



Design of an anchorage for a cable made in composite material

Sylvain Chataigner

► To cite this version:

Sylvain Chataigner. Design of an anchorage for a cable made in composite material. Engineering Sciences [physics]. Ecole des Ponts ParisTech, 2008. English. NNT: . pastel-00004865

HAL Id: pastel-00004865

<https://pastel.hal.science/pastel-00004865>

Submitted on 5 May 2009

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.



THÈSE

Présentée pour obtenir le grade de

**DOCTEUR DE
L'ÉCOLE NATIONALE DES PONTS ET CHAUSSEES**

Spécialité : Mécanique des Matériaux et des Structures

Présentée par :

Sylvain CHATAIGNER

Sujet de la thèse :

Conception et dimensionnement d'un ancrage de hauban plat en matériaux composites

Soutenue le 12 Décembre 2008

Composition du jury :

Jean-Yves COGNARD	Président et Rapporteur
Shahram AIVAZZADEH	Rapporteur
Christophe AUBAGNAC	Examineur
Peter DAVIES	Examineur
Marc QUIERTANT	Examineur
Jean-François CARON	Directeur de thèse

REMERCIEMENTS

Cette étude n'aurait pas pu être menée à son terme sans l'aide de nombreuses personnes, et il convient donc d'en citer ici les principales.

Dans un premier temps, je souhaite remercier très sincèrement Jean-François CARON qui a été mon directeur de thèse pendant ces trois ans et qui a su assurer un encadrement et un suivi de mon travail efficace et dynamique. La seconde personne sans laquelle ce travail n'aurait pas pu être mené à bien est sans nul doute Christophe AUBAGNAC qui a également accepté de participer au jury de thèse. Je lui suis très reconnaissant de m'avoir permis de réaliser ce projet et de m'avoir suivi pendant ces trois années.

Dans un second temps, j'adresse également mes remerciements à Jean-Yves COGNARD et Shahram AIVAZZADEH qui ont accepté d'être les rapporteurs de ce travail de thèse. Je remercie également Peter DAVIES et Marc QUIERTANT d'avoir répondu favorablement à l'invitation à faire partie du jury.

Je tiens également à remercier deux stagiaires de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées que j'ai eu plaisir à encadrer et qui m'ont beaucoup aidé pour une partie de mon travail : Guislaine BAYART et Alfred THIBON.

Trois différents organismes ont activement participé à cette étude qui a donc impliqué un nombre important de personnes. Je ne citerai ici que les principaux collaborateurs, mais mes remerciements s'adressent également à l'ensemble des personnes de ces organismes :

- Au Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées, je souhaiterais adresser des remerciements plus précis aux personnes du service OAIP, et surtout à Benoît CLEMENT, André FLETY, Arnaud GAGNON, Hervé CANNARD, et Christian LACROIX, ainsi qu'à toutes les personnes de l'ERA Chaussée qui ont fortement collaboré au succès d'une partie des investigations expérimentales.

- Au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, je souhaiterais remercier plus particulièrement Karim BENZARTI, et Marc QUIERTANT qui ont suivi de près mes travaux, et m'ont aidé à réaliser certains essais plus particuliers.

- A l'Unité Mixte de Recherche Navier, j'adresse des remerciements particuliers aux chercheurs avec qui j'ai pu travailler dans le cadre de cette étude, ou d'encadrements de TP/TD à l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées : Gilles FORET, Robert LEROY, Boumedienne NEDJAR, Karam SAB, Adélaïde FERRAILLE, Olivier BAVEREL, Pierre ARGOUL, Amina

ALAOUI, Sébastien GERVILLERS. Je souhaite également remercier plus précisément Alain EHLACHER qui m'a beaucoup aidé pour la partie abordant la mécanique de la rupture. Concernant la partie expérimentale, mon travail aurait été impossible sans l'aide apportée par Alain TAMAIN, Christophe BERNARD, Gilles MOREAU et Didier BERG, et je les en remercie. Concernant l'organisation de la soutenance, je souhaite remercier Marie Françoise KASPI qui m'a aidé et m'a conseillé activement. Enfin, je veux adresser des remerciements tous particuliers à l'ensemble des doctorants du laboratoire aux côtés de qui j'ai passé trois années très enrichissantes (Duc, Hai, Tiffany, Ali, Fadi, Malika, Julien, Mohammad, Pouneh, Wafa, Hung, Truc, Lyxou, Si Hai, Corinne, Cyril, Arthur, Lina, Joanna, Kien, Viet Anh, Van Anh, Firas, Andrea, Philippe, Nhu Cuong, Saskia, Son, Minh, Ramzy). Leur présence et l'ambiance du laboratoire à laquelle ils ont participé m'a très certainement beaucoup aidé à réaliser ce travail.

Enfin, mes derniers remerciements s'adressent à mon entourage proche, mes amis et ma famille qui ont toujours été à mes côtés et dont le soutien m'a été indispensable.

RÉSUMÉ

Cette étude a pour objectif final la réalisation d'un ancrage de hauban plat en composite. La technique du collage structural est choisie pour celle-ci et une majeure partie du document s'attache donc à comprendre et décrire le transfert des efforts par un joint collé dans le cas quasi-statique. Trois parties permettent d'aboutir à une nouvelle géométrie d'ancrage. La première s'attache à rappeler et développer les éléments principaux indispensables pour l'utilisation de cette technique d'assemblage qui, bien que relativement ancienne, n'est que depuis peu utilisée pour des applications structurelles en génie civil. Elle permet également de présenter les principales théories élastiques s'intéressant au transfert des efforts et de décrire les principaux aspects phénoménologiques qui en dérivent. Dans la seconde partie, différentes investigations expérimentales sont présentées et leurs résultats comparés aux théories présentées. Les insuffisances sont mises en relief, et l'introduction de non-linéarités matérielles s'avère nécessaire dans certains cas. Pour les différentes séries d'essais menées, deux types de non-linéarités sont modélisées : l'endommagement du béton et la plasticité. Ceci permet d'aboutir à des résultats cohérents avec les observations expérimentales et de disposer de modèles plus complets des phénomènes de transfert des efforts. La dernière partie est quant à elle vouée à l'optimisation du transfert des efforts. Après avoir rappelé les principaux travaux sur ce sujet, une caractérisation plus fine des adhésifs étudiés permet de mettre en avant une propriété intéressante de ces matériaux mise à contribution dans le cas d'une nouvelle géométrie de joint, dite "géométrie courbe". Les différents avantages de cette géométrie sont démontrés théoriquement, puis des essais permettent de vérifier la facilité de mise en oeuvre de la solution proposée et son efficacité. Bien que des études additionnelles restent nécessaires sur cette nouvelle géométrie, elle semble prometteuse et permet d'améliorer de manière importante les performances du joint collé.

Mots clefs : Collage structural, Matériaux composites.

ABSTRACT

This study's main goal is to design an anchorage for a composite plate in a civil engineering application. As structural adhesive bonding was chosen, the main part of this document is dedicated to the understanding and the description of the way force is transferred through bonded joints. Three parts compose the study. The first one gathers all the bases concerning this technology which exists since a long time but is used for structural applications since only a few decades. It also presents the main elastic theories and the resulting characteristic features of structural adhesive bonding. In the second part, several different experimental investigations are precisely described and their results compared to the theoretical elastic expectations. Being insufficient concerning some of the parameters, it is then decided to take into account some non-linearities in the analysis : either damage occurrence, or plasticity. The final results are shown to be close to the experimental observations, and a more precise modeling of the force transfer is thus finally available. The last part concerns the optimization of the force transfer and starts with the reminding of the main works done on this topic. Then, a precise adhesive material characterization allows to highlight an interesting property which can improve bonded joints capacities. A specific geometry, a curved one, has to be used in order to use properly this property. Theoretical developments allow to explain the different improvements allowed by this geometry and some experimental investigations are conducted to check the ease of realization of such a geometry and its efficiency. Though additional work should be carried out on this new bonded joint, first results demonstrate the efficiency of the proposed new geometry.

Key words : Structural adhesive bonding, composite materials.

Table des matières

Introduction générale	3
I Synthèse Bibliographique/Généralités sur le collage	7
1 Le collage structural	9
1.1 Définition du collage structural, ses avantages et inconvénients	11
1.2 Matériaux	12
1.2.1 Les adhésifs adhérent par voie physique	12
1.2.2 Les adhésifs adhérent par voie chimique	13
1.2.3 Quelques adhésifs dits structuraux	14
1.2.4 Les charges	16
1.3 L'adhésion	17
1.3.1 La notion de mouillage et d'énergie libre de surface	17
1.3.2 Les processus d'adhésion	19
1.3.3 La préparation de surface	21
1.4 Caractérisation de ces adhésifs	23
1.4.1 Caractérisation chimique et paramètres de mise en oeuvre	23
1.4.2 Caractérisation mécanique sur adhésif à l'état massique	25
1.4.3 Caractérisation mécanique sur joint collé	25
1.5 La durabilité des assemblages réalisés	27
1.6 Conclusion et cadre de notre étude	27
2 Le transfert des efforts dans un joint collé	31
2.1 Essais normalisés sur joints collés	33
2.1.1 Essais relevant de la mécanique classique	33
2.1.2 Essais relevant de la mécanique de la rupture	34
2.1.3 Cas particulier de l'adhérent béton	35
2.1.4 Conclusion	35
2.2 Le joint à recouvrement : Théories élastiques	36
2.2.1 Différentes approches analytiques	36
2.2.2 Différentes approches numériques	42
2.2.3 Comparaison des résultats des différentes théories présentées	44
2.2.4 Les concepts importants associés au collage	47

2.3	Le joint à recouvrement : Intégration de phénomènes non-linéaires	54
2.3.1	Plasticité de la couche de colle	54
2.3.2	Endommagement de la couche de colle	55
2.4	Conclusion	55
 II Modélisation mécanique du collage/Compréhension du transfert des efforts à partir de campagnes expérimentales		57
3	Campagnes expérimentales et analyse élastique de joints collés	59
3.1	Investigations sur joints à simple recouvrement	60
3.1.1	Description du protocole d'essai	61
3.1.2	Les investigations expérimentales	63
3.1.3	Comparaison des résultats avec les théories élastiques	68
3.1.4	Éléments additionnels à prendre en compte	68
3.2	Investigations sur joints à double recouvrement	70
3.2.1	Description du protocole d'essai	70
3.2.2	Les investigations expérimentales	71
3.2.3	Comparaison des résultats avec les théories élastiques	76
3.2.4	Éléments additionnels à prendre en compte	80
3.3	Conclusion sur l'analyse élastique	80
4	Prise en compte et modélisation des phénomènes non-linéaires rencontrés	83
4.1	Modélisation de l'endommagement du béton pour les joints à simple recouvrement	84
4.1.1	Modèle analytique utilisé	85
4.1.2	Différents modèles éléments finis disponibles	89
4.1.3	Comparaison des modèles théoriques avec les résultats expérimentaux . .	91
4.2	Modélisation de la plasticité du joint de colle pour les joints à double recouvrement	96
4.2.1	Modèle analytique utilisé	97
4.2.2	Modèles numériques	100
4.2.3	Comparaison des deux modèles de type éléments finis	101
4.2.4	Comparaison du modèle analytique avec un modèle de type éléments finis	106
4.2.5	Comparaison avec les résultats expérimentaux	107
4.3	Conclusion	114
 III Optimisation du transfert des efforts		115
5	Optimisation du transfert des efforts : retour sur les études existantes	117
5.1	Travaux sur l'influence des conditions de bord	118
5.1.1	Bouurrelet de colle	118
5.1.2	Profilage des adhérents	119
5.2	Travaux sur l'optimisation du transfert des efforts	119
5.2.1	Notion de graded modulus materials pour limiter les sauts de module . .	120

5.2.2	Optimisation par modification des épaisseurs	120
5.2.3	Exemples de réalisation d'ancrages par collage optimisés	125
5.3	Travaux sur la caractérisation de l'adhésif	126
5.3.1	Rappels sur les deux critères de Von Mises et de Drucker Prager	126
5.3.2	Description des différents essais sur adhésif à l'état massique réalisés	128
5.3.3	Résultats et définition d'un critère de rupture pour une colle époxy de type élastique fragile, et d'un domaine élastique pour une colle époxy de type élasto-plastique	131
5.3.4	Essais sur adhésifs en joints minces	132
5.4	Conclusion	135
6	Joint courbe : fonctionnement et analyse	137
6.1	Calcul élastique du transfert des efforts	138
6.1.1	Développement d'une méthode analytique	139
6.1.2	Cas où le rayon tend vers l'infini	143
6.1.3	Modélisation en éléments finis	144
6.1.4	Comparaison entre méthode analytique et modèle éléments finis	146
6.1.5	Influence du rayon de courbure	147
6.1.6	Conclusion sur l'analyse du transfert élastique des efforts	149
6.2	Calcul élasto-plastique du transfert des efforts	149
6.3	Influence du frottement	152
6.3.1	Développement analytique	153
6.3.2	Détermination des coefficients de frottement	154
6.4	Etude du taux de restitution d'énergie : Résistance à la fissuration	156
6.4.1	Description des modèles éléments finis utilisés	156
6.4.2	Comparaison de la configuration plane et de la géométrie courbe	157
6.4.3	Influence du rayon de courbure sur le taux de restitution d'énergie	159
6.4.4	Influence du coefficient de frottement sur le taux de restitution d'énergie	159
6.5	Réalisation d'essais	161
6.5.1	Description du dispositif d'essais	161
6.5.2	Réalisation des éprouvettes	161
6.5.3	Résultats	163
6.5.4	Exploitation des résultats	165
6.6	Conclusion	168
	Conclusions et perspectives	173
	Annexes	187

Table des figures

1.1	Les techniques d'assemblage selon Schindell-Bidinelli (1992)	10
1.2	Le mouillage	18
1.3	Illustration de l'influence de la préparation de surface sur le mouillage : à gauche, pas de préparation ; au centre, abrasion moyenne ; à droite, abrasion plus sévère. Rowell (2005)	19
2.1	Les quatre principaux modes de sollicitations : de gauche à droite, cisaillement, sollicitation normale, clivage, pelage	32
2.2	Schéma du joint collé étudié : Joint à simple recouvrement et joint à double recouvrement	37
2.3	Profil de cisaillement classique le long d'un joint collé obtenu par la méthode de O. Volkersen	38
2.4	Observations des déformations par la technique de Moiré pour un joint à simple recouvrement : a) Adhérents quasiment isotropes, b) Adhérents anisotropes, c) Déformations théoriques selon le modèle de Volkersen (1938) (Figure de Tsai et al. (1998))	40
2.5	Contraintes de cisaillement (gauche) et d'arrachement (droite) le long du joint de colle pour un joint à simple recouvrement	45
2.6	Contrainte de cisaillement le long du joint de colle pour un joint à double recouvrement	46
2.7	Contrainte d'arrachement le long du joint de colle pour un joint à double recouvrement	46
2.8	Contrainte de cisaillement transverse le long du joint de colle pour un joint à double recouvrement selon la théorie d'Adams et Peppiatt	47
2.9	Longueur d'ancrage en fonction du facteur ξ pour les deux théories, et profils de la contrainte de cisaillement en fonction du facteur d'équilibrage $\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2}$ pour la théorie de Volkersen	50
2.10	Schéma introduisant les différentes composantes de l'allongement du joint	51
2.11	Relation entre raideur du joint et module de cisaillement de l'adhésif selon les deux théories présentées	53
3.1	Schéma de la machine de traction à gauche, et zone d'appui du bâti sur la dalle-échantillon à droite	61
3.2	Schéma des dalles échantillons utilisées	62

3.3	Schéma du positionnement courant des jauges de déformations sur la face supérieure du renfort collé	63
3.4	Photo du dispositif d'essai avec la machine de traction, le groupe hydraulique, le système de pilotage, et le système d'enregistrement des déformations	64
3.5	Schéma de la géométrie des dalles utilisées pour les investigations de la durabilité	64
3.6	Photo d'un échantillon après rupture	64
3.7	Photo de trois échantillons après rupture, de gauche à droite : tissu aramide, plat carbone, tissu carbone	66
3.8	Photo et schéma de l'instrumentation fine et usuelle	67
3.9	Photos des modes de rupture observés, de gauche à droite : cohésive dans le béton, à l'interface colle-renfort, cohésive dans la colle	68
3.10	Profil de cisaillement à la rupture selon les théories élastiques pour les différentes géométries d'essais dans le cas du joint à simple recouvrement	69
3.11	Un résultat d'essai en terme de relation effort-déplacement et de profils de déformation axiale le long du renfort	69
3.12	Schéma du joint à double recouvrement avec les paramètres géométriques	71
3.13	Photo de la machine de traction et d'une éprouvette avant essai	71
3.14	Résultats des investigations concernant la préparation de surface et photo des deux modes de rupture observés (Joint collé de 40 mm de long avec adhérents d'épaisseur 4.9 mm)	72
3.15	Photo de l'extrémité d'un joint réalisée avec objectif de microscope	73
3.16	Résultats des investigations concernant l'influence de l'épaisseur du joint de colle et l'équilibrage du joint sur la capacité ultime	73
3.17	Résultats des investigations concernant la longueur de recouvrement en terme de capacité ultime	74
3.18	Photos des trois modes de rupture observés : de gauche à droite, Ed1 (Etancol 492), Ee1 (Etancol 492), Ec1 (DP460)	75
3.19	Observations microscopiques (x40) des joints après rupture : à gauche, l'échantillon Eh4 (DP460), à droite, l'échantillon Ej1 (Etancol 492)	75
3.20	Résultats expérimentaux concernant la capacité ultime en fonction de la longueur de recouvrement pour les deux colles	76
3.21	Structure des pultrudés étudiés et photo après les essais de perte au feu	77
3.22	Photo d'une éprouvette de traction et résultat de l'essai en terme de relation contrainte-déformation (Attention, c'est le système de mesure qui est en saturation en fin de courbe)	78
3.23	Comparaison de la théorie de Volkersen (1938) et des résultats expérimentaux . .	79
3.24	Photo d'une zone d'un joint collé avant tout chargement en cisaillement (à gauche), et décharge après un cycle de charge/décharge (à droite)	80
4.1	Modèle bilinéaire de zone cohésive	85
4.2	Schéma du joint collé étudié : Joint à simple recouvrement et joint à double recouvrement si il existe une symétrie par rapport à l'axe Δ	86

4.3	Description de l'évolution du profil du cisaillement et de la contrainte axiale dans l'adhérent 1 au cours du chargement	88
4.4	Résultat d'un calcul d'un joint collé en terme de variable d'endommagement et identification de la rupture en coin observée expérimentalement, Nguyen et al. (2006)	89
4.5	Résultat du calcul d'un joint collé avec le modèle "Concrete Smeared Cracking" associé au béton dans le code aux éléments finis Abaqus	90
4.6	Résultats en terme de caractéristiques effort-déplacement pour les échantillons de la série A	91
4.7	Résultats de la modélisation pour les trois procédés : a) Procédé plat carbone : Profil de contrainte axiale dans le renfort, et résultats expérimentaux ; b) Procédé tissu carbone : Profil de contrainte axiale dans le renfort, et résultats expérimentaux ; c) Procédé tissu aramide : Profil de contrainte axiale dans le renfort, et résultats expérimentaux ; d) Les trois profils de cisaillement à l'état limite ultime sans fissuration	94
4.8	A gauche, résultats en terme de profils bilinéaires obtenus selon l'exploitation des résultats expérimentaux et les recommandations de CNR (2004) ; à droite, résultats en terme de profil de cisaillement à l'état limite ultime pour les deux types de joints considérés	95
4.9	Comparaison des profils de déformation axiale obtenus et des mesures données par les jauges de déformation pour quatre efforts différents pour le joint collé sur acier	96
4.10	Résultats commentés en terme de relation effort-déplacement du mors pour les échantillons A-2 (sur acier) à gauche, et B-3 (sur béton) à droite	96
4.11	A gauche, comportement en traction de la colle DP460 ; à droite, comportement en cisaillement de la DP460 calculé et adopté	97
4.12	Méthode de résolution du problème formulé	99
4.13	Localisation de la plasticité dans l'épaisseur de la couche de colle : Visualisation de la déformation plastique cumulée sous Abaqus dans la couche de colle à l'extrémité	100
4.14	Principe du modèle mécanique de type M4	101
4.15	Historique du chargement appliqué au joint collé	101
4.16	Comparaison des profils de cisaillement obtenus (— Abaqus ; ♦ MPFEAP)	102
4.17	Comparaison des profils de glissement horizontal obtenus (— Abaqus ; ♦ MPFEAP)	103
4.18	Comparaison des profils d'arrachement obtenus (— Abaqus ; ♦ MPFEAP)	104
4.19	Comparaison des profils de glissement vertical obtenus (— Abaqus ; ♦ MPFEAP)	105
4.20	Comparaison des profils de cisaillement obtenus par la méthode analytique et la méthode de type éléments finis pour trois charges différentes A, B et C	106
4.21	Comparaison des profils de cisaillement après une charge/décharge du joint collé obtenus par la méthode analytique et le calcul de type éléments finis (l'effort appliqué est nul.)	107

4.22	Comparaison des profils de cisaillement à l'état ultime obtenus avec la méthode analytique et le modèle en éléments finis pour trois longueurs de recouvrement différentes	108
4.23	Définition de la longueur plastique sur un exemple de longueur de recouvrement de 40 mm, et résultats à la rupture pour les échantillons testés en fonction de la longueur de recouvrement	108
4.24	Description et photo du montage utilisé	109
4.25	Schema du joint testé et exemple de photos obtenues	110
4.26	Photo illustrant les phénomènes de localisation de la déformation plastique observés	110
4.27	Comparaison des mesures expérimentales et des profils de glissement horizontaux obtenus par calcul en éléments finis	111
4.28	Comparaison des comportements effort appliqué en fonction du glissement en deux zones (abscisses) du joint différentes	112
4.29	Historique de l'essai de mise en évidence de l'effet de précontrainte	112
4.30	Comparaison des profils de déformation axiale des adhérents extérieurs sous Abaqus avec les résultats expérimentaux pour l'état A (à gauche), l'état B (au milieu) et l'état C (à droite)	113
4.31	Comparaison des profils de déformation axiale des adhérents extérieurs sous Abaqus avec les résultats expérimentaux pour l'état D (à gauche) et l'état E (à droite)	113
5.1	Observations de Moiré de l'extrémité d'un joint soumis à du cisaillement a) pour un cas ne présentant pas de bourrelet de colle b) pour un cas présentant un bourrelet de colle Tsai and Morton (1995)	119
5.2	Schéma d'un joint optimisé selon la méthode développée dans Hadj-Ahmed et al. (2001b)	122
5.3	Profil de l'épaisseur optimisée et profil approché adopté pour les calculs éléments finis	123
5.4	Détail des maillages respectifs sous les logiciels Abaqus et MPFEAP pour le calcul du joint optimisé	124
5.5	Profils de cisaillement pour un même effort appliqué pour un joint à double recouvrement non optimisé à gauche, et un joint à double recouvrement selon Hadj-Ahmed et al. (2001b) à droite selon le Shear Lag, et des modèles éléments finis réalisés sous Abaqus et MPFEAP	124
5.6	a) Schéma de l'ancrage; b) Répartition des modules des adhérents le long du recouvrement; c) Profils de cisaillement sans changement de module (A), avec un changement de module linéaire (C), avec un changement de module par sauts (B); de Meier et al. (1994)	125
5.7	Schéma de l'ancrage optimisé développé au LAMI; de Caron and Foret (1991) .	125
5.8	Représentation du critère de Von Mises dans le plan p-q et de sa projection sur le plan déviatorique	127
5.9	Représentation du critère de Drucker Prager dans le plan p-q et de sa projection sur le plan déviatorique	128
5.10	Résultats des essais de traction pour la Sikadur 330 à gauche et la DP460 à droite	129

5.11 Résultats des essais de compression de colle pour la Sikadur 330 à gauche et la DP460 à droite	129
5.12 De gauche à droite, et de bas en haut, échantillon d'Etancol 492 après essai de compression ; échantillon de DP460 après essai de compression ; échantillon d'Etancol 492 après essai brésilien ; échantillon de DP460 après essai brésilien . .	130
5.13 Résultats des essais de traction par fendage de la colle pour la Sikadur 330 à gauche et la DP460 à droite	130
5.14 Résultats en terme de contraintes maximales dans le diagramme p-q pour les trois adhésifs étudiés : à gauche, mise en valeur des trois différents essais ; à droite, tracé de l'enveloppe résultat en adoptant un critère linéaire pour les trois adhésifs étudiés	132
5.15 Photos des éprouvettes de torsion/traction à gauche et d'une éprouvette mise en place dans la machine d'essai à droite	133
5.16 Résultat expérimental en terme de couple appliqué en fonction de l'angle de rotation pour un effort de compression de 1400 N à gauche et pour un effort de compression de 3200 N à droite	134
5.17 Couple limite en fonction de l'effort appliqué pour les essais de torsion traction sur tubes creux collés bout à bout (l'effort est négatif pour une situation de traction	135
6.1 Schéma de principe du joint collé étudié	138
6.2 Détails du modèle éléments finis sous Abaqus	144
6.3 Profils de cisaillement obtenus par calcul de type éléments finis le long du joint collé pour les deux configurations sous l'hypothèse de contraintes ou de déformations planes pour une contrainte appliquée de 670 MPa	145
6.4 Profils d'arrachement obtenus par calcul de type éléments finis le long du joint collé pour les deux configurations sous l'hypothèse de contraintes ou de déformations planes pour une contrainte appliquée de 670 MPa	146
6.5 Profils de cisaillement obtenus le long du joint collé courbe obtenus par la méthode analytique et la méthode éléments finis pour une contrainte appliquée de 670 MPa	146
6.6 Profils d'arrachement obtenus le long du joint collé courbe obtenus par la méthode analytique et la méthode éléments finis pour une contrainte appliquée de 670 MPa	147
6.7 Profils de cisaillement obtenus le long du joint collé courbe pour trois rayons différents avec la méthode analytique à gauche et un calcul aux éléments finis à droite pour une contrainte appliquée de 670 MPa	148
6.8 Profils d'arrachement obtenus le long du joint collé courbe pour trois rayons différents avec la méthode analytique à gauche et un calcul aux éléments finis à droite pour une contrainte appliquée de 670 MPa	148
6.9 Comparaison des profils de cisaillement le long du joint de colle entre joint plan et joint courbe pour un critère de type Von Mises à gauche, et de type Drucker-Prager à droite pour une même contrainte appliquée de 670 MPa	150
6.10 Comparaison des profils d'arrachement le long du joint de colle entre joint plan et joint courbe pour un critère de type Von Mises à gauche, et de type Drucker-Prager à droite pour une même contrainte appliquée de 670 MPa	151

6.11	Comparaison des profils déviatoriques (qui correspond ici à la contrainte de Von Mises) le long du joint de colle entre joint plan et joint courbe pour un critère de type Von Mises à gauche, et de type Drucker-Prager à droite pour une même contrainte appliquée de 670 MPa	151
6.12	Comparaison des profils de pression hydrostatique le long du joint de colle entre joint plan et joint courbe pour un critère de type Von Mises à gauche, et de type Drucker-Prager à droite pour une même contrainte appliquée de 670 MPa	152
6.13	Elément $d\theta$ de la structure considérée	153
6.14	Valeur du coefficient Eta en fonction de l'angle total de frottement pour différentes valeurs de coefficients de frottement (de 0.2 à 0.9)	155
6.15	Schéma de l'essai de détermination du coefficient de frottement de Coulomb statique	155
6.16	Modèle éléments finis du joint plan et du joint courbe	157
6.17	Taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure pour les deux configurations courbe et plane et avec ou sans frottement dans le cas d'une contrainte appliquée de 100 MPa	158
6.18	Taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure pour les deux configurations courbe et plane et avec ou sans frottement dans le cas d'un déplacement appliqué	158
6.19	Taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure pour trois rayons de courbure différents sans prise en compte du frottement	159
6.20	Taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure pour différents coefficients de frottement et théorie analytique développée pour ces mêmes coefficients de frottement	160
6.21	Schéma et photo du dispositif d'essai	161
6.22	Photo de la réalisation de l'empilement à gauche, schéma de l'empilement pour la polymérisation à chaud sous pression à droite	162
6.23	Photos des éprouvettes courbes et plans de plat collé à gauche, et de tissu à droite	163
6.24	Schéma des trois types d'échantillons testés	163
6.25	Photo d'une zone de frottement après essai permettant de vérifier que celui-ci a bien eu lieu	164
6.26	Profil de la pression hydrostatique le long du recouvrement pour le joint courbe à gauche, profil de cisaillement pour calcul avec un critère de Von Mises et de Drucker Prager pour l'adhésif à droite	166
6.27	Valeur du coefficient de frottement en fonction de la longueur fissurée pour le rapport $\frac{N_{\theta\theta}(s=a)}{N_{\theta\theta}(\theta=0)}$ expérimental à gauche, puis avec différentes augmentations de $N_{\theta\theta}(s=a)$ à droite	167

Liste des tableaux

1.1	Les différentes préparations de surface CETIM (2006)	22
1.2	Les différents essais de caractérisation des adhésifs	28
2.1	Les propriétés du joint à simple recouvrement étudié	44
2.2	Les propriétés du joint à double recouvrement étudié	45
3.1	Les échantillons de la série d'essais concernant l'influence de la longueur collée . .	65
3.2	Les échantillons de la série d'essais concernant différents procédés	65
3.3	Les échantillons de la série d'essais concernant les différents adhérents	67
3.4	Les propriétés mécaniques déterminées expérimentalement	77
4.1	Calcul des longueurs d'ancrage expérimentales de la série A	92
4.2	Résultats des caractéristiques des profils bilinéaires pour les trois procédés à partir des mesures de déformation expérimentales et selon les recommandations de CNR (2004)	93
5.1	Relations entre résultats expérimentaux et contraintes de Von Mises et hydrostatique	131
5.2	Paramètres caractéristiques du modèle de Drucker-Prager pour les trois adhésifs étudiés d'après les résultats expérimentaux	132
5.3	Résultats des couples limites pour les quatre éprouvettes testées	135
6.1	Résultats des investigations expérimentales sur joints courbes	164
F.1	Eprouvettes sur pultrudés à fibre de verre : Partie 1	188
F.2	Eprouvettes sur pultrudés à fibre de verre : Partie 2	189
F.3	Eprouvettes sur pultrudés à fibre de carbone : Partie 1 (Etancol 492)	190
F.4	Eprouvettes sur pultrudés à fibre de carbone : Partie 2 (DP460)	190

Introduction générale

La réalisation d'une structure implique bien souvent la réalisation de différents éléments in-situ ou en usine, puis leur assemblage. La réalisation d'un élément est généralement bien contrôlée et il est facile de réaliser divers essais sur ceux-ci pour vérifier la qualité du dimensionnement. La problématique de l'assemblage est elle bien plus complexe car elle implique le plus souvent de s'assurer de la qualité de mise en oeuvre in-situ, et car il est difficile de réaliser des essais représentatifs des conditions de sollicitations réelles. Ce travail s'intéresse à une des méthodes d'assemblage disponible aujourd'hui et de plus en plus utilisée dans le domaine du génie civil : le collage dit "structural". On ajoute ce qualificatif pour insister sur la notion de capacité mécanique de la technique qui reste malheureusement communément associée pour des raisons historiques à de faibles capacités mécaniques. Cette idée est aujourd'hui devenue désuète au vu des progrès réalisés dans le domaine pendant ces dernières décennies. Comme toute nouvelle méthode, la conception et le dimensionnement de ce type d'assemblage sont en cours de définition. Ce travail s'inscrit dans la compréhension et la description d'outils associés au collage structural.

