des ruptures interfaciales ou partiellement cohésives peuvent avoir lieu dans les joints collés. Pour cette problématique, les méthodes de modélisation conventionnelles sont plus appropriées pour analyser les distributions de contraintes dans la couche de colle plutôt que pour décrire le comportement à la rupture des joints collés.

5.2 La méthode des zones cohésives CZM

Les matériaux quasi-fragiles, tels que le béton, les roches, les céramiques et certains composites exhibent de larges zones de fracturation surtout au niveau des interfaces ou plus généralement des interphases, qui sont largement présentes dans les matériaux modernes [199] et dans la technique de collage des composites. Leur rupture peut se présenter comme étant un facteur important limitant la capacité de la structure. Par exemple, les fissures peuvent s'initier et se propager dans la couche d'adhésif entre les deux substrats. Cette couche interfaciale étant souvent moins résistante que les deux adhérents, les fissures vont alors se propager ou bien à l'interface adhésif/adhérent ou à l'intérieur de l'adhésif lui même. La prise en compte des fissures dans le cadre de la mécanique de la rupture donne lieu à des singularités de contraintes au fond de la fissure. Plusieurs méthodes pour éliminer ces singularités dans les matériaux homogènes et isotropes ont été proposées afin

de pouvoir modéliser le processus de fracturation [199]. Par ailleurs, la mécanique de la rupture élastique linéaire néglige la description détaillée de ce qui intervient dans la zone de fracturation parce qu'elle rassemble tous les effets dans la pointe de fissure. La description détaillée dans la zone de fracturation est essentielle, surtout pour pouvoir comprendre le mécanisme de fracturation et pour pouvoir améliorer le comportement des matériaux [12]. Pour s'affranchir des limitations déjà mentionnées, la méthode des zones cohésives CZM (Cohesive Zone Model) s'avère un outil puissant et efficace pour l'étude des fissurations, l'initiation de la fissure et sa propagation qui sont obtenus naturellement dans la solution [12].

L'approche des zones cohésives se trouve parmi les méthodes les plus utilisées et largement connues dans l'analyse des mécanismes de décollement. Elle comble l'écart entre les approches en contraintes et les approches basées sur l'énergie [88]. Le concept a été proposé par Barenblatt [23] [24] et Dugdale [100] comme une approche alternative pour les singularités induites dans la mécanique de la rupture. Depuis, la modélisation en zones cohésives a été largement utilisée pour simuler la fracturation sous chargements statique, dynamique et cyclique pour un grand nombre de matériaux ou des bimatériaux [88]. Elle a par exemple été appliquée dans la modélisation du délaminage des couches de composites et pour décrire le comportement constitutif macroscopique des couches de colle minces. Une caractéristique intéressante de l'approche CZM est qu'elle peut être facilement implantée dans les logiciels conventionnels de calculs aux éléments finis [131].

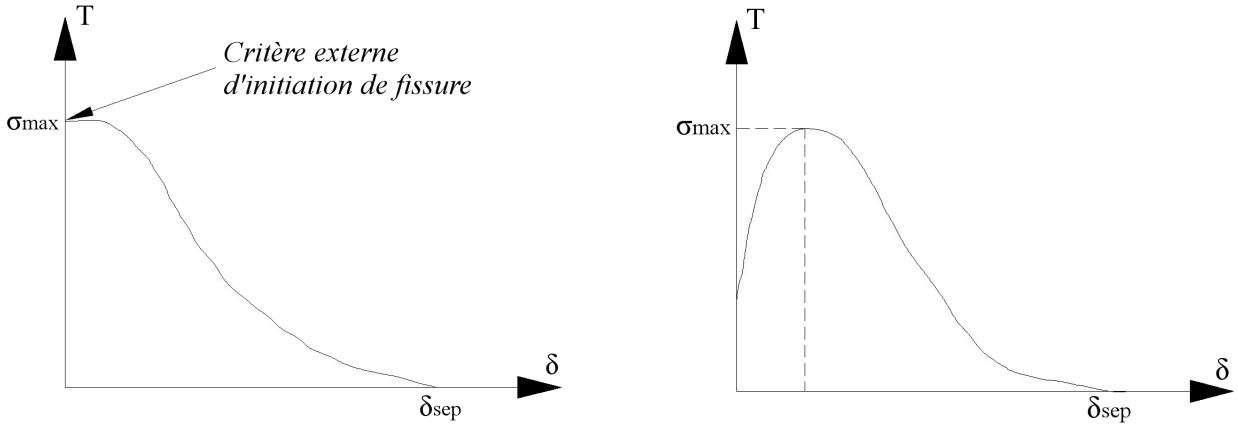
5.2.1 La loi traction-séparation

Lors de l'utilisation de la méthode des zones cohésives, il est nécessaire de définir une loi de cohésion qui caractérise le comportement du joint collé [89]. Pour ce faire, les interfaces et/ou la couche de colle sont modélisés par une seule et même couche [136]. Son comportement est modélisé par une loi de cohésion appelée traction-séparation. Les lois CZM sont établies entre les paires des noeuds des éléments cohésifs et elles permettent de connecter les noeuds superposés des éléments représentants différents matériaux ou même différents plis dans le composite [79].
Dans l'approche locale, figure (5.1 (a)), l'adhésif est modélisé comme un matériau continu avec des éléments finis solides intégrant des couches en éléments cohésifs d'épaisseur nulle placés dans les plans d'une fissure potentielle.
Dans l'approche continue, figure (5.1 (b)), la colle est entièrement remplacée par une ligne d'éléments cohésifs. La rigidité initiale des éléments cohésifs, contrairement au cas de l'approche locale, représente la rigidité de la colle pour chaque mode de chargement, et, le comportement global des adhérents est complètement corrélé avec ces éléments. La simplicité de cette approche a fait qu'elle a été largement utilisée pour modéliser le développement de l'endommagement dans les joints collés donnant des résultats précis et fidèles. Malgré son efficacité, quelques limitations existent pour cette approche :

- Un sens physique clair du processus de fissuration est en quelque sorte perdu, car physiquement, les séparations cohésives sont généralement accompagnées par des comportements élastoplastiques à travers l'interface de l'adhésif et ceci même pour les adhésifs relativement fragiles. Ceci n'est représenté dans cette méthode que par des propriétés équivalentes moyennes (lois interfaciales de traction séparation) [79].
- Les lois interfaciales sont dépendantes de la géométrie de la structure, plus particulièrement des épaisseurs des adhérents et de l'adhésif.

Il existe aussi deux approches intrinsèque et extrinsèque, cf.figure (5.2). L'approche extrinsèque, tient à modéliser seulement la deuxième partie décroissante de la loi cohésive. En d'autres termes,

la résistance à la traction est considérée égale à la résistance du matériau et un critère externe est donc requis pour l'initiation de la fissure contrairement à l'approche intrinsèque où le critère d'initiation de l'endommagement est inclus dans le modèle.



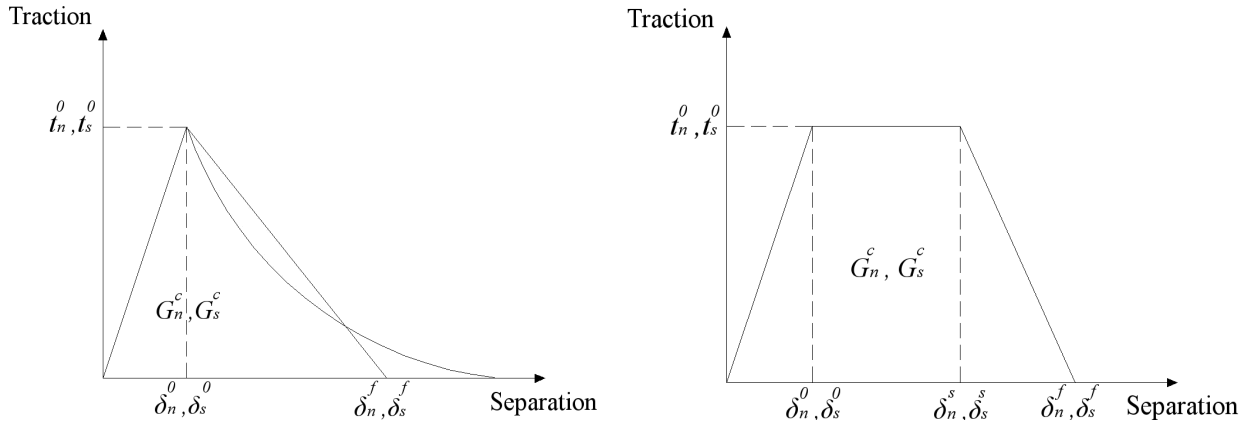
(a) Approche extrinsèque (b) Approche intrinsèque

Fig. 5.2. *Approches extrinsèque et intrisique en zones cohésifs [165]*

5.2.1.1 Description détaillée et choix d'une loi

La méthode CZM permet une reproduction macroscopique de l'endommagement le long d'un chemin donné sans tenir compte du phénomène microscopique sur l'origine de la rupture en établissant une loi $(t - \delta)$ comme réponse entre les paires des noeuds sur deux faces opposées du chemin de fissuration prédéfini. Les paramètres gouvernant la croissance de la fissure sont : G_n^c et G_s^c. Les lettres n et s sont liées au mode normal et de cisaillement (shear) purs, respectivement σ_n et τ_s, les contraintes correspondantes δ_n et δ_s et, les valeurs de déplacement pour chacun des deux modes purs. Il est nécessaire dans la méthode CZM de connaître les valeurs de G_n et G_s le long du trajet de la fissure et les valeurs respectives de G_n^c et G_s^c. En outre, il faut définir les résistances cohésives σ^0 pour la traction et τ^0 pour le cisaillement qui indiquent l'initiation de l'endommagement, (En d'autres termes, la fin du comportement élastique et le début de la décroissance de contrainte). Dans la figure (5.3), δ_n^0 et δ_s^0 sont les déplacements correspondants aux contraintes maximales, δ_n^f et δ_s^f sont les déplacements à la rupture. Leurs valeurs sont déterminées à partir de G_n^c et G_s^c puisqu'ils correspondent à l'intégrale des deux lois cohésives.

Sous un mode pure de chargement, la réponse $(t-\delta)$ atteint sa valeur maximale correspondante à la résistance cohésive maximale de l'élément (σ^0 ou τ^0). L'endommagement commence avec une réduction de la rigidité de l'élément cohésif suivi par une décroissance en résistance jusqu'à annulation complète de la contrainte. La fissure se propage alors à la série adjacente des paires de noeuds sur le chemin de rupture permettant un décollement graduel entre les deux facettes de la fissure. Pour un mode de chargement mixte, les critères contraintes et/ou énergie sont utilisées pour combiner les lois des modes purs, simulant ainsi le comportement en mode mixte typique inhérent aux assemblages collés.
Plusieurs formes de lois cohésives ont été présentées dans la littérature. Ces formes peuvent être ajustées suivant la nature du matériau et son comportement et, suivant l'interface à modéliser. Les formes triangulaire, linéaire-parabolique, trapézoidale et exponentielle sont les plus souvent utilisées, cf.figure (5.3). Ainsi, on peut utiliser par exemple un modèle CZM avec une loi trapézoidale



(a) Lois triangulaire, exponentielle (b) Loi trapézoidale

FIG. 5.3. *Différents types de lois cohésives [79]*

pour modéliser un adhésif ductile. Un CZM triangulaire est généralement choisi dans le cas d'une colle fragile. La forme de la loi cohésive varie significativement selon la géométrie de la structure et le comportement des matériaux. Pour la sélection de la loi cohésive la plus appropriée pour une application donnée, il est nécessaire que le comportement matériau/interface soit l'un des principaux facteurs de décision. Cependant, la forme de la loi cohésive influence la procédure de résolution itérative et le temps exigé pour atteindre la solution d'un problème donné. Actuellement, de grandes difficultés de convergence sont observées dans le cas d'une loi trapézoidale à l'inverse du cas d'une loi triangulaire [79]. Ceci est principalement dû à un changement plus brusque dans la rigidité des éléments cohésifs pendant l'adoucissement des contraintes. En fait, pour une valeur spécifiée de G_n^c ou G_s^c, plus la valeur de δ_n^s ou δ_s^s du modèle trapézoidale augmente, plus δ_n^f pour la loi triangulaire augmente et, plus la pente de l'adoucissement diminue.

5.3 Application aux éléments finis

La méthode CZM a été implémentée dans de nombreux logiciels de calcul aux éléments finis, tel que Abaqus. Dans Abaqus, les éléments cohésifs sont soumis à deux types de déformations : une composante directe (traction) et une déformation transversale de cisaillement. L'évolution de la résistance non endommagée est définie par la relation constitutive reliant les contraintes aux déformations. Elle est donnée par :

$$\sigma = K_{Coh}.\epsilon \tag{5.1}$$

Donc

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} \\ K_{ns} & K_{ss} \end{bmatrix} . \begin{Bmatrix} \epsilon_n \\ \epsilon_s \end{Bmatrix} \tag{5.2}$$

La matrice K_{Coh} contient les paramètres de rigidité de l'adhésif dont la définition dépend de l'approche utilisée, locale ou continue. Dans l'approche locale, utilisée pour simuler des fissures d'épaisseur zéro, les paramètres de la matrice K_{Coh} sont choisis avec des valeurs extrêmement importantes pour que les éléments cohésifs n'interfèrent pas avec les déformations de la structure. Pour l'approche continue de CZM, une approximation convenable (Abaqus documentation [97]) est donnée par :

$$K_{nn} = E, \qquad K_{ss} = G, \qquad K_{ns} = 0$$

E et G étant les modules élastiques longitudinaux et de cisaillement. Sous ces conditions, la réponse du modèle de la liaison d'adhésif reproduit son comportement en déformation. il existe également des modèles dans la littérature qui formulent différemment la loi cohésive [47]. Ces modèles écrivent l'équation (5.2) directement en termes de $\sigma - \delta$, avec δ le vecteur de déplacement relatif contenant δ_n et δ_s. K_{nn} et K_{ss} deviennent alors respectivement les rapports entre E et G avec t_a l'épaisseur de l'adhésif.

$$K_{nn} = \frac{E}{t_a}, \qquad K_{ss} = \frac{G}{t_a}, \qquad K_{ns} = 0$$

5.4 Détermination des paramètres de la loi cohésive

Les analyses par CZM forment un outil puissant pour le calcul du comportement non linéaire en fissuration des joint adhésifs modernes. Les paramètres des CZM exigent des calibrations délicates par des données expérimentales et des validations respectives afin de valider précisément le processus de rupture. Cependant, il n'existe pas de méthode standard pour la définition de σ_n^0 et τ_s^0 [143]. Récemment, plusieurs travaux concernant la détermination des paramètres de modèles de zones cohésives (G_n^c, G_s^c, σ_n^0 et τ_s^0) ont été publiés et quelques techniques de réduction des données sont actuellement disponibles (telle que la technique de détermination de propriété, la méthode directe et la méthode inverse) avec des degrés de complexité et de précision des résultats variables d'une technique à l'autre.

5.5 Application et modélisation avec le logiciel Abaqus

Dans le cas des joints collés à simple ou double recouvrement, la situation requiert l'utilisation d'un modèle en traction séparation. En effet, dans le cas où les propriétés macroscopiques du matériau ne sont pas directement pertinentes, l'analyse peut utiliser des concepts dérivés de la mécanique de la rupture telle que l'énergie requise pour la création de nouvelles surfaces. Les éléments cohésifs simulent le chargement initial, l'initiation de l'endommagement et la propagation de l'endommagement jusqu'à la rupture éventuelle à l'interface collée. Le comportement de l'interface avant l'initiation de l'endommagement est souvent décrit comme élastique linéaire en terme d'une rigidité qui se dégrade sous le chargement de traction et/ou du cisaillement mais qui n'est pas affectée par la compression.
On peut utiliser les éléments cohésifs dans des surfaces du modèle où l'on s'attend au développement des fissures. Cependant, le modèle ne doit avoir aucune fissure préalable. Les emplacements précis des fissures ainsi que leur évolution font partie de la solution. Les fissures sont limitées à se propager seulement dans la couche des éléments cohésifs.
Dans les problèmes tridimensionnels en traction-séparation, le modèle suppose trois composantes de séparation : une normale et deux autres parallèles à l'interface. Dans les problèmes bidimensionnels en traction-séparation, ils supposent deux composantes de séparation : l'une normale à l'interface et l'autre parallèle.

5.5.1 Le comportement traction-séparation élastique linéaire

Dans le cas des interfaces collées avec une épaisseur d'interface très faible ou négligeable, la réponse constitutive peut être définie directement en terme de traction contre séparation. Avant l'endommagement, la loi de traction séparation est considérée élastique linéaire et la rupture des

éléments cohésifs est caractérisée par la dégradation progressive de la rigidité du matériau.
Le modèle de traction séparation existant dans Abaqus suppose initialement un comportement élastique linéaire suivi par l'initiation et l'évolution de l'endommagement. Le comportement élastique est décrit par une matrice qui relie les contraintes nominales aux déformations nominales tout au long de l'interface. Les contraintes nominales sont les composantes de force divisées par la surface initiale en chaque point d'intégration, tandis que les déformations nominales sont les séparations divisées par l'épaisseur initiale en chaque point d'intégration. La valeur par défaut de l'épaisseur constitutive est de 1.0 si la réponse traction-séparation est spécifiée ce qui assure une déformation nominale égale à la séparation. L'épaisseur constitutive utilisée en traction-séparation est différente de l'épaisseur géométrique qui est normalement proche de zéro (approche locale).
Le vecteur de contraintes de traction nominal $\mathbf{t}$ comporte trois composantes (deux pour les problèmes bidimensionnels) t_n, t_s et t_t. Les séparations correspondantes sont δ_n, δ_s et δ_t. On note par T_o l'épaisseur initiale de l'élément cohésif. Les déformations nominales sont définies par :

$$\varepsilon_n = \frac{\delta_n}{T_o} \quad , \quad \varepsilon_s = \frac{\delta_s}{T_o} \quad , \quad \varepsilon_t = \frac{\delta_t}{T_o}$$

Le comportement élastique est décrit par :

$$\mathbf{t} = \begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \\ \varepsilon_t \end{Bmatrix} = \mathbf{K}\varepsilon \tag{5.3}$$

La matrice d'élasticité assure le couplage du comportement entre toutes les composantes du vecteur traction et du vecteur séparation. Il est nécessaire d'assigner une valeur nulle aux termes non diagonaux de la matrice d'élasticité dans le cas d'un comportement non couplé entre les composantes normale et de cisaillement.

5.6 Modélisation de l'endommagement

Chaque mécanisme de rupture comprend trois parties : Le critère d'initiation de l'endommagement, la loi d'évolution de l'endommagement et le choix d'enlèvement (effacement) des éléments endommagés.
La réponse initiale de l'élément cohésif est considérée linéaire. Une fois le critère d'initiation de l'endommagement rempli, l'endommagement du matériau aura lieu selon la loi d'évolution définie par l'utilisateur.

5.6.1 L'initiation de l'endommagement

Plusieurs critères d'initiation de l'endommagement existent. Chaque critère a une variable de sortie associée pour indiquer si celui-ci est atteint. Une valeur supérieure ou égale à 1.0 implique la réalisation du critère d'initiation.Parmi ces critères, on trouve :

Critère de contrainte nominale maximale L'endommagement est supposé s'initier lorsqu'une des contraintes nominales a atteint sa valeur critique :

$$\max\left\{\frac{\langle t_n \rangle}{t_n^o}, \frac{t_s}{t_s^o}, \frac{t_t}{t_t^o}\right\} = 1$$

Critère de déformation nominale maximale L'endommagement est supposé s'initier lorsqu'une des déformations nominales a atteint sa valeur critique :

$$\max\left\{\frac{\langle\varepsilon_n\rangle}{\varepsilon_n^o},\frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_s^o},\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_t^o}\right\}=1$$

Critère de contrainte nominale quadratique L'endommagement démarre lorsqu'une fonction d'interaction quadratique contenant des ratios de contraintes nominales atteint la valeur 1.0 :

$$\left\{\frac{\langle t_n\rangle}{t_n^o}\right\}^2+\left\{\frac{t_s}{t_s^o}\right\}^2+\left\{\frac{t_t}{t_t^o}\right\}^2=1$$

Critère de déformation nominale quadratique Ce dernier critère est similaire au critère précédent mais est est exprimé en termes de déformations nominales :

$$\left\{\frac{\langle\varepsilon_n\rangle}{\varepsilon_n^o}\right\}^2+\left\{\frac{\varepsilon_s}{\varepsilon_s^o}\right\}^2+\left\{\frac{\varepsilon_t}{\varepsilon_t^o}\right\}^2=1$$

t_n^o, t_s^o et t_t^o sont les valeurs maximales de la contrainte nominale lorsque la déformation est purement normale à l'interface ou purement dans la première ou seconde direction de cisaillement. ε_n^o, ε_s^o et ε_t^o représentent les valeurs maximales de déformation nominale. Les composantes de déformation nominale sont égales aux composantes de déplacement relatif δ_n^o, δ_s^o et δ_t^o entre le haut et le bas de la couche cohésive. Le symbole $\langle\rangle$ représente les parenthèses de Macaulay pour signifier qu'une déformation en compression pure n'initie pas d'endommagement.

5.6.2 L'évolution de l'endommagement

La loi d'évolution de l'endommagement décrit la vitesse avec laquelle la rigidité du matériau est dégradée une fois le critère d'initiation de l'endommagement atteint.
La variable d'endommagement scalaire D représente la totalité de l'endommagement dans le matériau et prend les effets combinés de tous les mécanismes actifs en compte. Initialement, D a une valeur nulle mais évolue d'une façon monotone de 0 à 1 au fur et à mesure de l'application du chargement.
Les composantes de la contrainte de traction-séparation sont affectées par l'endommagement selon :

$$t_n=\begin{cases}(1-D)\bar{t}_n & , \qquad \bar{t}_n\geq 0\\ \bar{t}_n & \end{cases}$$

$$t_s=(1-D)\bar{t}_s$$

$$t_t=(1-D)\bar{t}_t$$

avec $\bar{t}_n$, $\bar{t}_s$ et $\bar{t}_t$ les composantes de contrainte prévues par le comportement traction-séparation élastique pour les déformations actuelles sans endommagement.
Pour décrire l'évolution de l'endommagement sous une combinaison de déformation normale et en cisaillement tout au long de l'interface, il est utile d'introduire le déplacement effectif [45] défini par :

$$\delta_m=\sqrt{\langle\delta_n\rangle^2+\delta_s^2+\delta_t^2}$$

5.6.3 Évolution d'endommagement linéaire

Il existe deux composantes pour la définition de l'évolution de l'endommagement : la première composante comporte la spécification soit du déplacement effectif à la rupture totale δ_m^f, relatif au déplacement effectif à l'initiation de l'endommagement δ_m^o, soit de l'énergie dissipée due à la rupture G_c. La seconde composante correspond à la spécification de la nature de l'évolution de la

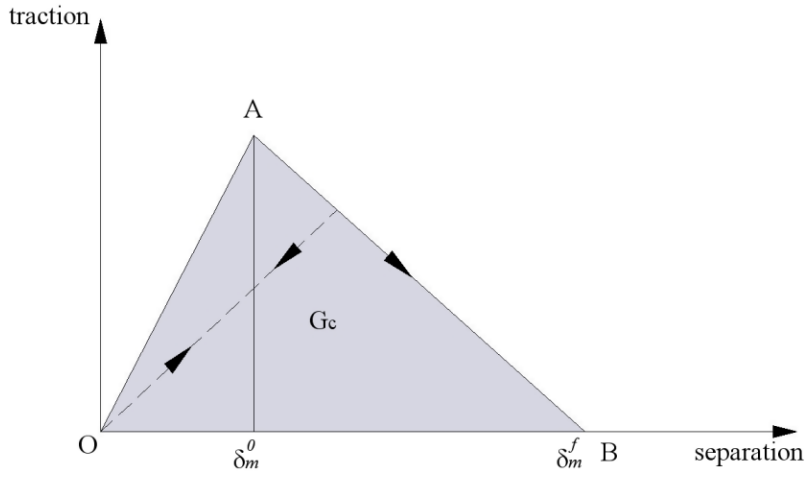


FIG. 5.4. *Évolution linéaire de l'endommagement [97]*

variable d'endommagement D entre l'initiation de l'endommagement et la rupture finale. Ceci est faisable soit en définissant une loi d'adoucissement linéaire ou exponentielle, soit en spécifiant D directement comme une fonction tabulaire du déplacement effectif relatif au déplacement effectif à l'initiation de l'endommagement. Dans le cas d'un endommagement linéaire, le déchargement après l'initiation de l'endommagement est toujours supposé avoir lieu linéairement vers l'origine du plan de traction-séparation comme montré dans la figure (5.4). Le rechargement suivant ce déchargement suit aussi le même trajet linéaire pour arriver à l'enveloppe d'adoucissement AB.