On notera que deux aspects complémentaires liés aux différents organismes impliqués dans cette étude ont été approfondis : le premier s'attache à l'étude du collage d'éléments composites sur acier ou composites dans le but de définir un moyen d'ancrage de haubans plats en composites pour une passerelle conçue dans [Julich \(2007\)](#) ; le second s'intéresse au collage structural utilisée pour le renforcement d'éléments d'ouvrages d'art en béton. Ces deux approches de la même problématique menées dans ce rapport nous ont permis de pouvoir analyser différents cas de joints collés et d'utiliser différents outils pour modéliser leur fonctionnement et en dégager les points forts. Les différences rencontrées sont liées au type d'adhérents, au mode de rupture, ou encore à la préparation de surface.

L'investigation de l'ancrage de haubans plat en matériaux composites fait suite à de nombreuses études menées à l'UR Navier, anciennement LAMI, sur les structures "tout-composite". Si les performances mécaniques de ces nouveaux matériaux ne sont plus à démontrer, il n'en reste pas moins que les questions d'assemblage et de durabilité restent posées ([Douthe et al. \(2006\)](#)). La question de la durabilité est également d'actualité pour le domaine du collage structural pour lequel un retour d'expérience plus important est nécessaire. Pour ce qui est de l'assemblage des matériaux composites, les difficultés rencontrées résultent de la spécificité de la microstructure de ce type de matériaux qui s'associe difficilement avec les méthodes usuelles telles que le boulonnage puisqu'elles mènent souvent à des ruptures prématurées dues à des concentrations de contraintes dans les zones singulières. La technique d'assemblage par collage semble donc plus adaptée à ce type de matériaux. On notera en outre que les adhésifs utilisés sont souvent de même nature que les matrices des éléments composites. Au vu de ces remarques, on comprendra que le choix de la technique d'assemblage fait dans cette étude pour cette application spécifique soit le collage.

Pour ce qui concerne le renforcement de structures en béton, les études effectuées s'appuient largement sur les compétences du Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées d'Autun qui a financé cette étude. Ce dernier vient en effet de se doter d'une équipe Ressource pour le Réseau Scientifique et Technique sur le domaine du "collage et des matériaux composites".

Voué au contrôle des opérations de renforcement, il travaille également en collaboration avec le Laboratoire Central des Ponts et Chaussées et l'UR Navier sur des opérations de recherche concernant l'utilisation de cette technique pour le génie civil ([LCPC \(2006\)](#)). Bien que le travail ait été mené majoritairement au sein de l'UR Navier, toutes les séries d'essais sur joints à simple recouvrement ont été menées au LRPC d'Autun. Cet essai vient par ailleurs d'être ajouté dans [AFGC \(2007\)](#), seul guide de recommandations pour le renforcement d'ouvrages en béton par matériaux composites existant en France à ce jour.

Les structures impliquées et les deux objectifs étant sensiblement différents, ces deux approches nous ont permis d'avoir une vision plus vaste du collage structural dans le domaine du génie civil. Outre son utilisation dans le cadre de renforcement d'ouvrages existants, on retiendra qu'il pourra être utilisé dans un futur proche pour l'assemblage d'éléments de structure au même titre que le vissage, le rivetage, ou le boulonnage. Les études expérimentales ont été menées à l'UR Navier, au LRPC d'Autun, et pour certains essais spécifiques au LCPC de Paris (essais de perte au feu, et observations au MEB). Bien que le travail ait été mené physiquement à l'UR Navier, une collaboration importante entre ces trois organismes a pu être conduite. Celle-ci est révélée dans le plan de cette étude, puisque ces deux parties ne sont pas distinctes, mais bel et bien imbriquées de manière à réaliser un ensemble cohérent s'attachant à la description des phénomènes intervenant dans le collage structural.

Ce document est composé de trois parties distinctes. Dans une première partie, nous développerons les éléments généraux concernant le collage structural. Outre le rappel de sa définition, les différents adhésifs mis en jeu et leur caractérisation seront décrits. Les efforts d'adhésion inhérents au collage seront également listés et plus particulièrement décrits. Ceux-ci sont à la base même de cette technique d'assemblage et constituent par conséquent un des éléments clé de sa compréhension. Après avoir abordé ces éléments généraux, l'aspect mécanique du transfert des efforts sera étudié. Après avoir listé les différents essais de caractérisation du collage structural, et en présentant les principales méthodes élastiques de détermination des efforts dans le joint de colle, nous définirons les concepts importants associés à la technique du collage structural dans le cadre de sa conception, notamment celui de la longueur d'ancrage fortement associé au collage. Cette partie se terminera par un rappel des phénomènes non-linéaires pouvant exister et qui modifient par conséquent les remarques effectuées auparavant et qui reposaient sur des théories purement élastiques.

La seconde partie sera vouée à la description d'essais sur joints collés et à leur confrontation avec les théories classiques présentées dans la première partie. Après avoir décrit les investigations expérimentales menées sur les deux configurations choisies (simple et double recouvrement), les résultats seront comparés aux prédictions des modèles élastiques. L'insuffisance de ces modèles sera démontrée dans certains cas et ceci conduira à la description et l'utilisation de modèles intégrant des phénomènes non-linéaires. Deux types de phénomènes seront envisagés : de l'endommagement, et de la plasticité. L'irréversibilité de ces phénomènes et ses conséquences seront également abordés en fin de partie. Cette partie nous aura permis de présenter différentes modélisations des joints collés et d'aborder les avantages et inconvénients

des différentes méthodes, pour ensuite envisager l'étude d'un nouvel ancrage.

La troisième partie s'attachera donc à optimiser le transfert des efforts et à développer un nouveau concept d'ancrage. Ceci a déjà été abordé dans de nombreuses études, et il sera donc nécessaire de rappeler dans un premier temps les travaux existants sur le sujet. Ceux-ci portent sur l'influence des conditions de bord, l'utilisation de matériaux gradués en propriétés mécaniques ou en épaisseur. Nous aborderons également une caractérisation plus fine des adhésifs mis en jeu qui nous permettra de décrire plus précisément l'influence d'une composante de contrainte hors-plan sur la résistance de l'adhésif. Cette analyse sera à la base de la proposition d'une nouvelle géométrie de joints collés, dite "géométrie courbe". Pour cette dernière, un travail de modélisation élastique et élasto-plastique du transfert des efforts sera mené. Pour justifier l'intérêt de cette géométrie, une étude du taux de restitution d'énergie sera également abordée. La partie se terminera par une confrontation des attentes théoriques avec des séries d'essais pour vérifier ou infirmer l'amélioration apportée par la géométrie étudiée.

Bien entendu, une conclusion rappellera ensuite les principaux résultats de l'étude. Elle permettra également de définir des pistes envisageables à ce travail. Certaines de ces perspectives sont déjà engagées dans le cadre d'opérations de recherche du LCPC. Elles devraient conduire sans aucun doute à une meilleure connaissance et donc à une plus large utilisation de la technique du collage structural dans le monde du génie civil.

Première partie

Synthèse
Bibliographique/Généralités sur le
collage

Chapitre 1

Le collage structural

Sommaire

1.1	Définition du collage structural, ses avantages et inconvénients . . .	11
1.2	Matériaux	12
1.2.1	Les adhésifs adhérant par voie physique	12
1.2.2	Les adhésifs adhérant par voie chimique	13
1.2.3	Quelques adhésifs dits structuraux	14
1.2.4	Les charges	16
1.3	L'adhésion	17
1.3.1	La notion de mouillage et d'énergie libre de surface	17
1.3.2	Les processus d'adhésion	19
1.3.3	La préparation de surface	21
1.4	Caractérisation de ces adhésifs	23
1.4.1	Caractérisation chimique et paramètres de mise en oeuvre	23
1.4.2	Caractérisation mécanique sur adhésif à l'état massique	25
1.4.3	Caractérisation mécanique sur joint collé	25
1.5	La durabilité des assemblages réalisés	27
1.6	Conclusion et cadre de notre étude	27

Le collage structural est une des techniques d'assemblage disponible pour le concepteur de structures mécaniques ou de génie civil. M. Barquins, auteur de [Barquins and Fadel \(1999\)](#), classe les différentes méthodes d'assemblages en cinq groupes distincts :

- L'assemblage statique par juxtaposition : il s'agit par exemple de la juxtaposition de blocs de pierre pour la réalisation de voûtes ou d'arches qui ne nécessite pas l'ajout d'un matériau quelconque pour conférer l'adhérence puisque celle-ci résulte de la configuration spatiale des éléments.
- L'assemblage par blocage géométrique : celui-ci concerne les emboitements de pièces. La technique la plus connue relevant de ce groupe est sans nul doute l'assemblage tenon et mortaise développé dans le domaine de la construction en bois.
- L'assemblage à force : dans cette catégorie sont classés les systèmes de cloutage, de rivetage, et de vissage. Il est à noter que le vissage est une technique relativement récente puisqu'elle nécessite le filetage des pièces.
- L'assemblage de fils : il s'agit ici des techniques de tissage.
- L'assemblage par collage : celui-ci consiste à réaliser un contact chimique entre deux solides à l'aide d'un troisième corps appelé colle ou adhésif. Ce troisième corps étant disponible à l'état naturel, il s'agit d'une des techniques les plus anciennes d'assemblage.

De façon identique, la norme DIN 8580 présente le collage comme une des alternatives d'assemblage. Dans [Schindell-Bidinelli \(1992\)](#), un schéma très intéressant repris en figure 1.1 est donné pour classer les techniques d'assemblage. L'inclusion du collage dans la liste des techniques à disposition des concepteurs permet de conférer une légitimité à cette technique et souligne son importance aujourd'hui.

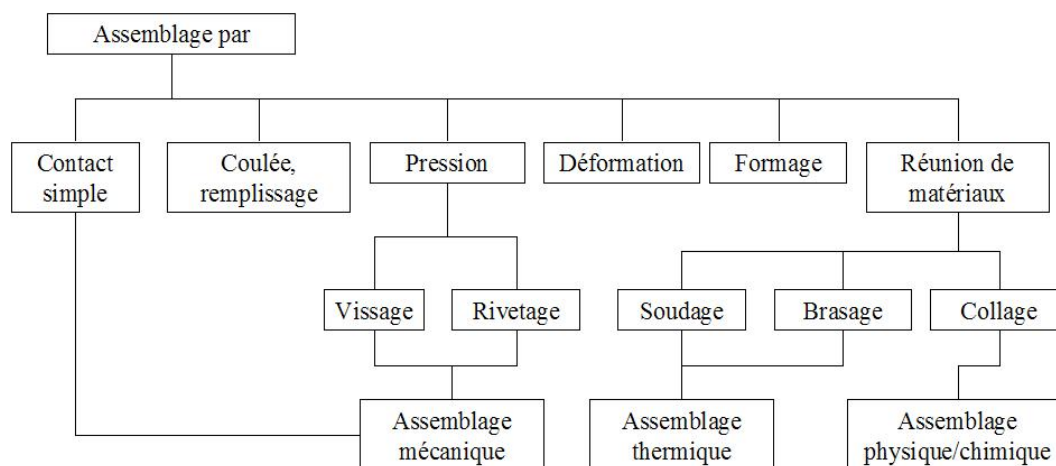


FIG. 1.1: Les techniques d'assemblage selon [Schindell-Bidinelli \(1992\)](#)

On pourra se reporter à [Barquins and Fadel \(1999\)](#), pour obtenir un descriptif historique intéressant de l'utilisation de la technique du collage à travers les âges. Il faut souligner que l'apparition des colles industrielles ne date que de 1940, et que celle-ci a permis d'améliorer les performances de ce type de technique. La notion de collage structural est d'ailleurs apparue suite à ces évolutions. Comme il est spécifié dans [CETIM \(2006\)](#), la technologie du collage connaît un essor important au cours des deux dernières décennies. L'utilisation de cette technique reste

cependant encore limitée à cause d'une part du manque de recul sur l'évolution des assemblages réalisés, et d'autre part de la méfiance associée au collage qui reste pour beaucoup une solution non fiable. Cette dernière remarque souligne l'importance de mener davantage d'études sur le collage pour comprendre tous les phénomènes induits, pouvoir les modéliser, pouvoir améliorer la fiabilité des joints réalisés, contrôler la réalisation de ces derniers, et enfin leur associer des durées de vie. De nombreuses publications ont vu le jour dernièrement pour pallier à ce manque de connaissances permettant la mise à disposition de guides de conception et de réalisation de joints collés [CETIM \(2006\)](#), [Schindell-Bidinelli \(1992\)](#) [Couvrat \(1992\)](#). On notera également que de nombreuses formations sur le sujet ont été mises en place comme celle proposée par Magnytude à Nevers par exemple.

Dans ce chapitre, un état de l'art est fait sur les principaux points concernant cette technique. Dans un premier temps, les différentes définitions liées au collage structural seront mises en relief. Ensuite, une partie donnant des notions de base sur la classification des colles rencontrées, et leur spécificité chimique sera abordée. Une des difficultés du collage réside d'ailleurs dans la multidisciplinarité de la technique qui requiert à la fois des connaissances chimiques et mécaniques dans le cadre de son optimisation. Une des illustrations de cette difficulté sera donnée dans la partie suivante où les efforts d'adhésion seront décrits. Ce paragraphe insistera sur l'importance de la phase de préparation de surface lors du collage. Enfin, une dernière partie décrira d'autres aspects importants liés au collage, que ce soient les phénomènes de concentration de contrainte, les effets d'échelle, ou la notion de durabilité des assemblages réalisés.

1.1 Définition du collage structural, ses avantages et inconvénients

La définition du collage est relativement claire. On peut considérer par exemple celle donnée dans [CETIM \(2006\)](#) : " Le collage permet d'assembler des substrats au moyen de substances adhésives (colles, adhésifs)." En ce qui concerne le collage dit structural, il existe de nombreuses définitions différentes. Cette notion dépend en effet du type d'application considéré et des matériaux assemblés. Dans [Bretton and Villoutreix \(2005\)](#), 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 [Couvrat \(1992\)](#), les adhésifs sont structuraux dès lors que leur résistance au cisaillement est supérieure à 7 MPa. Dans [CETIM \(2006\)](#), il est dit que les adhésifs structuraux sont les adhésifs appelés réactifs. Ces différentes définitions se rejoignent sur la notion de résistance suffisante de l'assemblage réalisé. Il est à noter que dans [Cognard \(1994\)](#), l'auteur ajoute à cette définition la notion de durabilité de l'assemblage dans différents environnements.

On retiendra que le collage est dit structural lorsqu'il confère à l'assemblage considéré une résistance mécanique suffisante dans les conditions environnementales de service.

Bien entendu, la résistance mécanique conférée à l'assemblage dépend des matériaux mis en jeu, et des efforts appelés efforts d'adhésion qui existent entre les matériaux à assembler et la colle. Pour pouvoir aborder le collage, il est donc important de posséder des connaissances sur les adhésifs utilisés, les matériaux que l'on souhaite assembler, mais aussi la nature des efforts

d'adhésion induits et leur optimisation. Enfin, la durabilité du collage réalisé est assujettie à la prise en compte d'autres paramètres inhérents à la technique du collage comme les concentrations de contrainte, ou l'évolution des matériaux utilisés en environnement extrême. La suite du chapitre aborde chacun de ces points. Bien qu'elle ne puisse pas être exhaustive, elle a pour but d'éclairer le lecteur sur les principaux points à prendre en compte lors des phases de conception.

1.2 Matériaux

Dans cette partie, nous présenterons les différents adhésifs disponibles. Différentes classifications existent, et nous essaierons d'en donner plusieurs en insistant sur les avantages de chacune. Pour des soucis de concision, seules les propriétés de certains adhésifs structuraux seront ensuite données.

Il existe de nombreux types de colle et plusieurs classifications de celles-ci. On peut les classer en fonction de leur nature (Adhésifs minéraux ou organiques), en fonction de leur mode d'obtention (Naturel ou synthétique), en fonction de leurs propriétés (Structurel ou non), ou en fonction de leur mode de prise (Voie physique ou chimique). C'est cette dernière classification que nous adopterons dans un premier temps. On décrira ensuite les adhésifs qui nous intéressent dans ce rapport de manière plus précise.

1.2.1 Les adhésifs adhérent par voie physique

La prise de ces types de colle résulte le plus souvent d'un changement de l'état de celles-ci. Généralement, la colle passe d'un état liquide à un état solide et procure alors l'adhérence nécessaire à l'assemblage.

□ Les adhésifs naturels sont à classer dans cette catégorie qu'ils soient d'origine animale ou végétale. On peut citer à titre d'exemple les amidons, les adhésifs de cellulose, ou bien encore la caséine utilisée pour le collage du bois.

□ On y distingue également les adhésifs de contact et auto-adhésifs qui nécessitent l'application d'une pression. C'est le cas par exemple du néoprène dont le mode d'application est assez particulier puisqu'il nécessite l'encollage des deux surfaces avant de les mettre en contact. De manière générale, il est nécessaire d'appliquer une faible pression pour assurer une adhérence optimale des deux surfaces. Dans ce cas-ci, il est important de remarquer qu'il ne s'agit pas d'un paramètre d'optimisation du collage, mais bien d'une condition sine qua none pour que la colle adhère.

En fait, l'application d'une pression améliore le mouillage entre l'adhérent et l'adhésif et ceci conduit donc à une meilleure adhérence. Dans le cas des adhésifs de contact, cette pression est indispensable (cf. paragraphe concernant l'adhésion).

□ On y trouve également les adhésifs en dispersion dont la prise repose sur l'évaporation de l'eau. Il est important qu'un des deux adhérents soit poreux dans ce cas pour obtenir un durcissement de la colle. C'est le cas des colles à émulsions.

□ Une autre classe proche de la précédente est celle des adhésifs à solvant. Le collage se fait par diffusion de la colle au sein du matériau. Ces adhésifs sont particulièrement adaptés au collage des matières plastiques.

□ Enfin, on distingue également les adhésifs thermofusibles qui nécessitent un chauffage préalable pour pouvoir ensuite, lors du refroidissement, passer de l'état liquide à solide et former ainsi le joint collé. En application courante, il s'agit des colles utilisées dans les "pistolets à colle chaude".

1.2.2 Les adhésifs adhérent par voie chimique

Ce type d'adhésif doit subir une réaction chimique pour pouvoir conférer une cohésion à l'assemblage. Les adhésifs de cette catégorie sont souvent plus résistants que ceux de la catégorie précédente. Il semble en effet que leur activation leur permette de créer des forces d'adhésion plus importantes. Les réactions chimiques de polymérisation subies par la colle peuvent être de plusieurs types :

- La polycondensation : Cette réaction implique la présence de deux molécules portant des groupes fonctionnels différents. Elle entraîne l'élimination de molécules de faible poids telles que l'eau. Dans ce cas, il est important que les matériaux à coller ou tout du moins l'un d'entre eux soit suffisamment poreux pour ne pas obtenir de zones non collées à l'interface où l'eau se serait accumulée (Ce type de réaction est associé aux polyamides, aux résines phénoliques, à l'urée et à la mélamine).

- La polymérisation simple : Cette réaction de durcissement ne conduit pas à des rejets particuliers qui pourraient être susceptibles de gêner le processus d'adhérence, et elle n'implique la présence de monomères insaturés. Elle est cependant anarchique et peut conduire à l'obtention d'adhésifs à propriétés différentes pour un même état initial (C'est le type de réaction des adhésifs acryliques). C'est la réaction la plus rapide des trois, et les temps de prise des adhésifs sont donc relativement courts.

- La polyaddition : Ce type de réaction est moins sensible à l'environnement et les adhésifs qui y répondent sont donc plus utilisés. (On y trouve notamment les adhésifs époxydiques, et certains polyuréthanes). Certains auteurs la classifie avec la polymérisation simple dans le sens où aucun rejet n'est observé [Couvrat \(1992\)](#). Elle implique cependant la présence de deux molécules portant des groupes fonctionnels différents.

Pour plus de détails sur la chimie de ces réactions, on pourra se reporter à [CETIM \(2006\)](#), [Adams and Wake \(1984\)](#), et [Bruneaux \(2004\)](#). On liste ci-après les grandes catégories d'adhésifs adhérent par voie chimique.

□ Le premier type de colle adhérent par voie chimique est celui des colles bi-composants.

On doit dans ce cas mélanger deux produits distincts, résine et durcisseur, dans des proportions données par le fabricant pour obtenir le matériau adhésif. Dans ce cas, le respect des proportions du mélange est primordial pour obtenir une réticulation complète de l'adhésif mis en place.

□ Le second type est celui des colles monocomposants durcissant par apport de chaleur (Thermodurcissables). L'augmentation de la température joue le rôle d'amorceur de la réaction. On peut également ajouter au matériau des petites particules d'élastomère pour lui conférer une meilleure ductilité. Car, s'il est vrai que les matériaux de ce type ont un comportement structural très intéressant du point de vue de leurs capacités résistives, il n'en reste pas moins une relative méfiance vis-à-vis de leur comportement fragile. Il est important de contrôler de manière précise la température pour ce type de matériau. Une légère pression est également nécessaire pour assurer la prise de la colle.

□ De manière croisée, on trouve également des colles bi-composants durcissant par apport de chaleur. Ce type de colle requiert une surveillance aigüe de la mise en oeuvre, puisque l'on doit contrôler température, pression et proportions du mélange.

□ Il existe aussi des colles durcissant grâce à l'humidité de l'air ambiant. Le taux d'humidité relative optimal pour ce type d'adhésif est proche de 65%. Dans le cas où celui-ci serait trop éloigné de cette valeur, on peut obtenir un collage présentant d'importants défauts. Il est donc important de le mesurer lors de l'opération d'assemblage.

□ Certaines colles durcissent sous l'effet des rayons ultra-violet. Pour assurer une prise de la colle, un des adhérents doit être transparent aux UV. Le champ d'application de ce type d'adhésifs est donc limité. On l'utilise en orthodontie par exemple.

□ Enfin, il existe de nouveaux adhésifs anaérobies durcissant au contact du métal. Il est nécessaire d'exclure l'oxygène du joint à coller, mais ce type de colle permet d'associer des pièces métalliques de manière simple et efficace.

1.2.3 Quelques adhésifs dits structuraux

Les cinq principales familles d'adhésifs structuraux existant actuellement sont décrits ci-après. Pour chacun d'entre eux, les avantages et inconvénients seront listés afin de mettre en relief les éléments de choix pour le concepteur.

Les polyuréthanes

On trouve des colles polyuréthanes à deux composants ou mono composant réticulant à l'humidité de l'air.

Ces colles sont le plus souvent appréciées en raison de leurs très bonnes propriétés en souplesse et en ténacité. Ceci vient de leur structure polymérique qui associe des segments durs et mous. L'alternance de ces deux types de segments résultant de deux réactions différentes leur confère leur grande résistance au pelage [Cognard \(1994\)](#). On pourra retenir qu'en fonction de leur

formulation, leur résistance en traction-cisaillement se situe entre 1 et 15 MPa selon [CETIM \(2006\)](#).

Les adhésifs acryliques

Il existe différents groupes d'adhésifs acryliques :

- ▶ Les cyanoacrylates : ce type de colle est couramment utilisé car leur prise est très rapide (Il s'agit des colles dénommées couramment "Superglu"). Leur résistance est assez élevée et tout comme les résines époxydes, elles sont rigides et ont une capacité faible en pelage. Leur résistance à la fatigue semble plus contestée, mais ce qui limite réellement leur utilisation est leur faible temps de prise. En effet, dans le cas où les surfaces à assembler sont importantes, leur mise en oeuvre est très délicate. En outre, comme l'humidité est un catalyseur important de la polymérisation de ce type d'adhésif, elle réagit facilement en contact avec les doigts où les muqueuses. Leur utilisation requiert donc une vigilance particulière.
- ▶ Les adhésifs anaérobies : Ce type d'adhésifs polymérise sous absence d'oxygène. Ce dernier inhibe en effet la réaction. La réaction de polymérisation est catalysée par les surfaces métalliques et il est donc normal qu'ils soient beaucoup utilisés dans le cas des assemblages en automobile pour le remplissage des jeux, et les fixations coaxiales principalement.
- ▶ Les acryliques modifiés : leur formulation associe deux composants et permet d'obtenir des propriétés de souplesse et de pelage plus intéressantes tout en maintenant des propriétés en cisaillement acceptables.

De manière générale, ce type d'adhésif a une prise rapide et une résistance importante en cisaillement. Dans le cas des acryliques modifiés, ils ont également une souplesse importante et une bonne résistance au pelage. En ce qui concerne leur durabilité, elle semble variable en fonction de la formulation considérée. On pourra retenir que leur résistance en cisaillement peut atteindre plus de 30 MPa, [CETIM \(2006\)](#).

Les adhésifs phénoliques

Ce type d'adhésif est un thermodurcissable et est donc comme les époxy rigides à rupture fragile. Il a de très bonnes caractéristiques de durabilité, mais nécessite une attention rigoureuse lors de la mise en oeuvre, en particulier en ce qui concerne la nécessité d'un apport de chaleur, et de l'application d'une pression. La pression appliquée doit être continuellement contrôlée et modifiée car une réduction de volume du joint est clairement identifiable lors de la polymérisation de l'adhésif. Pour pallier à leur caractère fragile, on peut les modifier en les copolymérisant avec des vinylnes, des néoprènes, des nitriles, ou des époxys.

Les polyimides

La caractéristique principale de la famille des polyimides, plus récente, concerne sa résistance sous haute température. Ils sont cependant plus difficiles à mettre en oeuvre, et ont un comportement fragile, [Kinloch \(1987\)](#). On notera toutefois que certains des adhésifs polyimides conservent des propriétés mécaniques acceptables jusqu'à des températures de 300° C.

Les époxys

La classe des époxydes est de loin la plus utilisée. Il existe des formulations monocomposant activables sous chaleur, ou bicomposantes pour lesquelles l'apport de chaleur n'est pas forcément nécessaire.

Ce type d'adhésif a une résistance en contrainte de cisaillement et de traction élevée. Ils sont également très rigides et ont un comportement à la rupture fragile (Tout ceci est vrai à température ambiante ; à température élevée, leur comportement est différent).

Il semble que leur tenue en fatigue, à la température, et leur réaction face à des agents chimiques agressifs soient excellentes. La principale limitation à leur utilisation est leur faiblesse en pelage et en ductilité. Actuellement, de nombreuses formulations tentent de répondre à ce problème en associant à ce type de résine des produits plus souples. Un travail important est également conduit sur leur comportement en milieu humide et sur l'influence de cette humidité sur leur durabilité.

Dans [CETIM \(2006\)](#), l'auteur distingue les avantages des résines époxys par rapport à chacune des autres familles structurales décrites ci-dessus :

- En comparaison des adhésifs phénoliques, les époxys dégagent moins de produits volatils pendant la polymérisation, et peuvent polymériser à température ambiante.
- Les époxys sont certes moins souples que les polyuréthanes, mais ils ont une meilleure stabilité thermique.
- La comparaison avec les adhésifs acryliques modifiés est cependant plus difficile. Les deux familles ont des propriétés proches, seul le coût avantage les résines époxys.
- Enfin, en comparaison des polyimides, les résines époxys sont plus faciles à mettre en oeuvre, ont un temps de polymérisation moindre, et sont moins coûteuses.

Pour les applications de type génie civil, la facilité de mise en oeuvre des époxys, leur coût plus faible que celui des autres résines, et leur stabilité relative dans le temps en font l'adhésif aujourd'hui le plus utilisé. Seuls des acryliques modifiés pourraient peut-être représenter une alternative à ce type de matériaux. On verra que dans la suite de notre étude, on ne s'intéressera qu'à l'utilisation d'époxy.

1.2.4 Les charges

La majorité des fabricants de colle ajoutent aujourd'hui des charges dans leur formulation pour modifier les qualités de leurs produits. Il est important de noter que l'influence des ces charges sur le comportement mécanique des adhésifs est loin d'être négligeable, [Kinloch \(1987\)](#). Aujourd'hui, les colles sont d'ailleurs souvent formulées en fonction des applications visées, et le domaine de la formulation chimique de la colle est devenu un domaine d'expertise à part entière. Dans [Luhowiak et al. \(1989\)](#), une classification intéressante de ces charges est effectuée. On y distingue trois catégories principales :

- Les charges vulgaires : On y retrouve les carbonates (calcaire) et les silicates (talc et kaolin). Ces charges sont généralement "bon marché" et permettent de réduire le coût des résines. On les utilise aussi pour améliorer les propriétés physico-chimiques des résines notamment en ce qui concerne leur viscosité. Elles diminuent cependant généralement les propriétés de résistance mécanique de celles-ci.

- Les charges plastiques : Ces charges telles que le cuivre par exemple, peuvent se déformer pendant la microfissuration et contribuer ainsi à augmenter la tenue mécanique du matériau.
- Les charges de renfort : Ce sont souvent des matériaux rigides du type alumine, oxyde de titane, et titane qui améliorent la résistance mécanique globale de l'assemblage.

1.3 L'adhésion

La connaissance des propriétés des adhésifs utilisés pour assembler est primordiale ; elle ne permet cependant pas de pouvoir aborder le fonctionnement entier de l'assemblage réalisé. On peut par exemple citer à ce titre la compréhension des phénomènes de rupture des joints collés. Lorsque le joint cède dans l'un des deux matériaux (adhérent, ou colle), il semble cohérent que la capacité du joint étudié puisse alors dépendre directement des propriétés à la rupture de l'élément faible ayant cédé. On observe cependant également des ruptures dites "adhésives" qui, pour leur part, sont plus difficiles à quantifier car dépendantes des efforts d'adhésion. Ces phénomènes d'adhésion sont en fait à la base de la technologie du collage, et c'est bien souvent leur qualité dépendante de la préparation de surface qui différencie un joint bien réalisé, d'un joint mis en défaut.

De ce fait, l'observation du mode de rupture des assemblages réalisés est un élément primordial de la compréhension du fonctionnement du joint réalisé et aussi un indicateur révélateur de la qualité de la préparation de surface. Cette observation seule peut suffire à juger de la qualité des efforts d'adhésion lorsque la durabilité du joint n'est pas un enjeu. Dans le cas contraire, il faut recourir à des méthodes d'évaluation de ces efforts, ou tout du moins tenter de les optimiser.

1.3.1 La notion de mouillage et d'énergie libre de surface

Toutes les différentes théories sur la création d'efforts d'adhésion s'appuient sur l'existence d'un contact très proche entre le matériau support et l'adhésif [Kinloch \(1987\)](#). La création de ce contact requiert une aptitude de l'adhésif utilisé à se répartir sur la surface de l'adhérent, et à chasser l'air et tout autre polluant présent en surface. L'aptitude de l'adhésif à se répandre sur la surface est nommée "mouillage". Le mouillage permet de déterminer l'aptitude de l'adhésif à créer des liaisons de Van der Waals ou des liaisons acide-base, [Bruneaux \(2004\)](#), avec le substrat. On le mesure en s'intéressant à la répartition d'une goutte de liquide sur la surface et plus particulièrement à l'inclinaison du côté de cette goutte. Plus de détails sont donnés dans [Kinloch \(1987\)](#) et [Lebris \(2003\)](#), mais on retiendra l'équation 1.1 qui donne l'équilibre des efforts dus aux différentes tensions superficielles en jeu dans le cas étudié (Figure 1.2). Cette équation est communément appelée relation de Young. Pour rappel, la tension superficielle correspond au travail à fournir pour augmenter la surface d'une unité, [Bruneaux \(2004\)](#).

$$\gamma_{sv} = \gamma_{sl} + \gamma_{lv} \cos \theta \quad (1.1)$$

avec γ_{SV} la tension de surface existant entre le solide et l'air, γ_{SL} la tension de surface existant entre le solide et le liquide, γ_{LV} la tension de surface existant entre le liquide et l'air, et θ , l'angle de contact à l'équilibre.

A partir de cette équation, on considère le cas limite où l'angle θ est nul (étalement complet de la goutte), et on peut alors définir un paramètre S qui, lorsqu'il est positif, assure un mouillage idéal de la surface (equation 1.2). Bien entendu, la répartition du liquide (ou dans notre cas de l'adhésif) sur la surface à encoller n'est pas seulement assujettie à ce paramètre, puisqu'on peut ajouter une pression pour étaler la colle, mais il permet de pouvoir estimer l'adéquation liquide/solide avec différents traitements de surface et par conséquent de comparer l'efficacité des différentes techniques disponibles. On pourra se référer par exemple à l'étude de l'influence de la préparation de surface effectuée dans [Carre and Schultz \(1983\)](#) et à leur détermination de facteurs de rugosité directement liés à la modification de l'angle θ pour illustrer ce principe.

$$S = \gamma_{sv} - \gamma_{sl} - \gamma_{lv} \quad (1.2)$$

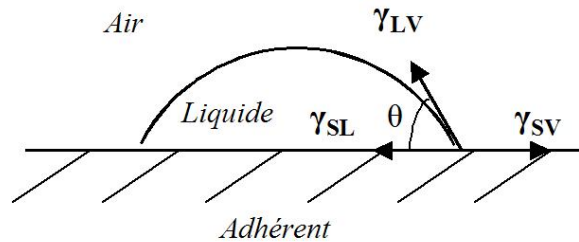


FIG. 1.2: Le mouillage

Pour déterminer complètement l'énergie libre de surface γ_{sl} qui existe entre le liquide et le solide à partir de la mesure de l'angle θ , il faut également avoir accès aux deux données caractéristiques suivantes : γ_{sv} et γ_{lv} . De nombreux auteurs se sont intéressés à ce point, mais aucune théorie commune n'a été adoptée pour le moment. On pourra retenir que la tension superficielle entre le liquide et l'air est environ 10 fois plus faible que celle existant entre le solide et l'air dans les cas qui nous intéressent. D'ailleurs, dans [Kinloch \(1987\)](#), l'auteur distingue deux catégories : les surfaces à faible tension superficielle (inférieure à 100 mJ/m^2) comprenant plus particulièrement les matériaux organiques, et les surfaces à haute tension superficielle (supérieure à 500 mJ/m^2) dans lesquelles on trouve les métaux, et les céramiques. Parmi les différentes méthodes de caractérisation disponibles, on peut citer celle d'Owens-Wendt utilisée dans [Le Pluart \(2002\)](#) qui scinde la tension superficielle en deux composantes : celle due aux interactions de dispersion, et celle due aux interactions polaires.

Ces méthodes permettent de pouvoir estimer l'influence de certains facteurs comme la préparation de surface (un exemple intéressant est d'ailleurs présenté dans [Rowell \(2005\)](#)), mais aussi la température, ou le taux d'humidité sur la tension superficielle entre le solide et le liquide qui confère les propriétés de mouillabilité. Cependant, il est important de noter que le polymère durcit et que les efforts d'adhésion sont par conséquent modifiés. La détermination de la mouillabilité permet d'obtenir une bonne idée de l'adéquation entre les matériaux, et d'estimer le besoin en pression additionnelle, ou en mise sous température lors de l'application de la colle.

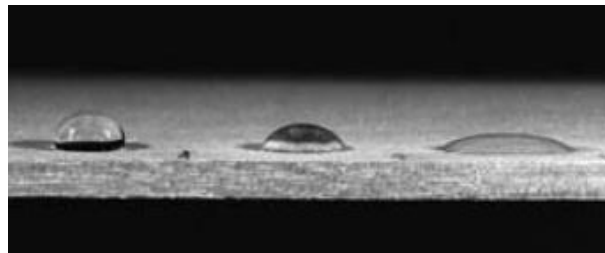


FIG. 1.3: Illustration de l'influence de la préparation de surface sur le mouillage : à gauche, pas de préparation ; au centre, abrasion moyenne ; à droite, abrasion plus sévère. [Rowell \(2005\)](#)

1.3.2 Les processus d'adhésion

Il existe différentes théories pour expliquer les efforts d'adhésion observés lors du collage. Bien que la théorie de l'adsorption dont relève les phénomènes de mouillabilité et de tension de surface exposés auparavant soit aujourd'hui la plus communément acceptée, les autres théories existantes restent valables pour certaines situations, et l'adhésion relève en fait d'une multiplicité de phénomènes différents difficiles à quantifier.

L'adhésion mécanique

Théorie de l'ancrage mécanique Cette théorie ("Mechanical interlocking") est la plus ancienne de toutes et considère que la viscosité de la colle sur la surface de l'adhérent avant sa solidification lui permet de créer une surface de contact rugueuse épousant les crevasses et autres reliefs de la surface à coller. On observe ce phénomène principalement dans le cas du béton ou du bois par exemple. Cette théorie ne suffit cependant pas à expliquer l'adhésion dans le cas des métaux où la surface de collage est plus lisse.

La caractéristique de rugosité de la surface déterminée en mesurant la distance verticale entre le point de la surface le plus haut et le point le plus bas est un élément prépondérant selon cette théorie. Celle-ci permet donc de caractériser la qualité de préparation d'une surface. Cette mesure bien que représentative, n'est pas suffisante pour la description de la surface. De nouvelles méthodes sont ainsi en cours de développement pour pouvoir disposer de mesures plus caractéristiques : on citera plus particulièrement la technologie du profilomètre laser [Maerz et al. \(2001\)](#) qui en plus de déterminer la rugosité, s'intéresse aussi grâce à une méthode optique à des données plus probabilistes sur l'état de surface.

Dans [Kinloch \(1987\)](#), il est cependant dit que l'augmentation des efforts d'adhésion sous-jacente à l'augmentation de rugosité ne provient pas forcément de l'augmentation de l'ancrage mécanique. L'augmentation de la rugosité d'une surface peut aussi améliorer le mouillage de la surface, ou augmenter la surface active pour les efforts d'adhésion. En outre, certains auteurs y associent également une amélioration des mécanismes dissipatifs d'énergie lorsque l'on se rapproche de la rupture du joint. On peut toutefois citer l'étude intéressante dans [Arrowsmith \(1970\)](#) qui évalue l'évolution de la capacité en arrachement en fonction de la topologie de la surface. Bien que l'augmentation soit peut-être associée à des phénomènes différents de ceux décrits par la théorie de l'ancrage mécanique, il n'en reste pas moins que l'amélioration de la topologie

de la surface (ici la création d'une structure nodulaire) améliore grandement le fonctionnement du joint.

L'adhésion physico-chimique

Théorie de l'adsorption La théorie de l'adsorption considère que de véritables liaisons intermoléculaires se créent et qu'elles sont responsables de l'adhésion dans le cas du collage. Elle comprend la création de liaisons Hydrogène et de liaisons Van der Waals (comprenant les forces de dispersion ou de London, les forces d'induction ou de Debye, et les forces d'orientation ou de Keesom). D'après [Kinloch \(1987\)](#), elle est la théorie qui intervient le plus souvent dans le cas du collage, et elle peut être abordée grâce aux outils exposés dans le paragraphe concernant le mouillage et la tension superficielle.

Théorie électrostatique La théorie électrostatique s'appuie sur la modélisation du joint comme un condensateur plan chargé. Elle a été introduite par Deryaguin, et s'intéresse au transfert d'électrons entre l'adhésif et le support. Elle a cependant beaucoup été critiquée et son importance n'a pu être vérifiée que dans quelques cas très spécifiques, [Kinloch \(1987\)](#). On pourra retenir que dans les cas usuels, il a été vérifié qu'elle ne pouvait pas intervenir de façon significative par rapport aux efforts de Van der Waals, [Von Harrach and Chapman \(1972\)](#).

Théorie de la diffusion La théorie de la diffusion implique la mobilité des chaînes de polymères qui, à condition de posséder une solubilité suffisante, [Kinloch \(1987\)](#), s'imbriqueraient au niveau de l'interface et créeraient ainsi une troisième couche dans le joint nommée couramment "interphase". Cette théorie reste fortement critiquée, et ne peut s'appliquer que dans certains cas isolés. En effet, le polymère en question ne doit pas être trop cristallin, et les caractéristiques de solubilité des matériaux en jeu doivent être adéquates. En outre, les chaînes des polymères en jeu doivent avoir une mobilité suffisante. Cette mobilité peut être accrue en augmentant la température du système.

L'adhésion chimique

Théorie de la liaison chimique Dans [Kinloch \(1987\)](#), l'auteur inclut cette théorie dans celle de l'adsorption, et distingue ensuite deux classes : les interactions primaires qui sont de nature chimique (ioniques ou covalentes par exemple), et les interactions secondaires qui sont de nature physiques (Liaisons hydrogènes, de dispersion, ou polaires). L'ensemble de la création de liaisons de nature chimique est nommée chimisorption dans [Couvrat \(1992\)](#). Ce type de liaisons est celui qui confère le plus de résistance au joint ; il est cependant aussi difficile de les obtenir. On pourra se référer à l'exemple de l'utilisation du traitement par des silanes pour les fibres de verre, [Abel et al. \(2006\)](#). Dans cette application, les silanes constituent un réel pontage entre l'adhérent et l'adhésif. Cette illustration reste toutefois exceptionnelle, et en réalité l'adhésion n'est pas souvent induite par des liaisons chimiques.

Conclusion sur les efforts d'adhésion

Au vu de cette liste, il semble difficile voire illusoire de pouvoir quantifier l'adhésion finale intervenant dans un joint collé. D'autant plus que lorsque l'adhésion est suffisante, la rupture expérimentale est sensée intervenir soit dans l'adhérent, soit dans le matériau adhésif. Il est cependant intéressant de comprendre d'où provient la résistance de la zone interfaciale pour pouvoir ensuite travailler sur l'optimisation du fonctionnement du joint, mais aussi sur sa durabilité, [Kinloch \(1987\)](#). Les efforts d'adhésion peuvent en effet avoir tendance à diminuer au cours du temps, et cet aspect est actuellement étudié en s'intéressant de près à l'évolution de chacun des différents efforts mentionnés ci-dessus.

L'existence d'une interface physique où interviennent tous les phénomènes dont nous avons parlé est à nuancer. Dans de nombreux cas, il existe en effet une troisième zone nommée interphase dans laquelle le matériau n'est ni de la nature de l'adhésif employé, ni de la nature de l'adhérent. On peut citer à ce titre les matériaux poreux pour lesquels il existe une pénétration de la colle (par exemple le béton). Les propriétés de cette interphase peuvent modifier grandement le comportement du joint réalisé, et cet aspect doit être pris en compte lorsque l'on s'intéresse à ce type de structure, [Lebris \(2003\)](#), [Benzarti and Nguyen \(2006\)](#).

Pour améliorer le fonctionnement du joint en terme d'adhérence, on peut donc, au vu de ces différents mécanismes, travailler sur la surface pour augmenter les phénomènes d'adhésion. Ceci est abordé dans la partie suivante.

1.3.3 La préparation de surface

Le nombre de techniques de préparation de surface différentes est très important. Ce paragraphe n'a pas pour but d'en constituer une liste exhaustive mais plutôt de décrire les différentes catégories de préparation de surface disponibles et leurs buts.

Dans [CETIM \(2006\)](#), l'auteur distingue quatre objectifs principaux à cette opération qui peut être parfois longue et coûteuse mais qui est d'une importance très grande sur les performances des joints obtenus :

- enlèvement des couches indésirables,
- modification de la rugosité,
- modification de la composition chimique du substrat,
- modification de l'énergie de surface.

On retiendra le tableau [1.1](#) qui résume bien les différentes opérations disponibles, et leurs objectifs respectifs.

Les aspects relevant des différentes méthodes de traitement ne seront pas développés davantage ici. Comme il l'est dit dans [Kinloch \(1987\)](#), le sujet de la préparation de surface reste complexe, et varie en fonction de l'adhésif et de l'adhérent utilisé. Dans certains cas, celle-ci est préparée en usine et une couche de protection (primaire pour les aciers par exemple, ou bande d'arrachage pour les pultrudés composites) est apposée sur la face qui sera collée pour protéger celle-ci avant la mise en oeuvre du collage. Ceci permet d'assurer une reproductibilité du collage, et de contrôler davantage le processus de préparation de surface. Cette préparation de surface est non seulement un aspect important du fonctionnement du joint, mais aussi un critère qui aura une influence particulière sur sa durabilité [Adams and Wake \(1984\)](#).

Objectif	Enlèvement des couches indésirables	Modification de la rugosité	Modification de la composition chimique du substrat	Modification de l'énergie de surface
Dégraissage	<i>Contaminations superficielles</i>			
Sablage-Grenailage-Ponçage	<i>Elimination des oxydes et sels métalliques, agents de démoulage</i>	<i>Augmentation de la surface de contact</i>		
Décapage chimique	<i>Elimination des oxydes et sels métalliques</i>	<i>Augmentation de la rugosité</i>	<i>Modification</i>	<i>Augmentation pour les plastiques</i>
Corona-Plasma-Flammage	<i>Nettoyage des impuretés</i>		<i>Modification chimique de la surface des plastiques</i>	<i>Augmentation</i>
Coatings chimiques et électrochimiques		<i>Diminution de la rugosité pour les coatings chimiques et augmentation pour les coatings électrochimiques</i>	<i>Création de couches de protection pour augmenter la durabilité</i>	<i>Diminution ou augmentation</i>
Primaires et promoteurs d'adhérence			<i>Création de couches compatibles avec la colle</i>	

TAB. 1.1: Les différentes préparations de surface [CETIM \(2006\)](#)

1.4 Caractérisation de ces adhésifs

Au vu des paragraphes précédents, le collage requiert des connaissances à la fois sur le matériau adhésif seul, qui est généralement un polymère (son état de polymérisation, son comportement mécanique, ...) et sur les efforts d'adhésion (en particulier, il est important de savoir si ils sont suffisants pour obtenir une rupture cohésive du joint formé, et comment ils évoluent dans le temps en fonction de l'environnement considéré). Pour ces deux raisons, il existe deux grandes classes d'essais : les essais pratiqués sur adhésifs à l'état massique, et les essais pratiqués sur joints collés.

1.4.1 Caractérisation chimique et paramètres de mise en oeuvre

Lorsqu'on aborde le collage structural qui implique l'utilisation de résines organiques, on doit forcément s'intéresser à la chimie des matériaux en jeu. Celle-ci va en effet avoir une influence considérable sur les propriétés mécaniques des colles à court terme, mais aussi sur la manière dont elles évolueront au cours du temps en environnement plus ou moins agressif.

Le comportement des polymères est fortement conditionné par leur structure interne. On peut en effet obtenir des polymères cristallins (dont les chaînes sont orientées) qui peuvent alors présenter des propriétés anisotropes, [Hamelin \(2006\)](#). De nombreuses caractéristiques propres aux polymères peuvent alors aider à définir le matériau en présence (on pourra notamment se référer à l'indice de polymolécularité, la distribution des masses moléculaires, le degré de polymérisation ou le taux de cristallinité). On ne retiendra cependant ici que les paramètres usuels indiqués sur les fiches techniques des adhésifs.

La température de transition vitreuse La température de transition vitreuse correspond à la température où le polymère passe d'un état vitreux à un état caoutchoutique. Les propriétés de l'adhésif dépendent donc beaucoup de cette donnée en comparaison des températures supportées en service. Ce paramètre dépend fortement du degré de réticulation du polymère et donc des conditions de polymérisation. Pour augmenter la T_g (dénomination courante de la température de transition vitreuse), on conseille souvent de chauffer la résine pendant sa polymérisation voire, d'effectuer une post-cuisson de la résine dans certains cas. De nombreux auteurs considèrent également que ce paramètre est un facteur clé de l'état du polymère et un indicateur de sa durabilité, [Frigione et al. \(2006\)](#). Il existe plusieurs méthodes pour la déterminer. On retiendra la flexion 3 points sur barreau à déformation constante (Norme ISO 75), et le pendule de torsion (NF-T-51-104, et NF EN ISO 6721-2).

La viscosité La viscosité de la colle est un facteur clé de son application. Celle-ci peut être déterminée selon la norme NF-EN 12092. On notera que la propriété de thixotropie (diminution de la viscosité sous un fort taux de cisaillement) existe aussi chez certains adhésifs permettant une application de ces adhésifs sur des parois verticales.

La durée de vie en pot ou la Durée Pratique d'Utilisation (couramment appelée DPU) Cette durée est recommandée par le formulateur. Elle concerne le temps entre le début de la réticulation (début du mélange pour un bi-composant) et l'application. En fait, elle est

ajustée de manière à disposer d'une viscosité suffisante pour l'application (la viscosité de la résine augmente en effet au cours de sa polymérisation). Elle est déterminée selon la norme NF-EN 14022.

Le temps de durcissement ou temps de gélification Le temps de durcissement n'est pas défini de manière normative mais il est supérieur à la DPU, et dépend bien entendu des conditions d'application.

Consommation ou grammage La consommation ou le grammage est la quantité d'adhésif à appliquer par unité de surface. Celle-ci est spécifiée par le fabricant et permet d'obtenir en théorie un joint de colle d'épaisseur optimale pour l'application considérée. Il est à noter qu'un retrait peut avoir lieu dans certains cas conduisant à une faible diminution du joint de colle après durcissement. Le respect de cette recommandation est dans ce cas importante.

Extraits secs et teneur en cendres Ces deux caractéristiques sont également normalisées et permettent d'identifier rapidement certains traits de la composition de l'adhésif en question (NF-EN 827 et NF EN 1246).

Le tack ou la pégosité La pégosité représente l'adhérence immédiate développée par l'adhésif. Elle peut être importante dans le cas où le positionnement requiert un maintien immédiat (en plafond par exemple), mais elle conditionne également la possibilité de repositionnement du matériau après application.

Sécurité Les résines en question contiennent des solvants et leur toxicité et leur risque d'inflammabilité sont donc à prendre en compte lors de leur mise en oeuvre. Nous ne développerons pas davantage ce point qui reste cependant un passage obligé des opérations d'application.

Outre ces données qualitatives ou quantitatives sur la nature chimique et la polymérisation de l'adhésif, le concepteur doit avoir des informations dans le cas du collage structural sur le comportement mécanique des matériaux en jeu. Il existe deux principales manières de caractériser un adhésif, soit en travaillant sur des éprouvettes de matériau colle seul lorsque ceci est possible, soit en travaillant sur des joints particuliers.

Certains auteurs ont souligné qu'il existait des différences entre les caractéristiques obtenues sur éprouvettes massiques de colle, et sur éprouvettes d'adhésif sous forme de joint mince. Dans [CETIM \(2006\)](#) et [Kinloch \(1987\)](#), il est dit qu'en général les propriétés mécaniques sont les mêmes, mais il est vrai que des différences peuvent être observées du fait :

- de l'existence d'une zone nommée interphase dans certains cas. Cette interphase modifie le comportement du joint collé et en particulier le transfert des efforts par cisaillement.
- de l'anisotropie possible du matériau adhésif en joint mince. La mise en oeuvre du matériau en joint mince ou la réaction de l'adhésif avec le substrat ou une couche protectrice (couramment appelée coating) peut conduire à orienter les chaînes du polymère ou les charges existantes entraînant des comportements différents entre la direction du plan du joint et la direction orthogonale au joint. Ceci a été observé dans [Joannes \(2007\)](#), ou l'orientation

de feuillets de talc a permis d'expliquer la différence des comportements observés entre éprouvettes massiques et joints collés. On peut toutefois noter que la variation du module d'Young reste relativement faible (de 600 et 1000 MPa dans le cas étudié dans [Joannes \(2007\)](#)).

- des conditions de polymérisation. La présence des adhérents peut en effet modifier la cinétique de la réticulation, et causer des contraintes résiduelles internes. Ceci a été étudié plus précisément dans [Knollman \(1985\)](#) où l'auteur a pu démontrer une variation du module de l'adhésif dans l'épaisseur du joint. De même, la polymérisation en masse peut provoquer un dégagement exothermique important et modifier certaines propriétés de l'adhésif. Ceci est particulièrement vérifié pour les adhésifs acryliques.
- des conditions d'essai. Plus particulièrement, la vitesse d'essai peut être un point important affectant les résultats, car on se trouve en présence de matériaux visqueux.

1.4.2 Caractérisation mécanique sur adhésif à l'état massique

Deux principaux essais sur éprouvettes massiques existent : l'essai de compression simple (NF EN ISO 604), et l'essai de traction simple effectué sur des éprouvettes de type haltère (NF EN ISO 527). L'essai de compression permet d'obtenir facilement les caractéristiques élastiques de l'adhésif. Les caractéristiques à la rupture sont cependant soit difficiles à obtenir (changement de géométrie important de l'éprouvette : passage en grandes déformations), ou non significatives. Le comportement des adhésifs est très différent en compression, et en traction. L'essai de traction est assujéti à la bonne réalisation des éprouvettes, mais il permet d'obtenir des données relativement quantitatives sur le comportement de l'adhésif en traction.

On peut également citer dans cette partie l'essai d'Iosipescu utilisé dans [Xu et al. \(2004\)](#) et [Wang and Chalkley \(2000\)](#). Dans cette étude, grâce à des observations photoélastiques, il est démontré que le champ de contraintes en cisaillement est uniforme dans la partie médiane. Ceci permet d'obtenir des informations viables sur le comportement en cisaillement de l'adhésif.

Ces trois essais et la forme des éprouvettes les concernant sont résumés dans le tableau [1.2](#).

1.4.3 Caractérisation mécanique sur joint collé

Avant de lister les différentes méthodes d'essai disponibles, on rappelle que l'obtention des propriétés de l'adhésif à la rupture via ce type de méthode d'essai est conditionnée par l'obtention de ruptures cohésives dans le matériau adhésif. La préparation de surface peut donc jouer un rôle clé sur la possibilité d'exploiter les données à la rupture de ce type d'essai. Les différents essais listés dans cette partie sont également résumés dans le tableau [1.2](#).

Le premier essai développé est l'essai de traction de tubes collés bout-à-bout. Il est décrit dans la norme NF EN 26922 mais la reproductibilité des résultats est très faible, et cette méthode est aujourd'hui peu utilisée. La relative dispersion des résultats vient de l'influence des conditions de bord. Comme il l'est dit dans [Adams and Wake \(1984\)](#), lorsque le joint est épais, la différence de module conduit à un étranglement de la section de l'adhésif lors de l'essai affectant par conséquent la mesure de la contrainte. En outre, lorsque le joint est de faible épaisseur, l'état de contrainte n'est pas uniaxial mais bien triaxial puisque les interfaces contraignent le déplacement de l'adhésif. Ceci a conduit certains auteurs à apporter des facteurs de correction aux

données mesurées. Ainsi, on parle de module d'Young apparent mesuré E' . Celui-ci est corrélé au module d'Young véritable E , et au coefficient de Poisson ν par l'équation 1.3 de [Adams and Coppendale \(1977\)](#). Il est noté dans [Oschner and Gracio \(2007\)](#) que la valeur du coefficient de Poisson peut être donnée par un autre essai caractérisant par exemple le module de cisaillement élastique du matériau. Dans ce même article, il est précisé qu'à condition de prendre en compte cette correction, la mesure a une erreur de 0.2% maximum. Ceci a été estimé en utilisant une modélisation de type élément fini. On notera que la configuration de cylindres creux collés bout à bout a également été utilisée dans le cadre d'une étude de vieillissement mais en sollicitant le joint par torsion dans [Mario \(2007\)](#).

$$\frac{E'}{E} = \frac{(1 - \nu)}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \quad (1.3)$$

avec ν le coefficient de poisson de l'adhésif

Le second essai disponible et davantage utilisé est celui couramment dénommé par "Napkin-ring" test. Il consiste à solliciter en torsion deux cylindres collés bout à bout (NF EN 14869-1, ISO 11003-1). Les éprouvettes de ce type d'essai sont difficiles à réaliser, mais les résultats obtenus sont consistants. Il est important de retirer les bourrelets de colle lors de la réalisation des éprouvettes, [Adams and Wake \(1984\)](#), et d'utiliser des éprouvettes tubulaires d'épaisseur relativement fine pour obtenir un cisaillement constant dans le joint de colle. La norme ISO 11003-1 donne la relation 1.4 pour la détermination de la loi de comportement en cisaillement de l'adhésif à partir de l'essai "Napkin-ring".

$$\tau = \frac{2}{\Pi} \cdot \frac{Mr_0}{r_0^4 - r_i^4} \quad (1.4)$$

avec M , le moment appliqué, r_0 le rayon extérieur, et r_i le rayon intérieur

Le troisième essai le plus utilisé actuellement dans cette catégorie est l'essai en traction sur éprouvette épaisse (ISO 11003-2) qui consiste en fait à tester des joints à simple recouvrement à substrats très rigides et épais, et ayant une longueur de recouvrement faible (il est plus connu sous le nom de "TAST" : "Thick Adherend Shear Test"). La quasi-uniformité du champ de cisaillement obtenu a été vérifié par interférométrie dans [Post et al. \(1986\)](#). La réalisation des échantillons est plus aisée que pour l'essai Napkin-Ring, mais une instrumentation spécifique décrite dans la norme est requise pour mesurer précisément les déformations. Dans [CETIM \(2006\)](#), il est précisé que la géométrie telle que définie dans la norme ne devrait être utilisée que pour tester des adhésifs dont le module d'Young est inférieur à 2GPa, ce qui est proche de la valeur commune des adhésifs structuraux d'aujourd'hui.

Enfin, un dernier essai plus récent doit être ajouté à la liste. L'essai ARCAN décrit précisément dans [Cognard et al. \(2005\)](#) et [Cognard et al. \(2006\)](#) permet en effet d'envisager de nouvelles perspectives de caractérisation des adhésifs. Le dispositif permet en effet de réaliser un état de sollicitation biaxiale et donc d'étudier l'influence de l'ajout d'une composante hors plan sur le fonctionnement du joint. Ceci est possible avec l'essai de type Napkin-Ring, mais les éprouvettes du dispositif ARCAN sont plus faciles à réaliser (ceci est vrai pour la mise en

oeuvre du collage ; la réalisation des supports ou adhérents, elle, nécessite la réalisation de becs et requiert par conséquent davantage de temps, mais elle peut être automatisée). Les résultats de l'essai ARCAN ont été récemment comparés à ceux du TAST dans [Cognard et al. \(2008\)](#). Les conclusions de cette étude ont montré une meilleure répartition des efforts dans le cas de l'essai ARCAN, et les auteurs ont proposé une modification de l'essai TAST existant pour obtenir des champs de contrainte plus homogènes.

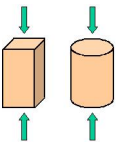
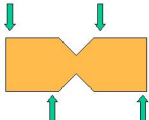
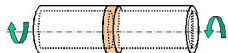
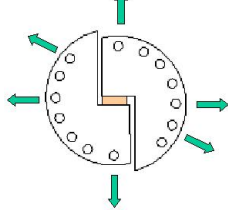
La caractérisation de l'adhésif reste un domaine sensible et de nombreux auteurs travaillent encore sur le sujet. La qualité de réalisation des échantillons est un aspect important de cette étape. Ainsi, dans [Matthews et al. \(1982\)](#), il est dit que la méthode qui semble la plus optimale reste l'essai de type "Napkin-Ring", mais que ce type d'essai est très sensible à l'alignement difficile à réaliser en pratique. Aucune conclusion finale ne peut donc être apportée sur la méthode optimale à adopter pour caractériser un adhésif. D'ailleurs, la conclusion de l'étude menée par le NPL (National Physical Laboratory) en Angleterre et qui avait pour objet de comparer les différentes méthodes d'essais disponibles ne donne aucune recommandation précise sur ce point. On pourra cependant se reporter à leur document ([Broughton and Gower \(2001\)](#)) pour se renseigner sur les points critiques des phases de préparation pour les différents essais cités ci-dessus.

1.5 La durabilité des assemblages réalisés

La durabilité des assemblages collés constitue aujourd'hui un des aspects les plus importants de la recherche sur ce domaine. C'est en effet un des derniers verrous qui reste à lever pour pouvoir étendre son utilisation en tant que méthode classique d'assemblage. Le nombre de thèses sur le sujet est d'ailleurs en constante augmentation ces dernières années et les sujets portent autant sur la compréhension des phénomènes de dégradation ([Gonzalez \(2006\)](#), [Popineau \(2005\)](#)) que sur les techniques non destructives d'auscultation des joints collés ([O'Brien \(2003\)](#)). En ce qui concerne le fluage de l'adhésif, de nombreuses données sont répertoriées dans [Adams and Wake \(1984\)](#). On retiendra que pour retarder le fluage, il est conseillé d'utiliser des joints ayant une longueur de recouvrement suffisamment importante, supérieure à la longueur caractéristique dite "d'ancrage". On retiendra également que la préparation de surface des adhérents responsable de la qualité des efforts d'adhésion est un des paramètres clés de la susceptibilité du joint collé à la dégradation environnementale ([Bardis \(2002\)](#)). Ces aspects sont en cours d'étude au Laboratoire Central des Ponts et Chaussées de Paris et au Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées d'Autun et ne seront pas abordés dans cette étude ([Benzarti et al. \(2008\)](#)).

1.6 Conclusion et cadre de notre étude

Ce travail bibliographique est indispensable dans le cas de l'étude de la technique du collage. Il est en effet évident qu'un certain nombre d'informations sur ce type d'assemblage conditionne la réussite de sa mise en oeuvre. Outre l'aspect chimique indiscutable exposé plus longuement dans cette partie, l'aspect mécanique propre à cette technologie soulève également de nombreuses questions. L'aspect concernant la caractérisation de l'adhésif a été abordé dans ce chapitre, nous aborderons dans le chapitre suivant la mécanique des joints collés, et le fonctionnement de la configuration la plus utilisée : le joint à recouvrement. Une grande partie

Nom de l'essai	Géométrie	Norme référence si existante	Avantages	Inconvénients
Essais sur matériau colle seul				
Compression simple		NF EN ISO 604	<i>Facilité de réalisation des éprouvettes</i>	<i>Adhésif à l'état massique</i>
Traction simple		NF EN ISO 527	<i>Facilité de réalisation des éprouvettes</i>	<i>Adhésif à l'état massique</i>
Iosipescu			<i>Etat de cisaillement pur</i>	<i>Adhésif à l'état massique</i>
Essais sur joint collé				
Butt Joint		NF EN 26922	<i>Joint facile à réaliser</i>	<i>Faible reproductibilité</i>
Napkin-Ring		NF EN 14869-1, ISO 11003-1	<i>Possibilité de caractérisation biaxiale</i>	<i>Difficultés liées à la réalisation et à l'alignement</i>
TAST		ISO 11003-2	<i>Joint facile à réaliser</i>	<i>Besoin d'une instrumentation spécifique</i>
ARCAN			<i>Possibilité de caractérisation biaxiale</i>	<i>Eprouvettes spécifiques et dispositif d'essai conséquent</i>

TAB. 1.2: Les différents essais de caractérisation des adhésifs

des remarques effectuées dans ce chapitre seront commentées dans les chapitres suivants pour les investigations expérimentales.

Si on s'attache à mettre en relief les principaux points qui seront critiques pour des opérations de type génie civil, on retiendra que :

- bien que la technique du collage puisse apparaître simple à mettre en oeuvre, il n'en reste pas moins que son efficacité est conditionnée par les opérations de mise en oeuvre et plus précisément de préparation de surface. Le degré de précaution nécessaire est peut-être un peu plus élevé que pour des opérations usuelles, mais l'efficacité de la technique a été prouvée.
- il semble que les résines époxyes soient les plus adaptées, bien que quelques recherches se concentrent également sur des adhésifs de type acryliques modifiés. Il reste encore un champ des possibles importants en travaillant sur l'addition de charge pour modifier le comportement des adhésifs utilisés. Ceci a créé un nouveau domaine d'expertise concernant la formulation des adhésifs et celui-ci devra bien entendu être mis à contribution pour adapter les adhésifs utilisés à leurs applications.
- une des dernières difficultés à surmonter réside dans la connaissance de la durée de vie de cette technique et dans la description de son vieillissement. Le travail sur la durabilité a été initié, mais il reste très vaste, et quelques années seront encore nécessaires pour obtenir des données suffisamment fiables sur ce sujet.