5.6.4 Évolution basée sur le déplacement effectif

Il convient de spécifier la quantité $\delta_m^f - \delta_m^o$ (qui correspond au déplacement effectif à la rupture totale relatif au déplacement effectif à l'initiation de l'endommagement) comme une fonction tabulaire du mode mixte, de la température et/ou d'autres variables de champ. En outre, on choisit le type de loi d'adoucissement linéaire ou exponentielle qui définit l'évolution détaillée (entre l'initiation et la rupture finale) de la variable d'endommagement D comme une fonction du déplacement effectif après l'initiation. Alternativement, au lieu d'utiliser un adoucissement linéaire ou exponentiel, on peut spécifier la variable d'endommagement D directement comme une fonction tabulaire du déplacement effectif après l'initiation de l'endommagement $\delta_m^f - \delta_m^o$.

5.6.4.1 Évolution linéaire

Pour l'évolution linéaire de l'endommagement, Abaqus utilise une évolution de la variable D qui se réduit selon l'expression de Camanho et Davila [45] :

$$D = \frac{\delta_m^f(\delta_m^{max} - \delta_m^o)}{\delta_m^{max}(\delta_m^f - \delta_m^o)}$$

Dans l'expression précédente, δ_m^{max} est la valeur maximale du déplacement effectif durant le chargement.

5.6.4.2 Évolution exponentielle

Pour un adoucissement exponentiel, l'équation de D sera :

$$D = 1 - \left\{ \frac{\delta_m^o}{\delta_m^{max}} \right\} \left\{ 1 - \frac{1 - \exp\left(-\alpha(\frac{\delta_m^{max} - \delta_m^o}{\delta_m^f - \delta_m^o})\right)}{1 - \exp(-\alpha)} \right\}$$

Dans l'expression ci-dessus, α est un paramètre non-dimensionnel du matériau qui définit la vitesse de l'évolution de l'endommagement.

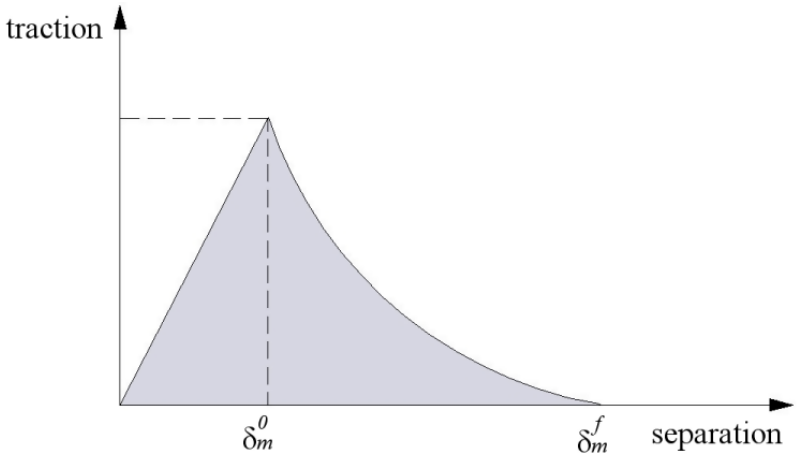


Fig. 5.5. *Évolution exponentielle de l'endommagement [97]*

5.6.5 Évolution basée sur l'énergie

L'évolution de l'endommagement peut être définie en se basant sur l'énergie dissipée résultant du processus d'endommagement appelé aussi énergie de fracturation. L'énergie de fracturation devient une propriété caractéristique du matériau et on choisit un comportement d'adoucissement (linéaire, exponentiel..).

Forme de loi puissance La dépendance de l'énergie de fracturation en mode mixte peut être définie en se basant sur un critère de fracturation en loi puissance. Ce critère indique qu'une rupture sous les conditions du mode mixte est gouvernée par une loi d'interaction de type puissance entre les énergies requises pour causer la rupture dans les modes individuels (un normal et deux de cisaillement) :

$$\left\{ \frac{G_n}{G_n^C} \right\}^\alpha + \left\{ \frac{G_s}{G_s^C} \right\}^\alpha + \left\{ \frac{G_t}{G_t^C} \right\}^\alpha = 1$$

avec G_C l'énergie de fracturation du mode mixte telle que $G^C = G_n + G_s + G_t$ lorsque la condition ci-dessus est satisfaite. G_n, G_s et G_t désignent les travaux des tractions et de leurs déplacements relatifs conjugués dans la direction normale, la première et la deuxième direction de cisaillement. G_n^C, G_s^C et G_t^C sont les énergies de fracturation critiques qui causent la rupture suivant la direction normale et les deux directions de cisaillement.

Forme de Benzeggagh-Kenane [28] Le critère de fracturation de Benzeggagh-Kenane [28] est particulièrement utile lorsque les énergies critiques de fracturation pendant la déformation selon la première et la deuxième direction de cisaillement sont identiques, c'est à dire $G_s^C = G_t^C$. Le critère est alors donné par :

$$G_n^C + (G_s^C - G_n^C)\left\{\frac{G_S}{G_T}\right\}^\eta = G^C$$

Avec $G_S = G_s + G_t$, $G_T = G_n + G_S$ et η un paramètre du matériau. Il faut spécifier G_n^C, G_s^C et η.

Évolution linéaire Pendant l'adoucissement linéaire, l'équation de réduction de la variable d'endommagement D est identique à celle du cas d'une évolution linéaire basée sur le déplacement effectif. Il s'agit de celle de Camanho et Davila [45] :

$$D = \frac{\delta_m^f(\delta_m^{max} - \delta_m^o)}{\delta_m^{max}(\delta_m^f - \delta_m^o)}$$

Avec $\delta_m^f = \frac{2G^C}{T_{eff}^o}$ et T_{eff}^o la traction effective à l'initiation de l'endommagement.

Évolution exponentielle Abaqus utilise une évolution de D de la forme :

$$D = \int_{\delta_m^o}^{\delta_m^f} \frac{T_{eff} d\delta}{G^C - G_o}$$

Dans l'expression ci-dessus, T_{eff} et δ correspondent à la traction effective et au déplacement, G_o est l'énergie élastique à l'initiation de l'endommagement. Dans ce cas, la traction peut ne pas décroître immédiatement après l'initiation de l'endommagement.

5.7 Modélisation du joint plan avec la méthode des zones cohésives

Afin de mieux comprendre l'analyse d'un joint collé par l'approche des zones cohésives, une application directe sur le joint plan de la figure (5.6) est présentée ci-dessous. Les résultats sur ce joint plan seront utilisés ultérieurement pour les confronter à ceux d'un joint courbe ayant les mêmes propriétés et la même longueur de recouvrement.

La colle est modélisée par un matériau cohésif de type traction-séparation. Une seule maille dans l'épaisseur de la colle est utilisée. La loi de traction-séparation utilisée est une loi triangulaire bilinéaire considérée comme adéquate pour la modélisation d'une colle élastique fragile. Le critère d'initiation de l'endommagement adopté est le critère de la contrainte nominale maximale décrit pour notre cas par l'équation :

$$\max\left\{\frac{\langle\sigma_{yy}\rangle}{\sigma_{yy}^o}, \frac{\tau_{xy}}{\tau_{xy}^o}\right\} = 1$$

Le calcul comporte deux composantes de contraintes : une normale σ_{yy} et une de cisaillement τ_{xy} et deux composantes de déformation : une dans l'épaisseur de la colle ε_{yy} et une autre de cisaillement γ_{xy}. L'évolution de l'endommagement linéaire est basée sur l'énergie.

Les propriétés des matériaux utilisés dans le modèle sont présentées dans le tableau (5.1). Les paramètres K_{nn} et K_{ss} de la couche de colle, étant celles de la matrice K_{Coh} définie auparavant, dans l'équation (5.2), reliant les contraintes aux déformations $\sigma = K_{Coh}.\epsilon$. On considère que $K_{nn} = E/t_a$, $K_{ss} = G/t_a$, $E = 3800MPa$ et $G = \frac{E}{2(1+\nu)} = 1461.5MPa$ étant les modules d'élasticité longitudinales et transversales de la colle supposé comme élastique fragile, et $t_a = 0.4mm$ l'épaisseur de la

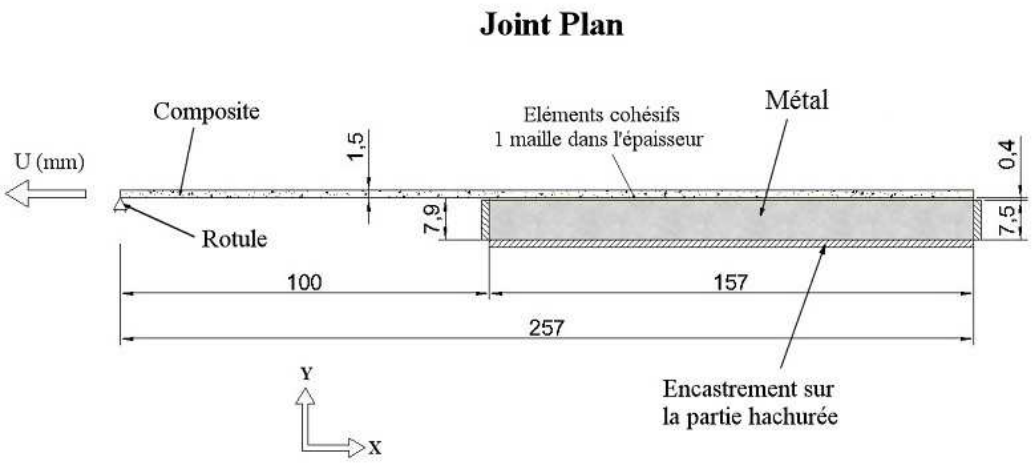


Fig. 5.6. *Le joint plan modélisé avec le logiciel Abaqus*

Tab. 5.1. *Les propriétés des matériaux utilisés dans la modélisation avec le logiciel Abaqus*

	Matériau	**Type**	**Rigidité E (MPa)**	ν
Fibres de carbone	Continu	Isotrope	120000	0,3
Métal	Continu	Isotrope	210000	0,3
Couche de colle	Cohésif	Traction-separation	$K_{nn} = 9500$, $K_{ss} = 3653.75$	-

colle, donc $K_{nn} = 9500MPa/mm$ et $K_{ss} = 3653.75MPa/mm$. Une première simulation a été faite afin de savoir s'il existe une différence dans la valeur des contraintes (arrachement et cisaillement) entre les deux faces supérieures et inférieures de la zone cohésive. Aucune différence n'a été détectée et dans toutes les modélisations qui vont suivre, les résultats seront analysés seulement sur une des deux faces de la couche cohésive.
Un premier calcul est effectué en imposant un déplacement $U_{max} = 1.5mm$ en extrémité du joint collé. Pour ce calcul, la contrainte normale limite est $\sigma_n = \sigma_{yy} = 50Mpa$ et la contrainte limite de

Tab. 5.2. *Les paramètres de la loi cohésive prise dans le calcul - joint plan*

	Contrainte maximale	**déplacement maximal**	**Énergie de fissuration**
Mode normale	$\sigma_n = \sigma_{yy} = 50MPa$	$\delta_n^f = 0.16mm$	$G_n^c = 4N/mm$
Mode tangentiel	$\tau_s = \tau_{xy} = 35Mpa$	$\delta_n^f = 0.23mm$	$G_s^c = 4N/mm$

cisaillement $\tau_s = \tau_{xy} = 35Mpa$. Il s'agit des contraintes seuil à partir desquelles l'endommagement aura lieu. On rappelle que la détermination des paramètres de la loi cohésive exige des calibrations délicates par des données expérimentales et des validations respectives. Dans notre calcul on suppose que l'énergie de fissuration dans les deux directions est $G_n^c = G_s^c = 4$, tableau (5.2).

5.7.1 Évolution de la contrainte de cisaillement pendant l'endommagement

La figure (5.7) correspond au développement de la contrainte de cisaillement et à son avancement le long de la zone de recouvrement (pour différentes valeurs de U jusqu'à U_{max}).
On constate que la contrainte de cisaillement au bord augmente au fur et à mesure de l'augmentation du déplacement U pour atteindre la valeur $\tau_{max} = 35Mpa$ qui correspond à l'initiation de

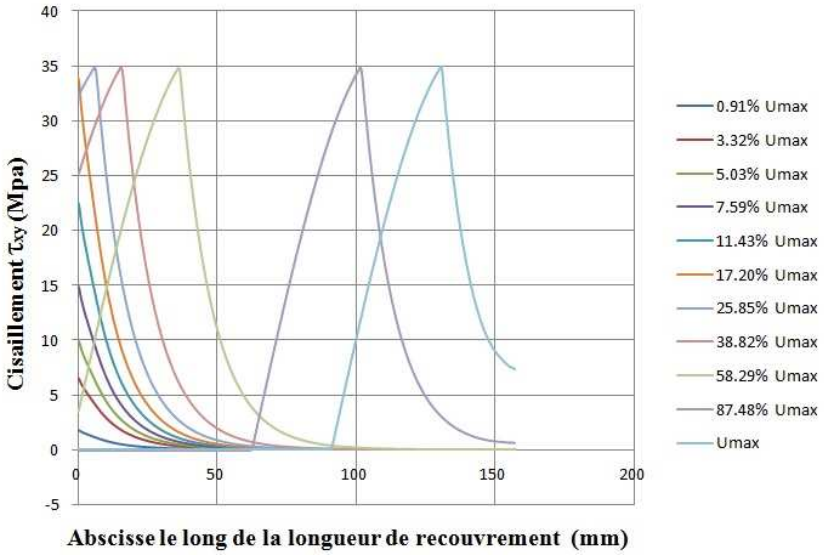


FIG. 5.7. *Évolution de la contrainte de cisaillement pendant l'application d'un déplacement imposé U allant de 0 à 1.5mm pour des contraintes limites $\sigma_{n,lim} = 50Mpa$ et $\tau_{s,lim} = 35Mpa$*

l'endommagement. La translation du profil de cisaillement vers la droite, traduit l'avancée de la fissuration au sein de la couche de colle.
L'effort de cisaillement T défini par $T = \int \tau_{xy} dx$ correspond à la surface entre la courbe de contrainte τ_{xy} et l'axe des abscisses. Au début et avant endommagement ($\tau_{xy} < \tau_{max}$), la contrainte de cisaillement au bord augmente au fur et à mesure de l'augmentation de la valeur du déplacement imposé. Bien évidemment, l'effort de cisaillement va à son tour augmenter, mais dès que τ_{xy} atteint la valeur τ_{max} (début de l'endommagement), la concentration au bord diminue, tandis que l'effort de cisaillement continue à augmenter jusqu'une valeur limite. Le maximum de la courbe commence à se déplacer vers l'intérieur de la colle. Une fois le cisaillement au bord s'annule (endommagement de la maille), la fissure se déclenche. On peut dire que tout de suite après l'initiation de l'endommagement, le joint peut supporter un effort tranchant complémentaire avant l'amorcement de la fissure. C'est logique du fait que ce qui contrôle l'amorcement de la fissure c'est la valeur de l'énergie de fissuration G_c, alors tant que l'énergie n'a pas atteint la valeur de G_c, le joint peut prendre d'effort tranchant même si τ a atteint sa valeur maximale, c'est la séparation qui augmente pendant ce temps jusqu'à la séparation finale et création de la fissure.

5.7.2 Évolution de la contrainte d'arrachement pendant l'endommagement

De manière identique, le profil de la contrainte d'arrachement pendant l'augmentation de la valeur du déplacement U de 0 jusqu'à U_{max} représenté en figure (5.8) A l'extrémité gauche de la longueur de recouvrement, la contrainte d'arrachement est négative correspondant à une compression. On observe ensuite un pic d'arrachement qui se décale et tend à diminuer au début de l'endommagement. La valeur de cette contrainte d'arrachement semble se stabiliser pendant la propagation de la fissure.

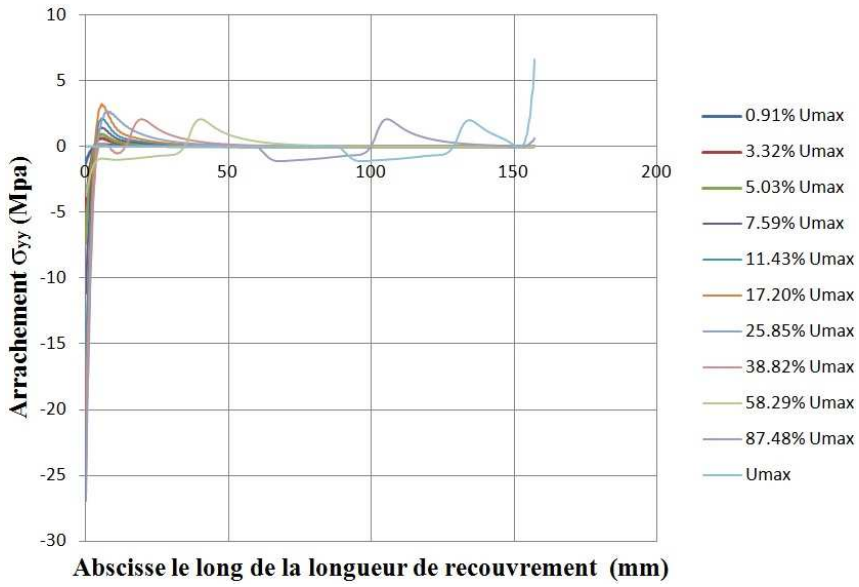


Fig. 5.8. *Évolution de la contrainte d'arrachement pendant l'application d'un déplacement imposé U allant de 0 à 1.5mm pour des contraintes limites $\sigma_{n,lim} = 50Mpa$ et $\tau_{s,lim} = 35Mpa$*

5.7.3 Étude de la longueur de fissure en fonction de G_c

Nous avons étudié la variation de la longueur de fissure en fonction du déplacement imposé et pour différentes valeurs d'énergie de fracturation G_c. La figure (5.9) montre la relation qui existe. Elle est presque linéaire et croissante à partir du moment où la fissure se déclenche.
Bien évidemment, plus la valeur de G_c augmente, plus la valeur de U qui initie la fissuration augmente. Pour une même valeur de déplacement, la longueur de la fissure augmente lorsque la valeur de G_c diminue.

Alors pour avancer la fissure sur toute la couche de colle du joint étudié ($L = 157mm$), un déplacement $U = 1.5mm$ et une énergie de fissuration $G_c = 3.566$ sont capable d'amorcer cette fissure. Cela nous indiquent que la courbe continue presque parallèlement à l'axe des abscisses du fait que pour $G_c = 3.75$ la longueur de fissure est de $99mm$. On peut alors dire qu'à partir d'une certaine longueur de fissure, la moindre diminution de l'énergie de fissuration peut induire une fissuration très grande. Or $G_c = \frac{1}{2}\tau_{max}.\delta_{max}$. Pour une séparation constante, la moindre diminution en contrainte peut causer le même phénomène.

5.7.4 Étude de la longueur de fissuration en fonction du cisaillement limite

D'après les résultats précédents, on peut remarquer que c'est la contrainte de cisaillement qui contrôle la fissuration dans notre joint étudié. En effet, la valeur d'arrachement déterminée est relativement faible par rapport à la contrainte limite.
En faisant varier la contrainte de cisaillement limite, pour une même valeur du déplacement et en conservant une valeur constante de l'énergie de fissuration G_c, on peut étudier la variation de la contrainte de cisaillement le long de la longueur de recouvrement sur la figure (5.10).
Plus on augmente la valeur limite τ_{max} plus la longueur de transfert est faible(zone sur laquelle des contraintes de cisaillement sont relevées.

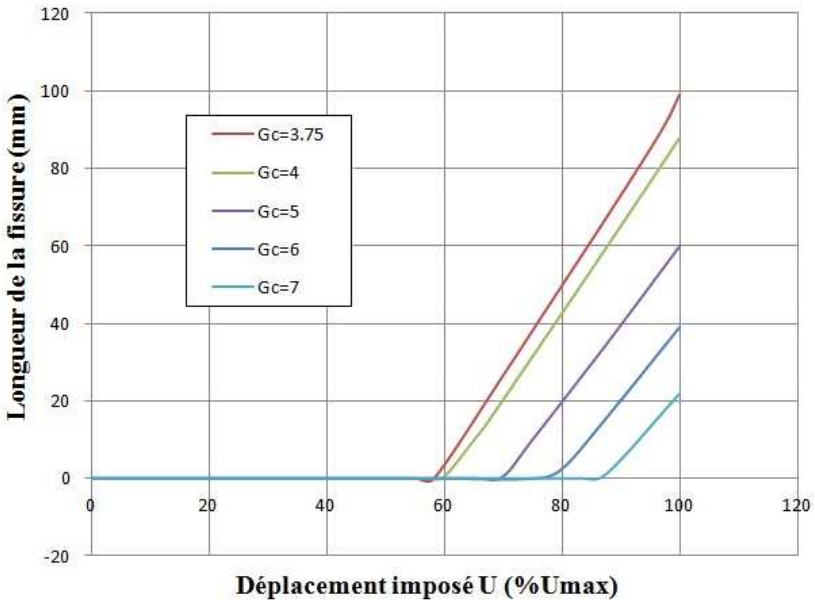


FIG. 5.9. *Évolution de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé, pour différentes valeurs d'énergie de fissuration G_c*

La figure (5.11) correspond à la relation entre la longueur de fissuration et τ_{max}. On obtient une courbe parabolique croissante. Alors, on peut dire que pour des adhésifs ayant la même énergie de fracturation, augmenter beaucoup la contrainte limite de cisaillement de la colle ne sert pas à grande chose car il diminue faiblement la longueur de fissure.

5.7.5 Relation entre la contrainte d'arrachement et le cisaillement limite

On peut étudier la variation de la contrainte d'arrachement pour différentes valeurs de τ_{lim} sur la figure (5.12). On distingue trois zones sur les profils de contrainte d'arrachement : la première zone correspond à une compression à gauche, cette compression est faible en amplitude mais très étendue pour des faibles valeurs de τ_{lim} ; la seconde zone correspond à un arrachement positif, avec une valeur maximale qui augmente avec la contrainte limite de cisaillement ; la troisième partie correspond à une singularité numérique et ne peut être exploitée.