La suite de l'étude ne traitera pas des aspects durabilité et préparation de surface, bien que ce dernier point ait fait l'objet d'investigations expérimentales pour obtenir des résultats exploitables. Le chapitre suivant reste dans un esprit de recueil bibliographique mais certains concepts sont développés et illustrés pour comprendre la phénoménologie associée au transfert mécanique dans les joints collés. Cette étude s'attache d'ailleurs à étudier et à décrire plus précisément la manière dont la charge est transférée par un collage structural. Après avoir relevé les différentes théories élastiques utilisées dans le chapitre 2, le chapitre 3 sera dédié à la présentation d'essais expérimentaux. L'exploitation de ces essais et la confrontation de leurs résultats aux théories précédemment décrites permet de mettre en relief l'insuffisance de ces théories et l'existence de phénomènes non linéaires qui seront pris en compte dans le chapitre 4. A l'issue de cette seconde partie, le travail portera sur l'optimisation de l'assemblage collé en statique.

Chapitre 2

Le transfert des efforts dans un joint collé

Sommaire

2.1	Essais normalisés sur joints collés	33
2.1.1	Essais relevant de la mécanique classique	33
2.1.2	Essais relevant de la mécanique de la rupture	34
2.1.3	Cas particulier de l'adhérent béton	35
2.1.4	Conclusion	35
2.2	Le joint à recouvrement : Théories élastiques	36
2.2.1	Différentes approches analytiques	36
2.2.2	Différentes approches numériques	42
2.2.3	Comparaison des résultats des différentes théories présentées	44
2.2.4	Les concepts importants associés au collage	47
2.3	Le joint à recouvrement : Intégration de phénomènes non-linéaires	54
2.3.1	Plasticité de la couche de colle	54
2.3.2	Endommagement de la couche de colle	55
2.4	Conclusion	55

Outre le choix de l'adhésif et de la préparation de surface, la conception même du joint collé est importante. En effet, comme on le verra dans la suite de ce chapitre, le transfert des efforts est loin d'être homogène, et la configuration du joint affecte beaucoup celui-ci. Dans le chapitre précédent, les essais décrits concernaient la caractérisation du matériau adhésif voire des efforts d'adhésion, même si ce dernier point reste discutable et limité, [Kinloch \(1987\)](#). Cette partie s'intéresse au joint complet, i.e. à la structure que représente l'ensemble colle/adhérents (ces adhérents peuvent être identiques ou différents) et au transfert des efforts dans le cas particulier du joint fonctionnant en cisaillement, joint le plus utilisé actuellement.

Dans les guides classiques de conception, on distingue quatre types de sollicitations du joint : la sollicitation normale, le cisaillement, le pelage et le clivage. La sollicitation normale, qui peut être de compression ou de traction, constitue avec le cisaillement les deux modes de sollicitations les plus connus et les plus utilisés pour la décomposition des efforts. Les deux autres types de sollicitations conduisent en fait à des concentrations d'efforts, et ont été caractérisés à cause de leur aspect critique dans le cas des joints collés. Le clivage intervient lorsque la sollicitation en traction du joint n'est pas symétrique (ceci peut être du à un simple défaut d'alignement dans le cas des joints collés bout à bout par exemple, mais la conséquence en terme de capacité est très importante), et le pelage lorsqu'un des deux adhérents est beaucoup plus flexible que le second. En fait, les sollicitations menant au clivage ou au pelage sont identiques, mais la différence de rigidité des adhérents conduit à des comportements différents. On retiendra que le comportement du joint tend à être ductile en compression et en cisaillement dans la plupart des cas conduisant ainsi à des modes de rupture préférables aux modes de rupture fragiles rencontrés en traction, en pelage ou en clivage. Les guides de conception conseillent donc à juste titre de concevoir des joints collés fonctionnant principalement en cisaillement et/ou en compression.

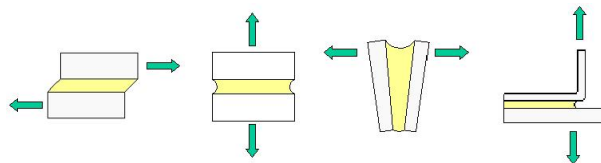


FIG. 2.1: Les quatre principaux modes de sollicitations : de gauche à droite, cisaillement, sollicitation normale, clivage, pelage

De nombreux essais ont été développés pour caractériser le fonctionnement des assemblages collés dans les diverses sollicitations présentées ci-dessus. Il existe également deux grandes classes d'essais : les essais relevant de la mécanique classique, et les essais relevant de la mécanique de la rupture. Nous listerons les essais principaux utilisés aujourd'hui, puis nous nous pencherons sur l'étude plus fine des configurations pour lesquelles le joint est sollicité en cisaillement principalement. Ceci nous permettra de décrire les principaux outils que nous allons utiliser dans la suite de ce travail et les phénomènes de concentration de contraintes inhérents aux assemblages collés qui rendent leur analyse plus complexe qu'il ne peut y paraître à première vue. Rappelons que l'objectif de notre étude est de travailler sur l'ancrage de haubans plats en matériaux composites. Les assemblages impliquant d'autres géométries ne seront donc pas abordés dans ce rapport (les assemblages tubulaires notamment).

2.1 Essais normalisés sur joints collés

La première partie décrit les principaux essais classiques réalisés sur joints collés. La liste n'est pas exhaustive, mais permet d'avoir une vue d'ensemble des essais disponibles aujourd'hui, et de leurs caractéristiques. On notera que pour chacun des quatre modes de sollicitations exposés précédemment, i.e., cisaillement, traction, pelage et clivage, il existe plusieurs méthodes d'essais plus ou moins facile à mettre en oeuvre. Plus récemment, la mécanique de la rupture a ouvert de nouvelles perspectives aux essais sur joints collés en s'intéressant à la fissuration de ceux-ci. La seconde partie sera dédiée à la description des bases de cette mécanique et des différents essais utilisés sur les joints collés et exploités selon cette méthode. On remarquera que certains points concernant le collage et qui n'avaient pas pu être expliqué par la mécanique classique, ont trouvé des réponses après l'utilisation de cette nouvelle approche. Enfin, la dernière partie concernera le cas d'un support de type béton. Pour cette situation, les essais utilisés sont en effet relativement différents car ils impliquent une échelle plus importante pour le substrat.

2.1.1 Essais relevant de la mécanique classique

Nous ne décrivons pas ici de manière précise tous les essais disponibles. Le but de ce paragraphe est seulement de donner un aperçu des essais développés, et de tenter de relever les avantages de chacun. Dans le cadre de la mécanique classique, conformément aux quatre modes de sollicitation relevés en figure 2.1, quatre types d'essais existent.

Essais de Cisaillement

Les trois essais décrits dans le paragraphe 1.4.3 sont également utilisables en tant qu'essais de cisaillement de joints collés ("Thick Adherend Shear Test", "Napkin Ring test" et essai ARCAN). Il existe aussi d'autres essais dont on retiendra les deux essais principaux suivants :

- L'essai de traction-cisaillement sur joint à simple recouvrement (NF-EN 1465, ISO 4587). Celui-ci est proche de l'essai de type "Thick Adherend Shear Test", mais il n'induit pas l'utilisation d'adhérents raides, et les efforts ne sont pas forcément alignés bien que ceci soit préférable pour limiter la création d'arrachement.
- L'essai de traction-cisaillement sur joint à double recouvrement. Cet essai est utilisé à la place du simple recouvrement pour réduire l'excentricité du chargement et donc diminuer l'effort de flexion.

Il est à noter qu'une variante de ces essais existe : l'essai de compression-cisaillement sur joint à simple ou double recouvrement pour lequel le sens de sollicitation est inversé. Le principal avantage de ces derniers essais effectués sur joints à recouvrement réside dans leur facilité de mise en oeuvre. Bien entendu, à cause des phénomènes de concentration de contrainte qu'ils entraînent et qui seront abordés plus loin, ils ne permettent pas de caractériser l'adhésif, mais seulement le fonctionnement du joint collé.

Essais de traction

Le seul essai disponible et répertorié est la traction de cylindres collés bout à bout décrit dans 1.4.3 ("Butt Joint") (NF-EN 26922, ISO 6922).

Essais de pelage

Les principaux essais de pelage que l'on peut rencontrer sont les suivants. En fait, un des paramètres importants de ce type d'essai et qui constitue la principale différence entre ceux présentés ici est l'angle de pelage. Dans [CETIM \(2006\)](#), il est noté que la sollicitation est nommée pelage dans le cas d'angles importants (supérieurs à 30 degrés), et clivage sinon.

- Pelage en T (NF-EN 14173),
- Pelage à 180 degrés (NF-EN 28510-2, ISO 8510-2),
- Pelage à 90 degrés (NF-EN 28510-1, ISO 8510-1),
- Pelage au tambour grim pant (ASTM D 1781),
- Pelage au rouleau (NF-EN 1464, ISO 4578).

On retiendra que, pour le moment, il est difficile de corrélér les résultats de ces différents essais de clivage, et que ceux-ci sont donc principalement qualitatifs. Ils sont cependant couramment utilisés et permettent des investigations comparatives.

Essais de clivage

Les essais de clivage impliquent l'utilisation d'adhérents identiques, ou tout du moins ayant une rigidité proche. Deux principaux essais sont utilisés :

- Essai de clivage simple (ASTM D 3433),
- Essai de coin (NF-EN 14444, ISO 10354).

Ce type d'essai est tout comme le pelage difficile à exploiter quantitativement en utilisant les bases de la mécanique classique. Le second essai développé dans le domaine de l'aéronautique est cependant désormais classiquement adopté pour l'étude de propagation de fissures et ses résultats sont traités selon la mécanique de la rupture.

2.1.2 Essais relevant de la mécanique de la rupture

Selon la théorie de la mécanique de la rupture, il existe 3 modes de rupture principaux dénotés mode I, mode II, et mode III et que l'on pourrait associer respectivement à une sollicitation de pelage, de cisaillement longitudinal, et de cisaillement transverse. Pour chacun de ces modes, des essais de caractérisation de l'énergie de fissuration ont été développés. On ne retiendra ici que les essais se rapportant aux modes I et II qui sont rencontrés plus couramment dans le cas des joints collés. Une partie de ces essais est décrite ci-dessous, on pourra se reporter à [Kinloch \(1987\)](#) pour obtenir davantage d'informations. L'objectif de tous ces essais est de pouvoir déterminer la propagation de fissures en fonction de l'énergie apportée au système.

Essais de caractérisation en mode I

Les essais de caractérisation en mode I se rapportent aux essais en arrachement du joint de colle.

- Essai de coin : cet essai est très utilisé dans le cadre d'études de durabilité plus particulièrement.
- Double Cantilever Beam, DCB (ASTM D 3433) : cet essai a du subir des améliorations pour éviter que l'énergie apportée au système soit dépendante de la géométrie. Pour ce faire, deux

variantes existent, le tapered double cantilever beam, et le width-tapered cantilever beam pour lesquels une évolution des épaisseurs permet d'obtenir à effort constant une énergie constante.

- Blister test : cet essai a été développé pour étudier le cloquage et a depuis été utilisé dans des investigations de durabilité ([Bardis \(2002\)](#)).

Essais de caractérisation en mode II

Les essais en mode II se rapportent à une sollicitation de type cisaillement.

- End Notch Flexure test, ENF : cet essai est le plus utilisé pour la caractérisation en mode II des joints collés.

Bien entendu, il existe également des essais de caractérisation en mode mixte permettant de caractériser l'évolution des fissures lorsque les deux sollicitations sont présentes. Ces essais n'étant pas utilisés dans cette étude, ils ne seront pas décrits plus longuement mais on notera qu'ils constituent une piste de réflexion intéressante particulièrement dans le cadre d'étude de durabilité.

2.1.3 Cas particulier de l'adhérent béton

Dans le cas particulier de l'adhérent béton, moins d'essais ont été développés. Si on s'intéresse au guide [AFGC \(2007\)](#), seulement deux types d'essais sont mis en relief :

- l'essai de pastillage qui a été étudié plus particulièrement dans [Backelandt \(2005\)](#) et dont certaines limites sont relevées dans [Benzarti et al. \(2008\)](#).
- l'essai de cisaillement à simple ou double recouvrement. Il existe d'autres typologies d'essais de cisaillement plus longuement décrites dans [Yao et al. \(2005\)](#).

On notera que la méthode de préparation de surface peut être critique pour l'adhérent béton comme relevé dans [Belair \(2005\)](#) où l'influence de cette étape a été étudiée. Il a été conclu que certaines des méthodes conduisaient à un endommagement du béton et que ce paramètre jouait un rôle bien supérieur à celui de la rugosité de surface.

2.1.4 Conclusion

Nous avons choisi dans cette étude de nous intéresser à des joints fonctionnant en cisaillement du point de vue de la mécanique classique puisque les questions de durabilité ne seront pas abordées. Aussi, dans la suite de l'étude les deux types de joints communément étudiés, à savoir à simple et double recouvrement, seront utilisés lors des investigations expérimentales. Outre les considérations liées à la facilité de mise en oeuvre, ces deux essais ne requièrent pas de dispositifs particuliers comme l'essai ARCAN par exemple et sont moins assujettis à des problèmes d'alignement comme l'est l'essai de torsion de cylindres collés bout à bout. En outre, nous avons pu travailler sur différentes natures d'adhérents et ainsi étudier l'influence de celle-ci sur le transfert par collage.

La liste des essais effectuée n'est cependant pas inutile puisque dans le cadre de travaux additionnels, elle pourrait alimenter de nombreuses autres pistes de réflexions. On notera plus particulièrement que les essais relevant de la mécanique de la rupture pourraient être utilisés

dans le cadre d'investigations de durabilité, ou encore que l'influence du pelage sur la résistance en cisaillement des joints à simple recouvrement pourrait être étudiée en utilisant des essais dits mixtes. Une étude intéressante est faite sur ce sujet dans [De Lorenzis and Zavarise \(2008\)](#).

2.2 Le joint à recouvrement : Théories élastiques

Au vu des différents essais disponibles, et de notre problématique, il a été décidé de s'intéresser de plus près aux joints fonctionnant en cisaillement que ce soit à simple ou double recouvrement. Comme dit précédemment, c'est l'essai le plus utilisé actuellement car il est proche des conditions de fonctionnement en service de la plupart des joints collés, et qu'il est simple à mettre en oeuvre. Cependant, il est important de savoir que l'exploitation de ce type d'essai est beaucoup moins simple qu'il n'y paraît au premier abord dans le cas d'un collage rigide. En effet, la technique de calcul encore utilisée dans certains guides de recommandations et qui consiste à considérer une contrainte de cisaillement constante pour déterminer la capacité d'un joint collé en cisaillement n'est clairement pas adaptée au cas de colles rigides. Dans ce cas (qui concerne les joints les plus résistants, et donc le collage structural), il existe des phénomènes de concentrations de contrainte.

Nous allons ci-après lister les principales théories utilisées aujourd'hui pour la détermination des profils de contrainte dans les joints collés. La liste des méthodes n'est bien entendu pas exhaustive, et il a été décidé de ne citer que les méthodes présentant un intérêt pour expliquer certains aspects phénoménologiques du collage. Dans le cas des méthodes analytiques, il existe de nombreuses autres approches qui concernent des joints de géométrie différente, ou des méthodes d'ordre de précision plus important. Pour les modélisations éléments finis, de nombreux travaux ont été réalisés, et tous ne pourront pas être cités ici.

2.2.1 Différentes approches analytiques

Avant d'aborder les différentes théories analytiques concernant l'étude du transfert des efforts dans un joint collé fonctionnant en cisaillement, il convient de rappeler que l'objectif de ce type d'étude est de déterminer les profils de contrainte existants dans le joint de colle, et, si possible, de pouvoir déterminer un critère de rupture du joint permettant ainsi de disposer d'un critère de dimensionnement. Outre cet aspect quantitatif, l'étude du transfert des efforts permet également d'aborder des aspects plus phénoménologiques du collage structural, et plus particulièrement l'existence et l'influence des concentrations de contrainte.

Dans la suite de ce paragraphe, les conventions adoptées seront celles de la figure 4.2. Il s'agit d'un modèle tri-couche avec pour chaque couche une épaisseur e_i , un module d'Young E_i , un module de cisaillement G_i , et un coefficient de Poisson ν_i . La variable i prend la valeur 1, 2 ou c, selon que la couche soit l'adhérent 1, l'adhérent 2 ou la colle respectivement. La largeur du joint est constante et notée b .

Les champs de contrainte seront notés σ_{jj}^i pour les contraintes axiales, et τ_{jk}^i pour les contraintes de cisaillement. Dans ces paramètres, i prend la valeur 1, 2 ou c selon la couche considérée, et j et k correspondent aux directions 1, 2, ou 3 ; i.e. x, y, ou z, y étant la direction dans la largeur du joint.

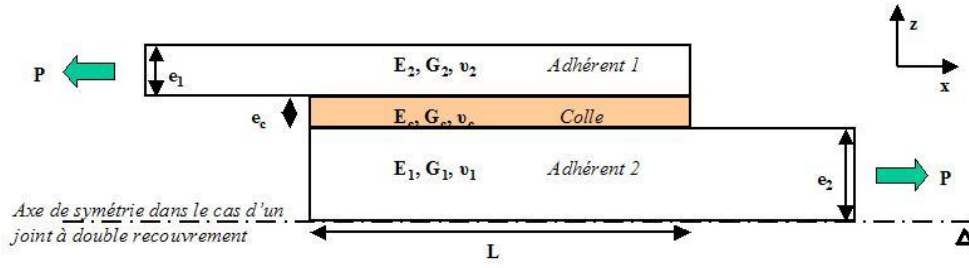


FIG. 2.2: Schéma du joint collé étudié : Joint à simple recouvrement et joint à double recouvrement

Trois champs de contrainte dans le joint de colle vont nous intéresser plus particulièrement : le champ de cisaillement transverse τ_{13} souvent dénommé "cisaillement", le champ d'arrachement σ_{33} et le cisaillement plan τ_{12} . On notera que le champ d'arrachement résulte de l'excentricité des efforts dans le cas du joint à simple recouvrement, mais aussi de l'équilibre des efforts internes, et donc de l'existence d'un champ de cisaillement.

Analyse de O. Volkersen : "Shear Lag" Volkersen (1938)

L'analyse de Volkersen (1938) est la plus ancienne théorie prenant en compte le phénomène appelé "differential shear" dans Adams and Wake (1984) et qui consiste à modéliser l'évolution de la distorsion en cisaillement du joint de colle. Cette évolution n'est pas linéaire du fait de l'élasticité des adhérents (dans le cas où les adhérents sont considérés infiniment rigides, seule la colle se déforme en cisaillement, et ce dernier est donc constant).

Pour résoudre le problème élastique, celui-ci a fait certaines hypothèses :

- les moments de flexion induits par l'excentricité des efforts sont négligés.
- les contraintes axiales sont uniformes dans l'épaisseur des adhérents, et ceux-ci se déforment seulement en traction selon x .
- la couche de colle ne se déforme qu'en cisaillement longitudinal τ_{13} .

Dans un premier temps, on écrit les équations d'équilibre des deux adhérents pour obtenir des relations entre contraintes de cisaillement et contraintes axiales dans les deux adhérents :

$$\tau_{13}^c(x) = -e_1 \cdot \frac{d(\sigma_{11}^1(x))}{dx} \quad \tau_{13}^c(x) = e_2 \cdot \frac{d(\sigma_{11}^2(x))}{dx} \quad (2.1)$$

On peut également utiliser les relations de Hooke pour exprimer la variation de cisaillement en fonction des caractéristiques des matériaux.

$$\frac{d(\tau_{13}^c(x))}{dx} = \frac{G_c}{e_c} \cdot \left(\frac{\sigma_{11}^2(x)}{E_2} - \frac{\sigma_{11}^1(x)}{E_1} \right) \quad (2.2)$$

Alors, en utilisant les équations 2.1, et 5.1, on obtient une équation différentielle du second

degré :

$$\frac{d^2}{dx^2} \left(\frac{\sigma_{11}^1(x)}{E_1} - \frac{\sigma_{11}^2(x)}{E_2} \right) - \lambda^2 \cdot \left(\frac{\sigma_{11}^1(x)}{E_1} - \frac{\sigma_{11}^2(x)}{E_2} \right) = 0 \quad (2.3)$$

Avec,

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

On peut ensuite facilement résoudre cette équation en prenant en compte les conditions limites des deux adhérents. Si on considère que la contrainte de chargement de l'adhérent est $\sigma_{11}^1(x=0) = \frac{P}{be_1}$, alors on obtient l'expression suivante pour la contrainte de cisaillement (il est à noter qu'ici l'origine $x=0$ est pris au bord gauche du joint en figure 4.2) :

$$\tau_{13}^c(x) = \frac{G_c}{e_c \cdot \lambda} \cdot \frac{\sigma_{11}^1(x=0)}{E_1} \cdot \left(\left(\frac{E_1 \cdot e_1}{E_2 \cdot e_2} + \cosh(\lambda \cdot L) \right) \cdot \frac{\cosh(\lambda \cdot x)}{\sinh(\lambda \cdot L)} - \sinh(\lambda \cdot x) \right) \quad (2.4)$$

Cette équation donne un profil de cisaillement le long du recouvrement concentré aux deux extrémités comme représenté en figure 2.3. On notera que la valeur du cisaillement au bord n'est pas nulle dans ce cas. La théorie est alors dite du premier ordre. Cette première analyse permet de bien poser le problème lié à l'étude de l'assemblage par collage et à la mesure en particulier de la concentration des efforts en bout de joint.

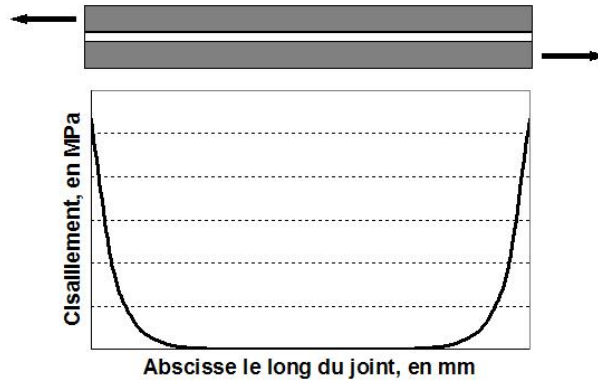


FIG. 2.3: Profil de cisaillement classique le long d'un joint collé obtenu par la méthode de O. Volkersen

Analyse de Goland et Reissner : Détermination de la contrainte d'arrachement pour les joints à simple recouvrement [Goland et al. \(1944\)](#)

Les auteurs ont ici considéré un joint à simple recouvrement symétrique ($e_1 = e_2$), et ont ajouté la détermination de l'arrachement intervenant dans le joint de colle en ne prenant en compte que l'excentricité de l'application des efforts. Ceci n'a pu être fait qu'en s'attachant à l'étude de joints particuliers, i.e l'étude de joints pour lesquels les hypothèses de 2.5 sont vérifiées.

Ces inégalités consistent en fait à vérifier que la couche d'adhésif est bien suffisamment souple par rapport aux adhérents pour pouvoir négliger une partie des déformations devant l'autre.

$$\frac{e_1 G_c}{e_c G_1} < 0.1 \quad \frac{e_1 E_c}{e_c E_1} < 0.1 \quad (2.5)$$

Le moment ainsi créé a été noté $M_0 = kP\frac{e_1}{2}$, k étant un paramètre reflétant la valeur de la charge appliquée. Ainsi, lorsque la charge est faible, peu de déformations sont appliquées et la valeur du bras de levier du moment est effectivement $\frac{e_1}{2}$ (l'épaisseur de la couche de colle est ici négligée). Dans ce cas, k vaut 1. Ensuite, à mesure que la charge augmente, k diminue vers la valeur nulle. Les champs de cisaillement et d'arrachement déterminés par cette méthode sont donnés par les équations 2.6 et 2.7. Ici, l'origine $x = 0$ est prise au milieu du joint, ceci permet d'utiliser des conditions de symétries évidentes pour résoudre simplement le problème posé. Il est à noter que la formulation de l'arrachement donnée ci-dessous a été corrigée par [Sneddon \(1961\)](#) et [Wu et al. \(1997\)](#).

$$\tau_{13}^c(x) = \frac{-P}{8bC} \left(\frac{\beta C}{e_1} (1 + 3k) \left(\frac{\cosh(\frac{\beta x}{e_1})}{\sinh(\frac{\beta C}{e_1})} \right) + 3(1 - k) \right) \quad (2.6)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{33}^c(x) = \frac{Pe_1}{bC^2 R_3} & \left(\left(R_2 \lambda^2 \frac{k}{2} - \lambda k' \cosh(\lambda) \cos(\lambda) \right) \cosh\left(\frac{\lambda x}{C}\right) \cos\left(\frac{\lambda x}{C}\right) \right. \\ & \left. + \left(R_1 \lambda^2 \frac{k}{2} - \lambda k' \sinh(\lambda) \sin(\lambda) \right) \sinh\left(\frac{\lambda x}{C}\right) \sin\left(\frac{\lambda x}{C}\right) \right) \end{aligned} \quad (2.7)$$

avec

$$\begin{aligned} C &= \frac{L}{2} \\ \beta &= \sqrt{\frac{8G_c e_1}{E_1 e_c}} \\ \lambda &= \frac{C}{e_1} \left(\frac{6E_c e_1}{E_1 e_c} \right)^{\frac{1}{4}} \\ k' &= k \frac{C}{e_1} \sqrt{3(1 - \nu_1^2) \frac{P}{b e_1 E_1}} \\ R_1 &= \cosh(\lambda) \sin(\lambda) + \sinh(\lambda) \cos(\lambda) \\ R_2 &= \sinh(\lambda) \cos(\lambda) - \cosh(\lambda) \sin(\lambda) \\ R_3 &= \frac{\sinh(2\lambda) + \sin(2\lambda)}{2} \end{aligned}$$

Comme on peut le voir, cette équation est beaucoup plus complexe que celle énoncée par [Volkersen \(1938\)](#). En outre, elle s'applique à des joints particuliers qui doivent vérifier les relations 2.5 et qui dans ce cas sont symétriques ($e_1 = e_2$). Elle est de fait beaucoup moins utilisée en pratique, mais permet d'estimer l'importance de l'arrachement dans le cas des joints à simple recouvrement. Dans [Cheng et al. \(1991\)](#), un travail similaire à [Goland et al. \(1944\)](#) a été mené pour des joints non symétriques. La résolution et les expressions obtenues sont cependant complexes et ne seront par conséquent pas reprises ici.

Analyse de Tsai, Oplinger et Morton : Prise en compte du module de cisaillement des adhérents dans les deux théories précédentes Tsai et al. (1998)

Les auteurs ont ajouté une déformation en cisaillement linéaire des deux adhérents dans les deux expressions du cisaillement des théories précédentes. Cette prise en compte est particulièrement utile dans le cas de matériaux anisotropes à faible module de cisaillement comme le sont certains matériaux composites. Ils ont décidé de prendre en compte ce phénomène après avoir observé par interférométrie de Moiré les franges de déformation sur le côté du joint (figure 2.4). Cette observation mettait en évidence une déformation en cisaillement importante dans le cas d'adhérents anisotropes, Tsai et al. (1998). Ces auteurs identifient un paramètre α qui permet de prendre en compte une déformation linéaire en cisaillement dans l'épaisseur des adhérents (equation 2.8). Dans le cas particulier de Goland et al. (1944), ce coefficient devient $\alpha^2 = \frac{1}{1 + \frac{2G_c e_1}{3e_c G_1}}$. Il suffit ensuite de remplacer dans les deux expressions du cisaillement 5.3 et 2.6, respectivement λ par $\alpha \cdot \lambda$ et β par $\alpha \cdot \beta$.

$$\alpha^2 = \frac{1}{1 + \frac{G_c}{e_c} \left(\frac{e_1}{3G_1} + \frac{e_2}{3G_2} \right)} \quad (2.8)$$

Ainsi, l'expression du cisaillement de la formule de Volkersen (1938) devient l'équation 2.9. On notera que le champ de cisaillement est supposé constant dans l'épaisseur du joint de colle.

$$\tau_{13}^c(x) = \frac{\alpha \cdot G_c}{e_c \cdot \lambda} \cdot \frac{\sigma_{11}^1(x=0)}{E_1} \cdot \left(\left(\frac{E_1 \cdot e_1}{E_2 \cdot e_2} + \cosh(\alpha \lambda \cdot L) \right) \cdot \frac{\cosh(\alpha \lambda \cdot x)}{\sinh(\alpha \lambda \cdot L)} - \sinh(\alpha \lambda \cdot x) \right) \quad (2.9)$$

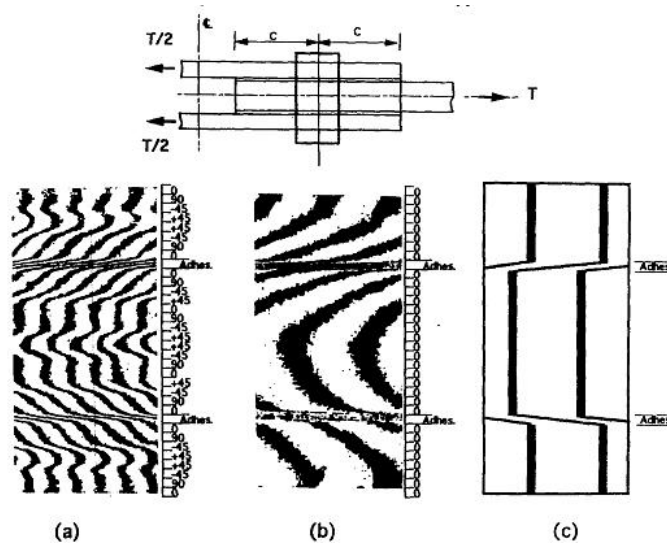


FIG. 2.4: Observations des déformations par la technique de Moiré pour un joint à simple recouvrement : a) Adhérents quasiment isotropes, b) Adhérents anisotropes, c) Déformations théoriques selon le modèle de Volkersen (1938) (Figure de Tsai et al. (1998))

Analyse d'Adams et Peppiatt : Détermination du cisaillement transverse pour un joint à double recouvrement [Adams and Peppiatt \(1973\)](#)

Un travail intéressant a également été mené dans [Adams and Peppiatt \(1973\)](#), où, outre la déformation en cisaillement des adhérents, l'existence d'un cisaillement plan a été vérifiée et sa valeur déterminée. Le cisaillement plan y est associé à l'effet Poisson dû à la traction existant dans les adhérents. Dans cette analyse, la contrainte d'arrachement et la contrainte axiale dans l'adhésif sont négligées. Les deux expressions du cisaillement transverse et du cisaillement plan sont données respectivement par les équations 2.10 et 2.11. Il est à souligner que certains termes sont négligés et que les champs de contrainte axiaux dans les adhérents sont supposés constants dans la largeur du joint ; ceci pour obtenir une expression analytique de la solution. On se reportera à [Adams and Peppiatt \(1973\)](#) ou [Adams and Wake \(1984\)](#) pour obtenir davantage d'informations. L'origine de l'axe x est au bord gauche du joint, et l'origine de l'axe y (largeur) se trouve au milieu de la largeur du joint.

$$\tau_{13}^c(x) = \frac{P\sqrt{K_a}}{b} \left(\frac{(1 - \psi(1 - \cosh(\sqrt{K_a} \cdot L)) \cosh(\sqrt{K_a} \cdot x))}{\sinh(\sqrt{K_a} \cdot L)} - \psi \sinh(\sqrt{K_a} \cdot x) \right) \quad (2.10)$$

$$\tau_{12}^c(x, y) = \frac{e_1 e_2 \sqrt{K_a}}{e_1 E_1 + e_2 E_2} \cdot \frac{\sinh(\sqrt{K_a} y)}{\cosh(\frac{\sqrt{K_a} b}{2})} \left(\left(\nu_1 E_2 + \nu_2 E_1 \frac{e_1}{e_2} \right) \sigma_{11}^1(x) - \nu_2 E_1 \frac{P}{b e_2} \right) \quad (2.11)$$

avec,

$$\begin{aligned} K_a &= \frac{2G_1 G_2 G_c (E_1 e_1 + E_2 e_2)}{E_1 e_1 E_2 e_2 (e_1 G_2 G_c + e_2 G_1 G_3 + 2e_c G_1 G_2)} \\ \psi &= \frac{E_2 e_2}{E_1 e_1 + E_2 e_2} \\ \sigma_{11}^1(x) &= \frac{P}{b e_1} \left(1 - \psi(1 - \cosh(\sqrt{K_a} \cdot x)) - \frac{(1 - \psi(1 - \cosh(\sqrt{K_a} \cdot L))) \sinh(\sqrt{K_a} \cdot L)}{\sinh(\sqrt{K_a} \cdot x)} \right) \end{aligned}$$

Analyse d'O. Nemes : Vérification de la condition de bord pour un joint à double recouvrement [Nemes \(2004\)](#)

Dans [Nemes \(2004\)](#), l'auteur s'est intéressé à une résolution d'ordre supérieur de l'état de contraintes dans un joint collé à double recouvrement. Le problème est supposé en contraintes planes, la contrainte axiale dans la couche de colle est négligée, et la déformation en cisaillement des adhérents est négligée. L'approche est cependant intéressante car elle s'appuie sur la construction d'un champ statiquement admissible, et sur la minimisation de l'énergie potentielle. Elle permet au final de vérifier les conditions de nullité des champs au bord du joint de colle, ce qui n'était pas le cas pour les modèles précédents.

Analyse Layerwise type M4 : Logiciel MacLam pour un joint à double recouvrement [Hadj-Ahmed et al. \(2001b\)](#)

Le modèle développé dans [Hadj-Ahmed et al. \(2001b\)](#) s'appuie sur les fondements théoriques des modèles multicouches de type layer-wise (une cinématique par couche), plus connus sous le nom de modèles M4 et développés à l'ENPC. Les équations du modèle ne seront pas détaillées ici. Il existe un logiciel disponible en libre service à l'adresse internet suivante : <http://maclam.cimav.edu.mx/maclam3.htm> dont la base théorique est décrite dans [Diaz-Diaz et al. \(2002\)](#) et sa validation dans [Carreira et al. \(2002\)](#), et qui permet de déterminer les champs de contrainte existants dans le joint de colle selon ce modèle. Cette approche va beaucoup plus loin que celle décrite dans [Nemes \(2004\)](#) et fait l'hypothèse d'un état de déformation plane, plus proche de la réalité pour les joints suffisamment larges. Là encore, le travail s'intéresse à des joints symétriques à double recouvrement.

2.2.2 Différentes approches numériques

Comme dit dans [Matthews et al. \(1982\)](#), le développement des outils numériques a ensuite permis de mener des études plus complexes sur d'autres paramètres du joint collé. Bien entendu, certains auteurs ont comparé les théories analytiques décrites dans les paragraphes précédents aux résultats de calculs aux éléments finis, et généralement une bonne corrélation a pu être trouvée. Dans la méthode classique des éléments finis, la condition de nullité du champ de contrainte aux bords ne peut être remplie que dans des cas bien particuliers (dans le cas d'une formulation du problème en contrainte par exemple ; la plupart des outils en éléments finis utilise actuellement une formulation en déplacement).

Modélisation classique en éléments finis 3D

Les travaux les plus conséquents et/ou les plus intéressants dans le domaine du calcul de joints collés en éléments finis sur éléments solides ont été conduits dans [Adams and Peppiatt \(1974\)](#). Ces auteurs y ont étudié en particulier l'influence de l'existence d'un bourrelet de colle aux extrémités du joint sur les champs de contrainte. Cet aspect est difficile à prendre en compte par des méthodes analytiques et démontre un des intérêts des méthodes de type éléments finis. La précision des champs calculés est par définition dépendante du raffinement du maillage, et du type d'élément de calcul utilisé. En particulier, on pourra relever qu'il est généralement conseillé de raffiner le maillage dans les zones de fort gradient de contrainte (dans notre cas, les extrémités du joint), et qu'un ordre d'interpolation supérieur permet d'obtenir des résultats précis avec un nombre de mailles plus faible. Ce dernier aspect a été étudié dans [Joannes \(2007\)](#) par l'utilisation de la méthode dite "méthode-p".

Une bibliographie intéressante sur le sujet des modèles éléments finis classiques a été menée dans [Vallee \(2004\)](#). On en retiendra les principales conclusions suivantes :

- il est nécessaire de mailler de manière à obtenir au minimum 3 éléments dans l'épaisseur de la couche de colle,

- la comparaison entre des modèles 3D et 2D permet de vérifier la validité de l'hypothèse de déformations planes sur au minimum 80 % de la largeur du joint,
- l'état de contrainte dans un joint collé est bien triaxial et ceci a une influence importante, en particulier, lorsque l'adhésif plastifie.

Les défenseurs de l'outil de calcul aux éléments finis exposent la flexibilité de la méthode et la possibilité de prise en compte de multiples paramètres. Il n'en reste pas moins que dans le cadre de la conception usuelle, l'élément fini n'est pas l'outil le mieux adapté, car il reste long à utiliser, et à maîtriser. En revanche, il permet de vérifier la validité de certaines théories analytiques simplifiées ou de certaines hypothèses pour des joints particuliers.

Modélisation éléments finis 2D : Logiciel MPFEAP

La partie précédente présentait des calculs aux éléments finis où la zone d'interface (le joint de colle) était modélisée dans son épaisseur, i.e. en 3D avec une hypothèse de déformations planes. Ceci engendre des difficultés de maillage puisque c'est l'épaisseur de ce joint, généralement faible, qui va conditionner la densité du maillage, et généralement entraîner un nombre d'éléments considérable. De nombreux auteurs ont tenté de pallier à cette difficulté en utilisant des éléments d'interface, comme par exemple les éléments cohésifs sous le logiciel commercial Abaqus ([Abaqus \(2007\)](#)) ou des éléments d'interface comme dans [Até and Aivazzadeh \(1999\)](#).

Des travaux intéressants ont également été menés en utilisant des modèles dits de type M4. Dans ces modèles multiparticulaires de type layerwise, chaque champ est intégré dans l'épaisseur pour chacune des couches, et il existe des variables d'interfaces qui décrivent la couche de colle. Les couches sont considérées comme des plaques de Reissner-Mindlin. On notera que dans ce modèle, la colle peut aussi être représentée par une troisième plaque ou par une plaque "dégénérée" ne travaillant qu'en cisaillement ([Duong \(2008\)](#)). Ceci permet de limiter le nombre d'éléments puisque le maillage est effectué en 2D où chaque noeud a $5n$ degrés de libertés, n correspondant aux nombres de couches. Avec d'autres hypothèses simplificatrices, ce nombre de degrés de libertés peut être réduit et le problème des joints collés peut alors être résolu analytiquement (c'est le cas dans le logiciel MacLam présenté en [2.2.1](#)). Il peut également être résolu en utilisant la méthode des éléments finis dans un cas plus général. Ceci est présenté dans [Nguyen and Caron \(2006\)](#). A ce titre, un logiciel de calcul en éléments finis appelé MPFEAP a été développé et permet de s'intéresser à des géométries particulières avec un nombre d'éléments limité. De nombreux travaux ont été menés pour comparer les résultats obtenus avec ce logiciel à des résultats de logiciels éléments finis plus classiques tel qu'Abaqus, et nous ne reviendrons donc pas sur ce point dans la suite de notre étude ([Nguyen \(2004\)](#)).

2.2.3 Comparaison des résultats des différentes théories présentées

Tous les modèles analytiques s'intéressant aux joints à simple ou double recouvrement n'ont pas été cités mais le choix des modèles présentés permet de se représenter les divers degrés de complexité rencontrés lorsqu'on s'intéresse à la détermination analytique des champs de contrainte dans un joint collé fonctionnant en cisaillement. On notera toutefois qu'il existe un autre type d'analyse portant sur l'utilisation de développements asymptotiques qui ne sera pas approfondi ici (Leguillon et al. (2003)). Pour pouvoir se faire une idée des différences entre les théories présentées ci-dessus, l'analyse de deux joints collés a été réalisée avec les différentes théories analytiques présentées et un modèle numérique, en l'occurrence un modèle élément fini 3D sous l'hypothèse de déformations planes réalisé avec le logiciel Abaqus. Les deux joints calculés sont un joint à simple recouvrement et un joint à double recouvrement. Pour vérifier les inégalités posées par Goland et al. (1944), les propriétés du joint à simple recouvrement sont légèrement différentes. On notera que dans les deux cas l'anisotropie prise en compte est importante pour les adhérents, ceci pour mettre en évidence les modifications apportées par cette propriété.

Le joint à simple recouvrement Dans le cas du joint à simple recouvrement, l'excentricité de l'application des efforts entraîne de manière évidente une contrainte d'arrachement au niveau du joint de colle. Celui-ci n'est pas pris en compte dans la théorie de O. Volkersen, et il est donc normal que les résultats donnés par la théorie de Goland et Reissner (qui pour rappel prend en compte le moment dû à l'excentricité des efforts) conduisent à des résultats assez différents. Les caractéristiques du joint à simple recouvrement utilisées sont données dans le tableau 2.1.

Couche considérée	Epaisseur, en mm	Module d'Young, en MPa	Module de cisaillement, en MPa	Coefficient de Poisson	Longueur, en mm
Adhérent 1	2	210000	20000	0.3	100
Adhérent 2	2	210000	20000	0.3	100
Colle	0.25	2600	1000	0.3	100

TAB. 2.1: Les propriétés du joint à simple recouvrement étudié

On notera que le profil de cisaillement est concentré aux deux extrémités et que le collage initie des phénomènes de concentrations de contrainte. Les profils de cisaillement et d'arrachement donnés par les théories de O. Volkersen, Goland et Reissner, et Tsai, Oplinger et Morton et calculés en éléments finis sous Abaqus pour un même chargement sont tracés en figure 2.5. La prise en compte de l'anisotropie des matériaux par la théorie de Tsai, Oplinger et Morton réduit quant à elle considérablement le phénomène de concentrations de contrainte pour le champ de cisaillement. On notera que la contrainte d'arrachement est loin d'être négligeable et que dans le cas des joints collés à simple recouvrement, elle peut jouer un rôle prépondérant. La concentration de contrainte observée aux extrémités pour le cisaillement est également observée sur le champ d'arrachement. La correspondance entre les résultats analytiques et le calcul numérique est relativement bonne dans ce cas. Il convient toutefois de rappeler que la théorie de Goland et

Reissner ne s'applique que dans un domaine limité.

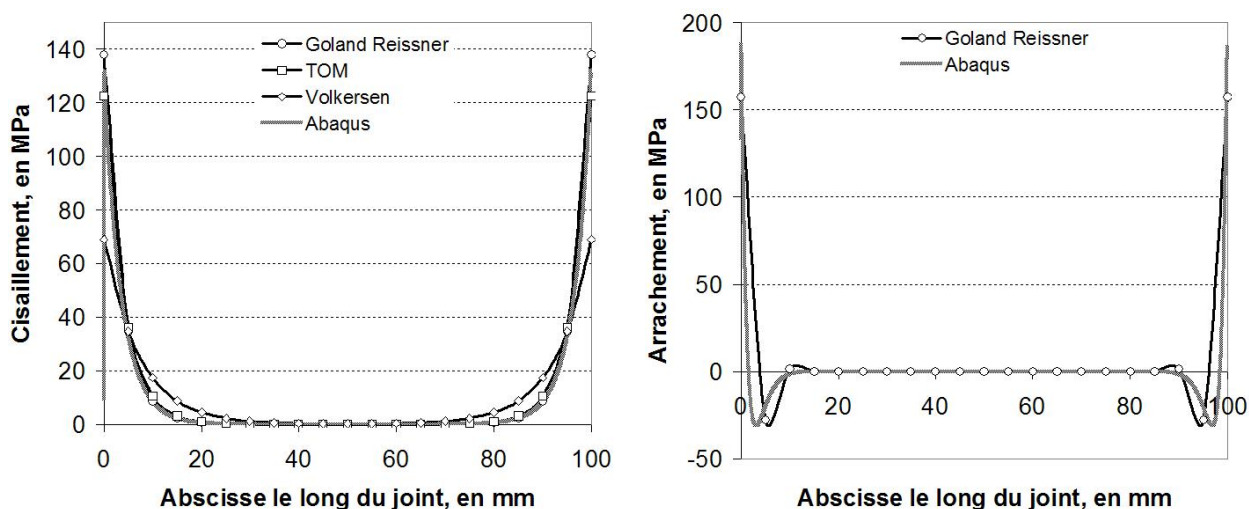


FIG. 2.5: Contraintes de cisaillement (gauche) et d'arrachement (droite) le long du joint de colle pour un joint à simple recouvrement

Le joint à double recouvrement Les caractéristiques du joint à double recouvrement utilisées sont données dans le tableau 2.2. Il a été ici décidé de s'intéresser à des adhérents plus souples et plus épais pour s'approcher des essais qui seront présentés dans les chapitres suivants.

Couche considérée	Epaisseur, en mm	Module d'Young, en MPa	Module de cisaillement, en MPa	Coefficient de Poisson	Longueur, en mm
Adhérent 1	5	35000	2500	0.3	100
Adhérent 2	5	35000	2500	0.3	100
Colle	0.25	2600	1000	0.3	100

TAB. 2.2: Les propriétés du joint à double recouvrement étudié

Dans le cas du joint à double recouvrement, on pourrait croire à tort qu'il n'existe pas d'efforts d'arrachement. En fait, ceux-ci existent bel et bien à cause de la condition d'équilibre des efforts internes, mais ils sont de deux natures différentes aux deux extrémités. Les efforts sont en compression à l'une des extrémités et en traction à l'autre extrémité (figure 2.7). Pour ce qui concerne le cisaillement, la théorie de O. Volkersen se révèle être beaucoup plus adéquate. Elle tombe cependant en défaut lorsque les adhérents sont fortement anisotropes (figure 2.6 : pour des soucis de clarté, les courbes ont été représentées sur deux graphiques différents). On notera que dans les deux cas (cisaillement et arrachement) l'hypothèse de calcul en 2D induit des champs différents. Pour rappel, la théorie de O. Nemes considère une hypothèse de contraintes planes, alors que les autres théories se placent en déformations planes. Ceci se traduit par des

concentrations de contrainte, et des valeurs maximales différentes. L'hypothèse de déformations planes semble plus adaptée aux joint collés car ils sont bien souvent suffisamment larges. On notera cependant que la théorie de O. Nemes permet d'obtenir un champ de contrainte admissible puisqu'il vérifie la nullité au bord.

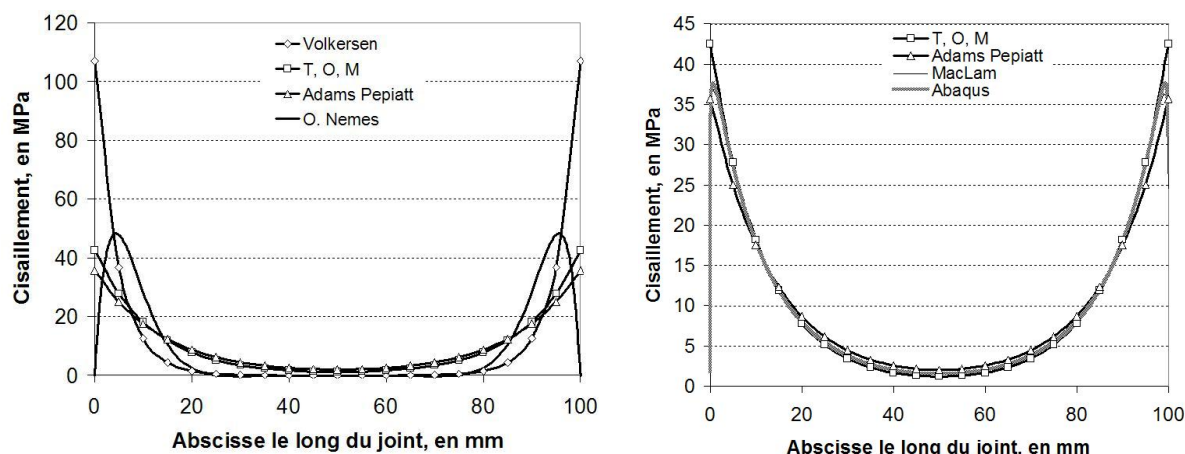


FIG. 2.6: Contrainte de cisaillement le long du joint de colle pour un joint à double recouvrement

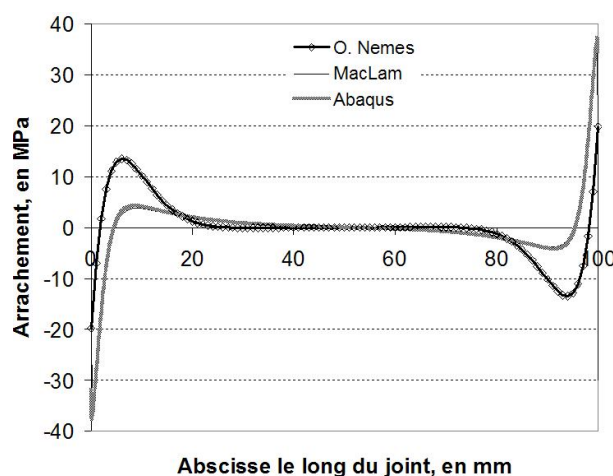


FIG. 2.7: Contrainte d'arrachement le long du joint de colle pour un joint à double recouvrement

En ce qui concerne la comparaison entre les résultats analytiques et les résultats du calcul éléments finis, on notera qu'on obtient des résultats pratiquement confondus lorsqu'on utilise le logiciel MacLam qui s'appuie sur un développement analytiques. Ceci avait déjà été noté dans [Hadj-Ahmed \(1999\)](#) et ne fera donc pas l'objet d'investigations particulières dans cette étude.

L'intérêt de l'étude d'Adams et Pepiatt réside dans la prise en compte d'efforts de cisaillement plan dus à l'effet de Poisson des adhérents soumis à de la traction. Cet effet est loin d'être négligeable comme on peut le voir en figure 2.8. On pourra noter que l'insertion d'un cisaillement

plan réduit un peu la valeur du cisaillement transverse. En terme d'efforts, dans le cas du joint à double recouvrement, le cisaillement transverse reste la partie prépondérante des contraintes existant dans le joint de colle (d'autant plus lorsque les matériaux sont isotropes). Si on souhaite prendre en compte d'autres efforts, on devra également s'intéresser à l'arrachement mais aussi au cisaillement plan. Enfin, si l'existence pour les théories 2D de concentrations de contrainte au bord a été démontrée, la théorie d'Adams et Peppiatt permet de démontrer qu'en réalité dans le cas 3D, il existe des concentrations de contrainte dans les coins du joint. Un calcul en 3D a été également effectué avec le logiciel Abaqus, et les mêmes remarques ont pu être effectuées. Le cisaillement plan maximal a été déterminé égal à 11.7 MPa ce qui est proche des valeurs analytiques de la méthode d'Adams et Peppiatt pour le joint étudié.

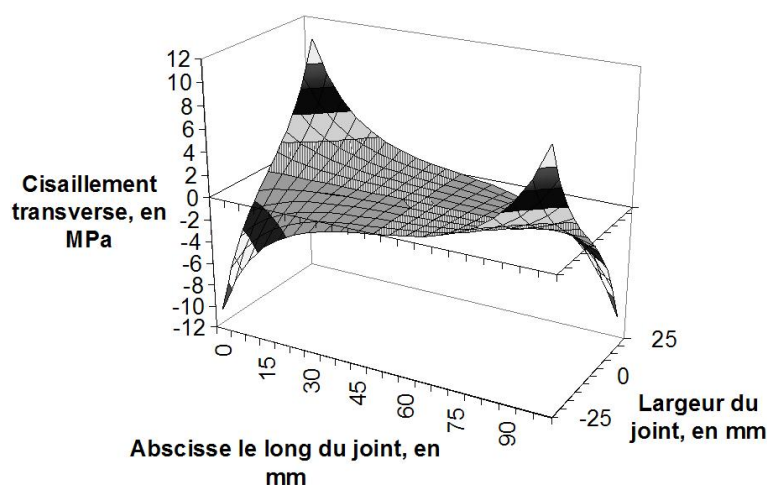


FIG. 2.8: Contrainte de cisaillement transverse le long du joint de colle pour un joint à double recouvrement selon la théorie d'Adams et Peppiatt

La théorie analytique la plus utilisée, encore aujourd'hui, reste celle de O. Volkersen car elle reste simple et n'implique qu'une seule expression. Comme on a pu le voir, de nombreux autres modèles ont ensuite vu le jour pour prendre en compte l'arrachement, la déformation en cisaillement des adhérents, ou encore les contraintes plans dues à l'effet Poisson. D'autres auteurs se sont également intéressés à l'obtention de champs admissibles qui vérifient les conditions de nullité aux bords en approchant par exemple les contraintes par des méthodes asymptotiques. On pourra se reporter à [Matthews et al. \(1982\)](#) pour obtenir des informations sur les autres travaux existants.

2.2.4 Les concepts importants associés au collage

De toutes les théories exposées précédemment, on peut cependant relever l'existence de phénomènes intrinsèques liés au collage. Nous nous appuierons principalement sur la théorie de O. Volkersen dans cette partie pour illustrer les concepts importants à retenir dans le domaine du transfert des efforts par collage. On rappelle que dans cette partie, nous ne prenons en compte que les phénomènes élastiques. La question de l'existence et de l'importance de phénomènes

non-linéaires sera abordée par la suite.

La longueur d'ancrage

L'existence de concentrations de contrainte sur les bords est associée à l'idée de longueur d'ancrage. En fait, on s'aperçoit aisément lorsqu'on étudie un joint collé suffisamment long fonctionnant en cisaillement que les efforts sont transmis sur une longueur relativement faible aux deux extrémités. Cette longueur dépend de la géométrie du joint, mais aussi des propriétés mécaniques des matériaux en jeu.

On peut approcher cette idée de longueur d'ancrage en s'intéressant aux valeurs extrémales du cisaillement lorsque la longueur collée tend vers l'infini selon la théorie de [Volkersen \(1938\)](#). Les deux valeurs maximum de la contrainte de cisaillement sont aux extrémités et sont données par les équations [2.12](#) et [2.13](#).

$$\tau_{13}^c(x=0) = \frac{G_c}{e_c \cdot \lambda} \cdot \frac{\sigma_{11}^1(x=0)}{E_1} \cdot \left(\left(\frac{E_1 \cdot e_1}{E_2 \cdot e_2} + \cosh(\lambda \cdot L) \right) \cdot \frac{1}{\sinh(\lambda \cdot L)} \right) \quad (2.12)$$

$$\tau_{13}^c(x=L) = \frac{G_c}{e_c \cdot \lambda} \cdot \frac{\sigma_{11}^1(x=0)}{E_1} \cdot \left(\left(\frac{E_1 \cdot e_1}{E_2 \cdot e_2} + \cosh(\lambda \cdot L) \right) \cdot \frac{\cosh(\lambda \cdot L)}{\sinh(\lambda \cdot L)} - \sinh(\lambda \cdot L) \right) \quad (2.13)$$

Lorsque la longueur collée tend vers l'infini, on obtient les valeurs données par les équations [2.14](#) et [2.15](#).

$$\lim_{L \rightarrow +\infty} \tau_{13}^c(x=0) = \frac{G_c \cdot \sigma_{11}^1(x=0)}{e_c \cdot \lambda \cdot E_1} \quad (2.14)$$

$$\lim_{L \rightarrow +\infty} \tau_{13}^c(x=L) = \frac{G_c \cdot \sigma_{11}^1(x=0)}{e_c \cdot \lambda \cdot E_1} \cdot \frac{E_1 \cdot e_1}{E_2 \cdot e_2} \quad (2.15)$$

On pose ξ égal au 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 :

$$\xi = \frac{\sigma_{11}^1(x=0)_{L=L_c}}{\sigma_{11}^1(x=0)_{L \rightarrow +\infty}}$$

Le paramètre ξ représente alors un 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. On obtient les égalités suivantes :

Si $E_1 e_1 \leq E_2 e_2$:

$$1 = \alpha \cdot \left(\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2} + \cosh(\lambda L_c) \right) \cdot \frac{1}{\sinh(\lambda L_c)}$$

$$L_c = \frac{1}{\lambda} \cdot \ln \left(\frac{1}{1-\xi} \left(\cdot \left(\frac{\xi E_1 e_1}{E_2 e_2} \right) + \sqrt{1 + \xi^2 \cdot \left(\left(\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2} \right)^2 - 1} \right)} \right) \right)$$

Si $E_1 e_1 \geq E_2 e_2$:

$$1 = \alpha \cdot \left(\left(\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2} + \cosh(\lambda L_c) \right) \cdot \frac{\cosh(\lambda L_c)}{\sinh(\lambda L_c)} - \sinh(\lambda L_c) \right)$$

$$L_c = \frac{1}{\lambda} \cdot \left(\frac{1}{1-\xi} \left(\frac{\xi E_2 e_2}{E_1 e_1} + \sqrt{1 + \xi^2 \cdot \left(\left(\frac{E_2 e_2}{E_1 e_1} \right)^2 - 1} \right)} \right) \right)$$

Ceci conduit à formuler la longueur d'ancrage L_c en fonction de ξ en fonction d'un paramètre M valant le minimum de $\frac{E_2 e_2}{E_1 e_1}$ et de $\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2}$ (equation 2.16).

$$L_c = \frac{1}{\lambda} \cdot \left(\frac{1}{1-\xi} \left(\xi M + \sqrt{1 + \xi^2 \cdot (M^2 - 1)} \right) \right) \quad (2.16)$$

On peut de la même manière la développer en utilisant la théorie de Tsai et al. (1998). On obtient alors l'équation 2.17.

$$L_c = \frac{1}{\lambda \alpha} \cdot \left(\frac{1}{1-\xi} \left(\xi M + \sqrt{1 + \xi^2 \cdot (M^2 - 1)} \right) \right) \quad (2.17)$$

Afin d'illustrer ces équations, les valeurs de la longueur d'ancrage en fonction du paramètre ξ ont été tracées en figure 2.9. Les valeurs utilisées sont celles du tableau 2.2. On remarque une forte pente de cette caractéristique pour des valeurs de ξ située entre 0.8 et 1. Ceci justifie la définition d'une longueur d'ancrage caractéristique, puisque pour cette zone de forte pente, l'augmentation de la longueur collée ne permet pas d'augmenter de façon importante la capacité du joint réalisé selon la théorie élastique. On notera que lorsque la déformation en cisaillement est prise en compte (Tsai et al. (1998)), la longueur d'ancrage correspondant à un même ratio ξ est légèrement diminuée.

L'équilibrage du joint

Un autre aspect important du collage relève de la notion d'équilibrage du joint. On remarque dans les différentes théories que les concentrations de contrainte sont observées aux deux extrémités et entraînent donc l'existence de deux maximum de la contrainte de cisaillement. L'équilibrage du joint revient à faire en sorte que ces deux valeurs soient identiques. On remarquera que ceci conduit effectivement à l'égalité des deux contraintes aux deux extrémités (équations 2.12 et 2.13). Pour augmenter la charge à rupture d'un assemblage, il est donc de fait

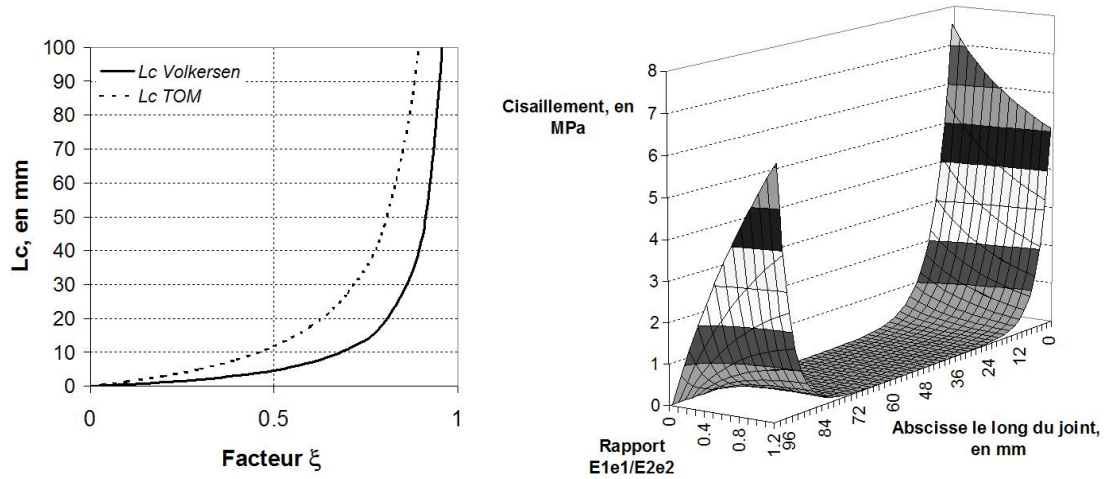


FIG. 2.9: Longueur d'ancrage en fonction du facteur ξ pour les deux théories, et profils de la contrainte de cisaillement en fonction du facteur d'équilibre $\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2}$ pour la théorie de Volkersen

souvent conseillé d'équilibrer le joint, i.e. de faire en sorte que les valeurs des produits $E_1 e_1$ et $E_2 e_2$ soient proches. On notera que le joint calculé dans la partie 2.2.1 est un joint équilibré.

Les propriétés du tableau 2.2 ont été utilisées pour tracer les profils de cisaillement le long du joint pour différents rapports d'équilibre $\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2}$ avec $E_1 e_1$ fixé (valeur du tableau 2.2). Ces profils sont donnés en figure 2.9. On retrouve le joint équilibré lorsque le rapport vaut 1. Quand celui-ci est inférieur à 1, le cisaillement se concentre en abscisse 0. Lorsqu'il est supérieur à 1, il tend à se concentrer à l'autre extrémité.

La raideur d'un joint collé

De nombreux auteurs s'intéressent à la raideur de la structure collée, et étudient en conséquence la relation reliant l'effort appliqué au déplacement observé. Un des objectifs d'une telle modélisation peut être pour des structures complexes de simplifier la méthode de calcul en remplaçant le joint collé par un matériau de raideur équivalente. On peut étudier la raideur d'un joint collé en reprenant l'analyse de Volkersen (1938).

On peut décomposer dans un essai de traction de joint collé symétrique à double recouvrement le déplacement du mors en trois parties :

$$\Delta_{mors} = 2 \cdot (\Delta_{adherent} + \Delta_{adh-joint} + \Delta_{Glt-bord})$$

Le déplacement $\Delta_{adherent}$ correspond à l'allongement dû à la déformation de l'adhérent à l'extérieur du joint. Le déplacement $\Delta_{adh-joint}$ correspond à l'allongement dû à la déformation d'un des adhérents du joint. Le déplacement $\Delta_{Glt-bord}$ correspond à l'allongement dû au glissement des deux adhérents le long du joint de colle (cf. figure 2.10). Le facteur 2 permet de prendre en compte la symétrie du joint.