5.8 Modélisation du joint courbe avec la méthode des zones cohésives

Le joint courbe de géométrie détaillée sur la figure (5.13) a été modélisé sur Abaqus, en utilisant l'approche des zones cohésives. Comme pour le joint plan étudié auparavant, toute la couche de colle a été remplacée par des éléments cohésifs de type traction-séparation ayant une loi constitutive triangulaire (bilinéaire).

La longueur de recouvrement étant la même que celle du joint plan, un déplacement imposé $U = 1.5mm$ est appliqué au bout du composite. Les limites de contraintes et déplacements utilisées dans la modélisation sont données dans le tableau (5.3). En outre, le frottement entre le composite et le métal après endommagement, n'est pas pris en compte dans ce calcul.

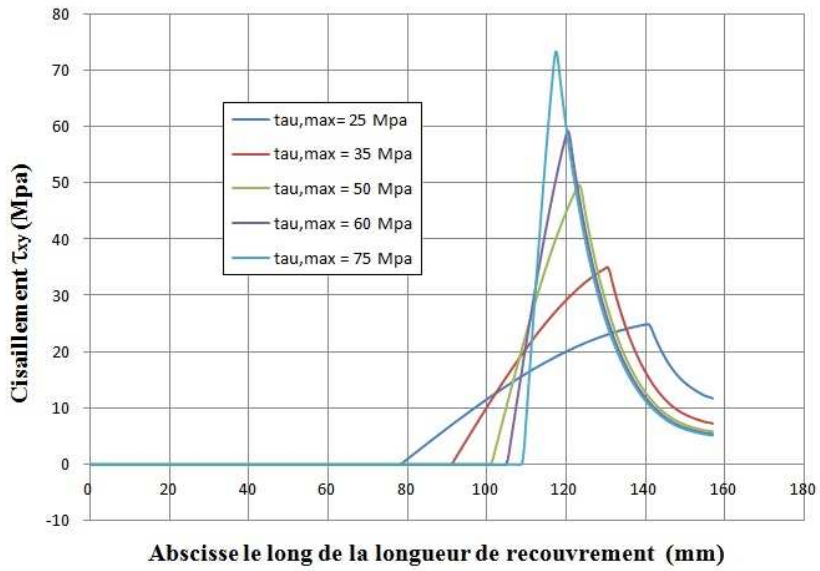


FIG. 5.10. *Profils de cisaillement pour différentes valeurs de τ_{lim} et pour une même énergie de fissuration $G_c = 4$ et un déplacement imposé $U = 1.5mm$*

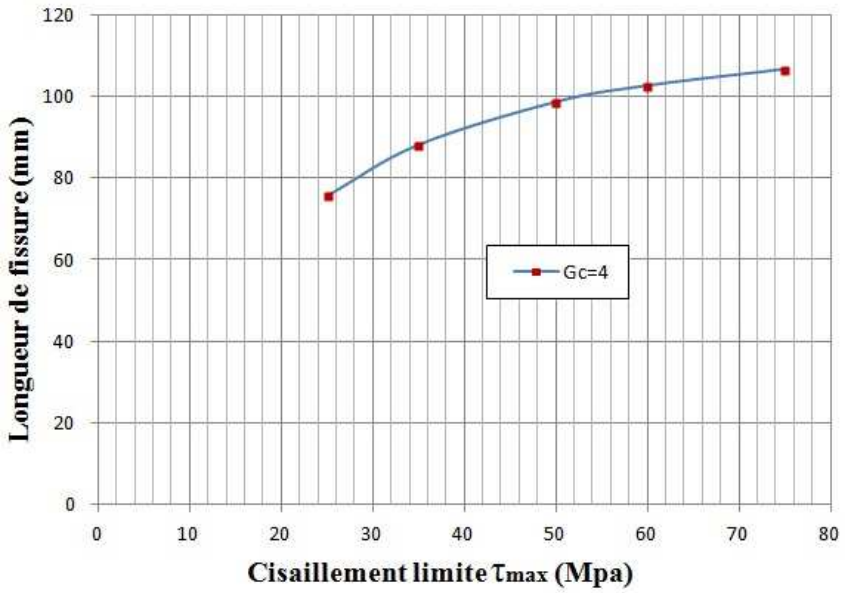


FIG. 5.11. *Relation entre la longueur de fissure et la contrainte limite de cisaillement pour une même énergie de fissuration*

TAB. 5.3. *Les paramètres de la loi cohésive prise dans le calcul - joint courbe*

	Contrainte maximale	**déplacement maximal**	**Énergie de fissuration**
Mode normale	$\sigma_n = \sigma_{yy} = 50MPa$	$\delta_n^f = 0.16mm$	$G_n^c = 4N/mm$
Mode tangentiel	$\tau_s = \tau_{xy} = 35Mpa$	$\delta_n^f = 0.23mm$	$G_s^c = 4N/mm$

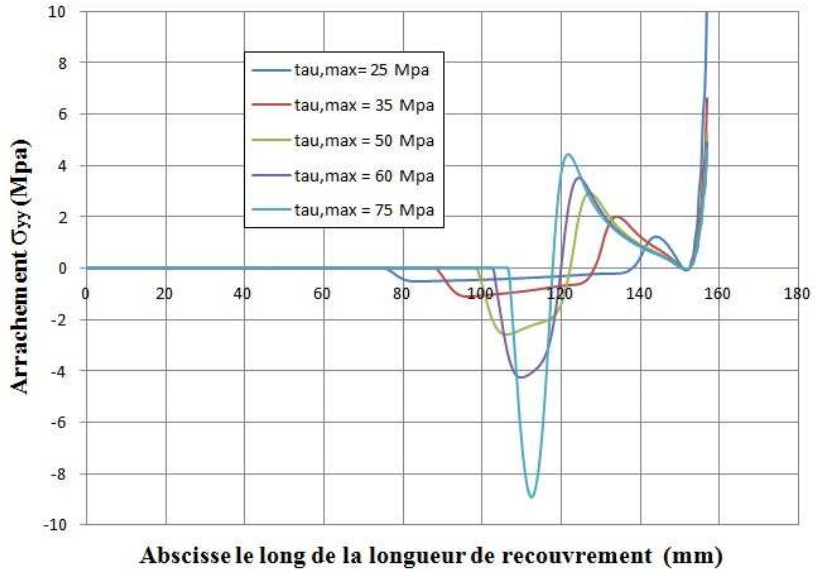


FIG. 5.12. *Profils d'arrachement pour différentes valeurs de τ_{lim} et pour une même énergie de fissuration $G_c = 4$ et un déplacement imposé $U = 1.5mm$*

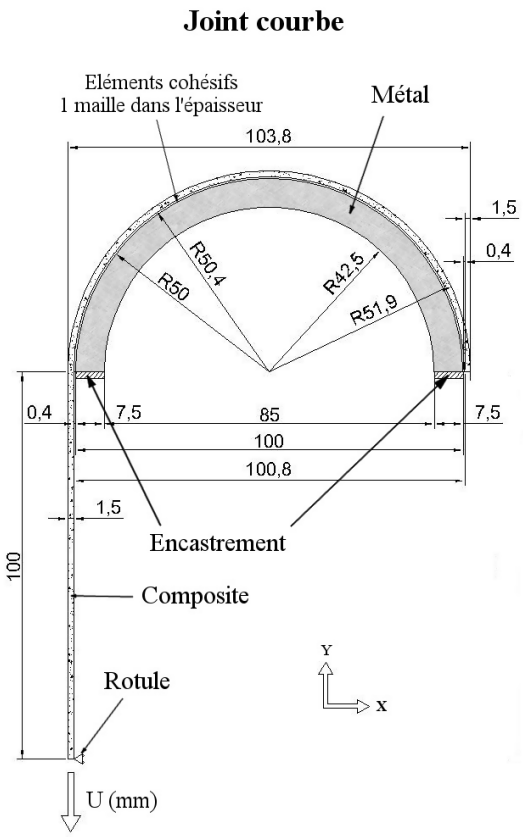
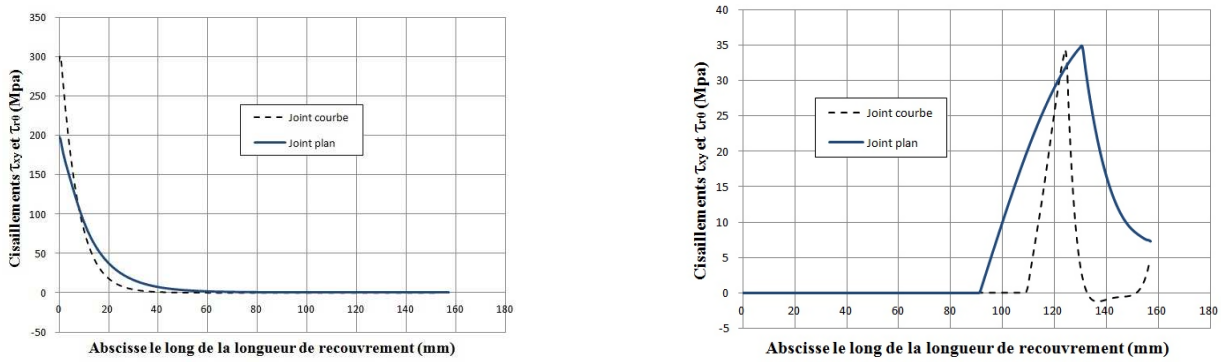


FIG. 5.13. *Le joint courbe modélisé avec le logiciel Abaqus*

5.8.1 La contrainte de cisaillement avec et sans endommagement avec l'approche des zones cohésives

Les résultats des contraintes de cisaillement sur les deux faces de la zone cohésive ont été comparés et se sont révélés être identiques. En revanche, la contrainte d'arrachement n'est pas la même sur ces deux faces. Les figures (5.14(a)) et (5.14(b)) correspondent aux profils de contrainte de cisaillement sans et avec endommagement pour les deux joints plan et courbe.



(a) Sans endommagement (b) Avec endommagement

FIG. 5.14. *les profils de cisaillement pour les deux joints plan et courbe avec l'approche des zones cohésives avec et sans l'endommagement*

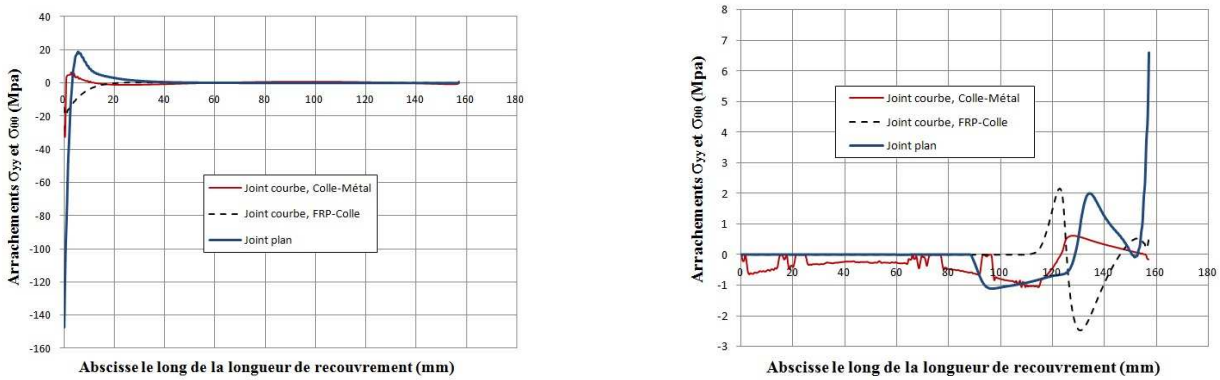
Il semble que sans endommagement, avec l'approche des zones cohésives, la concentration de contrainte de cisaillement au bord de la couche de colle pour le joint courbe soit 1.5 fois plus importante que celle du joint plan, ce qui n'était pas le cas dans la modélisation aux éléments finis ordinaire. Avec endommagement, on constate que la longueur de transfert est trois fois plus importante dans le cas du joint courbe.

5.8.2 La contrainte normale avec et sans endommagement avec l'approche des zones cohésives

Les contraintes normales (avec et sans endommagement) sont représentées en figure (5.15). Sans endommagement, cf.figure (5.15(a)), l'arrachement présente une compression en extrémité de joint supérieure dans le cas du joint plan. On constate également que la contrainte maximale de traction est plus importante dans le cas du joint plan (facteur 4). Pour le cas du joint courbe, les efforts de traction sont réduits et semblent localisés à l'interface colle-métal.
Avec endommagement, cf.figure (5.15(b)), l'influence du contact du composite avec le métal sur la zone fissurée (après endommagement de la colle) apparaît clairement sur la courbe à l'interface colle-métal du joint courbe (compression augmentée en valeur).

5.8.3 Étude de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé

En faisant varier le déplacement imposé U de 0 à $U_{max} = 1.5mm$, et pour différentes valeurs de l'énergie limite de fissuration G_c, on obtient les courbes sur la figure (5.16).



(a) Sans endommagement (b) Avec endommagement

FIG. 5.15. *les profils d'arrachement pour les deux joints plan et courbe avec l'approche des zones cohésives avec et sans endommagement*

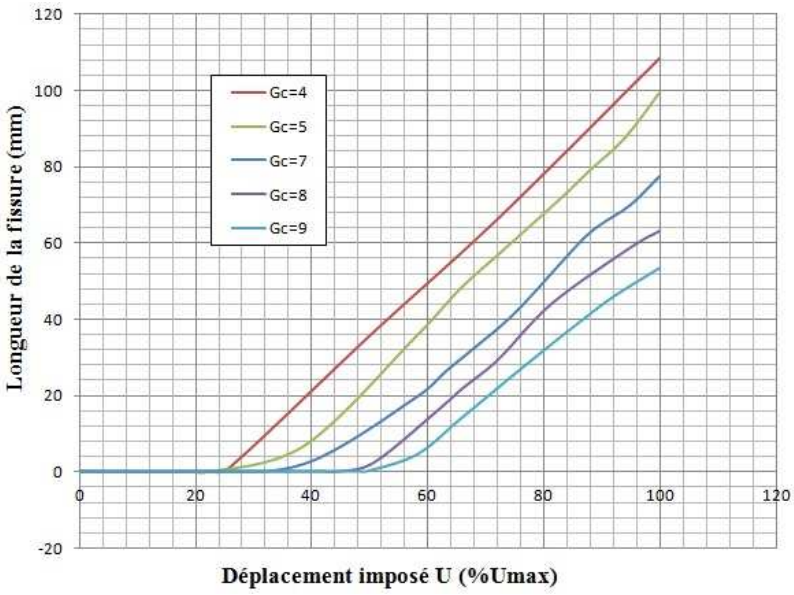


FIG. 5.16. *Variation de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé, pour différentes valeurs de l'énergie de fissuration pour un joint courbe sans frottement.*

En augmentant la valeur de G_c, la valeur du déplacement qui initie la fissure augmente. Pendant la fissuration, on remarque que les profils sont presque linéaires et parallèles, ce qui signifie qu'on a presque la même pente. Une même variation en déplacement peut donc faire évoluer une fissure de la même longueur quelle que soit l'énergie de fissuration. On compare le comportement des deux joints plan et courbe pour une même valeur d'énergie limite de fissuration, en fonction du déplacement imposé en figure (5.17). Deux cas du joint courbe ont été étudiés : un joint courbe sans frottement, et un joint courbe avec un coefficient de frottement $alpha = 1$.

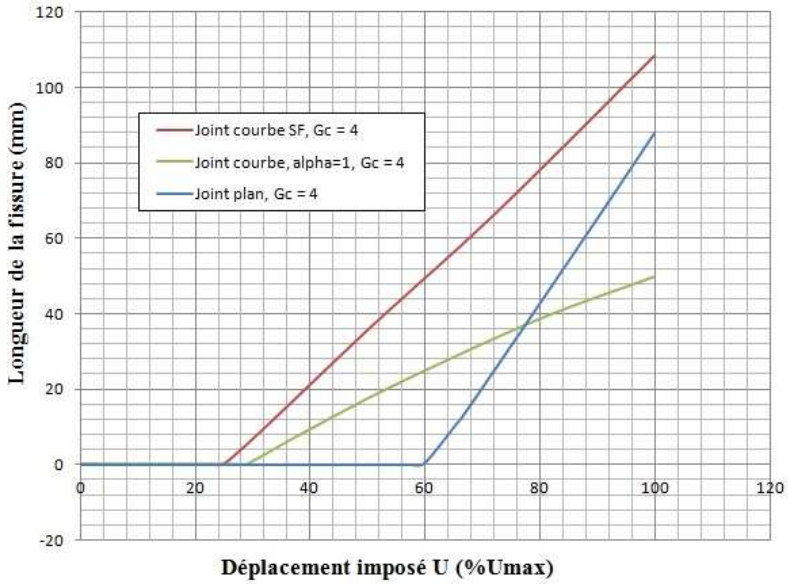


Fig. 5.17. *Comparaison de la variation de la longueur de fissuration en fonction du déplacement imposé, entre le joint plan et le joint courbe avec et sans frottement, pour une énergie limite de fissuration $G_c = 4$.*

On pourra noter que dans le cas de la modélisation de ce joint plan avec un coefficient de frottement, aucune variation de la longueur de fissure n'a été détectée. Ceci est du au fait que le décollement dans le cas du joint plan se fait sans contact entre le composite et le métal contrairement au cas du joint courbe.
Entre les deux cas étudiés de joints courbes (avec et sans frottement), la valeur du déplacement qui déclenche la fissure est un peu plus importante dans le cas de la prise en compte du frottement. On remarque également que la pente reliant la longueur de fissure au déplacement imposé est plus importante. Ceci montre qu'il est plus difficile de propager une fissure existante dans un joint courbe, d'autant plus lorsque le frottement post-fissuration est pris en compte.

5.8.4 Étude de la longueur de fissuration en fonction de l'énergie limite de fissuration

On étudie l'influence de la variation de l'énergie limite de fissuration G_c, sur la variation de la longueur de fissure pour le joint plan et le joint courbe pour différentes valeurs du coefficient de frottement en figure (5.18).

Toutes les courbes sont décroissantes, avec la pente de décroissance du cas du joint plan la plus importante. Pour les faibles valeurs de G_c, la longueur de fissure dans le cas du joint plan est plus importante. En revanche, pour les grandes valeurs de G_c, la longueur de la fissure dans le

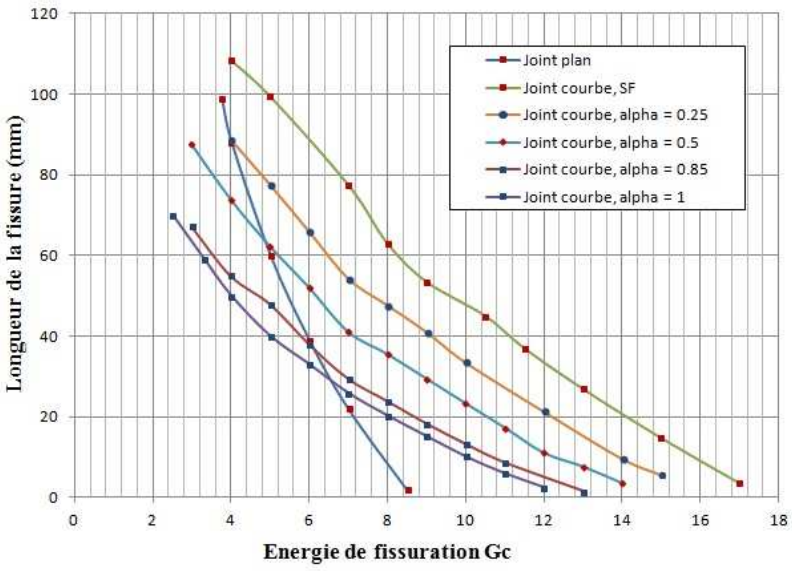


FIG. 5.18. *La longueur de fissuration en fonction de l'énergie limite de fissuration G_c, pour le joint plan et le joint courbe sans frottement pour différentes valeurs du coefficient de frottement et pour un déplacement imposé $U = 1.5mm$.*

cas du joint plan est plus faible. Mais, à ne pas oublier que pour une valeur définie de G_c, même si la longueur de fissure dans le cas plan est plus petite (comme dans notre figure par exemple), si on augmente le chargement ou la valeur du déplacement imposé, la longueur de fissure dans le cas plan va croître beaucoup plus vite que le joint courbe considérée plus stable vis à vis de la stabilisation de la croissance de fissure, comme montré dans le paragraphe précédent. Il faut noter aussi, que dans toutes ces modélisations, c'était en mode indépendant avec la contrainte de cisaillement qui a contrôlée l'endommagement, et comme déjà montrer, la modélisation avec les zones cohésives donne une concentration de la contrainte de cisaillement au bord de la colle dans le cas courbe beaucoup plus élevé par rapport à celle du joint plan (ce qui n'était pas le cas pour la modélisation avec éléments finis continus dans le chapitre 4 où les valeurs étaient presque égales). D'autre part, si on change les valeurs limites des contraintes normale et de cisaillement de façon à diminuer la contrainte normale limite (pour qu'elle contrôle l'endommagement) ceci rend les résultats plus favorable par rapport au joint courbe sachant que l'arrachement positif néfaste est beaucoup plus grand dans le cas du joint plan. Donc, dans toutes les cas, le joint courbe s'est avérée plus intéressant à cause de la contrainte de compression hors plan qui diminue son arrachement néfaste, et la stabilisation ou la diminution de l'avancement de fissure par rapport au joint plan.

5.9 Conclusions

L'approche des zones cohésives ou la modélisation par éléments cohésifs représente une bonne alternative pour étudier la problématique d'endommagement des joints collés au vu de la limitation des approches de modélisation classiques, comme par exemple la non validation de l'approche mécanique des milieux continus au niveau singularités, et la difficulté et complexité de détermination de la taille de la fissure et de sa position pour les approches relevant de la mécanique de la rupture.

L'étude par la CZM réalisée dans ce chapitre nous a permis d'établir les éléments suivants :

- Tout de suite après l'initiation de l'endommagement, le joint collé est capable de supporter un effort tranchant complémentaire avant l'amorcement de la fissure,
- La concentration de contrainte de cisaillement au bord de la couche de colle pour le joint courbe est de 1.5 fois plus importante que celle du joint plan, ce qui n'était pas le cas dans la modélisation aux éléments finis ordinaire,
- Pour le joint courbe, le frottement est bénéfique et permet de décroître la longueur de fissuration.

Certaines des conclusions préliminaires obtenues semblent incohérentes, notamment concernant la longueur d'ancrage. Des investigations additionnelles sur ce sujet sont donc nécessaires.

Les conclusions obtenues concernant l'initiation de l'endommagement permettent cependant de pouvoir s'intéresser à la problématique de la fatigue de l'assemblage. Celle-ci est abordée dans le chapitre suivant.

Chapitre 6

La fatigue des assemblages collés

CE CHAPITRE *est dédié à l'étude du comportement des joints collés sous un chargement en fatigue à amplitude constante.*

Contents

6.1 La fatigue des matériaux **147**
6.2 La durée de vie en fatigue **148**
6.3 Le spectre de fatigue **148**
6.4 La courbe de Wöhler **149**
6.5 Endommagement par fatigue **150**
6.6 Application aux joints collés **150**
6.7 Étude expérimentale **152**
6.7.1 Matériaux et éprouvettes 152
6.7.2 Dispositif d'essai 154
6.7.3 Essais avec de la colle DP460 154
6.7.4 Essais avec de la colle Sikadur 330 156
6.8 Essai de fatigue sur joint courbe **157**
6.8.1 Dispositif d'essai 157
6.8.2 Résultat de l'essai de fatigue sur joint courbe 158
6.9 Conclusions **159**

Ces vingt dernières années ont vu une augmentation croissante de l'utilisation de la technique du collage structural pour la réparation des structures et ce principalement dans le cas des ouvrages en béton via le collage de matériaux composites additionnels. On dénombre cependant beaucoup moins d'ouvrages métalliques réparés à l'aide de cette méthode bien qu'environ 40 à 50% des ponts existants (surtout ceux construits entre 1960 et 1975) ont besoin de réparation [71]. De nombreux ouvrages sont en effet sujets à un endommagement par fatigue dans les zones de concentrations de contrainte comme les régions soudées, boulonnées ou rivetées. Les techniques de réparation traditionnelles comme l'utilisation de plats métalliques fixés à l'élément structural endommagé par soudage ou boulonnage peuvent conduire à plusieurs désavantages [128]. Ces inconvénients peuvent être évités en utilisant le collage de matériaux composites collés à la structure [71]. La résistance à la fatigue de l'assemblage collé est donc une donnée importante pour le dimensionnement de la réparation dans ce cas et il convient de l'étudier.

6.1 La fatigue des matériaux

La fatigue est un processus qui sous l'action de contraintes ou de déformations variables dans le temps modifie les propriétés locales d'un matériau et peut entraîner la formation de fissures et éventuellement la rupture de la structure [2].
Le danger de la fatigue c'est que la rupture peut se produire pour des contraintes apparentes relativement faibles lorsqu'elles sont répétées un grand nombre de fois. Les étapes principales de la fatigue sont l'amorçage de fissures (si des défauts ne sont pas déjà présents dans le matériau), la propagation de fissures et la rupture finale. Le phénomène de fatigue est commun pour la majorité des matériaux et il a été estimé que 80% des ruptures rencontrées en ingénierie sont attribuées à la fatigue [99]. L'impact de ces ruptures est grand en terme économique et parfois humain (blessure et perte de vie).

La fatigue des fibres de carbones Une quantité importante de données se référant au comportement en fatigue des composites à fibre de carbone est disponible depuis maintenant 30 ans [3]. Pendant la majeure partie de cette période, les études se sont concentrées sur les matériaux utilisés dans l'aéronautique. Malgré la différence en qualité et en consistance entre les composites à fibre de carbone utilisés dans l'aéronautique et ceux utilisés en génie civil, quelques observations générales sur le comportement en fatigue des fibres de carbone peuvent être notées [3]. Des essais de fatigue en traction cyclique sinusoïdale ont été menés sur des matériaux composites à fibres de carbone unidirectionnelles avec approximativement 60% de fibres en fraction volumique pour les conditions suivantes :

- Une fréquence suffisamment basse pour ne pas causer d'auto-échauffement.
- Un environnement ambiant (laboratoire).
- Un ratio de contrainte (minimale sur maximale) de 0.1.
- Un chargement dans la direction des fibres.

Parmi tous les types des matériaux composites polymères à renfort fibre, les PRFC ou polymères à renfort fibres de carbone sont les moins sujets à la rupture par fatigue [3]. Une limite d'endurance de 60 à 70% de la résistance ultime en statique dans le cas des FRPC (fibres de verre) est classiquement adoptée.

6.2 La durée de vie en fatigue

La nature des produits ou composants mécaniques ainsi que la complexité des chargements qu'ils subissent, poussent les industriels à trouver un modèle de prédiction de vie simple à utiliser et d'une grande applicabilité pouvant traiter le plus de cas de charge possibles. La plupart des approches existantes s'appuient ainsi sur des méthodes de comptage de cycles [129]. On considère que la durée de vie totale en fatigue est N_t, telle que :

$$N_t = N_a + N_p$$

N_a étant le nombre de cycle nécessaire pour amorcer une fissure, et N_p le nombre de cycle nécessaire pour faire propager la fissure jusqu'à la rupture. Selon la durée de l'application du chargement produisant la rupture, la fatigue est respectivement qualifiée d'**« oligocyclique »** pour un petit nombre de cycles (moins de 50000 cycles), ou de **« polycyclique »** pour un grand nombre de cycles (au delà de 50000 cycles) [129]. En outre, la fatigue polycyclique se divise en deux domaines : l'**endurance limitée** où il s'agit d'un régime fini de durée de vie, et l'**endurance illimitée** où la structure peut subir un nombre de cycles presque infini [129]. Certains matériaux ayant une limite d'endurance inférieure à R_e, si la contrainte est inférieure à cette limite d'endurance, on n'observe jamais de rupture (dans un temps raisonnable). D'autres matériaux n'ont pas de limite d'endurance, et la rupture survient toujours au bout d'un nombre plus ou moins important de cycles même pour de faibles valeurs de contrainte, c'est notamment le cas des alliages d'aluminium [2]. A noter que pour la fatigue à grand nombre de cycles, les sollicitations sont telles que le matériau reste dans le domaine élastique. Tandis que pour la fatigue oligocyclique (à faible nombre de cycles), les contraintes sont suffisamment élevées pour engendrer des déformations plastiques.

6.3 Le spectre de fatigue

Bien que les spectres de fatigue vus par la plupart des structures sont plutôt complexes, il est souvent convenable dans les investigations de laboratoires de considérer la fatigue en terme de chargements sinusoïdaux comme montré en figure (6.1) où il s'agit d'un chargement à amplitude constante.

Dans le domaine des analyses de fatigue, les paramètres suivants permettent de décrire le spectre de fatigue :

- La contrainte maximale σ_{max},
- La contrainte minimale σ_{min},
- La contrainte moyenne $\sigma_m = \frac{\sigma_{max}+\sigma_{min}}{2}$,
- L'amplitude de contrainte $\sigma_a = \frac{\sigma_{max}-\sigma_{min}}{2}$
- L'étendue de contrainte est $\Delta\sigma = 2\sigma_a = \sigma_{max} - \sigma_{min}$,
- Le rapport de contrainte $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$.
- La fréquence $f = \frac{1}{cycle(sec)} Hz$,

Seulement deux paramètres de contrainte avec la fréquence sont requis pour caractériser un spectre à amplitude constante. Pour les essais de fatigue sur les métaux, l'essai à chargement alterné est commun, dans lequel la contrainte moyenne σ_m est nulle et le rapport de contrainte $R = -1$. En revanche, la majorité des assemblages collés est conçue pour des efforts de traction (ou cisaillement), et dans ce cas la contrainte moyenne σ_m est normalement positive et R est supérieure à zéro (typiquement 0.1 à 0.5). Néanmoins, le fait que ces échantillons soient toujours

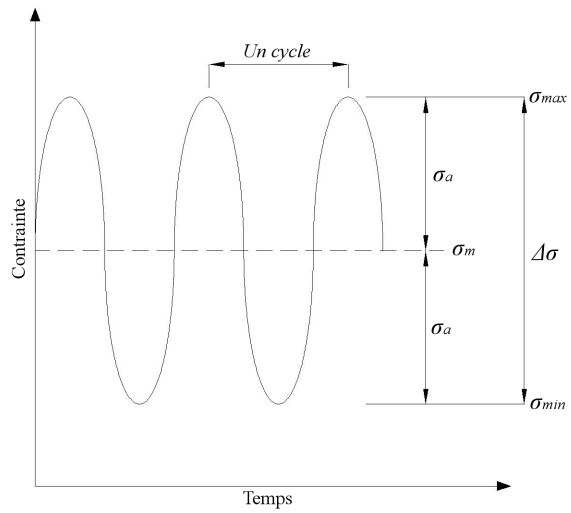


FIG. 6.1. *Les différents paramètres d'un chargement en fatigue*

sous contrainte positive va générer du fluage ce qui complexifie le phénomène de réponse en fatigue [4].

la limite d'endurance Elle correspond à la valeur de la contrainte en dessous de laquelle la pièce a une durée de vie quasiment illimitée en fatigue. La limite d'endurance peut être déterminée expérimentalement ou à l'aide de méthodes statistiques suivant la nature du matériau.

6.4 La courbe de Wöhler

La courbe de Wöhler est une représentation couramment utilisée en fatigue qui consiste à représenter la durée de vie N d'une pièce en fonction de l'amplitude de contrainte σ_a, pour une valeur de R donnée.

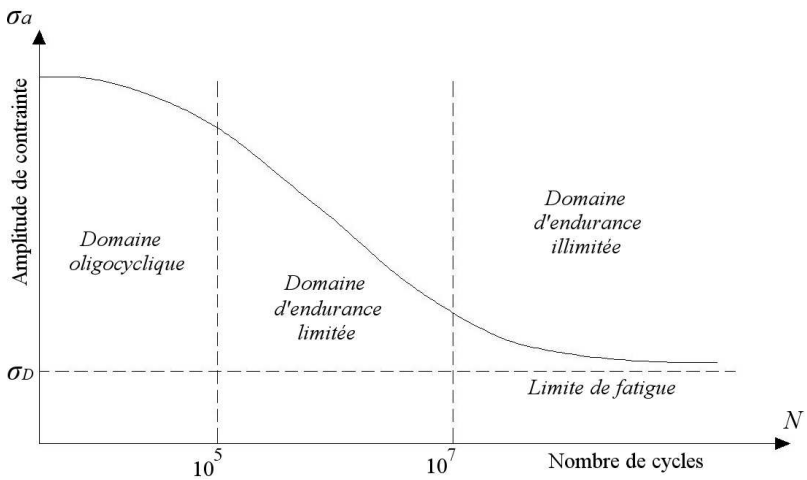


FIG. 6.2. *La courbe de Wöhler*

Sur la courbe de Wöhler (cf.figure (6.2)), on distingue normalement trois zones :

- Le domaine de fatigue oligocyclique qui a lieu lorsque l'amplitude de la contrainte appliquée est de l'ordre de grandeur de la limite d'élasticité. (fortes amplitudes, durée de vie faible, déformation plastique notable avant la rupture).
- Le domaine d'endurance limitée, domaine de la rupture pour un grand nombre de cycle (généralement entre 10^4 ou 10^5 et 10^6 ou 10^7).
- Le domaine d'endurance illimitée : Au-delà du nombre de cycles conventionnels choisi [2](typiquement 10^6 ou 10^7, voire 10^8), on considère que le système a une durée de vie infinie. La rupture aura alors lieu par un mécanisme autre que la fatigue (usure, corrosion, accident).

L'asymptote horizontale correspond à la limite de fatigue ou d'endurance σ_D.

6.5 Endommagement par fatigue

Les matériaux composites sont considérés comme peu sensibles à la fatigue. Ils présentent de très bonnes propriétés mécaniques mais ces propriétés peuvent rapidement se dégrader pour de faibles niveaux de chargement [175]. Ces dégradations sont causées par l'endommagement au sein des plis du stratifié.
L'endommagement par fatigue comprend alors trois périodes d'importances variables suivant la nature des matériaux et les sollicitations :

- Période d'amorçage.
- Période de propagation.
- Rupture brutale.

Les fissures de fatigue prennent naissance en divers endroits et à différents instants au cours du chargement initial. Les fissures les plus grandes prennent petit à petit le pas sur les autres, et finalement, une seule fissure se propage [108]. Les inclusions jouent un rôle important dans le mécanisme de naissance des fissures de fatigue. En effet, ces inclusions sont des sites de concentrations de contrainte, et par conséquent, les fissures peuvent prendre facilement naissance en surface à leur voisinage. Dans certains cas, la présence des inclusions provoque l'apparition des fissures au sein des matériaux et non pas à sa surface. Ce type d'endommagement est normalement observé dans la fatigue gigacyclique : à très faible niveau de sollicitation entraînant une rupture au bout d'un nombre de cycles de l'ordre du milliard.

6.6 Application aux joints collés

Pendant l'évaluation de l'état de service et de l'efficacité de la technique de renforcement par collage des composites, il faut prendre en compte les effets de fatigue sur le collage [71]. En effet, pour des chargements cycliques à long terme, le décollement peut avoir lieu dans les zones de concentrations de contrainte, et se propager le long de l'interface colle/composite. Cependant, l'étude de la fatigue des assemblages collés est plutôt compliqué du fait qu'on traite un système hétérogène dans lequel l'adhésif lui même est normalement un matériau composite [4]. Par conséquent, ce n'est pas surprenant que le niveau de compréhension de la fatigue des assemblages collés ne soit pas à ce jour aussi avancé que pour les métaux. Il n'existe en effet que très peu de travaux dans la littérature concernant la fatigue des joints collés composites à fibres de carbone / plats métalliques. Il n'existe en outre pas de courbe $S-N$ concernant ces assemblages dans les guides de conception pour caractériser ces joints collés.
La fatigue des assemblages collés est généralement divisé en deux phases : l'amorçage ou l'initiation

de la fissure, et la propagation. Pour les assemblages collés, la différenciation entre ces deux phases fait toujours débat [83].
Il a été préconisé que le chargement maximal en fatigue ne dépasse pas 30 à 40% du chargement ultime maximal en statique indépendamment du ratio de chargement R. Dans le cas des joints à double recouvrement Métal/CFRP, les fissures s'amorcent d'abord en mode I puis en mode II sous un chargement en fatigue [63] [92].

Effet des conditions de chargement : Ces conditions de chargement sont la contrainte moyenne et le ratio de chargement : Dans le cas où les essais de fatigue sont réalisés à une valeur de la contrainte moyenne σ_m constante non nulle, la durée de vie en fatigue ainsi que la limite d'endurance sont modifiées. On peut dire que :

- Une contrainte de traction diminue la durée de vie en fatigue.
- Une contrainte de compression l'augmente.

Une présentation détaillée des diagrammes qui permettent de représenter ce phénomène se trouve dans l'article du CETIM « Donnée technologiques sur la fatigue »[39].
L'effet de la contrainte moyenne sur les assemblages collés peut être étudié en menant des essais expérimentaux sur des éprouvettes à différentes valeurs de la contrainte moyenne et à amplitude de contraintes variable pour générer une famille de courbe $S - N$ [4].

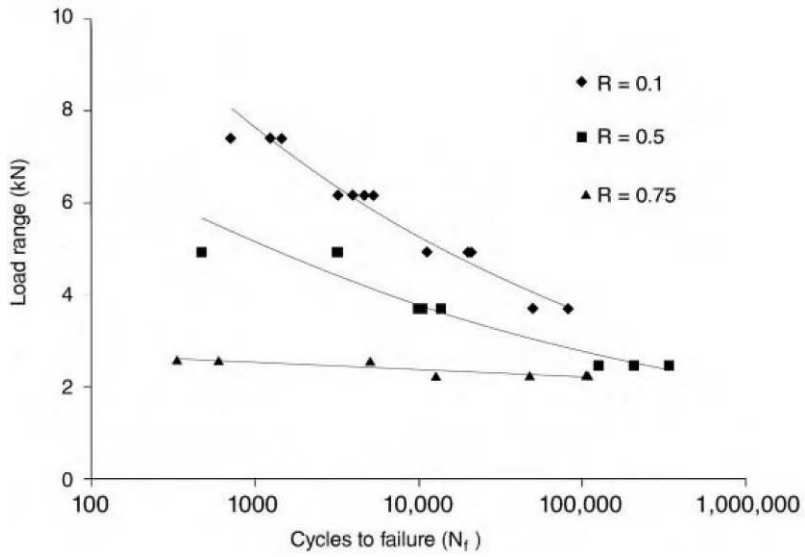


FIG. 6.3. *Effet du ratio R sur la courbe $S - N$ pour des joints collés métal-époxy [74]*

Le rôle du ratio de chargement (ou de contrainte) R sur la vitesse de propagation des fissures en fatigue a été largement étudié expérimentalement et analytiquement [38]. Presque tous les points de vue indiquent qu'une augmentation du ratio de chargement provoque une augmentation de la vitesse de propagation de fissure en fatigue pour une amplitude de contrainte cyclique donnée. Un exemple pour des joints collés métal-époxy est montré en figure (6.3).

Influence de la fréquence de sollicitation : Ceci dépend de la nature du matériau ainsi que d'autres paramètres telle que la température. Par exemple, dans le cas de l'acier et dans un domaine de fréquence restreint comme celui de la mécanique générale et des machines d'essais classiques

(5 à 100Hz), on considère qu'en l'absence d'échauffement ou de corrosion, la fréquence d'essai n'a aucune influence sur la limite d'endurance des aciers.

6.7 Étude expérimentale

Afin de mieux comprendre le comportement des joints collés en fatigue, une campagne d'essais a été réalisée : des éprouvettes de fatigue ont été préparées au laboratoire Navier à l'école des ponts, et ensuite testées à l'IFSTTAR à Nantes.

6.7.1 Matériaux et éprouvettes

Les éprouvettes consistent en des joints collés métal/CFRP à double recouvrement formés chacune de deux plaques métalliques ayant les dimensions suivantes :

- Longueur : 450mm
- Largeur : 50mm
- Epaisseur : 5mm

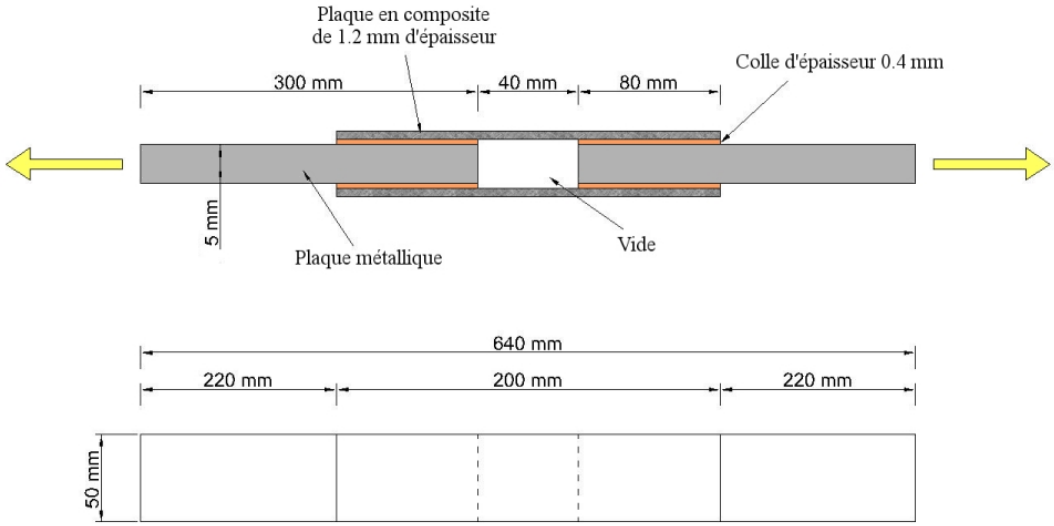


Fig. 6.4. *Géométrie des joints de fatigue métal/composite utilisés*

La longueur de recouvrement étant de 80mm, deux bandes de composites en carbone unidirectionnel d'épaisseur 1.2mm de largeur 50mm et de module d'Young 120 GPa ont ensuite été collées de part et d'autre, voir figure (6.4). Pour éviter l'excès de colle sur les bords internes des deux joints (dans les 4cm de vide), une cale en silicone a été placée avant le collage des bandes en carbone pour remplir le vide entre les deux plaques. Elle est ensuite enlevée après la polymérisation de l'adhésif. L'épaisseur de la colle étant de 0.4mm, elle est contrôlée par des fils de pêche de part et d'autre de la plaque Les éprouvettes sont ensuite fixées sur une table par des serres joints, comme le montre la figure (6.5), pendant la durée de polymérisation.

Deux résines différentes ont été utilisées, la résine *Sikadur*330 (comportement élastique fragile) et la DP 460 (comportement élastoplastique). Les propriétés de ces deux types de colles ont été

FIG. 6.5. *Polymérisation de la colle en présence des serres joints*

FIG. 6.6. *Les éprouvettes de fatigue prêtes à tester*

présentées au chapitre 3. 12 éprouvettes ont été réalisés avec la colle DP 460 et 6 éprouvettes avec la colle Sikadur 330.

6.7.2 Dispositif d'essai

La machine d'essai utilisée est une presse hydraulique de type Inströn et de capacité maximale en traction de $250kN$, (cf.figure 6.7). Les mors sont des mors coniques hydrauliques et la pression de serrage pendant les essais de fatigue est de 50 bars.

Fig. 6.7. *Machine Instron de capacité 250 kN*

6.7.3 Essais avec de la colle DP460

Les éprouvettes réalisées avec la colle DP 460 sont nommées DPi (i=1,...12). Pour pouvoir comparer la contrainte à la rupture en fatigue avec la contrainte ultime statique, les éprouvettes DP1, DP2 et DP3 ont été testées jusqu'à la rupture avec une vitesse d'essai de 2.5mm/min. Nous avons obtenu les résultats suivants :

- Force à la rupture statique $DP1 = 126kN$
- Force à la rupture statique $DP2 = 157kN$
- Force à la rupture statique $DP3 = 100kN$

Les autres éprouvettes ont été testées en fatigue. Le rapport de contrainte $R = \frac{P_{min}}{P_{max}}$ a été fixé à la valeur $R = 0.1$. Une fréquence de sollicitation de 7Hz a été choisie pour toutes les éprouvettes(sauf pour la DP4 qui a été testée à une fréquence de 5Hz). Les résultats des essais sont donnés dans le tableau (6.1).

FIG. 6.8. *La force appliquée sur les éprouvettes de DP460, pour R=0.1*

TAB. 6.1. *Résultats des essais de fatigue sur les éprouvettes collées avec de la DP460.*

Eprouvette	Fréquence	Fmin	Fmax	R	Delta,S	Cycles
DP1	Statique	-	-	-	-	-
DP2	Statique	-	-	-	-	-
DP3	Statique	-	-	-	-	-
DP4	5 Hz	9 kN	90 kN	0,1	324 MPa	24
DP5	7 Hz	5 kN	50 kN	0,1	220 MPa	44 500
DP6	7 Hz	3,8 kN	38 kN	0,1	136.8 MPa	902 492
DP7	7 Hz	3,15 kN	31,5 kN	0,1	113.4 MPa	2 216 921
DP8	7 Hz	4,5 kN	45 kN	0,1	162 MPa	227 607
DP9	7 Hz	3,9 kN	39 kN	0,1	140.4 MPa	1 814 126
DP10	7 Hz	3,9 kN	39 kN	0,1	140.4 MPa	566 007
DP11	7 Hz	3,3 kN	33 kN	0,1	118.8 MPa	11 122 000
DP12	7 Hz	3,3 kN	33 kN	0,1	118.8 MPa	820 989

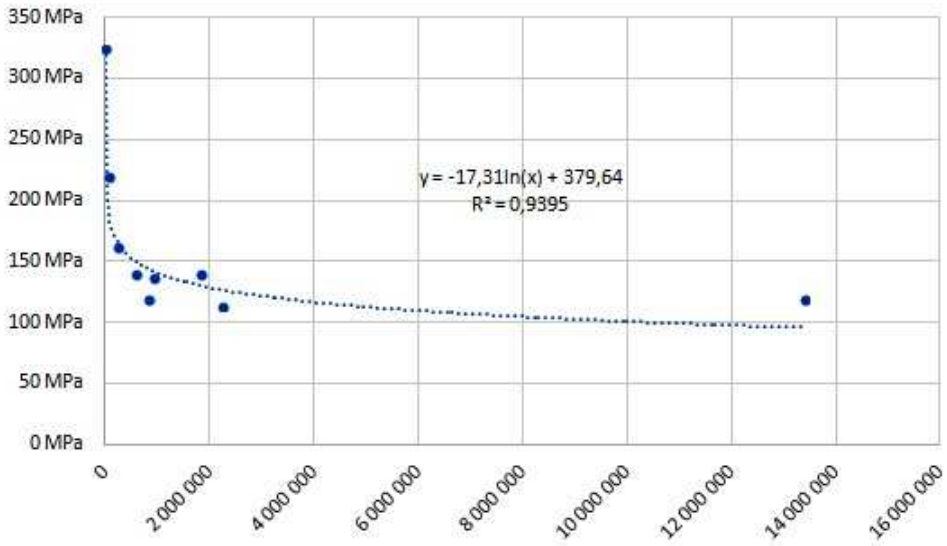


Fig. 6.9. *Courbe S-N pour les éprouvettes de DP*

6.7.4 Essais avec de la colle Sikadur 330

Six éprouvettes sont testées, la première nommée FS1 a été testée en statique. La rupture a eu lieu pour un effort de 94.5kN. Les autres, FS2 jusqu'à FS6 ont été testées en fatigue, à une fréquence de 7Hz et pour des amplitudes de forces différentes données dans la figure(6.10). Le tableau(6.2) récapitule les résultats. Le rapport $R = \frac{P_{min}}{P_{max}}$ est le même que précédemment R=0.1.