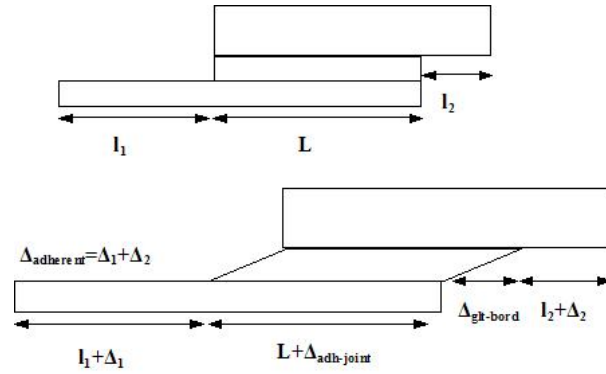


FIG. 2.10: Schéma introduisant les différentes composantes de l'allongement du joint

L'allongement de l'adhérent en dehors du joint est facile à déterminer. Il est en effet directement proportionnel à la longueur de celui-ci $L_{adh-seul}$, à la contrainte appliquée σ_{imp} et à l'inverse du module d'Young longitudinal du matériau. On notera que la longueur de l'adhérent libre est composée de deux parties l_1 et l_2 . On doit pondérer la seconde partie par le ratio $\frac{e_1}{e_2}$ car elle est soumise à un même effort mais réparti sur une section différente.

$$\Delta_{adherent} = \varepsilon_{adh} \cdot L_{adh-seul} = \sigma_{adh} \cdot \frac{L_{adh-seul}}{E_1}$$

avec

$$L_{adh-seul} = l_1 + \frac{e_1}{e_2} l_2$$

Le déplacement correspondant à l'allongement dû à la déformation d'un des deux adhérents d'un joint peut s'exprimer en fonction de la répartition de la contrainte axiale le long de ce même adhérent. On se rapporte ici à la théorie de O. Volkersen selon laquelle la contrainte axiale dans les adhérents est supposée constante dans l'épaisseur.

$$\Delta_{adh-joint} = \int_0^L \frac{\sigma_{11}^1(x)}{E_1} dx$$

Le déplacement correspondant au glissement relatif des deux adhérents du joint peut être défini par la déformation de la couche de colle au bord.

$$\Delta_{Glt-bord} = e_c \cdot \tan(\theta(L)) = e_c \cdot \gamma(L) = e_c \cdot \frac{\tau_{13}^c(x=L)}{G_c}$$

D'après l'équation de O. Volkersen,

$$\tau_{13}^c(x) = \frac{G_c}{e_c \cdot \lambda} \cdot \frac{\sigma_{11}^1(x=0)}{E_1} \cdot \left(\left(\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2} + \cosh(\lambda \cdot L) \right) \cdot \frac{\cosh(\lambda \cdot x)}{\sinh(\lambda \cdot L)} - \sinh(\lambda \cdot x) \right)$$

avec

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

Il est possible d'obtenir la répartition des contraintes axiales dans le premier adhérent à partir de l'équation du cisaillement. En effet,

$$\tau_{13}^c(x) = -e_1 \cdot \frac{d(\sigma_{11}^1(x))}{dx}$$

D'où :

$$\sigma_{11}^1(x) = -\frac{G_c}{e_c \cdot e_1 \cdot \lambda^2} \cdot \frac{\sigma_{11}^1(x=0)}{E_1} \cdot \left(\left(\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2} + \cosh(\lambda \cdot L) \right) \cdot \frac{\sinh(\lambda \cdot x)}{\sinh(\lambda \cdot L)} - \cosh(\lambda \cdot x) \right) + \mu$$

On connaît la valeur de la contrainte axiale au bord. Elle vaut $\sigma_{11}^1(x=0)$. On peut alors déterminer la constante μ :

$$\mu = \sigma_{11}^1(x=0) \cdot \left(1 - \frac{G_c}{e_c \cdot e_1 \cdot E_1 \cdot \lambda^2} \right)$$

Alors, on peut maintenant déterminer la valeur du déplacement du mors en fonction de la contrainte imposée.

$$\begin{aligned} \Delta_{mors} &= \sigma_{imp} \cdot \frac{L_{adh-seul}}{E_1} \\ &+ \frac{1}{E_1} \cdot \left(-\frac{G_c \cdot \sigma_{imp}}{e_c e_1 E_1 \lambda^3} \cdot \left(\left(\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2} + \cosh(\lambda \cdot L) \right) \cdot \frac{(\cosh(\lambda \cdot L) - 1)}{\sinh(\lambda \cdot L)} - \sinh(\lambda \cdot L) \right) \right. \\ &\quad \left. + \sigma_{imp} \cdot L \cdot \left(1 - \frac{G_c}{e_c \cdot e_1 \cdot E_1 \cdot \lambda^2} \right) \right) \\ &+ \frac{\sigma_{imp}}{E_1 \cdot \lambda} \cdot \left(\left(\frac{E_1 e_1}{E_2 e_2} + \cosh(\lambda \cdot L) \right) \cdot \frac{\cosh(\lambda \cdot L)}{\sinh(\lambda \cdot L)} - \sinh(\lambda \cdot L) \right) \end{aligned}$$

On a alors accès à la raideur du joint collé. Une analyse plus simplifiée a été menée dans [Xiao et al. \(2004\)](#) et l'équation 2.18 a été déterminée pour la raideur du joint. Dans ce dernier cas, le joint considéré est un joint à double recouvrement avec des adhérents ayant tous la même épaisseur. On reconnaît dans les deux premiers termes le déplacement dû à la déformation de la longueur libre. La différence provient des autres termes décrivant la déformation de la partie collée car dans [Xiao et al. \(2004\)](#) les phénomènes de concentration des contraintes ne sont pas pris en compte.

$$\Delta_{mors}^{Xiao} = 2 \cdot \left(\frac{\sigma_{imp} \cdot l_1}{E_1} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{2l_1} + \frac{e_1 e_c E_1}{2l_1 l_3 G_c} + \frac{l_3}{2l_1} \right) \right) \quad (2.18)$$

l_1 étant la longueur libre d'adhérent soumis à la contrainte σ_{imp} .

l_2 étant la longueur d'adhérent soumis à la contrainte $\frac{\sigma_{imp}}{2}$ (le facteur $\frac{1}{2}$ vient du ratio $\frac{e_1}{e_2}$).

l_3 étant la longueur de recouvrement du joint.

Pour ce dernier cas particulier, on a effectué le calcul de la raideur d'un joint collé avec les données du joint de 2.2.1 en utilisant les deux expressions définies ci-dessus. La valeur du module de cisaillement de la colle et la valeur de la longueur de recouvrement ont été alternativement adoptées comme variables, et les résultats de la raideur du joint en fonction de ces paramètres sont tracés pour les deux expressions en figure 2.11. On remarque que la raideur du joint évolue peu en fonction de la raideur de l'adhésif lorsque celle-ci est supérieure à 200 MPa. L'identification de la raideur de l'adhésif par un essai sur joint à recouvrement n'est donc pas aisée car dans le cas du collage structural, celle-ci est toujours supérieure à cette valeur. La différence entre les deux relations reste faible (20% au maximum), et on remarque qu'elle est fonction de la longueur collée. Pour une longueur collée suffisamment faible, l'expression simplifiée de Xiao et al. (2004) est suffisante car les phénomènes de concentration de contraintes ne sont pas très importants. Pour une longueur plus importante en revanche, on observe une différence importante due à ces concentrations d'effort.

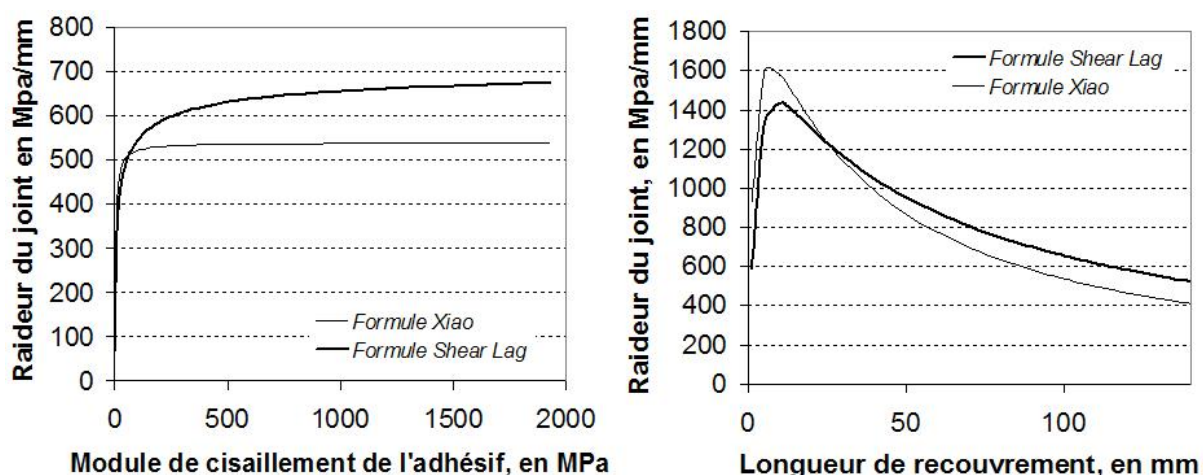


FIG. 2.11: Relation entre raideur du joint et module de cisaillement de l'adhésif selon les deux théories présentées

L'influence de l'épaisseur du joint de colle

Selon les théories classiques élastiques présentées ci-dessus, plus l'épaisseur de colle est importante, plus les concentrations de contrainte sont atténuées, et plus le joint est donc résistant. Or, ce n'est pas ce qui est observé expérimentalement comme spécifié dans Kinloch (1987). Il existe une épaisseur optimale du joint de colle associée à une capacité maximale de l'assemblage. Il n'existe pas encore une explication communément acceptée pour décrire ce phénomène.

Certains auteurs ([Hadj-Ahmed et al. \(2001a\)](#) et [Vallee et al. \(2006\)](#)) associent ce phénomène à des effets d'échelle et décrivent la probabilité de présence de défauts par une loi de Weibull pour pouvoir quantifier ces effets d'échelle. D'autres l'expliquent dans le cas des adhésifs chargés n'ayant pas un comportement fragile par l'influence de la triaxialité de la sollicitation. Ceci est repris et développé dans [Kinloch \(1987\)](#).

La réduction des pics de surcontrainte ou l'existence de bourrelets de colle

En réalité, le joint collé a une géométrie différente de celle communément adoptée dans les modélisations simples. En effet, il existe des bourrelets de colle placés aux extrémités et dont la géométrie affecte fortement le transfert des efforts en cisaillement, [Adams and Wake \(1984\)](#). Certaines études se sont attachées à déterminer la forme optimale du bourrelet de colle. Il est cependant illusoire de vouloir l'approcher dans le cadre d'opérations de type génie civil. On prendra donc en compte la possibilité de réduction des surcontraintes par la présence et la forme de bourrelets de colle, mais ils ne seront pas modélisés en particulier dans les approches de type calcul aux éléments finis menées par la suite. Cet aspect sera repris dans la dernière partie de l'étude.

2.3 Le joint à recouvrement : Intégration de phénomènes non-linéaires

Dans cette partie, nous ne fournirons qu'une entrevue des travaux réalisés car l'intégration de phénomènes non-linéaires est étudiée de manière plus approfondie dans le chapitre 4. Deux aspects non-linéaires nous ont plus particulièrement intéressé : la plasticité de la couche de colle, et son endommagement, ou l'endommagement de la zone interfaciale.

2.3.1 Plasticité de la couche de colle

Certains auteurs se sont attachés à prendre en compte la plasticité de la couche de colle et à étudier son influence sur le comportement des joints collés. On retiendra le précurseur Hart-Smith ([Hart-Smith \(1973\)](#)) qui a développé une méthode analytique adaptée à une colle élasto-plastique parfaite ou à une colle bi-élastique pour l'étude du profil de cisaillement le long du recouvrement de joints à simple et double recouvrement. Le critère de rupture choisi a ensuite été la déformation maximale en cisaillement. Critiqués par certains auteurs sur la validité d'un critère ne dépendant pas de l'arrachement, il a par la suite limité son analyse au cas de joints à adhérents suffisamment minces ([Adams and Wake \(1984\)](#)). Un travail important mené par une méthode de type éléments finis a ensuite été effectué par Adams. La majorité des travaux effectués est résumée dans [Adams and Wake \(1984\)](#). En fait, la plasticité de l'adhésif conduit à deux zones. Les extrémités sont plastifiées, alors que le milieu est élastique. Dans le cas de joints suffisamment longs, la colle ne plastifie pas sur toute la longueur, et ceci se traduit par une faible influence de la plasticité sur la raideur globale du joint collé. Il est par conséquent difficile de détecter la présence de plasticité dans un joint collé fonctionnant en cisaillement en s'attachant seulement à l'étude de la raideur de ce même joint.

2.3.2 Endommagement de la couche de colle

Outre la plasticité de la couche de colle, d'autres auteurs se sont attachés à décrire son endommagement pour pouvoir analyser la rupture de manière plus précise. Il existe en fait deux principaux types de modèles reposant sur l'endommagement. Des modèles dits "continus" et des modèles dits "de zone cohésive". Les premiers modèles reposent sur l'intégration d'une variable d'endommagement au comportement du matériau et sont généralement implémentés dans des codes éléments finis. Un exemple de ce type de modèle a été développé dans [Bruneaux \(2004\)](#) et implémenté dans CESAR, [Nguyen et al. \(2006\)](#). On peut également citer le modèle "concrete smeared cracking" disponible dans le logiciel Abaqus. Le second type de modèle repose sur la définition d'un comportement global équivalent pour une couche ou un ensemble de couches (interfaces et colle par exemple). Largement utilisé dans le domaine du collage sur béton ([Yuan et al. \(2004\)](#)), il tend également aujourd'hui à être utilisé dans le domaine des joints collés en général. La caractérisation du modèle de comportement utilisé est généralement effectuée à partir d'essais simples de la mécanique de la rupture, et des éléments de zone cohésive disponibles dans le logiciel Abaqus par exemple remplacent ensuite le joint de colle dans la modélisation. Il reste encore quelques questions sur ce type de modélisations, mais il est certain qu'il permet de réduire de manière drastique le maillage. Une comparaison de ces deux types de modélisations pour un joint collé est effectuée dans [De Moura and Chousal \(2006\)](#). Les conclusions de l'étude montrent une bonne concordance des deux modélisations pour un mode simple de sollicitation (Mode I ou II). La modélisation par zone cohésive est bien entendu plus rapide mais ne permet pas de visualiser les phénomènes de concentrations dans l'épaisseur du joint. La question importante de l'influence d'un mode de sollicitation mixte reste également soulevée. Cette dernière question est actuellement l'objet de nombreuses études et devrait permettre à l'avenir de pouvoir obtenir des résultats plus précis.

2.4 Conclusion

Ce chapitre a abordé de manière plus précise les études élastiques du transfert des efforts dans un joint collé. Les aspects non-linéaires sont quand à eux actuellement moins souvent pris en compte par les concepteurs et ont été par conséquent peu développés dans ce chapitre. Outre la description des essais classiques et de ceux relevant de la mécanique de la rupture, ce chapitre nous a également permis de mettre en relief la notion de concentration des efforts dans le joint de colle. La source de ce phénomène est différente de celle déterminée dans le cas d'un boulonnage par exemple, mais ceci entraîne l'existence de phénomènes caractéristiques du collage à savoir : l'existence d'une longueur d'ancrage et la notion d'équilibrage du joint. Celles-ci sont bien connues de ceux qui conçoivent des joints collés en cisaillement.

Les différents modèles analytiques ou numériques présentés l'ont été dans un ordre de complexité croissante. En fonction du degré de précision souhaité, il est possible d'affiner les prédictions en terme de champ de cisaillement et d'arrachement. Une fois les valeurs de ces contraintes obtenues, le critère de rupture utilisé le plus fréquemment est lié à la valeur maximale de celles-ci. Dans le cas de joints à recouvrement, on ne prend en compte bien souvent

que le champ de cisaillement, mais certains auteurs ont développé des critères de rupture mixtes (Vallee (2004)). Reste à savoir si de telles approches peuvent être adoptées dans le cadre de procédures usuelles de conceptions. L'objectif de ce travail n'est pas de répondre à cette question mais d'explorer certaines des pistes disponibles.

Après avoir mené ce travail de comparaison des principaux modèles disponibles, un travail théorique sur la raideur d'un joint à recouvrement a été effectué. Celui-ci nous a permis de mettre en relief la faible variation de ce paramètre en fonction de la raideur de l'adhésif dans la plage usuelle des colles utilisées pour des applications structurales. La suite de l'étude ne traitera donc pas de la raideur, mais nous porterons nos efforts sur la mesure des phénomènes locaux et des capacités des joints réalisés.

On retiendra également que si la mécanique classique permet d'étudier de manière précise ces phénomènes de concentrations de contrainte, la mécanique de la rupture permet de se représenter l'évolution du joint collé, et son endommagement. La complémentarité de ces deux approches ne fait aujourd'hui plus aucun doute, et un concepteur avisé se devra à l'avenir de maîtriser les deux champs. Dans la suite de cette étude, nous nous appuierons davantage sur la mécanique classique, mais la mécanique de la rupture sera utilisée pour divers points particuliers.

Les différents outils d'analyse des joints collés qui reposent sur la mécanique classique ont été présentés dans ce chapitre. Ces outils vont être ensuite confrontés dans le chapitre suivant aux résultats de plusieurs investigations expérimentales différentes. Nous allons ainsi vérifier leur applicabilité et légitimité dans certains cas particuliers lorsque aucun phénomène non-linéaire n'est pris en compte dans un premier temps.

Deuxième partie

Modélisation mécanique du collage/Compréhension du transfert des efforts à partir de campagnes expérimentales

Chapitre 3

Campagnes expérimentales et analyse élastique de joints collés

Sommaire

3.1	Investigations sur joints à simple recouvrement	60
3.1.1	Description du protocole d'essai	61
3.1.2	Les investigations expérimentales	63
3.1.3	Comparaison des résultats avec les théories élastiques	68
3.1.4	Éléments additionnels à prendre en compte	68
3.2	Investigations sur joints à double recouvrement	70
3.2.1	Description du protocole d'essai	70
3.2.2	Les investigations expérimentales	71
3.2.3	Comparaison des résultats avec les théories élastiques	76
3.2.4	Éléments additionnels à prendre en compte	80
3.3	Conclusion sur l'analyse élastique	80

Au vu des différents travaux existants, nous avons donc souhaité vérifier expérimentalement la validité des théories. En conception, les théories les plus simples étant les plus pratiques et donc les plus utilisées, nous avons dans un premier temps porté un regard plus attentif aux différentes théories élastiques considérées. La géométrie du joint fonctionnant en cisaillement ayant été choisie, nous avons travaillé sur des joints à simple recouvrement et à double recouvrement avec différents types d'adhérents. Pour chacune des séries d'essais présentées ci-dessous, des investigations concernant la préparation des surfaces ont été faites pour obtenir des ruptures dites cohésives et donc optimiser les efforts d'adhésion existants.

La géométrie de l'essai à simple recouvrement présente un inconvénient majeur lié au moment de flexion induit par l'excentricité du dispositif comme dit dans le chapitre précédent. Elle a cependant été étudiée car elle nous a permis de nous intéresser à l'adhérent "béton" (qui implique des éléments épais) et qu'elle est plus proche de l'ancrage analysé à la fin de cette étude que ne l'est la géométrie du joint à double recouvrement. Cette dernière a cependant également fait l'objet d'investigations pour s'intéresser davantage au matériau colle et au matériau composite et à leur fonctionnement en cisaillement. On notera que l'essai sur joints à simple recouvrement a fait l'objet d'investigations particulières pour minimiser les efforts de flexion induits.

Les deux essais ainsi que les différentes séries menées seront présentés tour à tour. Pour l'essai sur joint à simple recouvrement, une première analyse théorique basée sur la détermination des profils de contrainte de cisaillement à l'état limite ultime sera entreprise pour vérifier ou infirmer leur validité dans le cas étudié. En ce qui concerne l'essai sur joint à double recouvrement, nous nous sommes penchés sur l'étude de la longueur d'ancrage que nous avons pu déterminer expérimentalement pour les différents cas testés. Dans chacune des parties, les théories élastiques utilisées ont été présentées dans le chapitre précédent.

3.1 Investigations sur joints à simple recouvrement

Les essais sur joints à simple recouvrement ont été effectués au Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées d'Autun avec l'aide des personnes de l'équipe ressource "Collage et Matériaux Composites" du service OAIP et de la section recherche du service Chaussées. Il s'agissait en fait d'assemblages de procédés usuels de renforts composites pour ouvrages d'art collés sur adhérents béton ou acier. Nous avons fait un travail important tant sur le protocole d'essai que sur l'exploitation des résultats, et seuls certains des essais seront présentés ici. On pourra se reporter aux divers ouvrages cités sur le sujet pour obtenir davantage d'informations, mais on retiendra que les développements principaux de l'essai menés grâce à ce travail ont portés sur la vérification du fonctionnement de l'automatisation du pilotage de la machine, la description fine du protocole qui est aujourd'hui inclus en partie dans [AFGC \(2007\)](#) et qui existe également en version protocole d'essai type LPC, sur la réduction de la taille des échantillons testés en vue d'investigations de durabilité, et sur l'utilisation de différentes techniques d'exploitations des résultats telles que celles énoncées dans [AFGC \(2007\)](#) et [CNR \(2004\)](#).

L'essai et la machine en question ont été développés pour l'étude de la technique de renforcements par tôles collées étudiée dans [Theillout \(1983\)](#). Elle a été depuis peu adaptée par J.P. Sudret du LRPC d'Autun à l'étude des techniques de renforcements par collage de matériaux composites, qu'ils soient de nature pultrudés, ou tissus secs imprégnés in-situ ([LCPC \(2006\)](#)).

3.1.1 Description du protocole d'essai

Une version du protocole de l'essai a été insérée récemment dans la partie concernant la caractérisation de l'interface renfort composite/béton de [AFGC \(2007\)](#). Il est voué à caractériser le comportement de procédés usuels de renforcement d'ouvrages en béton. Le protocole a également fait l'objet de plusieurs autres publications dont [Chataigner et al. \(2008b\)](#) où la réduction de la taille des échantillons a été étudiée. La principale difficulté associée à l'essai vient du moment de flexion induit par la géométrie du joint à simple recouvrement. Pour obtenir des résultats quantitatifs et minimiser l'effort de flexion, une procédure minutieuse doit être suivie ; elle est décrite ci-dessous.

Présentation de la machine d'essai

La machine en l'état est limitée à une largeur d'échantillon de 100 mm, et une épaisseur de 8 mm environ. Le vérin hydraulique associé a une capacité de 100 kN. Comme on peut le voir en figure 3.1, la charge est transmise au renfort via un mors conique. Un bâti permet de mettre en appui la machine d'essai sur la dalle-échantillon. On notera que la zone d'appui est suffisamment éloignée de la zone de collage de l'échantillon pour éviter toute perturbation du transfert des efforts au niveau du joint. Deux bras horizontaux permettent de reprendre le moment de flexion induit par la géométrie, et plusieurs vis de réglages assurent un bon alignement de l'axe de traction. Le vérin simple effet, relié à une cellule de force, est piloté par un groupe hydraulique asservi. Le montage actuel permet de piloter l'essai en effort ou en déplacement en utilisant un capteur LVDT.

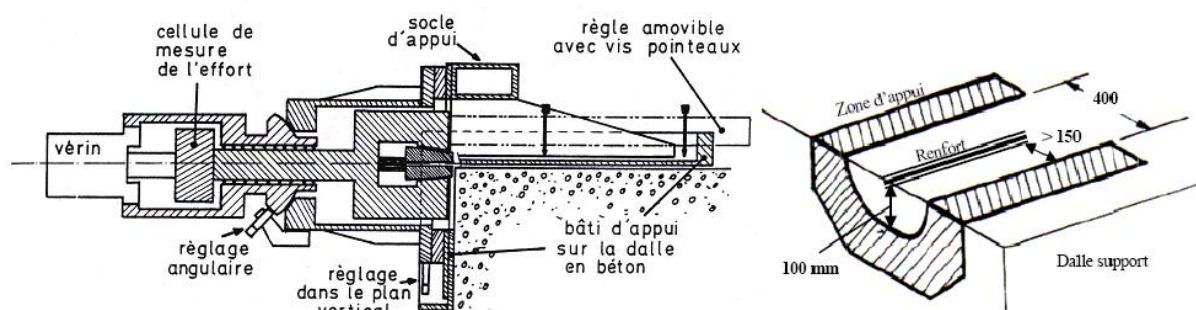


FIG. 3.1: Schéma de la machine de traction à gauche, et zone d'appui du bâti sur la dalle-échantillon à droite

Préparation des échantillons

Trois échantillons identiques sont testés sur un même bloc de béton. Les dimensions des blocs sont données en figure 3.2. Les opérations de collage des renforts sur la dalle sont effectuées après 28 jours de cure du béton (on utilise généralement un béton ayant une résistance à la compression à 28 jours supérieure à 40 MPa). La préparation de surface et la méthode d'application du renfort sont effectuées conformément aux recommandations de la fiche technique du procédé.

En général, les renforts sont collés sur une longueur L de 200 mm. Ils peuvent être collés directement près du bord, ou à 50 mm de celui-ci pour éviter la rupture prématurée en coin décrite précisément dans [Nguyen et al. \(2006\)](#). La largeur du renfort peut être choisie conformément aux recommandations de [AFGC \(2007\)](#), mais, en général, on conserve la largeur du procédé. Une longueur libre en bout d'au minimum 70 mm doit être laissée pour permettre une bonne accroche du mors. Dans le cas de procédés de type tissus sec, un support temporaire est utilisé pour maintenir cette longueur libre le temps de la polymérisation de la résine et assurer ainsi une zone efficace pour la prise du mors. Les essais sont ensuite effectués après un temps de polymérisation suffisant de l'adhésif en question conformément aux prescriptions de sa fiche technique.

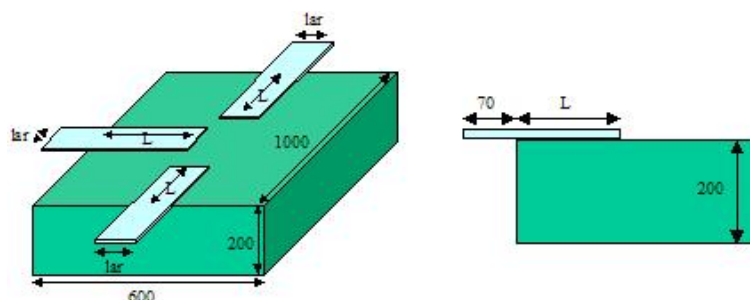


FIG. 3.2: Schéma des dalles échantillons utilisées

Déroulement de l'essai

Avant chaque essai, une longue phase est dédiée à l'alignement de l'axe de traction avec l'axe du renfort. Ensuite, une faible précharge est appliquée après avoir refermé les mors pour s'assurer d'une bonne accroche du renfort. Un capteur LVDT est placé entre les mors et la dalle béton pour suivre le déplacement au niveau de l'extrémité du renfort. L'essai est ensuite piloté en déplacement ou en effort constant, et ces deux paramètres sont enregistrés pendant l'essai. Pour obtenir davantage d'informations, on peut également placer des jauges de déformation sur la face supérieure du renfort. Celles-ci doivent être placées de manière concentrée vers le bord chargé pour pouvoir capturer le phénomène de concentration de contraintes près du bord décrit par la théorie de [Volkersen \(1938\)](#). Habituellement, cinq jauges sont utilisées et placées comme indiqué en figure 3.3. Dans cette étude, pour certains des échantillons et à titre exceptionnel, nous avons également utilisé une instrumentation comprenant 25 jauges ; celle-ci est décrite dans la partie suivante.

La totalité du dispositif d'essai est sur la photo de la figure 3.4. On peut y distinguer la machine de traction supportée par un portique près d'une dalle d'essai. Les échantillons sont d'ailleurs ici instrumentés de jauges de déformations reliées à une centrale d'acquisition (le nombre de fils correspond ici à une instrumentation à 25 jauges réalisée à titre expérimental pour quelques uns des échantillons). On distingue également l'ordinateur de pilotage et le groupe hydraulique en arrière plan.

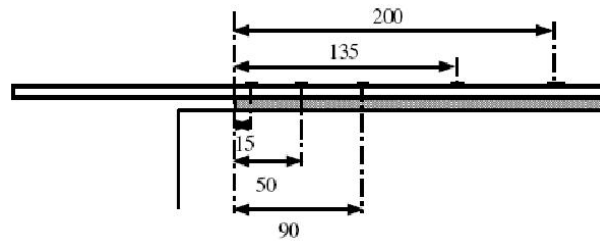


FIG. 3.3: Schéma du positionnement courant des jauges de déformations sur la face supérieure du renfort collé

Réduction de la taille des échantillons et adaptation de la machine

Une étude vouée à réduire la taille des échantillons pour pouvoir ensuite les stocker plus facilement a été menée dans ce travail, et il a été vérifié que la nouvelle disposition de l'essai menait à des résultats identiques (Chataigner et al. (2008b)). La nouvelle géométrie d'essai est donnée en figure 3.5. On remarquera que la zone d'appui est légèrement différente. Dans cette nouvelle disposition, le moment de flexion est repris en arrière du bloc. Dernièrement, des essais supplémentaires ont permis de réduire l'épaisseur des échantillons par deux (100 mm au lieu de 210 mm) et ainsi de faciliter la manipulation des blocs pour des investigations de durabilité.

3.1.2 Les investigations expérimentales

Tous les essais menés ne seront pas présentés ici, car certains ont servi à mettre au point le protocole, d'autres à justifier la modification de celui-ci (réduction des blocs), et pour des soucis de clarté de l'étude, nous avons préféré ne sélectionner que certaines des investigations. La première série d'essais présentée concerne une étude sur l'influence de la longueur collée. La seconde concerne une étude sur différents procédés de renforcement. Enfin, la dernière concerne une étude sur l'influence du matériau support utilisé.

A : Une première série d'essais avec différentes longueurs collées

Cette série d'essais menée en Mars 2007 a concerné l'étude du collage de plats pultrudés carbone sur adhérents béton. Les plats carbone avaient une épaisseur de 1.4 mm et une largeur de 50 mm. Ils ont été appliqués conformément aux indications du fournisseur, i.e. la surface a été poncée puis dépoussiérée, puis les renforts ont été appliqués après un double encollage. Trois longueurs différentes ont été testées : 215, 240, et 300 mm. Les résultats pour tous les échantillons en terme de capacité sont donnés dans le tableau 3.1. On remarquera que les capacités moyennes à la rupture obtenues sont proches et que les écarts-types restent faibles, autour de 8% et de 12% pour l'une des trois séries d'essais. Ces résultats permettent de conforter la validité de l'essai et de la procédure adoptée.

En ce qui concerne les modes de rupture observés, ils ont tous été similaires, cohésifs dans le béton à quelques millimètres du joint de colle. Ceci confirme que pour les essais réalisés (sans vieillissement) la préparation de surface est adéquate et confère à l'assemblage une résistance

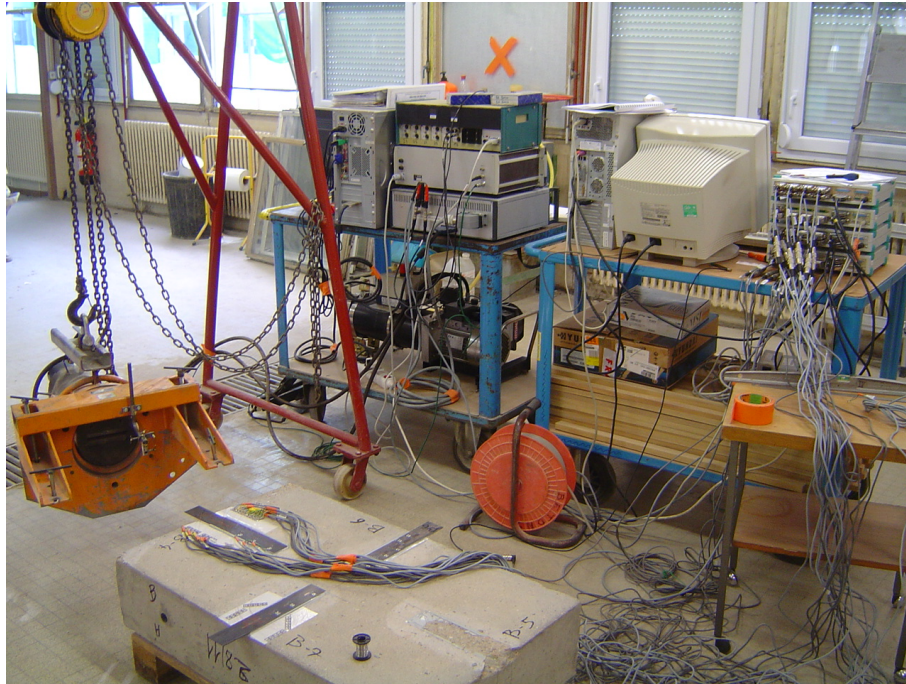


FIG. 3.4: Photo du dispositif d'essai avec la machine de traction, le groupe hydraulique, le système de pilotage, et le système d'enregistrement des déformations

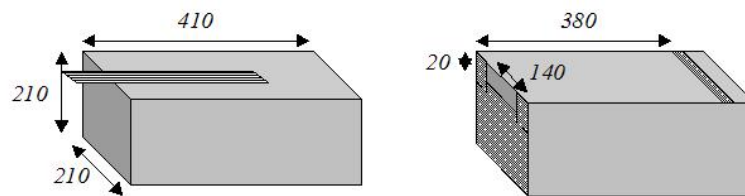


FIG. 3.5: Schéma de la géométrie des dalles utilisées pour les investigations de la durabilité

d'adhésion suffisante. Une photo d'un échantillon après rupture est donnée en figure 3.6. On y distingue clairement la couche de béton restée solidaire du renfort composite.



FIG. 3.6: Photo d'un échantillon après rupture

Echantillon	Longueur collée, en mm	Charge à la rupture, en kN	Capacité moyenne par unité de largeur, en N/mm	Ecart-type, en %
LA1	215	21.30	462.4	12.95
LA2	215	21.49		
LA3	215	26.58		
LB1	240	24.50	480.8	7.14
LB2	240	25.48		
LB3	240	22.14		
LC1	300	25.71	472.2	8.12
LC2	300	23.15		
LC3	300	21.96		

TAB. 3.1: Les échantillons de la série d'essais concernant l'influence de la longueur collée

B : Essais sur joints collés sur béton avec différents procédés

Cette série d'essais a fait l'objet d'une communication, [Chataigner et al. \(2008d\)](#), et a consisté à tester selon le protocole décrit dans [AFGC \(2007\)](#) trois différents procédés (kit comprenant une résine et un renfort). Elle a été réalisée pendant la fin de l'année 2007. Les trois procédés en question étaient un plat carbone, un tissu sec carbone et un tissu sec à fibres d'aramide chacun étant associé à une résine différente. Les caractéristiques géométriques et mécaniques de ces procédés sont données en tableau 3.2. La largeur des échantillons testés étaient d'environ 40 mm. Pour des soucis de concision, seuls les capacités moyennes et les écarts-types sont donnés dans le tableau 3.2 en ce qui concerne l'effort à rupture. La capacité est exprimée en effort transmis divisé par la largeur du joint de colle. La longueur collée était dans tous les cas de 200 mm conformément au protocole décrit dans [AFGC \(2007\)](#).

Procédé	Module d'Young du renfort, en MPa	Epaisseur du renfort, en mm	Module d'Young de l'adhésif, en MPa	Epaisseur de la couche de colle, en mm	Capacité moyenne, en N/mm	Ecart-type, en %
Plat carbone	160000	1.4	6500	1	599	5.95
Tissu carbone	80000	1	3200	0.3	463	6.20
Tissu Aramide	27000	1.4	3200	0.3	275	4.75

TAB. 3.2: Les échantillons de la série d'essais concernant différents procédés

En terme de modes de rupture, là encore, elle a dans tous les cas été de nature cohésive dans le béton à quelques millimètres du joint de colle (figure 3.7). On observe également dans ce cas un détachement du coin de béton près du bord qui est dû aux conditions limites. Ceci a été étudié plus en détail dans [Chataigner et al. \(2008d\)](#) et [Nguyen et al. \(2006\)](#), et ne sera donc pas développé ici. En terme de dispersion, on trouve des valeurs situées autour de 6%. En outre, comme pour cette série les échantillons ont été collés près du bord, on observe le phénomène de rupture en coin décrit par [Nguyen et al. \(2006\)](#). On remarque de manière qualitative que la charge à rupture la plus importante est obtenue pour le plus raide des trois procédés.

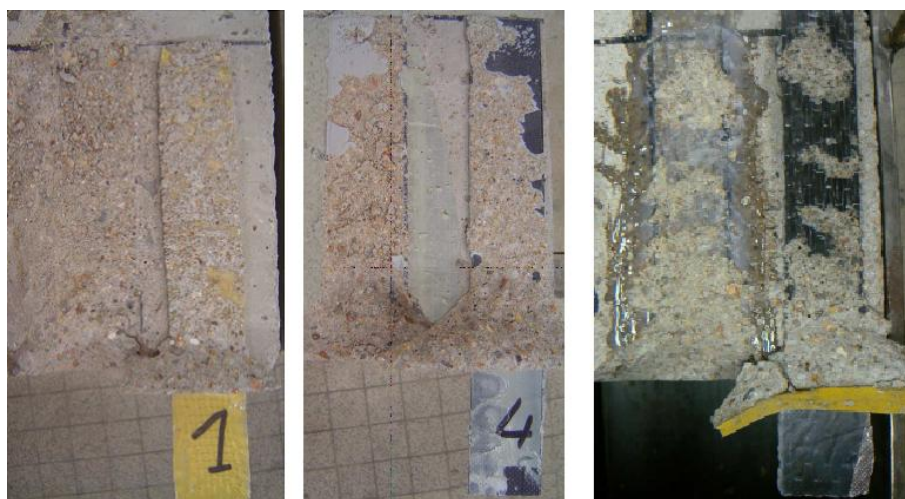


FIG. 3.7: Photo de trois échantillons après rupture, de gauche à droite : tissu aramide, plat carbone, tissu carbone

C : Comparaison entre pultrudés carbone collés sur acier et pultrudés carbone collés sur béton

Les résultats de cette série d'essais ont été repris dans [Chataigner et al. \(2008c\)](#). Le même procédé carbone que dans la série A a été utilisé (même largeur, épaisseur et caractéristiques mécaniques). Le béton utilisé était cependant différent. Deux adhérents différents ont été testés : le béton et l'acier. Pour l'acier, une dalle spécifique a été réalisée en coulant des IPN dans une dalle en béton et en laissant affleurer l'acier en surface. Pour l'acier, la surface a été abrasée à l'aide d'une brosse métallique et ensuite dégraissée soigneusement à l'acétone. Pour pouvoir s'intéresser de manière plus précise aux différences en terme de transfert des efforts, une instrumentation plus importante en terme de nombre de jauges de déformation a été menée pour cette série (figure 3.8). Il a également été décidé de s'intéresser à l'influence des modes de pilotage (déplacement ou effort). Les données des six échantillons testés sont dans le tableau 3.3. La longueur collée était la même pour tous les échantillons, soit de 240 mm.

Pour les échantillons collés sur adhérent béton, tous les modes de rupture observés étaient cohésifs dans le béton près du joint collé (figure 3.9). Pour les échantillons collés sur support acier, deux modes de rupture ont été observés : rupture adhésive entre renfort et colle, et rupture

Echantillon	Adhérent	Pilotage	Instrumentation	Capacité ultime, en kN	Capacité moyenne par unité de largeur, en N/mm	Ecart-type, en %
B1	Béton	Effort	Usuelle	31.63	642.8	2.40
B2	Béton	Déplacement	Usuelle	33.03		
B3	Béton	Déplacement	Importante	31.78		
A1	Acier	Effort	Usuelle	37.81	759.8	1.23
A2	Acier	Déplacement	Usuelle	38.52		
A3	Acier	Déplacement	Importante	37.64		

TAB. 3.3: Les échantillons de la série d'essais concernant les différents adhérents

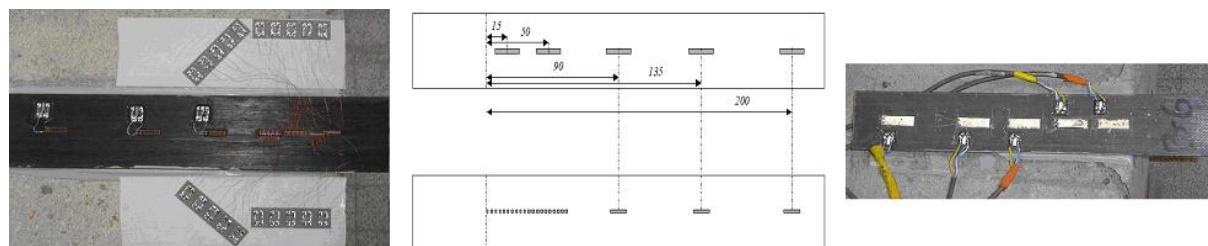


FIG. 3.8: Photo et schéma de l'instrumentation fine et usuelle

cohésive. En fait, comme on le voit sur la figure 3.9, les deux ruptures sont observées sur tous les échantillons : d'abord cohésive dans la colle, puis adhésive ensuite. Pour les essais pilotés en déplacement, la rupture est majoritairement cohésive alors que pour l'essai piloté en effort, elle est davantage adhésive. Elle s'initie cependant toujours dans la colle, et le type de rupture observé ne dépend donc que de la manière dont se propage la fissure. Lorsque sa propagation est contrôlée (cas des essais pilotés en déplacement), on observe une rupture cohésive montrant ainsi l'adéquation de la préparation de surface utilisée.

Si on s'intéresse aux capacités, on observe des résultats proches pour les deux cas alors que la capacité de la colle en cisaillement est en théorie largement supérieure à celle du béton. Classiquement la capacité en cisaillement de l'adhésif est de l'ordre de 15 MPa, alors que celle du béton est de l'ordre de 5 MPa. Il existe donc un facteur trois pour les capacités ultimes des matériaux, ce facteur est très supérieur au facteur existant entre les capacités ultimes des deux assemblages. Ceci indique l'importance des phénomènes de concentration de contraintes et sera développé dans le chapitre suivant. On notera de nouveau que la dispersion des résultats est faible, inférieure à 3% dans ce cas.



FIG. 3.9: Photos des modes de rupture observés, de gauche à droite : cohésive dans le béton, à l'interface colle-renfort, cohésive dans la colle

3.1.3 Comparaison des résultats avec les théories élastiques

Pour pouvoir comparer les résultats des trois séries d'essais présentées, on peut par exemple superposer les profils de cisaillement à la rupture prédits par la théorie élastique et ce pour chacune des différentes situations (figure 3.10). On remarque que la contrainte de cisaillement se concentre sur les 6 premiers cm indiquant que la longueur d'ancrage élastique est très faible dans tous les cas devant la longueur collée. Pour la série A, il semble donc cohérent qu'on ait obtenu des capacités identiques puisque la longueur collée était bien supérieure à la longueur d'ancrage. Pour la série B, on obtient des profils relativement proches bien que des procédés différents aient été testés. On notera toutefois que la valeur de la contrainte de cisaillement maximale varie fortement. Enfin, pour la série C, bien que les deux modes de rupture soient très différents (dans le béton ou dans la colle), on obtient des contraintes de cisaillement maximales proches à la rupture pour les deux cas. Lorsque l'on s'intéresse de plus près à la valeur de la contrainte de cisaillement maximale, on observe des valeurs à la rupture très importantes. Bien que de manière logique, on aurait souhaité pouvoir les relier à des capacités de matériaux, il est impossible de le faire en utilisant la théorie élastique. Comme on l'a vu, la prise en compte de la déformation de cisaillement et du bourrelet de colle permet de réduire cette valeur, mais elle reste encore bien en-deça des capacités des matériaux mis en jeu (particulièrement du béton qui constitue l'élément faible de la plupart des joints testés dans cette partie).

3.1.4 Éléments additionnels à prendre en compte

L'insuffisance des théories élastiques étant démontrée dans la partie précédente, on peut s'intéresser plus précisément à d'autres résultats des essais ; plus particulièrement aux courbes effort/déplacement, et aux données des jauges de déformation. Un exemple de relation effort/déplacement obtenue et des résultats de mesure de déformation pendant un essai sont donnés en figure 3.11. Sur chacune de ces figures, on remarque deux étapes : une première étape élastique qui suit certainement les théories présentées ci-dessus (d'ailleurs sur les profils de déformation du renfort, on peut reconnaître pour de faibles charges la longueur caractéristique située autour de 50 mm), puis une seconde étape non-élastique, pour laquelle l'effort n'augmente plus.

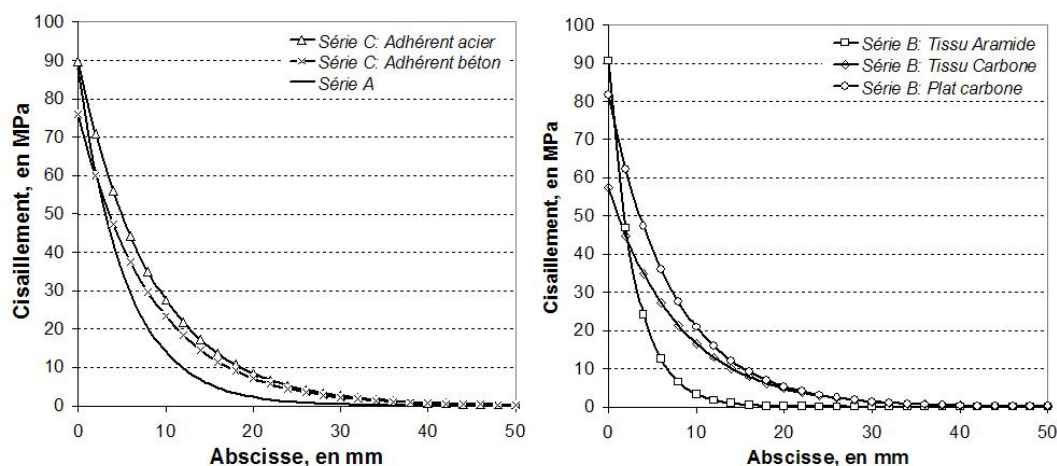


FIG. 3.10: Profil de cisaillement à la rupture selon les théories élastiques pour les différentes géométries d'essais dans le cas du joint à simple recouvrement

Lors des essais, on observe l'avancée d'une fissure le long du joint de colle pendant cette seconde phase. Entre ces deux étapes, on constate que la longueur de transfert (longueur d'ancrage) augmente et que le profil de déformation s'éloigne de la forme exponentielle prédite par la théorie de O ; Volkersen. La compréhension et la modélisation du comportement du joint nécessite donc de modéliser dans ce cadre des phénomènes non linéaires.

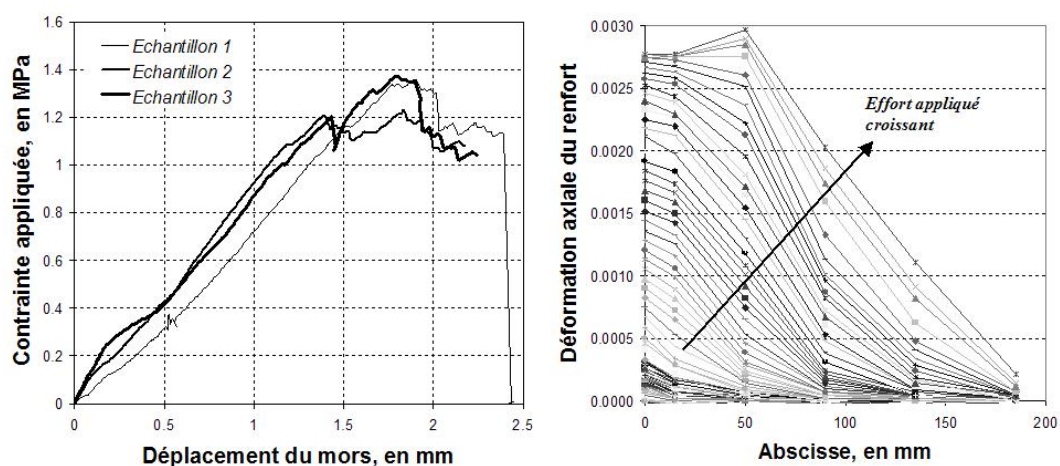


FIG. 3.11: Un résultat d'essai en terme de relation effort-déplacement et de profils de déformation axiale le long du renfort

3.2 Investigations sur joints à double recouvrement

Les essais sur joint à double recouvrement ont été réalisés à l'UR Navier et ont consisté à tester des assemblages à adhérents composites uniquement. Les adhérents composites étaient des pultrudés à fibre de verre ou de carbone et à destination du génie civil. Deux résines époxy bi-composants polymérisant à froid ont été étudiées. La première est couramment utilisée dans le domaine du renforcement d'ouvrages d'art pour le collage de plats carbone (ETANCOL 492), et la seconde est une résine industrielle qui avait été également utilisée dans [Zhu and Kedward \(2005\)](#) (DP 460). Pour chacun des joints testés, la préparation de surface adéquate a dû être dans un premier temps définie, puis les investigations ont pu être menées. Celles-ci portaient principalement sur la longueur d'ancrage, et sur l'influence des paramètres géométriques.

3.2.1 Description du protocole d'essai

Tous les échantillons testés sont reportés dans l'annexe A. Pour chaque série, un soin particulier a été apporté au respect des conditions de mise en oeuvre de l'adhésif données dans leur fiche technique : plus particulièrement aux conditions d'application et de cure.

Préparation des échantillons

Les échantillons ont été préparés en conditions laboratoire. La géométrie du joint est spécifiée en figure [3.12](#), ainsi que les paramètres variant lors des essais ; i.e., la longueur de recouvrement L , les épaisseurs des adhérents e_1 , et e_2 , et l'épaisseur du joint de colle e_c . Des études préliminaires ont également porté sur la préparation de surface. Lors de la réalisation de tels joints, l'importance de l'alignement a été étudiée dans [Kelly et al. \(1996\)](#). Pour s'assurer de celui-ci pour nos échantillons, un dispositif spécifique de support a été réalisé et utilisé. Le contrôle de l'épaisseur du joint de colle a quant à lui été réalisé grâce à l'insertion de fils de nylon dans chacun des joints de colle (deux fils étaient ainsi placés transversalement à l'axe de traction et disposés vers le centre pour éviter d'influencer les phénomènes de concentration de contraintes aux extrémités). Le bourrelet de colle bien qu'ayant une influence sur le transfert des efforts n'a pas été contrôlé. Ceci permet de se rapprocher des conditions réelles d'utilisation du collage, et on remarque qu'un bourrelet de forme elliptique proche du bourrelet optimal se crée naturellement par les efforts d'adsorption existants sur le bord des adhérents. Enfin, pour éviter d'endommager l'adhérent composite par les mors autoserrants de la machine, il a été décidé de renforcer les extrémités des adhérents notés 1 par des plaques composites à fibre de verre dans le cas des pultrudés à fibre de carbone.

Déroulement de l'essai

Les essais sont pilotés en déplacement avec selon les échantillons une seule ou plusieurs charge/décharge à une vitesse de 0.1 mm/min. Les cycles de charge/décharge ont davantage été utilisés lors des séries d'essais sur joints collés à double recouvrement avec adhérents pultrudés à fibre de carbone. Les essais sont effectués avec une machine de traction de capacité maximale 100kN et une acquisition annexe permet d'enregistrer le déplacement et l'effort appliqué à une fréquence supérieure à 50 Hz (figure [3.13](#)).

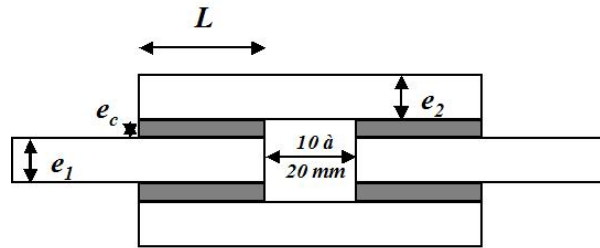


FIG. 3.12: Schéma du joint à double recouvrement avec les paramètres géométriques

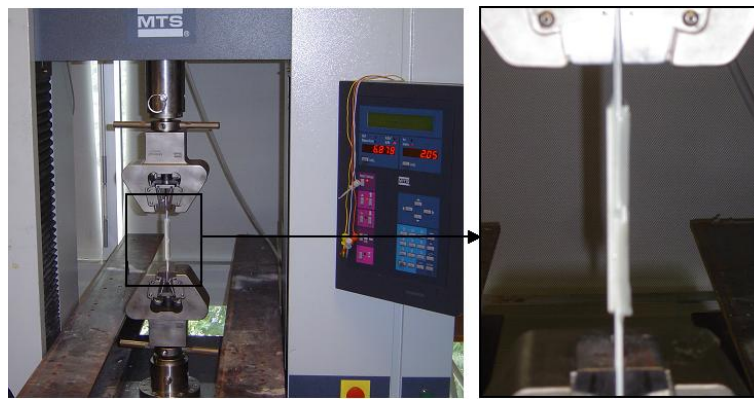


FIG. 3.13: Photo de la machine de traction et d'une éprouvette avant essai

3.2.2 Les investigations expérimentales

La première série d'essais consacrée à l'étude d'adhérents pultrudés à fibre de verre a eu pour but principal d'étudier l'influence des différents paramètres décrits dans la partie précédente sur la capacité de l'assemblage et de comparer les résultats aux attentes des théories élastiques simples. La seconde série a été effectuée sur adhérents pultrudés à fibre de carbone et a porté sur l'étude de deux adhésifs différents. Elle a également fait l'objet d'observations expérimentales plus précises des champs de déformation du joint de colle.

A : Essais sur joints collés à double recouvrement avec pultrudés à fibres de verre

Ces essais ont fait l'objet de plusieurs communications ([Chataigner et al. \(2006\)](#) et [Chataigner et al. \(2007\)](#)). Les différents échantillons testés, leur géométrie, et leur mode de préparation de surface sont donnés dans les deux premiers tableaux de l'annexe A.

La préparation de surface Différentes préparations de surface ont été réalisées et leur influence estimée en s'attachant à observer le mode de rupture obtenu, et à comparer les capacités ultimes des joints réalisés. La variation a porté sur le degré d'abrasion. Dans chacun des cas un dégraissage préalable à l'encollage a été effectué. Les résultats en terme d'efforts à rupture sont relevés dans le graphique de la figure 3.14. Tous les joints testés avaient la même géométrie (à

savoir des adhérents de 4.9 mm, une épaisseur de colle de 0.25 mm et une longueur de recouvrement de 40 mm). Deux modes de rupture différents ont été observés : des ruptures adhésives aux interfaces colle-adhérent (Photo en haut à droite sur la figure 3.14), et des ruptures cohésives de type interlaminaires dans les adhérents (Photo en bas à droite sur la figure 3.14). Des ruptures mixtes incluant les deux modes décrits précédemment ont également été observés. Dans le cas des préparations de surface légères (Sans abrasion et P240) le mode de rupture était clairement adhésif. Dans le cas des préparations de surface plus sévères (P60 et fraisage), le mode de rupture était interlaminaire dans l'adhérent. On remarque que l'amélioration du mode de rupture se traduit bien dans notre cas par une augmentation de la capacité ultime du joint collé.

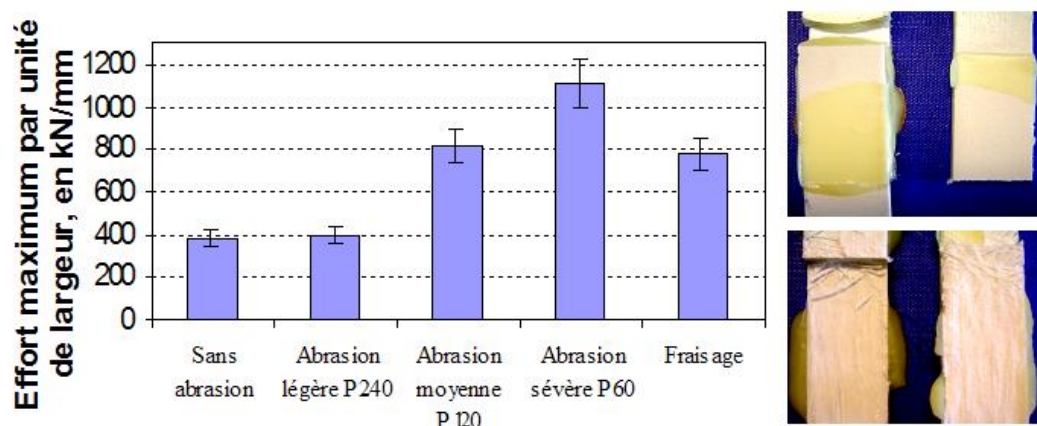


FIG. 3.14: Résultats des investigations concernant la préparation de surface et photo des deux modes de rupture observés (Joint collé de 40 mm de long avec adhérents d'épaisseur 4.9 mm)

En observant la structure interne des adhérents de plus près (figure 3.15), on remarque qu'il existe une couche de mat intermédiaire entre l'UD à fibres de verre et la colle. La préparation de surface appelée "Fraisage" a consisté à enlever cette couche existante sur le pourtour du composite. On remarque cependant au vu des résultats en capacité ultime que cette couche de mat a une influence bénéfique. En fait, en incluant une couche de plus faible module entre le joint de colle et l'UD, on adoucit le transfert des contraintes, et on augmente donc la capacité de l'assemblage. Ce point a été noté dans de nombreuses autres études et sera repris dans la troisième partie de ce rapport. Pour la suite des investigations concernant cette série d'essais, la préparation de surface appelée "Abrasion sévère P80" a été utilisée.

L'épaisseur du joint de colle Les résultats des investigations sur l'influence de l'épaisseur du joint de colle sont donnés en figure 3.16. On remarque que conformément aux travaux de Kinloch (1987), il semble exister une épaisseur de colle optimale. On notera toutefois que dans la gamme d'épaisseur étudiée, cet effet n'est pas flagrant et reste limité. L'épaisseur de colle adoptée pour le reste des investigations est de 0.25 mm. La précision sur le contrôle de l'épaisseur du joint a été estimée à partir d'observations microscopiques à 0.05 mm. Il faut donc rester prudent sur les résultats obtenus.

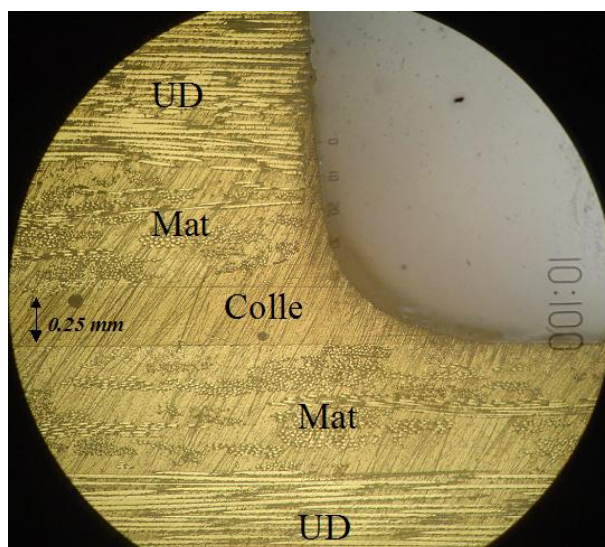


FIG. 3.15: Photo de l'extrémité d'un joint réalisée avec objectif de microscope

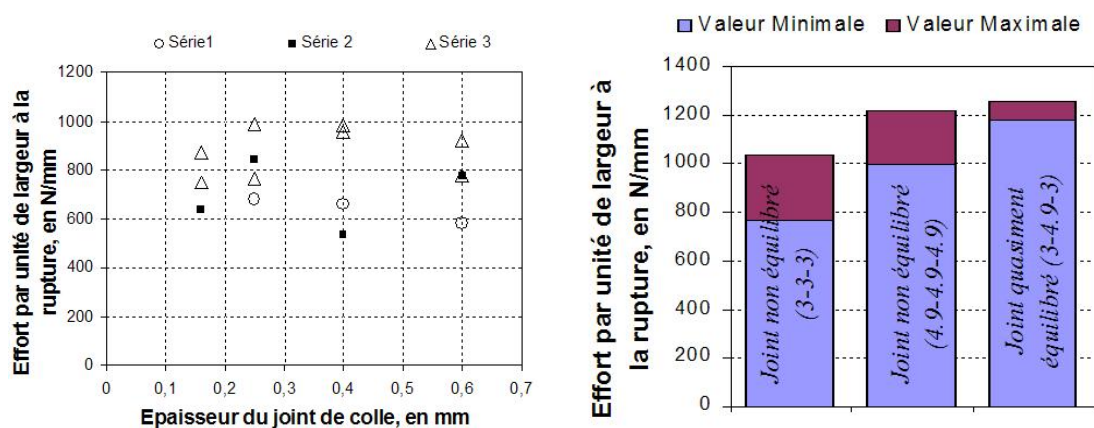


FIG. 3.16: Résultats des investigations concernant l'influence de l'épaisseur du joint de colle et l'équilibrage du joint sur la capacité ultime

L'équilibrage du joint Disposant de deux épaisseurs d'adhérents différentes, on a pu s'intéresser à l'influence de l'équilibrage du joint sur la capacité ultime. Les résultats sont donnés en figure 3.16. On remarque que l'équilibrage du joint conduit bien à une augmentation de la capacité de celui-ci.

La longueur de recouvrement Les séries d'essais menées sur des longueurs de recouvrement différentes ont permis de tracer le graphique de la figure 3.17. On remarque l'existence de deux parties. Une partie pour laquelle la capacité augmente fortement avec la longueur collée, et une seconde partie pour laquelle celle-ci augmente peu. l'existence d'une longueur dite d'ancrage est bien vérifiée. On peut la situer autour de 40 mm dans notre cas.

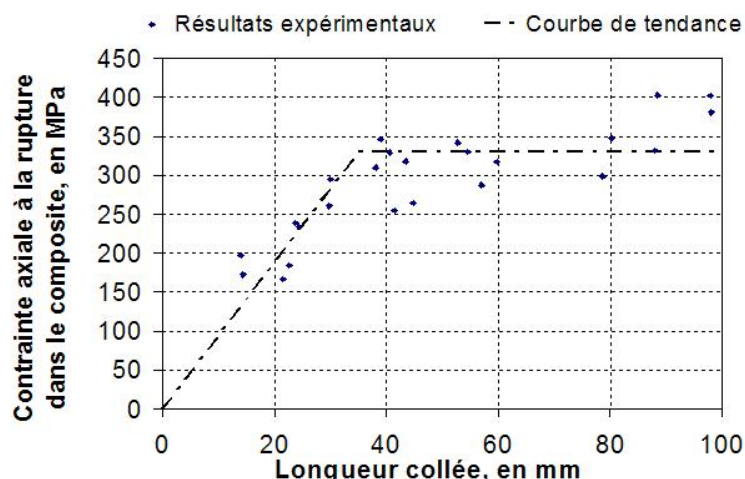


FIG. 3.17: Résultats des investigations concernant la longueur de recouvrement en terme de capacité ultime

B : Essais sur joints collés à double recouvrement avec pultrudés à fibre de carbone

Ces essais ont fait l'objet d'une communication ([Chataigner et al. \(2008a\)](#)) et d'un rapport de stage ([Bayart \(2007\)](#)). Les différents échantillons testés, leur géométrie, et leur mode de préparation de surface sont donnés dans les deux derniers tableaux de l'annexe A. Il est important de noter que deux colles différentes ont été testées : une colle génie civil Etancol 492, et une colle industrielle DP 460. Le plat carbone utilisé est un uni-directionnel couramment utilisé pour le renforcement de structures en béton.

La préparation de surface Là encore, les investigations ont été menées sur le degré d'abrasion de la surface. Dans chaque cas, un dégraissage préalable à l'encollage a été réalisé. Dans le cas de la colle DP460, aucune modification n'a été notée sur le mode de rupture qui a toujours été cohésif dans l'adhérent composite. La préparation de surface la plus simple a donc été choisie pour les investigations suivantes, i.e. un dégraissage seul. Dans le cas de la colle Etancol 492, le degré d'abrasion a permis de passer d'un mode de rupture adhésif à un mode de rupture cohésif (figure 3.18). Pour la suite des essais avec cette colle il a donc été décidé d'adopter une méthode de préparation plus sévère, à savoir, une abrasion sévère et un dégraissage.

Afin de s'assurer de la nature du mode de rupture, des observations au microscope des joints après rupture ont été réalisées (figure 3.19). On notera qu'on identifie bien la présence de fibres de part et d'autres du joint de colle avec une épaisseur un peu plus faible dans le cas de l'Etancol 492, et que le mode de rupture est donc bien cohésif, de nature intralaminaire dans le pultrudé carbone.