Fig. 6.10. *La force appliquée sur les éprouvettes de Sikadur330, pour R=0.1*

En comparant les résultats des essais de fatigue des joints plans pour les deux types de colle, on voit clairement sur la figure (6.11) que pour une même contrainte δ_S le nombre de cycles pour la colle DP 460 est considérablement plus élevé. Par ailleurs, l'allure asymptotique de la colle DP 460 sera en dessus de celle de la colle Sikadur 330, indiquant une plus grande limite d'endurance.

TAB. 6.2. *Résultats des essais de fatigue sur les éprouvettes collées avec de la Sikadur330 élastique fragile.*

Eprouvette	Fréquence	Fmin	Fmax	R	Delta,S	Cycles
FS1	Statique	-	-	-	-	-
FS2	7 Hz	6.6 kN	66 kN	0,1	237.6 MPa	x
FS3	7 Hz	3.8 kN	38 kN	0,1	136.8 MPa	x
FS4	7 Hz	3.8 kN	38 kN	0.1	136.8 MPa	71084
FS5	7 Hz	2,8 kN	28.5 kN	0,1	102.8 kN	1431592
FS6	7 Hz	3.3 kN	33 kN	0,1	118.8 kN	472244

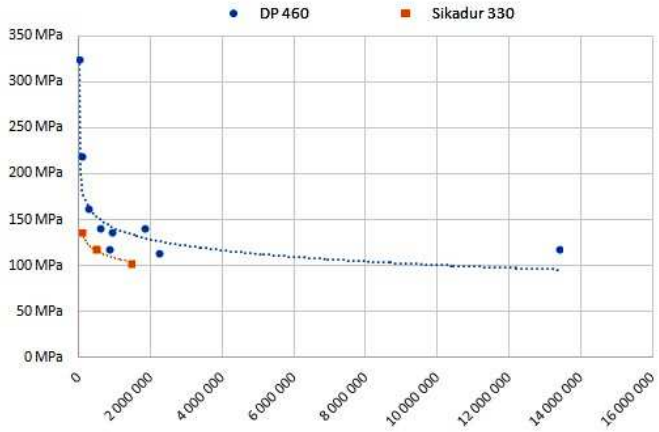


FIG. 6.11. *La résistance en fatigue des joints collés à double recouvrement pour les deux types de colle, DP 460 élastoplastique et Sikadur 330 élasituqe fragile, R=0.1*

6.8 Essai de fatigue sur joint courbe

En raison de contraintes de temps sur lesquelles nous reviendrons dans la suite du texte, nous n'avons réalisé qu'un seul essai de fatigue sur joint courbe. L'éprouvette est de dimensions et caractéristiques semblables à celles testées en statique et abordées dans le chapitre 4 et a été réalisée avec la colle DP460. Le but de cet essai était de pouvoir comparer l'efficacité en fatigue du joint courbe par rapport à celle du joint plan.

6.8.1 Dispositif d'essai

L'essai a été réalisé à l'aide d'une presse hydraulique MTS de traction-torsion de capacité 100kN-1600kN.m (voir figure(4.9). L'extrémité libre de l'éprouvette est fixée dans un mors auto-serrant solidaire du vérin de la presse, alors que le cylindre en acier est fixé au bâti de la machine au moyen du dispositif déjà utilisé pour les essais statiques. Une armoire de commande permet de régler les différents paramètres d'essais. L'acquisition des données d'essais en termes de force et nombre de cycles est réalisée à l'aide d'un programme développé à l'aide du langage de programmation LabVIEW permettant de stocker ces données dans des tableurs. Enfin, l'essai a été réalisé avec une fréquence de sollicitation de 5 Hz.

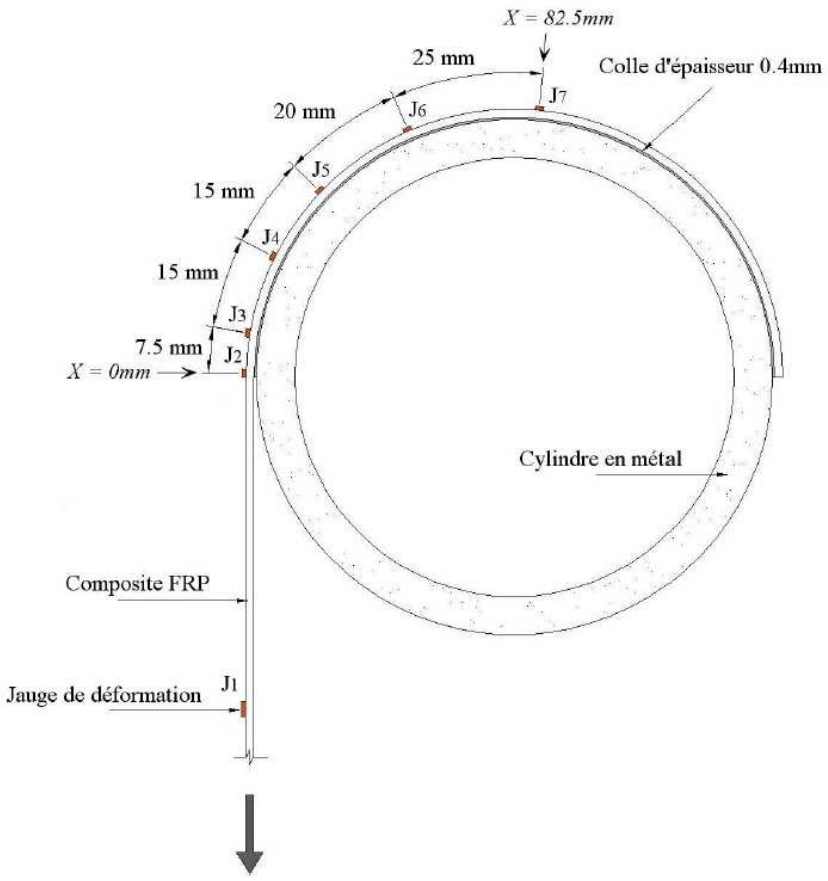


Fig. 6.12. *Schéma des éprouvettes testées avec jauges de déformation.*

6.8.2 Résultat de l'essai de fatigue sur joint courbe

Nous avons démarré l'essai avec des valeurs de forces minimales et maximales respectivement de 2.35kN et 23.5kN. Nous nous sommes alors rendu compte après environ 5,2 millions de cycles environ que nous devions augmenter l'amplitude de chargement, le joint ne présentant pas de signe de fatigue. Nous avons alors poursuivi l'essai de fatigue en appliquant une variation d'efforts comprise entre 3.25kN et 32.5kN tout en gardant le même rapport $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} = 0.1$.

L'éprouvette a rompu pour un nombre de cycle égal à 19,024,836 cycles. Nous sommes donc sortis du domaine de fatigue oligocyclique et l'essai a duré presque 2 mois en comptant les problèmes techniques rencontrés lors de son déroulement. Il n'était pas alors raisonnable de poursuivre une campagne d'essais dans le cadre de cette thèse mais ce seul résultat nous semble cependant très prometteur en ce qui concerne la durée de vie en fatigue des joints collés courbes. Nous pouvons en effet comparer cette durée de vie aux durées de vie obtenues pour les joints plans ce qui fait l'objet de la figure(6.13).

Même si la fréquence de l'essai de fatigue sur joint courbe (5 Hz) étant inférieure à celle des joints plans (7 Hz), mais déjà il semble qu'il existe un avantage pour le comportement du joint courbe en fatigue par rapport au joint plan. En outre, il a été montré que le comportement de joints collés à double recouvrement en fatigue n'est pas trop sensible à la fréquence de l'essai surtout lorsque celle-ci est entre 2 Hz et 10 Hz, ceci étant pour le cas d'un composite à fibre de verre [171] ; il reste alors à vérifier l'effet de la fréquence dans le cas d'un composite à fibre de verre, pour en

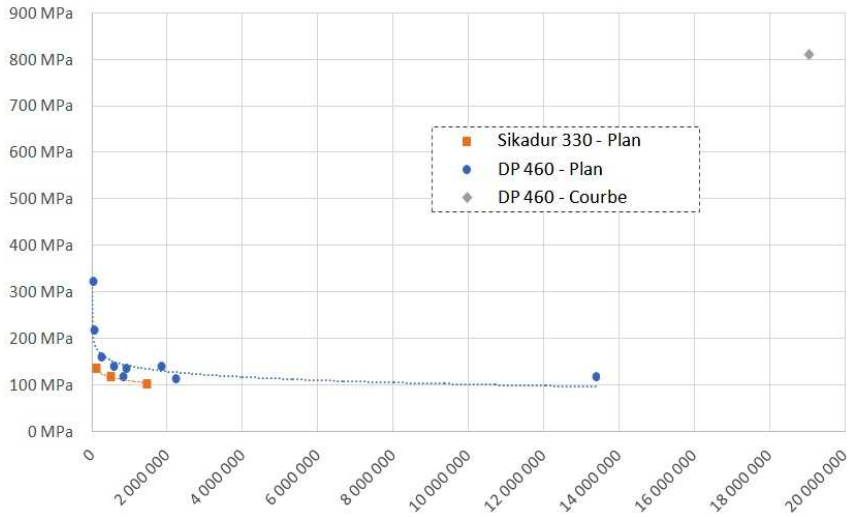


FIG. 6.13. *La résistance en fatigue des joints collés à double recouvrement et l'éprouvette courbe testé pour R=0.1*

pouvoir tirer des conclusions plus adéquate.

D'autre part nous avons constaté en cours d'essai un décollement progressif du plat composite. Ce décollement a pu être observé lors des arrêts programmés lors de cet essai en démontant l'éprouvette pour en faire un examen approfondi. Il serait alors intéressant de pouvoir monitorer ce décollement lors d'un prochain essai en instrumentant l'éprouvette avec des jauges ou une fibre optique afin de pouvoir corréler les déformations du composite avec ce décollement.

6.9 Conclusions

Nous avons tout d'abord mené des essais de fatigue sur des assemblages collés de géométrie plane et à double recouvrement réalisés avec les résines DP 460 (comportement élastoplastique) et Sikadur 330 (comportement élastique fragile). Pour une longueur de recouvrement de 80mm et un Ratio R=1, il semble que les éprouvettes réalisées à l'aide de la résine DP460 se comportent légèrement mieux que celles réalisées en résine Sikadur 330 au regard de la durée de vie en fatigue (figure(6.11)). Ceci est cohérent avec l'existence des pics de surcontrainte aux extrémités de la longueur de recouvrement et avec le fait qu'il y aura plastification dans ces zones pour la résine élastoplastique leur procurant ainsi une durée de vie supérieure car les temps d'initiation et de propagation seront plus longs. Nous constatons également que la limite d'endurance des joints joints plans à double recouvrement se situe à environ 20% de la capacité ultime des assemblages, ce qui est normalement souligné dans les guides de conception. Il reste à approfondir la compréhension de la fatigue des assemblages plans à double recouvrement, en faisant varier les différents paramètres tel que notamment le ratio de chargement par exemple.

En ce qui concerne le joint collé courbe en fatigue et comme déjà mentionné, une seule éprouvette a été testée et nous la prendrons comme une référence de base. Nous avons constaté que la durée de vie en fatigue de cette éprouvette réalisée avec une résine à comportement élastoplastique et un ratio de chargement R=0.1 est très supérieure à celle des assemblages plans collés réalisés avec une résine identique.

Cette piste est ouverte pour des futurs essais afin de caractériser le joint courbe collé en fatigue, aussi bien que d'approfondir la compréhension de son comportement mécanique et son adaptation à ce type de chargement. Il faut donc envisager d'autres essais de fatigue sur des joints collés courbes monitorés de façon à pouvoir lier le monitoring des déformations avec l'endommagement, l'initiation et la propagation de fissure.

Conclusions et Perspectives

Ce travail de thèse nous a permis d'approfondir la compréhension du transfert d'effort au sein des assemblages collés en présentant les différents paramètres mis en jeu dans l'optimisation du collage structural.

Nous avons présenté dans un premier temps la technique du collage structural, ses avantages ainsi que ses inconvénients, les différentes théories de l'adhésion, la classification des adhésifs selon leurs natures et leurs propriétés et caractéristiques. Nous avons ensuite abordé la préparation de surface et les différents traitements utilisés dans l'industrie ; cette phase ayant une influence non négligeable sur la résistance et la capacité des assemblages collés.

Le choix de l'adhésif en fonction de son utilisation doit être réalisé avec les fournisseurs qui connaissent bien le marché, ce dernier évoluant très vite dans le domaine du collage.

Il est important de noter que la thématique du collage et des assemblages collés s'accompagne de faiblesses et de contraintes qui doivent être étudiés et analysés dans le but de réduire leur impact autant que possible, et par conséquence d'optimiser le collage, et la performance de ces assemblages.

Nous avons ensuite exposé les différentes approches analytiques et modèles associés au collage afin de comprendre la distribution des contraintes au sein des assemblages collés et une variété de méthodes numériques a été également présentée.

Nous avons choisi le modèle de O.Volkersen pour étudier l'influence des paramètres ayant un impact direct sur la contrainte de cisaillement et le transfert d'effort dans le joint collé, tels que l'épaisseur et la rigidité de la couche de colle et des adhérents, le type d'adhésif, la géométrie du joint collé, etc... Il s'est avéré que l'augmentation de la rigidité de l'adhésif cause une augmentation de la contrainte de cisaillement maximale, celle-ci ayant un impact négatif sur la capacité de l'assemblage collé. En revanche, une augmentation de l'épaisseur de la couche de colle fait diminuer la contrainte de cisaillement maximale et donc augmenter la capacité du joint collé. Nous notons également qu'il existe une épaisseur de colle optimale, alors que la longueur d'ancrage se manifeste comme le facteur ayant le plus d'impact sur la résistance de l'assemblage collé.

Il existe différentes solutions pour l'optimisation du collage, tels que l'usinage des adhérents, l'utilisation des adhérents à propriétés mécaniques variables, et bien d'autres dont la géométrie du joint est un facteur important. Nous avons alors comparé trois géométries planes communes (joint à simple recouvrement, à double recouvrement, et joint biseauté) afin de souligner l'importance de la réflexion sur le choix de la géométrie de l'assemblage collé qui intervient pendant la phase de conception.

Des essais expérimentaux de traction sur des joints à double recouvrement composite/composite ont été réalisés avec les deux types de colle : une colle élastique fragile (Sikadur330) et une colle élastoplastique (DP460), et les résultats expérimentaux obtenus en terme de courbes contraintes de

cisaillement-déformation sont cohérents avec les résultats numériques obtenus à l'aide des calculs aux éléments finis.

L'introduction de la géométrie courbe dans les assemblages collés devrait être favorable vu qu'elle induit une compression naturelle augmentant la résistance théorique du joint collé. La confrontation avec le joint collé plan a été effectuée à l'aide d'une modélisation par éléments finis, en considérant là aussi les deux mêmes types de colle (élastique fragile et élastoplastique). Les résultats semblent confirmer que la géométrie courbe permet d'augmenter la capacité de l'assemblage collé.

Les assemblages collés courbes ont été très peu traités dans la littérature et nous utilisons alors le modèle analytique de S.Chataigner qui est exposé et détaillé. Il justifie l'hypothèse que la présence d'un rayon de courbure dans le joint collé est généralement avantageux. Ceci a été également démontré par Ascione et Marcusi dans leur modèle utilisant l'approche des zones cohésives [20].

Nous avons ensuite appliqué le modèle de S.Chataigner pour étudier la variation de la déformation orthoradiale en fonction de la force appliquée pour un joint courbe. Les résultats ont été confrontés avec une modélisation numérique à l'aide du logiciel aux éléments finis Abaqus, et aux résultats obtenus d'un essai expérimental sur un joint courbe pour lequel des jauges de déformation ont été collées sur toute la longueur de recouvrement.

Ceci nous a permis d'une part d'approfondir la compréhension du transfert d'effort dans le joint collé courbe, et d'autre part, de valider le modèle de S.Chataigner. Nous avons alors vérifié que ce modèle est mieux adapté pour une colle élastique fragile.

D'un point de vue expérimental, nous avons mené une campagne d'essais à la rupture de joints courbes en utilisant les deux types de colle déjà mentionnés. Nous n'avons pas trouvé de différences sensibles en termes de charge à la rupture pour les deux colles, un récapitulatif des résultats d'essais est présenté en tableau (6.3), en notant cependant que pour la colle DP460, trois éprouvettes (deux pour un angle de collage π, et une pour un angle $\pi/2$) ont dépassé la limite de 90kN de la machine de traction, cela veut dire que la contrainte moyenne pour le cas de la colle DP460 est un peu minoré.
Trois types de rupture ont été observés : une rupture cohésive dans les plats composite, une rupture cohésive dans la résine, une rupture mixte adhésive et cohésive. L'absence de rupture adhésive dans les éprouvettes est due au bon collage et plus particulièrement à la bonne préparation de surface ce qui met en évidence l'intérêt du sablage pour obtenir un état de surface uniforme. En revanche, nous remarquons que dans le cas de la DP460, le collage sur un angle de $\pi/2$ a diminué la capacité totale du joint, ce qui ne semble pas être le cas pour la colle Sikadur330. La plastification de la résine semble donc bien jouer un rôle sur la longueur de transfert mobilisable, ce qui a été déjà mentionné par Campilho [50].

TAB. 6.3. *Récapitulatif des résultats des essais expérimentaux sur joint courbe en terme de contrainte de rupture moyenne et écart type.*

COLLE	ANGLE	RUPTURE MOYENNE	ECART-TYPE
DP 460	π	1669 MPa	181 MPa
DP 460	$\pi/2$	1536 MPa	259 MPa
Sikadur 330	π	1626 MPa	161 MPa
Sikadur 330	$\pi/2$	1706 MPa	271 MPa

D'autre part, le recours à la modélisation de l'endommagement dans les deux géométries du joint, plan et courbe, avec l'approche des zones cohésives nous a permis d'approfondir le compor-

tement à la rupture de ces assemblages partant de l'initiation de la fissure à sa propagation, en fonction des différents paramètres mise en jeu. Nous avons trouvé que le cas du joint collé courbe, le frottement composite-métal est favorable, et permet de diminuer la longueur de fissuration en comparant avec le joint collé plan, ce qui se traduit par une stabilisation ou une diminution de l'avancement de la fissure. L'utilisation de l'approche des zones cohésives nous permet de montrer que la distribution de contraintes de cisaillement et d'arrachement reste toujours favorable pour le joint courbe par rapport au joint plan.

La CZM étant une solution bien adaptée à la modélisation sous mode mixte et pour différent conditions de simulations, même si son application a connu des défis comme par exemple comment assigner des valeurs de paramètre de loi cohésive fiables pour différents épaisseurs d'adhésif [44]. Il semble intéressant d'envisager de modéliser le couplage en mode I et II, et réfléchir sur le comportement du joint courbe, notamment le rôle de la contrainte de compression hors plan sous tels conditions.

Enfin, le joint courbe semble intéressant à cause de la contrainte de compression hors plan diminuant son arrachement, et la vitesse de propagation de la fissure d'autre part. Il parait intéressant de travailler sur la mise en œuvre de cette géométrie dans l'industrie et sa praticité que ce soit en terme de préparation ou bien en application telle que l'haubanage, etc...

La thématique de la fatigue est abordée dans le dernier chapitre dans lequel une campagne d'essais de fatigue a tout d'abord été menée sur des joints collés plans réalisés avec les deux types de colle utilisés précédemment à savoir la colle Sikadur330 et la colle DP460. Ces essais ont été menés pour une longueur de recouvrement de 80mm et un Ratio R=0.1 et montrent que les joints utilisant la colle élastoplastique possèdent une durée de vie légèrement plus importante que les joints réalisés avec la colle élastique fragile. Ce résultat est cohérent avec le fait que les joints réalisés avec la colle élastique fragile présentent des pics de sur-contrainte au niveau des extrémités de la longueur de recouvrement, pics atténués par plastification dans le cadre de la colle élastoplastique procurant ainsi une meilleure résistance aux assemblages collés réalisés avec ce type de colle. Il faut cependant envisager d'autres essais en faisant par exemple varier le rapport de contrainte R pour confirmer ce résultat. Il serait d'autre part intéressant de réfléchir à d'autres types d'adhésif, ou bien à la formulation de l'adhésif lui-même. En effet, l'utilisation de nano-fibres de carbone(CNF) dans une colle époxy s'est avérée efficace pour l'amélioration de la résistance en fatigue des assemblages collés. Par ailleurs, l'ajout de CNF à la couche adhésive peut former des réseaux conducteurs qui permettent la détection précise et surveillance quantitative des fissures de fatigue à l'aide d'une technique de résistance électrique [140].

Nous constatons également que la limite d'endurance est à 30% de la capacité ultime des assemblages, ce qui est normalement adopté dans les guides de conception. Il reste alors à approfondir la compréhension de la fatigue des assemblages plans à double recouvrement qui donneront lieu à la réalisation d'essais de fatigue pour lesquels il faudra faire varier différents paramètres tels que le ratio de chargement.

L'étude de la résistance en fatigue des joints collés courbes s'est restreinte en raison de contraintes de temps à la réalisation d'un unique essai de fatigue. Néanmoins, cet essai réalisé pour une colle élastoplastique et un ratio de chargement R=0.1 a montré que la géométrie courbe permet d'augmenter considérablement la durée de vie d'un joint collé.

Les mécanismes de fatigue et la complexité du phénomène de fissuration des assemblages collés, montrent qu'il faut non seulement s'intéresser à la possibilité d'amorçage de fissures, mais aussi évaluer leur propagation éventuelle, et prévoir l'évolution du front de fissure [142]. Ceci pour

s'assurer que les fissures n'atteignent pas la longueur critique entraînant par la suite la rupture brutale de la pièce. Pour cela, des travaux de caractérisation sur la vitesse de propagation d'une fissure de fatigue s'avèrent nécessaires.

Il serait intéressant d'exploiter la propagation de la fissure à l'aide des technologie d'instrumentation alternative. A titre d'exemple, la OBR ou « Optical Backscatter Reflectometry » utilisé par Bernasconi [29] pour étudier l'évolution de la fissuration dans des joints collés à simple recouvrement permet de mesurer avec précision le profil de déformation dans la longueur de recouvrement, tout en trouvant une corrélation entre les pics de déformations et le fond de la fissure. D'autres méthodes de mesure et de contrôle telles que la thermographie infrarouge peuvent aussi être sujet d'adaptation sur le joint collé courbe. Cette technique permet en effet de quantifier l'énergie dissipée lors de la propagation d'une fissure et de remonter au taux de restitution d'énergie critique.

Il a été vérifié qu'une augmentation de la température ou l'absorption d'une faible quantité d'eau impacte de façon importante la performance des assemblages, ceci étant lié à une réduction de l'écart entre la température d'essai et la température Tg de la colle [117]. Il semble alors intéressant d'approfondir la compréhension de la durabilité environnementale des assemblages collés. En effet, ces assemblages sont considérés comme des systèmes complexes vulnérables à l'endommagement et à la fissuration favorisant leurs interfaces. La température et l'humidité font d'autre part partie des principaux facteurs d'endommagement des interfaces collés [167], et, la conception doit tenir compte de l'effet des efforts provenant des conditions environnementales très variées sur la capacité de l'assemblage.

Il est donc essentiel d'aborder le vieillissement des assemblages collés en milieu humide, ou vieillissement hygrothermique, en mettant toujours l'accent sur le fait que la pénétration d'eau dans un assemblage collé est très néfaste pour celui ci, et induit son vieillissement. D'une part, l'eau qui pénètre dans le joint par son épaisseur génère une chute globale des propriétés mécaniques du joint. D'autre part, la zone interfaciale entre le polymère et le substrat sera sujet à un endommagement localisé, là où existent initialement des liaisons physiques et éventuellement.

Il faut alors envisager des essais de caractérisation ou de vieillissement en milieu humide avec des variations de température, afin de mieux connaître la limitation de l'utilisation de cette technologie vis-à-vis de la durabilité des joints afin de pouvoir quantifier l'influence des facteurs responsables du vieillissement et de l'endommagement des assemblages et donc, de la diminution de la résistance mécanique, de la perte d'adhérence, voire de la rupture du joint. Il faut aussi élargir l'étude et penser à des résines spécifiques qui jouent un rôle important dans la durabilité de l'adhésif, et pouvant absorber partiellement l'humidité de surface, pour servir finalement à améliorer la qualité de l'adhésion.

En outre, la question sur le futur des assemblages collés se pose toujours, en particulier dans le domaine du génie civil là où les structures sont rarement reproduites, contrairement au domaine industriel (avions ou automobiles) sujet à une forte demande de production en masse. De plus, les structures de génie civil sont généralement conçues pour des durées de vie importantes, ce qui remet en question la problématique de longue durée de vie des assemblages collés. Il est cependant vrai que les composites sont de plus en plus utilisés dans la réparation des structures de génie civil, ou des dalles mixtes béton-composite, mais il n'en demeure pas moins que la question se pose toujours quant à leur rôle dans les structures et ouvrages tels que les ponts, l'haubanage, etc...

Une autre question concerne la rentabilité de cette technologie par rapport aux matériaux classiques de génie civil. Nous notons qu'avant les années 2000, la majorité des réalisations utilisant les matériaux composites a concerné des passerelles piétonnes. Ensuite, le plastique renforcé de

fibres de verre a montré qu'il pouvait faire partie des matériaux usuels pour les ponts traditionnels, comme par exemple pour le pont de West Mill dans l'Oxfordshire en Grande Bretagne, en ayant comme atout principal le fait de permettre une réduction de la durée du chantier en raison d'une plus grande facilité de mise en œuvre (structure préfabriquée).

La technologie du collage des composites est elle alors destinée à remplacer l'acier des haubans de ponts suspendus ? Il n'y a rien qui s'y oppose sur le plan technique, du fait que les matériaux composites sont parfaitement adaptés à la configuration de ce type d'ouvrages [206]. Possédant une forte résistance à la rupture et à la fatigue, sans risques de déformation, les câbles composites sont, de plus, insensibles à la corrosion. Leur légèreté, enfin, constitue un avantage évident par rapport à l'acier. En 1977, Le pont de Kurushima au Japon a été réalisé avec des câbles composites de plus de 500 mètres de long. Cette technique a été ensuite adoptée pour le haubanage complet d'une trentaine de ponts suspendus. Les études déjà menées sur les assemblages collés ont été rarement réalisées en présence d'un environnement marin.

D'ici, et en parallèle à la problématique de la durabilité des assemblages collés, une autre problématique s'impose qui concerne l'élaboration d'outils d'instrumentation des joints collés utilisés dans les ponts à haubans, du fait que les haubans ont besoin d'être monitorés par la mise en place de systèmes de mesure interrogeables à distance en permanence et de prendre en considération les points suivants [94] :

- Les accès nécessaires à l'inspection des ancrages
- La maintenance ou le remplacement des composants du hauban
- L'installation des outils de contrôle
- La mise place des procédés de surveillance et d'entretien des haubans

Cependant, si les joints collés sont censés être utilisés dans les ponts à haubans, il faut pouvoir les adapter pour couvrir toutes les contraintes auxquelles doivent répondre les câbles d'un pont haubané, notamment les charges d'exploitation induisant les variations de tension dans les haubans, les chargements de fatigue pouvant endommager la capacité de résistance des haubans, les agressions environnementales, car contrairement aux câbles de précontraintes, les haubans sont normalement exposés directement au vent, à la pluie, aux cycle de gel-dégel, etc... En outre, la conception des haubans doit permettre leur remplacement rapide et sans aucune sérieuse interruption de trafic, ceci constitue un défi pour l'assemblage collé, du fait de la complexité et la délicatesse du collage, par rapport à la préparation des surfaces par exemple, l'application de colle, le temps de prise, etc... Toutes les dispositions de protection devront garantir des possibilités d'inspection, de réglage et de maintenance, afin d'atteindre la durée de vie souhaitée ou de déterminer la nécessité d'un remplacement. L'effet néfaste de la température élevée sur les assemblages collés nous pousse aussi à réfléchir aux procédures à mettre en place en cas d'incendie à proximité d'un hauban fixé par collage composite acier pour éviter tout accident.

Comme déjà mentionné, le fait de prévoir des haubans remplaçables est conditionné par le mode d'accrochage du hauban à la structure [94]. En particulier, les assemblages des organes de protection dans la zone d'ancrage doivent être réversibles plutôt que permanents. Il y a là pour donc matière à réflexion pour la mise en application de ce type d'ancrage.

Il faut aussi penser soit à améliorer la composition chimique de l'adhésif, et sa caractérisation pour pouvoir résister à l'humidité et aux variations de températures avec le moindre risque de rupture, et donc alternativement à un revêtement métallique de type galvanisation, un revêtement protecteur par des matériaux nouveaux peut être employé, sous réserve de démontrer un niveau de performance équivalent à la galvanisation. Si l'efficacité de ces protections n'est pas avérée de façon durable, un revêtement métallique doit leur être préféré, ou alors il faudra prévoir une protection

du joint de colle au niveau de la longueur de recouvrement, ce qui peut redonner de la ductilité à l'assemblage si l'on fixe par exemple sur la longueur du joint collé une autre plaque métallique par boulonnage. Dans ce cas, l'extrémité de l'ancrage étant maintenue, la rupture sera de nature cohésive dans le composite. Ce dispositif pourrait être intégré lors de la conception initiale du haubanage.

Il faut en outre réfléchir à la mise en œuvre du joint collé dans les ponts à hauban, puisque l'ancrage est normalement réalisé sur les deux extrémités des haubans. De plus, les conditions de livraison et de stockages des joints collés doivent être bien étudiées pour éviter tout endommagement possible avant le montage des haubans.

Du point de vue de la sécurité, les haubans composites constituent le point le plus délicat du dimensionnement de la passerelle de Laroin. Leur rupture, si elle intervient, s'effectuera de façon brutale et inattendue puisque le composite de type fibres de carbone unidirectionnelles/résine ne bénéficie pas comme l'acier d'une réserve de ductilité. Il semble donc important d'évaluer la fiabilité mécanique de l'ouvrage tout en donnant la priorité aux éléments porteurs, soit les haubans en composite. Un bon exemple de l'étude la fiabilité mécanique de la passerlle de Laroin a été établie par Dehmous [90].

Finalement, les caractéristiques mécaniques des composites, ainsi que les qualités de la technologie de collage sont prometteurs, et semblent offrir de nouvelles et vastes perspectives. Cependant, le potentiel des composites est limité par la grande dispersion de leurs propriétés, notamment au niveau de leur résistance à la rupture [90]. La cause principale ayant comme origine le procédé de fabrication. Pour cela, le dimensionnement des structures composites doit être soumis à des coefficients de sécurité très sévères.

Bibliographie

[1] Tensile test methods. Internet address : `http://www.adhesivestoolkit.com/`.

[2] Wikipedia. Internet address : `http://www.wikipedia.org/`.

[3] ACI 440.2R-02. Guide for the design and construction of externally bonded frp systems for strengthening concrete structures.

[4] R.D. Adams, editor. *Adhesive bonding - Science, technologie and Applications.* Woodhead Publishing in Materials, 2010.

[5] R.D. Adams, S.H. Chambers, P.H.A. DelStrother, and N.A. Peppiatt. Rubber model for adhesive lap joints. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 8(1) :52–57, 1973.

[6] R.D. Adams, J. Comyn, and W.C. Wake. Structural adhesive joints in engineering. *Chapman & Hall*, 2nd ed., 1997.

[7] R.D. Adams and J.A. Harris. Strength prediction of bonded single lap joints by non-linear finite element methods. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 4(2) :65–78, 1984.

[8] R.D. Adams and V. Mallick. A method for the stress analysis of lap joints. *Journal of Adhesion*, 38 :199–217, 1992.

[9] R.D. Adams and N.A. Peppiatt. Effect of poisson's ratio strains in adherends on stresses of an idealized lap joint. *The journal of strain analysis for engineering design*, 8(2) :134–139, 1973.

[10] R.D. Adams and N.A. Peppiatt. Stress analysis of adhesive-bonded lap joints. *The journal of strain analysis for engineering design*, 9(3) :185–196, 1974.

[11] R.D. Adams and W.C. Wake. *Structural Adhesive Joints in Engineering.* Elsevier Applied Science, 1984.

[12] G. Alfano. On the influence of the shape of the interface law on the application of cohezive-zone models. *Composite Science and Technology*, 66 :723–730, 2006.

[13] S. Amijima and T. Fujii. A simple stress analysis method for adhesive bonded tapered joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 9(3) :155–160, 1989.

[14] T. Andersson and A. Biel. On the effective constitutive properties of a thin adhesive layer loaded in peel. *International Journal of Fracture*, 141 :227–246, 2006.

[15] R.H. Andruet, D.A. Dillard, and S.M. Holzer. Two- and three-dimensional geometrical non-linear finite elements for analysis of adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 21(1) :17–34, 2001.

[16] K.N. Anyfantis. *Analysis and Design of Composite-to-Metal Adhesively Bonded Joints.* PhD thesis, National Technical University of Athens, 2012.

[17] K.N. Anyfantis. Finite element predictions of composite-to-metal bonded joints with ductile adhesive materials. *Composite Structures*, 94 :2632–2639, 2012.

[18] M.K. Apalak and R. Gunes. Investigation of elastic stresses in an adhesively bonded single lap joint with functionnally graded adherends in tension. *Composite Structures*, 70 :444–467, 2005.

[19] M.K. Apalak and R. Gunes. Elastic flexural behaviour of an adhesively bonded single lap joint with functionally graded adherends. *Materials and Design*, 28 :1597–1617, 2007.

[20] F. Ascione and G. Mancusi. Curve adhesive joints. *Composite Structures*, 94 :2657–2664, 2012.

[21] I. Ashcroft. *Fatigue Load Conditions, Handbook of Adhesion Technology.* Springer, Heidelberg, 2011.

[22] S. Aydin, M.Y. Solmaz, and A. Turgut. The effects of adhesive thickness, surface roughness and overlap distance on joint strength in prismatic plug-in joints attached with adhesive. *International Journal of the Physical Sciences*, 7(17) :2580–2586, 2012.

[23] G.I. Barenblatt. The formation of equilibrium cracks during brittle fractures. general ideas and hypothesis. axisymmetrical crakcs. *Journal of Applied Mathematics*, 23(7) :622–636, 1959.

[24] G.I. Barenblatt. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. *Journal of Advanced Applied Mechanics*, 7(7) :55–129, 1962.

[25] W.D. Bascom, R.L. Cottington, and Timmons C.O. Fracture reliability of structural adhesives. *Journal of applied polymer science. Applied polymer symposium.*, 32 :165–188, 1977.

[26] G. Belingardi, L. Goglio, and A. Tarditi. Investigating the effect of spew and chamfer size on the stresses in metal/plastics adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 22 :273–282, 2002.

[27] K. Benzarti, S. Chataigner, M. Quiertant, C. Marty, and C. Aubagnac. Accelerated ageing behaviour of the adhesive bond between concrete specimens and cfrp overlays. *Construction and building materials*, 25 :523–538, 2011.

[28] 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 :439–449, 1996.

[29] A. Bernasconi, M. Carboni, L. Cornolli, R. Galeazzi, A. Gianneo, and M. Kharshiduzzaman. Fatigue crack growth monitoring in composite bonded lap joints by a distributed fibre optic sensing system and comparison with ultrasonic testing. *The Journal of Adhesion*, 92 :739–757, 2016.

[30] J. Bertho. *Vieillissement hygrothermique d'un assemblage acier galvanisé / adhésif époxy : évolution de la tenue mécanique en fonction de l'état physico-chimique de l'adhésif.* PhD thesis, École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers, 2011.

[31] J. Bertolini. *Contribution à l'analyse expérimentale et théorique des ruptures de structures composites en post-flambement par décollement de raidisseurs.* PhD thesis, Université Toulouse III - Paul Sabatier, 2008.

[32] J.J. Bikerman. *The Science of Adhesive Joints.* 1961.

[33] B.R.K. Blackman, A. J. Kinloch, F.S. Rodriguez-Sanchez, and W.S. Teo. The fracture behaviour of adhesively-bonded composite joints : Effects of rate of test and mode of loading. *International Journal of Solids and Structures*, 49 :1434–1452, 2012.

[34] A.E. Bogdanovich and I. Kizhakkethara. Three-dimensional finite element analysis of double-lap composite adhesive bonded joint using submodeling approach. *Composites Part B : Engineering*, 30 :537–551, 1999.

[35] J.N. Boss, V.K. Ganesh, and C.T. Lim. Modulus grading versus geometrical grading of composite adherends in single-lap bonded joints. *Composite Structures*, 62(1) :113–121, 2003.

[36] M. Bourgeois, L. Sohier, R. Créac'hcadec, and J. Cognard. Etude du comportement d'une colle dans un assemblage : Comparaison de différents essais. *19ème Congrès Français de Mécanique*, 2009.

[37] C. Bouvet, K. Prévautel, J. Mathieu, B. Imbert, and S. Jaminion. Mesure par thermographie infra-rouge du taux de restitution d'énergie critique d'interfaces de composites stratifiés ud et tissés. In *Comptes Rendus des JNC 20 - Ecole des Ponts ParisTech*, 2017.

[38] B.L. Boyce and R.O. Ritchie. Effect of load ratio and maximum stress intensity on the fatigue threshold in ti-6al-4v. *Engineering Fracture Mechanics*, 68 :129–147, 2001.

[39] A. Brand, J.F. Flavenot, F. Gregoire, and C. Tournier. Données technologiques sur la fatigue. *CETIM, Paris*, 1992.

[40] C. Bretton and G. Villoutreix. Familles d'adhésifs et caractérisation d'un collage structural. *Techniques de l'Ingénieur*, AM3560 :1–16, 2005.

[41] W. Brockmman, Ludwig G.P., J Klingen, and B. Schroder. *Adhesive Bonding - Materials, Applications and Technology.* Wiley-VCH GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2005.

[42] M.A. Bruneaux. *Durabilité des assemblages collés : modélisation mécanique et physico-chimique.* PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2004.

[43] X. Buch. *Degradation thermique et fluage d'un adhésif structural epoxyde.* PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2000.

[44] S. Budhe, M.D. Banea, S. de Barros, and L.F.M. da Silva. An updated review of adhesively bonded joints in composite materials. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 72 :30–42, 2017.

[45] P.P. Camanho and C.G. Davila. Mixed-mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials. *NASA-TM-2002-211737*, pages 1–37, 2002.

[46] 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 :1948–1958, 2005.

[47] 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 :1497–1512, 2008.

[48] R.D.S.G. Campilho, M.F.S.F. de Moura, and J.J.M.S. Domingues. Numerical prediction on the tensile residual strength of repaired cfrp under different geometric changes. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29 :195–205, 2009.

[49] R.D.S.G. Campilho and T.A.B. Fernandes. Comparative evaluation of single-lap joints bonded with different adhesives by cohesive zone modelling. *Procedia Engineering*, 114 :102–109, 2015.

[50] R.D.S.G. Campilho and R.J.B. Rocha. Evaluation of different modelling conditions in the cohesive zone analysis of single-lap bonded joints. *The Journal of Adhesion*, pages 1–21, 2017.

[51] D. Carlac'h and Y. Hemery. *Le collage en France, un atout pour l'assemblage industriel.* Ministère de l'Economie des Finance et de l'Industrie, 2002.

[52] W.C. Carpenter. Viscoelastic analysis of bonded connections. *Computers and Structures*, 36(6) :1141–1152, 1990.

[53] G. Cavallini, G. Davi, and A. Milazzo. Boundary element modeling and analysis of adhesive bonded structural joints. *Electronic Journal of Boundary Elements*, 4(1) :31–48, 2006.

[54] CETIM. *Guide du Collage - Bureaux d'études et aide à la conception.* 2006.

[55] H. Chai. Shear fracture. *International Journal of Fracture*, 37 :137–159, 1988.

[56] H. Chai. Experimental evaluation of mixed-mode fracture in adhesive bonds. *Experimental Mechanics*, 32 :296–303, 1992.

[57] N. Chandra, H. Li, C. Shet, and H. Ghonem. Some issues in the application of cohesive zone models for metal-ceramic interfaces. *International Journal of Solids and Structures*, 39 :2827–2855, 2002.

[58] S. Chataigner. *Conception et dimensionnement d'un ancrage de hauban plat en matériaux composites.* PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2008.

[59] S. Chataigner, C. Aubagnac, M. Quiertant, and K. Benzarti. Essai de cisaillement à simple recouvrement pour caractériser l'adhérence de renforts composites collés sur substrat béton - méthode d'essai n.72. Technical report, Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, 2010.

[60] S. Chataigner and J.F. Caron. Optimisation of the shear stress transfer in structural bonded assemblies using a curved bonded joint geometry. *Construction and building materials*, 25 :442–451, 2011.

[61] S. Chataigner, J.F. Caron, A.D. Diaz, C. Aubagnac, and K. Benzarti. Non-linear failure criteria for a double lap bonded joint. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 30 :10–20, 2010.

[62] S. Chataigner, J.F. Caron, V.A. Duong, and A.D. Diaz. Experimental and numerical investigation of shear strain along an elasto-plastic bonded lap joint. *Construction and building materials*, 25 :432–441, 2011.

[63] P.T. Cheuk, L. Tong, C.H. Wang, A. Baker, and P. Chalkley. Fatigue crack growth in adhesively bonded composite-metal double-lap joints. *Composite Structures*, 57 :109–115, 2002.

[64] J. Cognard. Le collage : Etat des connaissances et perspectives. Technical report, IEP, 1994.

[65] J. Cognard. *Science et technologie du collage.* 2000.

[66] J. 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 :393–404, 2008.

[67] J. 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 :257–266, 2010.

[68] 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 :359–368, 2005.

[69] J.Y. Cognard, P. Davies, L. Sohier, and R. Créac'hcadec. A study of the non-linear behaviour of adhesively-bonded composite assemblies. *Composite Structures*, 76 :34–46, 2006.

[70] P. Cognard. Collage des matériaux - pour en savoir plus. *Techniques de l'Ingénieur*, BM7617, 2003.

[71] P. Colombi and G. Fava. Fatigue behaviour of tensile steel/cfrp joints. *Composite Structures*, 94 :2407–2417, 2012.

[72] W. F. Coopera and W. H. Nutall. The theory of wetting, and the determination of the wetting power of dipping and spraying fluids containing a soap basis. *The Journal of Agricultural Science*, 7 :219–239, 1915.

[73] P. Couvrat. *Le collage structural moderne*. Lavoisier, 1992.

[74] A. Crocombe and G. Richardson. Assessing stress state and mean load effects on the fatigue response of adhesively bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 19 :19–27, 1999.

[75] A.D. Crocombe and D.A. Bigwood. Elastic analysis and engineering design formulae for bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 9(4) :229–242, 1989.

[76] A.D. Crocombe and D.A. Bigwood. Non-linear adhesive bonded joint design analyses. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 10(1) :31–41, 1990.

[77] A.D. Crocombe and D.A. Bigwood. Development of a full elasto-plastic adhesive joint design. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 27 :211–218, 1992.

[78] L.F.M. da Silva and R.D. Adams. Techniques to reduce peel stresses in adhesive joints with composites. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27(3) :227–235, 2007.

[79] L.F.M. da Silva and R.D.S.G. Campilho. *Advances in Numerical Modelling of Adhesive Joints*. Springer Berlin Heidelberg, 2012.

[80] 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 :621–632, 2009.

[81] L.F.M. da Silva, P.J.C. das Neves, R.D. Adams, and J.K. Spelt. Analytical models of adhesively bonded joints-part i : Literature survey. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(3) :319–330, 2009.

[82] L.F.M. da Silva, P.J.C. das Neves, R.D. Adams, A. Wang, and J.K. Spelt. Analytical models of adhesively bonded joints-part ii : Comparative study. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29 :331–341, 2009.

[83] L.F.M. da Silva and A. Ochsner. *Modeling of Adhesively bonding Joints*. Springer, 2008.

[84] E. Darque-Ceretti and E. Felder. *Adhésion et adhérence*. 2003.

[85] B.D. Davidson and X. Sun. Effects of friction, geometry, and fixture compliance on the perceived toughness from three-and four-point bend end-notched flexure tests. *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 24(15) :1611–1628, 2005.

[86] P. Davies, L. Sohier, J.Y. Cognard, A. Bourmaud, D. Choqueuse, E. Rinnert, and R. Créac'hcadec. Influence of adhesive bondline thickness on joint strength. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29 :724–736, 2009.

[87] N.A. De Bruyne. The strength of glued joints. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology*, 16 :115–118, 1944.

[88] L. De lorenzis and G. Zavarise. Cohesive zone modeling of interfacial stresses in plated beams. (46) :4181–4191, 2009.

[89] M.F.S.F. de Moura, J.P.M. Goncalves, and A.G. Magalhaes. A straightforward method to obtain the cohesive laws of bonded joints under modei loading. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 39 :54–59, 2012.

[90] H. Dehmous. *Fiabilité et micromécanique des matériaux composites - Application à la passerelle de Laroin.* PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2007.

[91] T.L. Demarkles. Investigation on the use of rubber analogue in the study of the stress distribution in riveted and cemented joint. Technical Report 3413, NASA, 1955.

[92] J. Deng and M.M.K. Lee. Fatigue performance of metallic beam strengthened with a bonded cfrp plate. *Composite Structures*, 78 :222–231, 2007.

[93] J. Deng and M.M.K. Lee. Effect of plate end and adhesive spew geometries on stresses in retrofitted beams bonded with a cfrp plate. *Composites Part B*, 39 :731–739, 2008.

[94] SETRA Service d'Etudes Techniques des Routes et Autoroutes. Haubans - recommandations de la commission interministérielle de la précontrainte. Technical report, 2001.

[95] David A. Dillard, editor. *Advances in Structural adhesive bonding.* Woodhead Publishing in Materials, 2010.

[96] T. Djilali. *Élaboration d'une solution de collage pour les assemblages travaillant à haute et basse température : le Joint Multi-Adhésifs. Mise en oeuvre de la solution technologique et prédiction de son comportement en service.* PhD thesis, Institut National Polytechnique de Toulouse, 2007.

[97] Abaqus Documentation.

[98] G. Dolev and O. Ishai. Mechanical characterization of adhesive layer in-situ and as bulk material. *Journal of Adhesion*, 12 :283–294, 1981.

[99] N.E. Dowling. Mechanical behavior of materials - engineering methods for deformation, fracture, and fatigue. *International Journal of Fatigue*, 19 (3) :269–270, 1997.

[100] D.S. Dugdale. Yielding of steel sheets containing slits. (8) :100–104, 1960.

[101] V.A. Duong. *Développement en dynamique d'un élément fini multicouche avec interfaces imparfaites.* PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2008.

[102] U. Edlund and A. Klarbring. A geometrically nonlinear model of the adhesive joint problem and its numerical treatment. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 96(3) :329–350, 1992.

[103] C. Fan, P.-Y.B. Jar, and J.J.R. Cheng. Prediction of energy release rates for crack growth using fem-based energy derivative technique. (74) :1243–1254, 2007.

[104] C. Fan, P.-Y.B. Jar, and J.J.R. Cheng. Cohesive zone with continuum damage properties for simulation of delamination development in fibre composites and failure of adhesive joints. (75) :3866–3880, 2008.

[105] S. Fayolle. *Etude de la modélisation de la pose et de la tenue mécanique des assemblages par déformation plastique - Application au rivetage autopoinçonneur.* PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2008.

[106] C.H. Ficarra. Analysis of adhesive bonded fiber-reinforced composite joints. Master's thesis, North Carolina State University, 2001.

[107] Firehole. Guidelines for determining finite element cohesive material parameters.

[108] D. François. *Endommagements et rupture de matériaux.* 2004.

[109] M. Frigione, M. A. Aiello, and C. Naddeo. Water effects on the bond strength of concrete/concrete adhesive joints. *Construction and building materials*, 20(10) :957–970, 2006.

[110] Y. Frostig, O.T. Thomsen, and F. Mortensen. Analysis of adhesive-bonded joints, square-end and spew-fillet-high-order theory approach. *Journal of Engineering Mechanics*, 125(12) :1298–1307, 1999.

[111] V.K. Ganesh and T.S. Choo. Modulus graded composite adherends for single-lap bonded joints. *Composite Materials*, 36 :1757–1767, 2002.

[112] Li. Gang. *Deformation of balanced and unbalanced adhesively bonded single-lap joints.* PhD thesis, The University of New Brunswick, 2000.

[113] D. Gay. *Matériaux composites.* Hermes, 1989.

[114] M. Goland, N.Y. Buffalo, and E. Reissner. The stresses in cemented joints. *Journal of Applied Mechanics*, 11 :A17–A27, 1944.

[115] A. Golubovic. Analysis and optimization of adhesively bonded joints. Master's thesis, McGill University, 2000.

[116] J.P.M. Goncalves, M.F.S.F. de Moura, and P.M.S.T. de Castro. A three-dimensional fnite element model for stress analysis of adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 22 :357–365, 2002.

[117] D. Gonzalez. *Durabilité des assemblages collés du génie civil : Effets du vieillissement hygrothermique aux échelles micro- et macroscopiques.* PhD thesis, Université Blaise Pascal, 2006.

[118] I. Grabovac and C.E.M. Morris. The application of the iosipescu shear test to structural adhesives. *Journal of Applied Polymer Science*, 43(11) :2033–2042, 1991.

[119] L.D.R. Grant, R.D. Adams, and L.F.M. da Silva. Experimental and numerical analysis of single-lap joints for the automotive industry. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 29(4) :405–413, 2009.

[120] M. Greiveldinger. *Mécanismes d'adhésion sur tôles grasses et tenue mécanique en milieu humide.* PhD thesis, Ecole des Mines de Paris, 2000.

[121] G. Habenicht. *Applied Adhesive Bonding - A Practical Guide for Flawless Results.* Wiley-VCH GmbH & Co. KGaA, Weinheim, 2009.

[122] R. Hadjahmed. *Modélisation des assemblages collés : application à l'optimisation du transfert des efforts par cisaillement.* PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 1999.

[123] R. Hadjahmed, G. Foret, and A. Ehralcher. Failure probabilistic analysis in the adhesive bonded joints. *Mechanics of Materials*, 33 :77–84, 2001.

[124] R. Hadjahmed, G. Foret, and A. Ehralcher. Stress analysis in adhesive joints with a multiparticule model of multilayered materials (m4). *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 21(4) :297–307, 2001b.

[125] P. Hamelin and E. Ferrier. Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites - recommandations provisoires. Technical report, AFGC - Documents scientifiques et techniques, 2003.

[126] L.J. Hart-Smith. Adhesive-bonded double-lap joints. Technical Report 112235, NASA, 1973.

[127] L.J. Hart-Smith. Adhesive-bonded single- lap joints. Technical Report 112236, NASA, 1973.

[128] L.C. Hollaway and J. Cadei. Progress in the technique of upgrading metallic structures with advanced polymer composites. *Prog Strcutures Materials Engineering*, 4(2) :131–148, 2002.

[129] M. Jabbado. *Fatigue polycyclique des structures métalliques : durée de vie sous chargements variables.* PhD thesis, Ecole Polytechnique, 2006.

[130] G. Jarrousse, C. Creton, L. Leger, M. Bulters, and A. Magalhaes. Adhésion des polymères - cristallinité et mobilité de surface. In *Proceedings of the 12èmes journées d'Etude sur l'adhésion*, 2003.

[131] G. Ji, Z. Ouyang, G.Li.S. Ibekwe, and S.S. Pang. Effects of adhesive thickness on global and local mode i interfacial fracture of bonded joints. *International Journal of Solids and Structures*, 47 :2445–2458, 2010.

[132] F. Kadioglu, L.F. Vaughn, F.J. Guild, and Adams. Use of the thick adherend shear test for shear stress-strain measurements of stiff and flexible adhesives. *The Journal of adhesion*, 78(5) :355–381, 2002.

[133] 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 :4367–4383, 2002.

[134] R. Kaye and M. Heller. Through-thickness shape optimisation of typical double lap joints including effects of differential thermal contraction during curing. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 25 :227–238, 2005.

[135] B. Kilic, E. Madenci, and D.R. Ambur. Influence of adhesive spew in bonded single-lap joints. *Engineering Fracture Mechanics*, 73 :1472–1490, 2006.

[136] T. Kim, M.J. Lee, and B.C. Lee. Simulation of adhesive joints using the superimposed finite element method. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31 :357–362, 2011.

[137] A. J. Kinloch. *Adhesion and Adhesives : Science and Technology.* Chapman and Hall, 1987.

[138] A. J. Kinloch and S.J. Shaw. The fracture resistance of a toughened epoxy adhesive. *Journal of Adhesion*, 12 :59–77, 1981.

[139] R. Krueger, I.L. Paris, O'Brien T.K., and Minguet P.J. Comparison of 2d finite element modeling assumptions with results from 3d analysis for composite skin-stiffener debonding. *Composite Structures*, 57 :161–168, 2002.

[140] R.B. Ladani, S. Wu, A.J. Kinloch, K. Ghorbani, A.P. Mouritz, and C.H Wang. Enhancing fatigue resistance and damage characterisation in adhesively-bonded composite joints by carbon nanofibres. *Composites Science and Technology*, 149 :116–126, 2017.

[141] T.P. Lang and P.K. Mallick. Effect of spew geometry on stresses in single lap adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 18 :167–177, 1998.

[142] Hoai Nam Le. *Etude de la propagation d'une fissure sous chargement thermique cyclique induisant un gradient de température dans l'épaisseur.* PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, 2009.

[143] M.J. Lee, T.M. Cho, W.S. Kim, B.C. Lee, and J.J. Lee. Determination of cohesive parameters for a mixed-mode cohesive zone model. (30) :322–328, 2010.

[144] C. Lemaignan. *La rupture des matériaux.* 2003.

[145] C.C. Lin and Y.S. Lin. A finite element model of single-lap adhesive joints. *International Journal of Solids and Structures*, 30(12) :1679–1692, 1993.

[146] N. losipescu. New accurate procedure for single shear testing of metals. *Journal of Materials*, 2 :537–566, 1967.

[147] Q. Luo and L. Tong. Analytical solutions for adhesive composite joints considering large deflection and transverse shear deformation in adherends. *International Journal of Solids and Structures*, 45 :5914–5935, 2008.

[148] J.W. MacBain and D.G. Hopkins. On adhesives and adhesive action. *Journal of Physical Chemistry*, 29(2) :188–204, 1925.

[149] S. Maravegias and T.C. Triantafillou. Numerical study of anchors for composite prestressing straps. *Composite Structures*, 35 :323–330, 1996.

[150] G.C. Mays and A.R. Hutchinson. *Adhesives in civil engineering.* Cambridge University Press, 2005.

[151] M. Miravalles and IIP Dharmawan. The creep behaviour of adhesives a numerical and experimental investigation. Master's thesis, Chalmers University of Technology, 2007.

[152] K.L. Mittal. *Handbook of Adesive Technology.* Marcel Dekker, Inc., 2003.

[153] N. Moes and T. Belytschco. Extended finite element method for cohesive crack growth. *Engineering Fracture Mechanics*, 69(7) :813–833, 2002.

[154] S. Mostovoy and E.J. Ripling. Fracture toughness of an epoxy system. *Journal of Applied Polymer Science*, 10(9) :1351–1371, 1966.

[155] O. Nemes and F. Lachaud. Double-lap adhesive bonded-joints assemblies modeling. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 30 :288–297, 2010.

[156] T. Nguyen. *Modèle d'endommagement des assemblages collées : identification et application à la description d'un essai de vieillissement accéléré.* PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2008.

[157] V.T. Nguyen. *Modélisation globale et locale des structures multicouches par éléments finis de plaque.* PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 2004.

[158] A. Ochsner. *Handbook of Adhesion Technology.* Springer, Heidelberg, 2011.

[159] A. Ochsner and J Gracio. An evaluation of the elastic properties of an adhesive layer using the tensile-butt joint test : Procedures and error estimates. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27 :129–135, 2007.

[160] A. Ochsner, M. Stasiek, G. Mishuris, and J. Gracio. 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, 2007.

[161] I.U. Ojalvo and H.L. Eidinoff. Bond thickness effects upon stresses in single-lap adhesive joints. *AIAA Journal*, 16(3) :204–211, 1978.

[162] D.W. Oplinger. A layered beam theory for single lap joints. Technical Report MLT TR 91-23, US Army Materials Technology Laboratory, 1991.

[163] D.W. Oplinger. Effects of adherend deflections in singlelapjoints. *International Journal of Solids and Structures*, 31(18) :2565–2587, 1994.

[164] H. Osnes and A. Andersen. Computational analysis of geometric nonlinear effects in adhesively bonded single lap composite joints. *Composites Part B : Engineering*, 34(5) :417–427, 2003.

[165] K.J. Pankaj, C. Shet, and N. Chandra. A new finite element method integrating extrinsic and intrinsic cohesive zone models.

[166] E. Paroissien. *Contribution aux assemblages hybrides (boulonnés/collés) - Application aux jonctions aéronautiques.* PhD thesis, Université Toulouse III, 2006.

[167] J.A. Petit, Y. Baziard, V. Nassiet, and B.H. Rhabbour. Durabilité des assemblages collés - etude. *Techniques de l'Ingénieur, Corrosion et vieillissement : phénomènes et mécanismes*, base documentaire : TIB371DUO., 2005.

[168] B. Pouteau. *Durabilité mécanique du collage blanc sur noir dans les chaussées.* PhD thesis, Ecole Centrale de Nantes et l'Université de Nantes, 2004.

[169] J.C. Prévot. Le collage : une technique d'assemblage industrielle. *JITEC : La lettre d'Aramm N.6.*

[170] Quispe Rodriguez R, W. Portilho de Paiva, P. Sollero, M.R. Bertoni Rodrigues, and E. Lima de Albuqyerque. Failure criteria for adhesively bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 2012.

[171] Sarfaraz R., A.P. Vassilopoulos, and T. Keller. Variable amplitude fatigue of adhesively-bonded pultruded gfrp joints. *International Journal of Fatigue*, 55 :22–32, 2013.

[172] B.N. Rao and S. Yadagiri. Analysis of composite bonded joints. *Fibre Science And Technology*, 17 :77–90, 1982.

[173] J.N. Reddy and S. Roy. Non-linear analysis of adhesively bonded joints. *International Journal of Non-Linear Mechanics*, 23(2) :97–112, 1988.

[174] P.N.B. Reis, F.J.V. Antunes, and J.A.M. Ferreira. Influence of superposition length on mechanical resistance of single-lap adhesive joints. *Composite Structures*, 67 :125–133, 2005.

[175] N. Revest. *Comportement en fatigue de pièces épaisses en matériaux composites.* PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2011.

[176] F.L. Ribeiro, L. Borges, and J.R.M. d'Almeida. Numerical stress analysis of carbon-fibre-reinforced epoxy composite single-lap joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31(5) :331–337, 2011.

[177] J.E. Ritter, T.J. Lardner, A.J. Stewrt, and G.C. Prakash. Crack-propagation in polymer adhesive/glass sandwich specimens. *The Journal of Adhesion*, 49(1-2) :97–112, 1995.

[178] E.F. Rybicki and M.F. Kanninen. A finite element calculation of stress intensity factors by a modified crack closure integral. (9) :931–938, 1977.

[179] M.S. Seong, T.H. Kim, K.H. Nguyen, J.H. Kweon, and J.H. Choi. A parametric study on the failure of bonded single-lap joints of carbon composite and aluminum. *Composite Structures*, 86(1-3) :135–145, 2008.

[180] C.F. Shih and A. Needleman. Fully plastic crack problems. i. solutions by a penalty method. (51) :48–56, 1984.

[181] C.F. Shih and A. Needleman. Fully plastic crack problems. ii. application of consistency checks. (51) :57–64, 1984.

[182] S.A. Sikorski. Measurement of adhesion using the island blister test, 1994.

[183] H. Simon. Assemblage par collage. *Techniques de l'Ingénieur, traité plastiques et composites, Doc A 3758*, Doc A 3758 :1–16, 1994.

[184] S.H. Song, G.H. Paulino, and W.G. Buttlar. A bilinear cohesive zone model tailored for fracture of asphalt concrete considering viscoelastic bulk material. *Engineering Fracture Mechanics*, 73 :2829–2848, 2006.

[185] A. Spaggiari. *Efficient modelling of complex adhesively bonded structures by standard finite element techniques.* PhD thesis, University of Modena e Reggio Emilia, 2010.

[186] N. Sukumar, D.L. Chopp, N. Moes, and T. Belytschco. Modeling holes and inclusions by level sets in the extended finite-element method. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 190(46-47) :6183–6200, 2001.

[187] J.S. Tamblin, C. Yang, and P. Harter. Investigation of thick bondline adhesive joints. Technical Report DOT/FAA/AR-01/33, June 2001.

[188] L. Tong and X. Sun. Stresses in bonded repair to cylindrically curved shell structures. Technical report, The University of Sydney, Department of Aeronautical Engineering, 2000.

[189] L. Tong and X. Sun. Nonlinear stress analysis for bonded patch to curved thin-walled structures. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 23(5) :349–364, 2003.

[190] M.Y. Tsai and J. Morton. An evaluation of analytical and numerical solutions to the single-lap joint. *International Journal of Solids and Structures*, 31(18) :2537–2563, 1994.

[191] M.Y. Tsai and J. Morton. Three-dimensional deformations in a single-lap joint. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 29(2) :137–145, 1994.

[192] M.Y. Tsai and J. Morton. The effect of a spew fillet on adhesive stress distributions in laminated composite single-lap joints. *Composite Structures*, 32(1-4) :123–131, 1995.

[193] M.Y. Tsai, D.W. Oplinger, and J. Morton. Improved theoretical solutions for adhesive lap joints. *International Journal of Solids and Structures*, 35(12) :1163–1185, 1998.

[194] A. Turon, J. Costa, P.P. Camanho, and C.G. Davila. Simulation of delamination in composites under high-cycle fatigue. *Composites Part A*, 38 :2270–2282, 2007.

[195] T. Vallée. *Adhesively bonded lap joints of pultruded GFRP shapes.* PhD thesis, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 2004.

[196] T. Vallée and T. Keller. Adhesively bonded lap joints from pultruded gfrp profiles. part 3 : Effect of chamfers. *Composites Part B*, 37 :328–336, 2006.

[197] L. Vaughn and R. Adams. Test methods for determining shear property data for adhesives suitable for design. part 3 : The thick adherend test method, 1996.

[198] O. Volkersen. Die nietkraft verteilung in zugbeanspruchten mit konstanten laschenquerschritten. *Luftfahrtforschung*, 15 :41–47, 1938.

[199] O. Voloshko, Y. Lapusta, and V. Laboda. Analytical and numerical study of cohesive zones for a crack in an adhesive layer between identical isotropic materials. (77) :2577–2592, 2010.

[200] S.S. Voyutskii. *Autohesion and adhesion of high polymers.* New-York : Wiley Interscience, 1963.

[201] D.E. Walrath and D.F. Adams. The iosipescu shear test as applied to composite mechanics. *Experimental Mechanics*, 23(1) :105–110, 1983.

[202] D.E. Walrath and D.F. Adams. Further development of the iosipescu shear test method. *Experimental Mechanics*, 27(2) :113–119, 1987.

[203] R.X. Wang, J. Cui, A.N. Sinclair, and J.K. Spelt. Strength of adhesive joints with adherend yielding : I - analytical model. *Journal of Adhesion*, 79(1) :23–48, 2003.

[204] Y. Wang and J.G. Williams. Corrections for mode ii fracture toughness specimens of composites materials. (43) :251–256, 1992.

[205] Z.J. Wu, A. Romeijnb, and J. Wardenier. Stress expressions of single-lap adhesive joints of dissimilar adherends. *Composite Structures*, 38(1-4) :273–280, 1997.

[206] www.plastic lemag.com. Le magazine des plastique et de l'innovation - les composites ne manquent pas d'audace, 2013.

[207] G.W. Wycherley, S.A. Mestan, and I. Grabovas. A method for uniform shear stress-strain analysis of adhesives. *Journal of Testing and Evaluation*, 18(3) :203–209, 1990.

[208] X. Xiao, P.H. Foss, and J.A. Schroeder. Stiffness prediction of the double lap shear joint. part 2 : Analytical solution. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 24 :229–237, 2004.

[209] S. Yadagiri, C.P. Reddy, and T.S. Reddy. Viscoelastic analysis of adhesively bonded joints. *Computers and Structures*, 27(4) :445–454, 1987.

[210] Q.D. Yang, M.D. Thouless, and S.M. Ward. Elastic-plastic mode-ii fracture of adhesive joints. *International Journal of Solids and Structures*, 38 :3251–3262, 2001.

[211] B. Zhao, Z.H. Lu, and Y.N. Lu. Closed-form solutions for elastic stress-strain analysis in unbalanced adhesive single-lap joints considering adherend deformations and bond thickness. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 31 :434–445, 2011.

[212] A. Zhou and J. Lesko. Polymers and adhesives for the infrastructure, 2006.

[213] Y Zhu and K. Kedward. Methods of analysis and failure predictions for adhesively bonded joints of uniform and variable bondline thickness, 2005.

[214] G.P. Zou, K. Shahin, and F. Taheri. An analytical solution for the analysis of symmetric composite adhesively bonded joints. *Composite Structures*, 65 :499–510, 2004.

Annexes

Scotch-Weld

DP 460 Colle époxyde structurale

Fiche technique du produit

Mise à jour : Aout 2011
Version précédente : Aout 2010

Description du produit

La colle structurale 3M™ Scotch-Weld™ DP 460 est une colle époxyde bi-composants polymérisant à température ambiante et qui est commercialisée dans notre système de cartouche 3M duo-Pack compatible avec applicateurs EPX.

Principales caractéristiques

La colle DP 460 offre une haute résistance au cisaillement, une haute résistance au pelage, une extraordinaire résistance au vieillissement.
De plus elle est à fluage contrôlée ce qui permet une application facile et permet de faire du remplissage.
Elle se présente en ratio de mélange 2 :1

Propriétés physiques
Ne pas utiliser pour la rédaction de spécifications.

	BASE	ACCELERATEUR
Base	Epoxyde modifiée	Amine modifiée
Densité	1.12	1.08
Viscosité (Cp à 23°C)	80 000	10 000
Couleur	Blanc	Ambre
Temps de travail	1 heure environ à 23°C	
Temps de manipulation	240 à 360 minutes à 23°C	
Temps de polymérisation totale	5 jours (tester les performances finales après 1 semaine)	
Durée de vis standard 3M	24 mois depuis la date d'expédition de 3M quand le produit est stocké dans son carton original à 21°C et 50% d'humidité relative.	

Performances caractéristiques
Ne pas utiliser pour la rédaction de spécifications

Pelage en T	Mesuré sur acier abrasé à 24°C	43.9 N/cm
	Mesuré sur aluminium décapé chimiquement à 23°C	105,4 N/cm

3M DP460
Aout 2011

Performances caractéristiques
Ne pas utiliser pour la rédaction de spécifications

Performance mécanique en cisaillement

Les résultats suivant ont été obtenus avec la DP460 et après 7 jours de polymérisation à 24℃
Les substrats ont été dégraissés puis abrasés et à nouveau dégraissés avant le collage

Matériaux	Cisaillement en MPa
Acier galvanisé	13.8
Acier écrouit	19.3
Aluminium décapé	31.0
Cuivre	27.6
Inox	27.6
Bronze	27.6
PMMA	2.3
PVC	2.4
Polycarbonate	3.4
Néoprène/Métal	0.8*
SBR/Métal	1.0*
ABS	4.0
Plastic renforcé	6.9*
*Rupture cohésive du substrat	

Résistance environnementale

Environnement	Conditions	Sur aluminium décapé (MPa)	Sur acier galvanisé(MPa)
23℃, 50%HR	30 jours	35.8	15.2
Eau Distillé	30 jours d'immersion	35.2	15.9
Vapeur d'eau	50℃, 100% HR, 30 jours 93℃, 100%HR, 14 jours	34.5 21.4	13.1 10.3
Antigel/Eau (50/50)	82℃, 30 jours en immersion	34.5	13.8
Isopropanol	23℃, 30 jours en immersion	39.3	13.8
Méthyle Ethyle Cétone	23℃, 30 jours en immersion	29.0	13.8
Brouillard Salin	65℃, 30 Jours	35.2	13.1

Propriétés électriques

Résistance diélectriques (Volts/mm)	$2.8.10^4$
Résistivité volumique (Ohms/cm)	$2.4.10^4$

Propriétés thermiques

Conductivité thermique (W/m.℃)	0.180
Coefficient d'expansion thermique (cm/cm/℃)	De -50℃ à30℃ : 59.10^{-6} De 50℃ à 110℃ :159.10^{-6}

3M DP460
Aout 2011

Propriétés Adhésives
Les valeurs obtenues dans ce paragraphe sont le reflet de valeurs minimales. Des variations apparaîtront en fonction du traitement de surface, des alliages, de l'humidité, de la température et de bien d'autres facteurs. Ces valeurs ne pourront être utilisées à des fins de spécification.

Manipulation et polymérisation
La colle structurale DP 460 est fournie dans une cartouche en plastique double corps utilisable avec un pistolet E.PX.™3M. Insérer la cartouche dans l'applicateur E.P.X. et positionner le piston dans les cylindres en actionnant la poignée du pistolet. Ensuite, enlever le capuchon de la cartouche et extruder une petite quantité de produit pour s'assurer que l'extrusion des deux parts s'effectue correctement. Pour mélanger automatiquement les deux parts, utiliser la buse mélangeuse que l'on fixe directement sur la cartouche. Dans le cas d'un mélange manuel, les deux composants doivent être mélangés dans le rapport indiqué en page 1. Effectuer un mélange complet pour obtenir des propriétés maximales.

Préparation de surface
Les préparations de surface suivantes ont été utilisées pour les substrats décrits dans cette fiche technique.

A. Décapage chimique de l'aluminium.

1. Dégraissage vapeur : vapeurs condensées de perchloroéthylène pendant 5 à 10 minutes.

2. Dégraissage alcalin : 67 à 82 g oakite 164 par litre d'eau à 88°C ± 6°C pendant 10 à 20 minutes.

3. Décapage à l'acide : immerger les panneaux dans la solution suivante pendant 10 minutes à 65°C ± 3°C : dichromate de sodium : 30 à 36 g/litre, acide sulfurique : 288 à 312 g/litre, aluminium 2024 T3 (dissout) : 1,5 g/litre minimum.

4. Rincer immédiatement et abondamment avec de l'eau courante du robinet.

5. Sécher à l'air sec pendant 15 minutes puis à l'air pulsé à 65°C ± 3°C.

6. La théorie courante laisse entendre que la structure et la chimie des 2 surfaces à assembler jouent un rôle significatif dans la tenue et le vieillissement de la structure assemblée. Il est, par conséquent, recommandé d'assembler ou de primer les surfaces ainsi préparées dès que possible après le traitement afin d'éviter la contamination et/ou une altération mécanique de l'assemblage.

B. Dégraissage à l'oakite.
Immerger dans une solution aqueuse d'oakite 164 à 88°C ± 6°C pendant 2 minutes (67 à 82 g d'oakite 164 pour un litre d'eau). Rincer immédiatement à l'eau froide (eau courante du robinet).

C. M.E.C. / abrasion / M.E.C

Essuyer la surface avec un tissu imbibé de méthyléthylcétone (M.E.C.). Abraser à l'aide d'un Scotch-BriteTM et essuyer avec un chiffon imbibé de M.E.C. Attendre l'évaporation du solvant avant d'appliquer la colle.

D. Essuyage à l'alcool isopropylique
Essuyer la surface avec un chiffon imbibé d'alcool isopropylique. Laisser évaporer le solvant avant d'appliquer la colle.

E. Alcool isopropylique (Al) / abrasion / alcool / alcool isopropylique
Essuyer la surface avec un chiffon imbibé d'alcool isopropylique. Abraser à l'aide de Scotch-BriteTM et essuyer avec un chiffon imbibé d'alcool isopropylique. S'assurer que le solvant est bien évaporé avant d'appliquer l'adhésif.

Substrats et tests

A. Cisaillement
La résistance au cisaillement est mesurée à l'aide d'éprouvettes collées l'une sur l'autre sur une surface de 25,4 mm x 1,27 mm. Ces assemblages sont réalisés individuellement à l'aide de plaques de 256,4 mm x 101,6 mm, sauf pour l'aluminium. Pour ce qui est de l'aluminium, on utilise 2 plaques d'aluminium 2024 T3 de 1,6 mm d'épaisseur par 10,2 cm x 17,8 cm. Ces deux pièces sont assemblées et coupées sous forme d'éprouvettes de 25,4 mm de large, 24 heures après collage. L'épaisseur du joint de colle peut varier de 0,13 à 0,20 mm. Toutes les mesures sont effectuées à 23°C sauf exception qui est alors mentionnée. La vitesse de traction des tests est de 2,54 mm/minute pour les métaux, 50 mm/minute pour les caoutchoucs.
L'épaisseur des substrats est de 1,52 mm pour l'acier, 1,27 à 1,62 mm pour les autres métaux, 3,17 mm pour les plastiques et les caoutchoucs.

B. Pelage en T
La résistance au pelage en T est mesurée à partir d'éprouvettes de 25,4 mm de large à 23°C. La vitesse de séparation est de 500 mm/minute. Les substrats ont une épaisseur de 0,8 mm.

C. Cycle de polymérisation
A l'exception des éprouvettes servant à étalonner le test, les assemblages sont polymérisés 7 jours à 23°C et à 50 % d'humidité relative avant d'être testés. Ce temps peut être augmenté lorsque le test est assujetti à des conditions spécifiques de vieillissement et d'environnement.

3M DP460
Aout 2011

Conditions de stockage	La température de stockage recommandée est de 15℃ à 26℃. Des températures plus élevées réduiront la durée de vie du produit. Le stockage à basse température entraîne un accroissement temporaire de la viscosité S'assurer de la rotation du stock:" Premier entré-Premier sorti"
Précautions d'emploi	Pour utilisation industrielle uniquement. Se référer à la fiche de données de sécurité pour toutes les informations relatives à la protection de la santé, de la sécurité et de l'environnement sur le lieu de travail avant toute utilisation. Les fiches de donnée de sécurité sont disponibles sur le site www.quickfds.com et auprès du département toxicologique 3M : 01 30 31 76 41.
Important	Le produit décrit dans ce bulletin technique peut être utilisé pour des applications industrielles très diverses. Nous recommandons à nos utilisateurs : • De réaliser des essais industriels dans les conditions exactes de l'application envisagée, et de s'assurer que notre produit satisfait à ces contraintes ; • De nous consulter préalablement à toute utilisation particulière. Les conditions de garantie de ce produit sont régies par nos conditions générales de vente, les usages et la législation en vigueur.
Note	*Les valeurs présentées dans cette fiche, ont été déterminées par des tests standardisés, et sont des valeurs moyennes. Ne pas utiliser pour la réalisation de spécification.*

3M France
Solutions colles et adhésifs pour l'industrie
Boulevard de l'Oise, 95006 Cergy Pontoise Cedex
Téléphone : 01 30 31 62 64 – Fax : 01 30 31 62 56
Site : http://www.3m.com/fr/industrie-adhesif
E-mail : adhesifs.fr@mmm.com

Pour toutes informations sur les autres produits 3M :

3M and Scotch-Weld are trademarks of the 3M Company.

Construction

Fiche technique du produit
Edition 05.10.2010
Version no 5
Sikadur®-330

Sikadur®-330

Colle d'armature et résine d'imprégnation

Description du produit	Sikadur®-330 est une résine d'imprégnation thixotrope à 2 composants, à base de résine époxy, exempte de solvants.
Emploi	■ Résine d'imprégnation pour le tissu SikaWrap®, pour l'application par voie sèche ■ Colle d'armature pour le collage des bandes Sika® CarboDur® sur des supports plats
Avantages	■ Ouvrabilité aisée et mise en oeuvre simple à l'aide d'une truelle et d'un rouleau d'imprégnation. ■ Fabriqué pour une application manuelle ■ Thixotrope: Ne coule pas sur les parois verticales ou en surplomb ■ Très bonne adhérence sur de nombreux supports ■ Résistance élevée aux sollicitations mécaniques ■ Un primaire séparé n'est pas nécessaire ■ Exempt de solvants

Attestations

Certificats	Satisfait aux exigences de: - SOCOTEC (France): Cahier des charges Sika® CarboDur®, SikaWrap® - Road and Bridges Research Institute (Pologne): IBDiM No AT/2003-04-336 Testé selon EN 1504-4

Caractéristiques du produit

Genre

Couleurs	Comp. A (Résine): Comp. B (Durcisseur): Comp. A + B mélangés:	Blanc Gris foncé Gris clair

Construction

Conditionnement	**Emballages perdus prédosés (A + B)** Emballage de: 5 kg Livraison sur palette: 450 kg (90 x 5 kg) **Emballages non prédosés** Comp. A: seau de 24 kg Comp. B: seau de 6 kg

Stockage

Conditions de stockage / conservation	En emballage d'origine non entamé, stocké à des température entre +5 °C et +25 °C: 24 mois à partir de la date de production. Entreposer au sec, protéger de l'influence directe des rayons du soleil.

Caractéristiques techniques

Base chimique	Résine époxy
Densité	Comp. A + B mélangés: 1.30 ± 0.1 kg/l (densité brut du mélange à +23 °C)
Viscosité	Effort de cisaillement: 50 /s

Température	Viscosité
+10 °C	env. 10'000 mPas
+23 °C	env. 6'000 mPas
+35 °C	env. 5'000 mPas

Coefficient de dilatation thermique	4.5 x 10^{-5} par °C	(températures allant de -10 °C à +40 °C)
Température de service	Au minimum -40 °C, au maximum +45 °C	

Caractéristiques mécaniques / physiques

Résistance à la traction	30 N/mm^2	(7 jours à +23 °C)	(DIN 53 455)
Contrainte d'adhérence de traction	Rupture du béton (> 4 N/mm^2) sur des supports décapés par projection d'abrasifs > 1 jour		(EN 24 624)
Module E	Flexion:	3'800 N/mm^2 (7 jours à +23 °C)	(DIN 53 452)
	Traction:	4'500 N/mm^2 (7 jours à +23 °C)	(DIN 53 455)
Allongement de rupture	0.9 %	(7 jours à +23 °C)	

Résistance

Résistance chimique	Ne convient pas pour les sollicitations chimiques.
Résistance thermique	Stabilité de forme thermique (HDT) (ASTM D648)

Temps de durcissement	Température	HDT
7 jours	+10 °C	+36 °C
7 jours	+23 °C	+47 °C
7 jours	+35 °C	+53 °C
7 jours: +10 °C plus 7 jours: +23 °C	-	+43 °C

Effet répétitif jusqu'à +45 °C

Construction

Information sur les systèmes		
Système de revêtement	Couche de fond:	Sikadur®-330
	Résine d'imprégnation:	Sikadur®-330
	Tissu de renforcement:	SikaWrap®, type selon exigence
Remarques pour la mise en oeuvre		
Consommation / Dosage	La consommation dépend de la rugosité du support et du type de tissu de renforcement choisi (SikaWrap®). Veuillez consulter la fiche technique du produit correspondante.	
	Valeur indicative:	0.7 - 1.5 kg/m²
Nature du support	Le support doit être portant et présenter une résistance à la compression suffi sante. Une résistance à la traction minimale de 1.0 N/mm² est impérative.	
	Le support doit être sec, exempt de toutes salissures telles que huiles, graisses, anciennes couches de peinture et autres agents de traitement de surface.	
	Les surfaces à coller doivent être planes (saillie locale de max. 2 mm par 0.3 m de longueur). Les inégalités majeures doivent être enlevées par ponçage.	
	Les angles de la structure doivent être arrondis au rayon de 10 mm au moins (suivant le type de SikaWrap® ou les spécifications y relatives). Le cas échéant, poncer les inégalités les plus importantes à l'aide d'une meuleuse diamantée ou reprofiler avec le mortier Sikadur®.	
Préparation du support	Préparation du support par décapage par projection d'abrasifs ou par ponçage. Enlever la peau de ciment ainsi que les particules friables et adhérant mal.	
	Le bois doit être raboté ou poncé.	
	Avant l'application de Sikadur®-330, enlever toutes les particules libres et la poussière à l'aide d'un aspirateur industriel. Le béton ainsi que la maçonnerie non portants doivent être enlevés par piquage. Les dégâts de surfaces tels que les nids de gravier et les cavités doivent être dégagés	
	Les surfaces à coller doivent être planes, saillies locales de max. 0.5 mm. Reprofiler les inégalités plus profondes avec Sikadur®-41 ou un mélange de colle d'armature Sikadur®-30 et de sable de quartz Sikadur®-501 (rapport de mélange maximum 1 : 1 parts en poids).	
	Effectués des tests pour contrôler l'adhérence.	
	Remplir les fissures de plus de 0.25 mm de largeur avec Sikadur®-52 ou une autre résine d'injection Sikadur® appropriée.	
Conditions d'application / limites		
Température du support	Au minimum +10 °C, au maximum +35 °C	
Température de l'air ambiant	Au minimum +10 °C, au maximum +35 °C	
Humidité du support	Teneur en humidité: Méthode de test:	£ 4 %. Sika®-Tramex.
Point de rosée	Eviter la condensation!	
	Lors de l'application, la température du support doit être au min. de 3 °C supérieure au point de rosée.	
Instructions pour la mise en oeuvre		
Rapport de mélange	Comp. A : Comp. B =	4 : 1 parts en poids

Construction

Durée du mélange

Emballages prédosés

Ajouter la quantité totale du composant B au composant A. A l'aide d'un malaxeur électrique, mélanger durant au moins 3 minutes jusqu'à ce qu'il ne subsiste plus aucune traînée de couleur dans la masse, sur le bord ou au fond du récipient. Mélanger à l'aide d'une broche mélangeuse afin d'introduire le moins d'air possible (max. 600 t/min.). Transvaser ensuite dans un récipient adéquat et mélanger une nouvelle fois durant 1 minute. Ne mélanger que la quantité qui pourra être appliquée durant la durée de vie en pot.

Emballages industriels non prédosés
Bien remuer les composants dans leurs récipients individuels. Doser les compo sants dans le rapport de mélange indiqué et mélanger dans un récipient approprié de façon analogue aux emballages prédosés.

Outillage / application

Préparation
Avant l'application, contrôler l'humidité du support, l'humidité relative de l'air et le point de rosée.

Découper le tissu à l'aide de ciseaux ou d'un couteau et d'une règle.

Application de la résine
Appliquer la résine mélangée Sikadur®-330 à l'aide d'une truelle dentée, d'une brosse ou d'une taloche sur le support préparé.

Application du tissu et laminage
Appliquer le tissu découpé dans la direction voulue dans la couche de Sikadur®-330. Noyer le tissu soigneusement dans la résine par marouflage, dans le sens des fibres, au rouleau d'imprégnation Sika® en plastique, jusqu'à ce que le matériau ressorte entre les fibres. Répartir la résine au rouleau jusqu'à obtention d'une structure homogène.

Application de plusieurs couches
Pour appliquer des couches supplémentaires de SikaWrap® il faut étaler de nouveau une couche de Sikadur®-330, frais sur frais, dans un délai d'une heure, sur la surface qui vient d'être exécutée, puis répéter l'opération de laminage.

Si tel n'est pas possible, il faut attendre au moins 12 heures avant de procéder à l'application d'une nouvelle couche.

Une nouvelle couche de résine peut être appliquée à raison d'environ 0.5 kg/m² comme couche de couverture qui, saupoudrée de sable de quartz, peut servir de couche d'accrochage pour des revêtements à base de ciment. Si une couche de peinture est prévue comme revêtement ultérieur, la surface de résine encore fraîche peut être aplanie à l'aide d'une taloche.

Recouvrement
En direction longitudinale des fibres

La longueur de recouvrement du tissu doit être au moins de 100 mm (suivant le type de fibres et les spécifications).

Juxtapositions latérales
Fibres unidirectionnelles
Plusieurs bandes de tissu peuvent être juxtaposées sans recouvrement. Lors d'une application en plusieurs couches, décaler les raccords.

Fibres multidirectionnelles
Le recouvrement en direction longitudinale des fibres doit être au moins de 100 mm (suivant le type de fibres et les spécifications).

Nettoyage des outils

Nettoyer les outils immédiatement après utilisation avec Sika®Colma®-Nettoyant. Le matériau durci ne peut être enlevé que mécaniquement.

Construction

Durée de vie en pot

Température	+10 °C	+35 °C
Durée de vie en pot	env. 90 min. (5 kg)	env. 30 min.
Temps ouverts	env. 60 min. (5 kg)	env. 30 min.

La durée de vie en pot débute au moment du mélange de la résine au durcisseur. Elle est plus courte à températures élevées et plus longue par basses températures. Le fait de mélanger de grandes quantités diminue également la durée de vie en pot. Pour augmenter le temps de mise en oeuvre par température élevée, il est recommandé de diviser la quantité mélangée en petites portions. Une autre mesure efficace consiste à refroidir les composants avant de les mélanger (pas au-dessous de +5 °C).

Temps d'attente entre les couches

Sur la résine (pré-)durcie

Produit	Température du support	Minimum	Maximum
Sikadur®-330 sur Sikadur®-330	+10 °C	24 heures	Une résine durcie âgée de plus de 7 jours doit être dégraissée avec Sika® Colma®-Nettoyant puis poncée avant d'être revêtue.
	+23 °C	12 heures	
	+35 °C	6 heures	

Produkt	Température du support	Minimum	Maximum
Revêtements de protection Sikagard® sur Sikadur®-330	+10 °C	5 jours	Une résine durcie âgée de plus de 7 jours doit être dégraissée avec Sika® Colma®-Nettoyant puis poncée avant d'être revêtue.
	+23 °C	3 jours	
	+35 °C	1 jour	

Ces valeurs moyennes sont influencées par les changements de conditions atmosphériques.

Autres remarques

Ce produit ne peut être appliqué que par des applicateurs formés.

Sikadur®-330 doit être tenu à l'abri de la pluie pendant au moins 24 heures après l'application.

S'assurer que l'application est terminée avant la fin du temps ouvert.

Pour des raisons esthétiques et/ou comme protection, le tissu SikaWrap® peut/doit être surcouché avec un revêtement cimenteux ou un revêtement de protection. Le choix du revêtement de protection dépend des exigences posées. Comme revêtement de protection aux UV, on peut utiliser Sikagard®-550 W Elastic ou Sikagard®-675 W ElastoColor.

En présence de basses températures et/ou d'une humidité de l'air élevée, la surface de résine peut devenir légèrement poisseuse. Avant de procéder à un revêtement ou à l'application d'une nouvelle couche de tissu sur le matériau durci (âgé de plus de 12 heures), il faut enlever ce film poisseux en lavant la surface avec une éponge saturée d'eau ou en arrosant abondamment. Dans les deux cas, la surface devra être essuyée et séchée avant de procéder à l'application d'une nouvelle couche.

Pour des applications par temps froid ou chaud, le matériau peut être entreposé durant 24 heures dans un local où la température est contrôlée afin de faciliter le mélange et d'optimiser la durée de vie en pot ainsi que les limites d'application.

L'application frais sur frais des différentes couches doit être contrôlée minutieusement afin d'empêcher un fluage, la formation de plis ou le glissement du tissu durant le durcissement de Sikadur®-330. Le nombre possible de couches dépend du type de SikaWrap®.

Sous charge permanente, les résines époxy Sikadur® présentent un fluage faible. Néanmoins, le fluage doit être pris en compte pour le dimensionnement. Pour le dimensionnement sous charge permanente et charge à long terme, les résistances indiquées doivent être réduites au niveau de rupture de 20 25 %. Le dimensionnement doit être effectué par un ingénieur compétent.

Construction

Conditions de durcissement

Temps d'attente avant utilisation

Température	Durcissement complet
+10 °C	7 jours
+23 °C	5 jours
+35 °C	2 jours

Ces valeurs moyennes sont influencées par les changements de conditions atmosphériques.

Valeurs mesurées

Toutes les valeurs techniques indiquées dans cette fiche technique du produit sont basées sur des tests effectués en laboratoire. Des circonstances indépendantes de notre volonté peuvent conduire à des déviations des valeurs effectives.

Restrictions locales

Les indications mentionnées dans cette fiche technique du produit sont valables pour le produit correspondant livré par Sika Schweiz AG. Veuillez prendre en considération que les indications dans d'autres pays peuvent diverger. A l'étranger, veuillez consulter la fiche technique du produit locale.

Renseignements importants de sécurité

Pour plus de détails, veuillez consulter la fiche de sécurité actuelle sous www.sika.ch.

Renseignements juridiques

Les informations contenues dans la présente notice, et en particulier les recommandations concernant les modalités d'application et d'utilisation finale des produits Sika, sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que Sika a acquises à ce jour de ses produits lorsqu'ils ont été convenablement stockés, manipulés et appliqués dans des conditions normales, conformément aux recommandations de Sika. En pratique, les différences entre matériaux, substrats et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou recommandations écrites, ou autre conseil donné, n'impliquent aucune garantie de qualité marchande autre que la garantie légale contre les vices cachés, ni aucune garantie de conformité à un usage particulier. L'utilisateur du produit doit vérifier par un essai sur site l'adaptation du produit à l'application et à l'objectif envisagés. Sika se réserve le droit de changer les propriétés de ses produits. Nos agences sont à votre disposition pour toute précision complémentaire. Notre responsabilité ne saurait d'aucune manière être engagée dans l'hypothèse d'une application non conforme à nos renseignements. Les droits de propriété détenus par des tiers doivent impérativement être respectés. Toutes les commandes sont soumises à nos Conditions générales de Vente et de Livraison en vigueur. Les utilisateurs doivent impérativement consulter la version la plus récente de la fiche technique correspondant au produit concerné, qui leur sera remise sur demande.

Construction

CE caractéristique

CE

0921[2)]

Sika Schweiz AG
Tüffenwies 16
CH-8048 Zürich

1001

08[1)]

0921-CPD-2054[3)]

EN 1504-4[4)]
Collage structural pour un renforcement à l'aide de plaques collées à d'autres fins que celles soumises à de faibles exigences de performance

Pouvoir d'adhérence, adhésion:	³ 14 N/mm²
Méthode par cisaillement oblique à:	+50 °C: ³ 50 N/mm² +60 °C: ³ 60 N/mm² +70 °C: ³ 70 N/mm²
Résistance au cisaillement:	³ 12 N/mm²
Résistance à la compression:	³ 30 N/mm²
Rétraction, gonflement:	£ 0.1 %
Ouvrabilité:	65 minutes à +23 °C
Sensibilité à l'eau:	Conforme
Module d'élasticité:	³ 2'000 N/mm²
Coefficient de dilatation thermique:	£ 100 x 10^{-6}
Température de transition vitreuse:	³ +40 °C
Comportement au feu:	Classe Euro E
Durabilité:	Conforme
Libération de substances dangereuses: (conforme à 5.4)	Aucune

1) Les deux derniers chiffres de l'année durant laquelle le marquage CE a été apposé.
2) Numéro d'identification de l'organisme notifié.
3) Numéro du certificat EC.
4) Numéro du standard européen.

Sika Schweiz AG
Case postale
Tüffenwies 16
CH-8048 Zurich

Téléphone 058 436 40 40
Fax 058 436 46 55
www.sika.ch