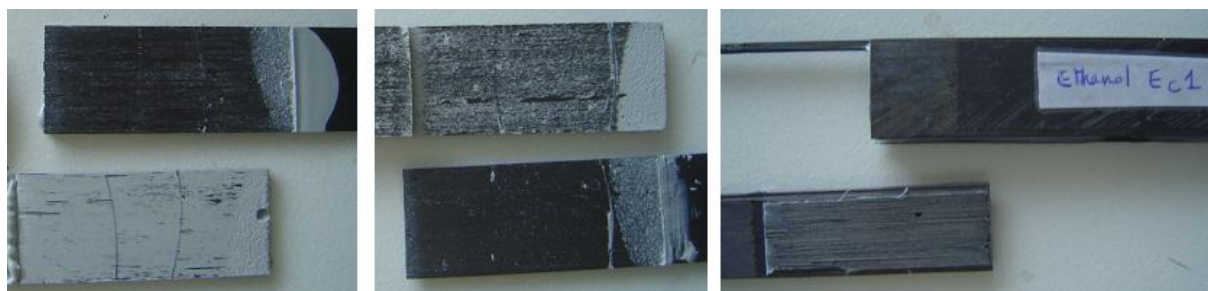


FIG. 3.18: Photos des trois modes de rupture observés : de gauche à droite, Ed1 (Etancol 492), Ee1 (Etancol 492), Ec1 (DP460)

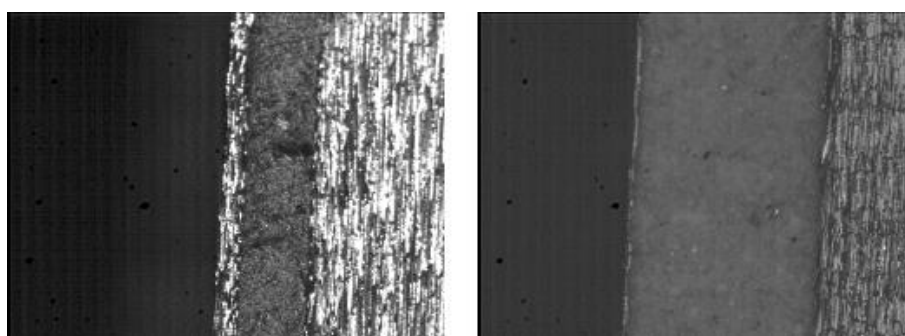


FIG. 3.19: Observations microscopiques (x40) des joints après rupture : à gauche, l'échantillon Eh4 (DP460), à droite, l'échantillon Ej1 (Etancol 492)

La longueur de recouvrement Lorsque l'on s'intéresse à l'influence de la longueur de recouvrement sur la capacité du joint collé, on constate deux comportements très différents (figure 3.20). Dans le cas de l'Etancol 492, l'augmentation de la longueur de recouvrement entraîne peu d'augmentation de la capacité du joint collé. On peut attester que la longueur d'ancrage est inférieure à 20 mm. Dans le cas de la DP 460, on remarque que dans l'étendue étudiée la capacité augmente fortement avec la longueur d'ancrage jusqu'à atteindre ce qui semble être une asymptote autour de 45 mm. Ceci signifie que la longueur d'ancrage est très différente pour les deux colles, et que la capacité ultime est très supérieure dans le cas de la DP 460. On notera qu'elle est au minimum trois fois plus importante. Ces phénomènes seront développés et explicités dans le chapitre suivant.

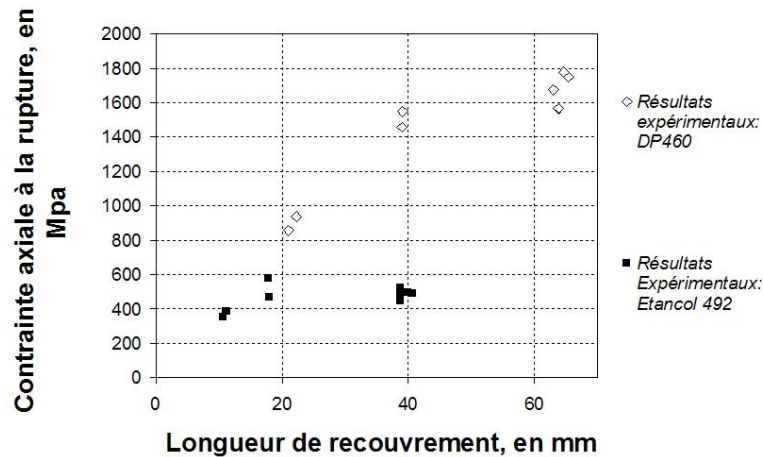


FIG. 3.20: Résultats expérimentaux concernant la capacité ultime en fonction de la longueur de recouvrement pour les deux colles

3.2.3 Comparaison des résultats avec les théories élastiques

Les résultats des deux séries d'essais ont été confrontés aux théories analytiques élastiques simples de [Volkersen \(1938\)](#) et de [Tsai et al. \(1998\)](#). Pour ce faire, les propriétés mécaniques des adhérents et des adhésifs ont dû être déterminées. Deux méthodes ont été utilisées : la réalisation d'essais de caractérisation propres et la prise en compte des données de la fiche technique des matériaux en question.

A : Essais sur joints collés à double recouvrement avec adhérents pultrudés à fibre de verre

Propriétés mécaniques des adhérents La structure des adhérents est particulière (figure [3.15](#)) puisqu'elle comporte des couches de mat (couche comportant un faible taux de fibres courtes non ou peu orientées et à vocation protectrice) entourant la partie uni-directionnelle du pultrudé (couche comportant un fort taux de fibres longues et alignées). Pour en savoir davantage sur la structure du composite, des essais de traction et des essais de perte au feu ont été menés. Les essais de traction ont consisté à mesurer la déformation du matériau adhérent sous l'application d'une charge à l'aide de jauges extensométriques classiques. La traction a été réalisée pour cette série d'essais seulement dans le sens d'alignement de l'uni-directionnel et a permis de déterminer les modules d'Young des deux adhérents (épaisseur de 3 et de 4.9 mm). Les essais de perte au feu consistent à brûler la partie matrice du composite, et à déterminer ainsi à partir des différences en masse le pourcentage de fibres des deux adhérents mais aussi des deux différents types de couches (mat et UD). Les résultats obtenus sont donnés dans le tableau [3.4](#). A partir des résultats en terme de volume de fibre, et des modules des adhérents, nous avons pu déterminer les modules d'Young des deux couches (mat et UD) en utilisant les lois classiques d'homogénéisation. Il aurait également été possible de déterminer ces propriétés en utilisant les propriétés usuelles des deux matériaux en présence (fibre de verre et résine polyester) et les

volumes de fibres. Ces données sont disponibles dans de nombreuses bases et/ou logiciels tels que MacLam développé à l'institut Navier par exemple.

Partie considérée	Module d'Young, en MPa	Volume de fibres, en %
Adhèrent d'épaisseur 4.9 mm	36613	47.5
Adhèrent d'épaisseur 3 mm	33789	43.4
Partie "Mat"	8116	10.2
Partie uni-directionnelle	46625	60.5

TAB. 3.4: Les propriétés mécaniques déterminées expérimentalement

On remarquera que les propriétés des adhérents de 3 mm et de 4.9 mm d'épaisseur sont sensiblement différentes (ce sont les deux seules épaisseurs utilisées pour les investigations expérimentales). Ceci vient de l'existence des deux couches distinctes : mat et UD. Une observation plus précise des échantillons après les essais de perte au feu permet également de donner davantage d'informations sur les propriétés de chacune des couches (figure 3.21). Comme on peut le voir, la partie mat présente bien de courtes fibres non alignées, alors que la partie uni-directionnelle présente de longues fibres alignées dans l'axe du pultrudé et donc dans l'axe de traction du joint collé. Ceci explique les différences en terme de module d'Young et de volume de fibre observées dans le tableau 3.4.

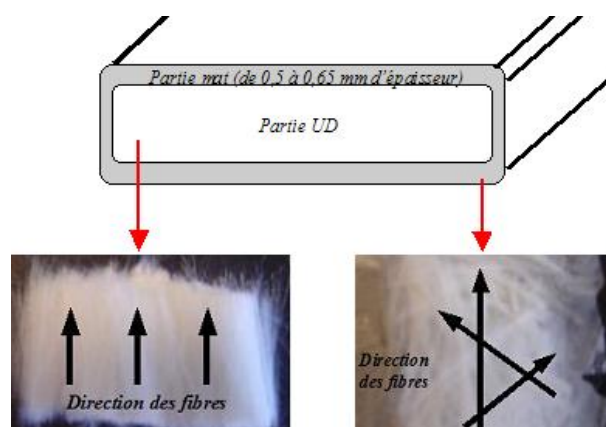


FIG. 3.21: Structure des pultrudés étudiés et photo après les essais de perte au feu

Propriétés mécaniques de l'adhésif La colle utilisée (DP 460) a été caractérisée par des essais de traction sur éprouvettes minces en forme d'haltère (figure 3.22). Les essais de caractérisation choisis ont donc porté sur l'adhésif à l'état massique. Certains auteurs ont remarqué une modification du comportement de l'adhésif en joint mince. Ainsi, dans Joannes (2007), des observations au microscope électronique à balayage ont révélé l'orientation de charges en joints minces entraînant une légère anisotropie du comportement. Dans notre cas, les observations au MEB n'ont pas permis de révéler la présence de charges orientées pour les joints collés réalisés. Nous avons donc décidé de nous appuyer sur des caractérisations mécaniques sur adhésif à l'état

massique. Les résultats de la caractérisation en traction montrent que l'adhésif a un comportement élasto-plastique (figure 3.22). Cet adhésif avait également été utilisé dans [Zhu and Kedward \(2005\)](#), et les auteurs y avaient identifié le même comportement. Pour la suite de cette partie, on adoptera dans un premier temps l'hypothèse que l'adhésif reste dans son domaine élastique avec un module d'Young de 2150 MPa.

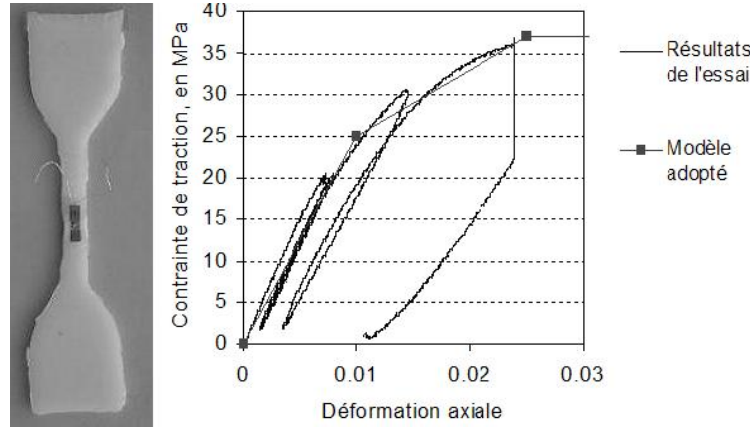


FIG. 3.22: Photo d'une éprouvette de traction et résultat de l'essai en terme de relation contrainte-déformation (Attention, c'est le système de mesure qui est en saturation en fin de courbe)

Résultats théoriques Avec les propriétés mécaniques élastiques données ci-dessus, nous pouvons calculer la longueur d'ancrage théorique selon [Volkersen \(1938\)](#) (equation 2.16) ou [Tsai et al. \(1998\)](#) en adoptant des hypothèses sur le comportement en cisaillement des adhérents. On rappelle la forme de l'équation de la longueur d'ancrage selon la théorie de O. Volkersen (on considère ici un facteur ξ de 95%, λ et M dépendent des propriétés des matériaux et de la géométrie du joint) :

$$L_c = \frac{1}{\lambda} \cdot \left(\frac{1}{1-\xi} \left(\xi M + \sqrt{1 + \xi^2 \cdot (M^2 - 1)} \right) \right)$$

Celle-ci se situe entre 15 et 20 mm selon les hypothèses prises en compte sur la déformation de cisaillement des adhérents. On constate donc qu'elle est très inférieure à la longueur expérimentale de 45 mm (figure 3.17). Qualitativement, la théorie élastique permet de bien décrire la progression de la capacité en fonction de l'équilibrage du joint et de la longueur collée. On remarque cependant qu'elle est insuffisante pour obtenir une description quantitative des phénomènes dans ce cas.

B : Essais sur joints collés à double recouvrement avec adhérents pultrudés à fibre de carbone

Propriétés mécaniques des adhérents Les propriétés mécaniques des adhérents ont été déterminées à partir des données du fournisseur et d'essais de traction réalisés dans le sens

des fibres, mais aussi dans le sens transversal. Des observations microscopiques ont permis de conclure sur l'existence d'une seule couche uni-directionnelle contrairement à la série précédente. Un module d'Young de 162000 MPa a été déterminé en traction dans le sens des fibres. Il valait 10600 MPa dans le sens transverse. A partir de ces deux données et en s'appuyant sur la loi des mélanges, le module de cisaillement du composite a été déterminé égal à 4077 MPa (Bayart (2007)). Le coefficient de Poisson a été choisi égal à 0.3.

Propriétés mécaniques des adhésifs La caractérisation de l'adhésif DP460 a été présentée dans la partie précédente. On adoptera ici la même hypothèse pour la suite de cette partie, i.e. que l'adhésif conserve un comportement élastique. La caractérisation de l'Etancol 492 a également été effectuée par des essais de traction sur éprouvettes massiques de type haltère. Les résultats obtenus ont été comparés aux données de la fiche technique, et une bonne concordance a été relevée. Pour cet adhésif, on obtient un comportement élastique fragile avec un module élastique de 4940 MPa. Là encore, les observations au MEB effectuées n'ont pas permis de révéler la présence de charges orientées dans le cas des joints réalisés.

Résultats théoriques On peut comparer les résultats à la théorie élastique en ce qui concerne la longueur d'ancrage. Les résultats expérimentaux et les attentes théoriques sont confrontés en figure 3.23. On remarque que la longueur d'ancrage théorique se situe autour de 15 mm pour les deux adhésifs étudiés. Dans le cas des joints collés réalisés avec l'Etancol 492, ceci semble cohérent avec les résultats théoriques de Volkersen (1938). Dans le cas des joints collés avec la DP460, on remarque en revanche que les résultats expérimentaux sont très éloignés de la théorie élastique. Même en incluant la déformation en cisaillement des adhérents (effectué dans Bayart (2007)), la différence reste très importante. On constate que la valeur du cisaillement maximum donné par Volkersen (1938) est de 39 MPa dans le cas de l'Etancol 492 et de 143 MPa pour la DP 460. Cette dernière valeur est très éloignée des capacités caractéristiques en cisaillement des matériaux mis en jeu. Dans le cas de la DP 460, il semble donc qu'un phénomène additionnel doive être pris en compte et que la théorie élastique ne suffise pas.

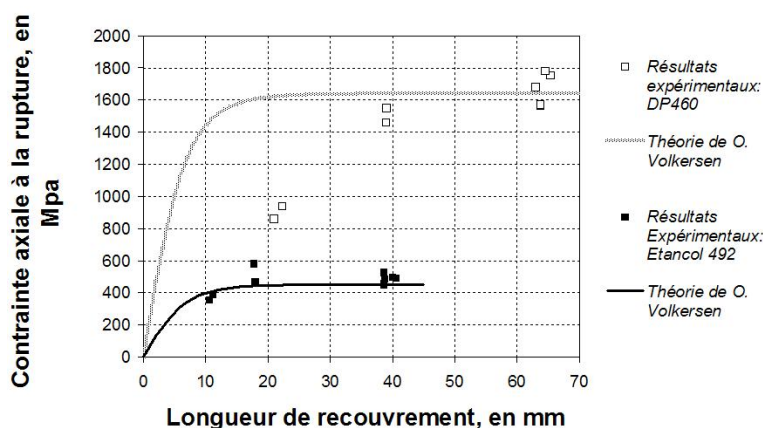


FIG. 3.23: Comparaison de la théorie de Volkersen (1938) et des résultats expérimentaux

3.2.4 Éléments additionnels à prendre en compte

En s'intéressant au comportement des matériaux mis en jeu, un aspect intéressant du comportement de la DP 460 a été mis en relief : l'existence de plasticité. Contrairement à l'Etancol 492, la DP 460 présente un comportement élasto-plastique. Dans le cas de la colle élastique, l'Etancol 492, la théorie élastique fonctionne convenablement. Dans le cas de la colle élasto-plastique, celle-ci est mise en défaut, et le comportement non-linéaire de la colle doit être pris en compte pour obtenir des résultats quantitatifs. Afin de vérifier que la plasticité observée sur une éprouvette massique en traction intervient également dans le cas des joints collés, un dispositif d'observation de la déformation du joint de colle a été mis en place. Celui-ci sera décrit dans la partie suivante, mais il est important de noter qu'il a permis de vérifier la validité de l'hypothèse de l'existence de déformations plastiques de cisaillement pour le joint collé comme en atteste la figure 3.24 où la même zone du joint a été photographiée avant chargement et après un cycle de charge/décharge.

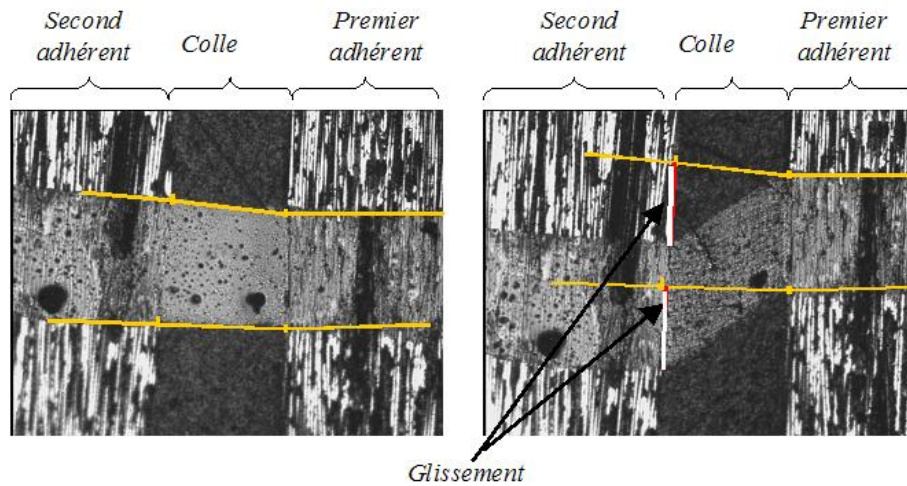


FIG. 3.24: Photo d'une zone d'un joint collé avant tout chargement en cisaillement (à gauche), et décharge après un cycle de charge/décharge (à droite)

3.3 Conclusion sur l'analyse élastique

Ce chapitre a décrit les différents essais menés entre UR Navier et LRPC d'Autun pour s'intéresser de plus près à la réalité du transfert des efforts par collage. Outre la description des protocoles d'essais, il a également permis de mettre en relief les points importants contrôlés : le choix de la préparation de surface, et le contrôle relatif de l'épaisseur du joint de colle. L'obtention de résultats quantitatifs est assujettie à la qualité de la préparation des échantillons et un soin particulier doit donc y être apportée. On rappelle que les deux types de joints étudiés relèvent des intérêts différents des deux organismes impliqués dans ce travail. L'exploration du fonctionnement de chacun des deux assemblages nous a permis d'envisager la création d'un ancrage de hauban plat pour une application conçue à l'UR Navier pour le premier cas, et

d'améliorer notre compréhension du renforcement du béton par collage de matériaux composites dans le second cas. Il n'en reste pas moins que ces deux objectifs nous permettent au final de disposer d'une vision plus vaste des différents fonctionnements des joints collés.

Deux configurations d'essais différentes ont été décrites : le joint à simple recouvrement, et le joint à double recouvrement. L'essai sur joint à simple recouvrement présenté est aujourd'hui inscrit dans [AFGC \(2007\)](#) comme une méthode de caractérisation d'interfaces collées entre béton et renfort composite. On notera qu'il est possible de l'utiliser avec d'autres adhérents (ici l'acier, mais le bois serait également envisageable). L'essai sur joint à double recouvrement a été quant à lui développé sur des machines de traction usuelles et semble particulièrement bien adapté à l'étude d'assemblage de faible dimension. Les résultats des deux essais ont ensuite été confrontés à ceux de théories élastiques présentées dans le chapitre précédent ; que ce soit en terme de profil de contrainte de cisaillement à l'état limite ultime, ou de longueur d'ancrage caractéristique.

Au vu des différentes investigations expérimentales et des comparaisons avec les attentes théoriques, l'analyse élastique, bien que décrivant les phénomènes d'une manière acceptable dans certains cas, est limitée dès lors que des phénomènes non-linéaires interviennent. En particulier, lorsqu'on s'intéresse à la capacité des joints collés, ceux-ci semblent avoir une importance non négligeable. Le paragraphe suivant s'attache donc à prendre en compte les phénomènes observés pour ces séries d'essais (en particulier la fissuration ou l'endommagement observé dans le cas des joints collés sur béton, et la plasticité du joint de colle dans le cas des joints composites). On notera que dans le cas des joints collés sur béton, cette remarque avait déjà été faite dans [Taljsten \(1997\)](#).

La compréhension plus fine de ces phénomènes non-linéaires est indispensable car elle conditionne le fonctionnement en service du joint. Dans le cas d'un endommagement, on comprend aisément qu'il peut engendrer une accentuation des phénomènes de fatigue. Dans le cas de la plasticité, comme on le verra dans le chapitre suivant, des phénomènes annexes à prendre en compte peuvent également être introduits. Enfin, dans une optique d'essais de durabilité, la distinction des phénomènes intervenant est primordiale et conditionnera les conclusions de l'étude.

Chapitre 4

Prise en compte et modélisation des phénomènes non-linéaires rencontrés

Sommaire

4.1	Modélisation de l'endommagement du béton pour les joints à simple recouvrement	84
4.1.1	Modèle analytique utilisé	85
4.1.2	Différents modèles éléments finis disponibles	89
4.1.3	Comparaison des modèles théoriques avec les résultats expérimentaux	91
4.2	Modélisation de la plasticité du joint de colle pour les joints à double recouvrement	96
4.2.1	Modèle analytique utilisé	97
4.2.2	Modèles numériques	100
4.2.3	Comparaison des deux modèles de type éléments finis	101
4.2.4	Comparaison du modèle analytique avec un modèle de type éléments finis	106
4.2.5	Comparaison avec les résultats expérimentaux	107
4.3	Conclusion	114

Au vu des résultats du chapitre précédent, il apparaît important de s'intéresser à d'autres méthodes incluant des phénomènes non-linéaires pour se rapprocher du fonctionnement réel des joints collés étudiés. Cette étude se penchant sur des matériaux particuliers, on notera qu'elle est loin d'être exhaustive ; mais on remarquera qu'outre le matériau composite qui fait l'objet de l'étude, les matériaux en jeu sont les plus couramment utilisés dans le domaine du génie civil : le béton, et l'acier. Les modèles présentés ci-dessous peuvent donc être ensuite utilisés pour ce type d'application et le cadre de l'étude est bien respecté.

Deux principaux phénomènes non-linéaires semblent avoir été identifiés dans la partie précédente et c'est la prise en compte de ces phénomènes qui nous intéressera dans ce chapitre.

Le premier phénomène constaté concerne la fissuration ou l'endommagement du béton et a été identifié en remarquant que la contrainte de cisaillement maximale théorique à la rupture dans le béton était bien trop importante si on ne considérait que des phénomènes élastiques (la colle est dans ce cas élastique fragile). Cet endommagement a déjà été mis en relief par plusieurs auteurs et c'est pourquoi nous avons porté nos efforts sur ce phénomène (Pham and Al-Mahaidi (2005), Nguyen (2008)). Plusieurs modèles différents peuvent être utilisés, et seuls certains d'entre eux seront décrits ci-dessous. L'objectif principal est de vérifier son influence sur le transfert des efforts et de confronter les résultats obtenus aux divers essais réalisés.

Le second phénomène est la plasticité du joint de colle qui a été identifiée par des observations sur caméra numérique. Celle-ci a été observée en utilisant des objectifs de microscope. Dans cette partie, nous nous attacherons à prendre en compte ce phénomène dans le cas du chargement, mais aussi à observer son influence sur les phases de charge et de décharge des joints collés.

Pour chacun des phénomènes, le choix de méthodes analytiques simples a été fait pour pouvoir disposer d'outils rapides et efficaces.

Pour chaque cas, des études utilisant des éléments finis ont également été utilisées pour vérifier la validité des simplifications considérées et étudier d'autres aspects plus particuliers.

4.1 Modélisation de l'endommagement du béton pour les joints à simple recouvrement

Dans le cas du joint à simple recouvrement, il a été décidé d'adopter une approche de modélisation d'un endommagement pour modéliser le comportement des joints réalisés et présentés dans le chapitre précédent. Il existe des modèles plus ou moins sophistiqués pour prendre en compte un endommagement. Dans un premier temps, nous présenterons un modèle analytique simple où le joint est modélisé par une zone dite "cohésive" à laquelle est associée un comportement reliant le cisaillement au "glissement" (le glissement correspond au déplacement relatif constaté entre les deux adhérents dû à l'élasticité et à l'endommagement éventuel du béton). De nombreux types de modèles existent (Lu et al. (2005)) et pour les plus simples d'entre eux, la résolution analytique est rapide et permet d'obtenir des résultats intéressants. Un travail de comparaison de différents modèles a été fait dans Brosens (2001) et il a été retenu qu'un modèle bilinéaire semblait bien adapté. C'est ce type de modèle que nous utiliserons dans la première partie de notre travail. Ensuite, nous nous intéresserons à diverses modélisations possibles par la méthode des éléments finis.

4.1.1 Modèle analytique utilisé

Le modèle analytique utilisé repose sur la formulation d'un modèle de zone cohésive bilinéaire. Les équations ont été développées dans [Yuan et al. \(2004\)](#) et seront redécrites ici pour adapter les notations utilisées et décrire la logique du modèle. Le modèle bilinéaire repose sur l'expression d'une relation entre contrainte de cisaillement et glissement et est décrit par un domaine élastique qui relie linéairement cisaillement et glissement suivi d'un comportement avec endommagement qui fait décroître le cisaillement de manière linéaire avec le glissement jusqu'à la valeur nulle. La nullité de la contrainte de cisaillement correspond alors à la création d'une fissure (figure 4.1). A partir de ce modèle, seuls trois paramètres suffisent à caractériser l'interface : le cisaillement maximal τ_f , le premier glissement caractéristique δ_1 , et le second glissement caractéristique δ_f . Comme le comportement n'est pas linéaire, on devra dans la partie analytique distinguer plusieurs cas pour la résolution du problème.

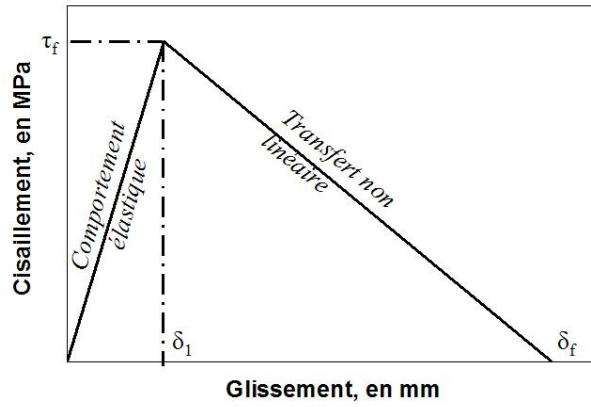


FIG. 4.1: Modèle bilinéaire de zone cohésive

On doit distinguer trois étapes :

- si $0 < \delta < \delta_1$, $\tau(\delta) = \frac{\tau_f}{\delta_1} \cdot \delta$.
- si $\delta_1 < \delta < \delta_f$, $\tau(\delta) = \frac{\tau_f}{\delta_f - \delta_1} \cdot (\delta_f - \delta)$.
- si $\delta_f < \delta$, $\tau(\delta) = 0$.

Description des équations du modèle de [Yuan et al. \(2004\)](#)

On reprend les mêmes notations que dans le chapitre 2. Seule l'origine du joint est modifiée. On prend pour origine de l'abscisse x l'extrémité droite du joint en figure 4.2.

Il s'agit donc d'un modèle tri-couche avec pour chaque couche une épaisseur e_i , un module d'Young E_i , un module de cisaillement G_i , et un coefficient de Poisson ν_i . La variable i prend la valeur 1, ou 2 selon que la couche soit l'adhérent 1, ou l'adhérent 2 respectivement. La largeur du joint est constante et notée b . Les champs de contrainte seront notés σ_{jj}^i pour les contraintes axiales, et τ_{jk}^i pour les contraintes de cisaillement. Dans ces paramètres, i prend la valeur 1, ou 2 selon la couche considérée, et j et k correspondent aux directions 1, 2, ou 3 ; i.e. x , y , ou z , y étant la direction dans la largeur du joint. Dans cette partie, le comportement du joint de colle

n'est plus dicté par les propriétés mécaniques de la colle mais par un modèle de zone cohésive équivalent décrit en figure 4.1.

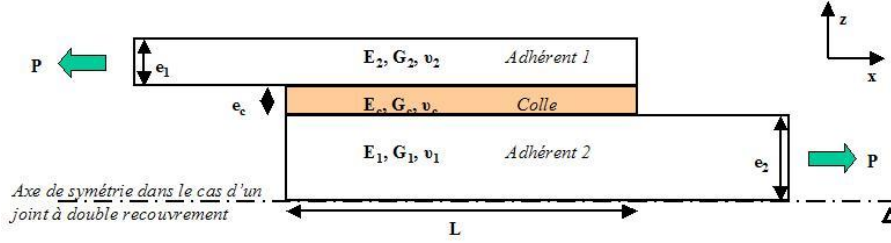


FIG. 4.2: Schéma du joint collé étudié : Joint à simple recouvrement et joint à double recouvrement si il existe une symétrie par rapport à l'axe Δ

Les équations d'équilibre Des équations d'équilibre des sections, on obtient les équations 4.1, et 4.2.

$$\tau_{13}^c(x) = -e_1 \cdot \frac{d(\sigma_{11}^1(x))}{dx} \quad \tau_{13}^c(x) = e_2 \cdot \frac{d(\sigma_{11}^2(x))}{dx} \quad (4.1)$$

$$e_1 \sigma_{11}^1(x) + e_2 \sigma_{11}^2(x) = 0 \quad (4.2)$$

Les équations de comportement Les équations de comportement permettent d'exprimer le glissement en fonction des contraintes axiales dans les adhérents (équation 4.3).

$$\frac{d\delta}{dx} = \frac{\sigma_{11}^1(x)}{E_1} + \frac{\sigma_{11}^2(x)}{E_2} \quad (4.3)$$

L'équation différentielle à résoudre En remplaçant la dépendance du cisaillement par rapport à l'abscisse x en une dépendance par rapport au glissement qui lui-même varie selon x et en utilisant les équations précédentes, on obtient l'équation différentielle 4.4. La forme de l'équation est proche de celle de Volkersen (1938) et des autres théories élastiques, mais l'expression de la variable $\tau(\delta)$ n'est pas linéaire et implique dans certains cas la résolution simultanée de trois équations différentielles.

$$\frac{d\delta}{dx} = \tau(\delta) \cdot \left(\frac{1}{E_1 e_1} + \frac{1}{e_2 E_2} \right) \quad (4.4)$$

Cas 1 : tout le joint est élastique, $\delta_{max} < \delta_1$ Dans le cas élastique, on retrouve l'expression de Volkersen (1938) (équation 2.16). La résolution ne sera donc pas détaillée de nouveau. On introduit à nouveau la variable condition limite de l'effort appliqué $\sigma_{11}^1(x=0)$.

$$\begin{aligned}\delta(x) &= \frac{\delta_1 e_1 \sigma_{11}^1(x=0) \lambda_1}{\tau_f} \frac{\cosh(\lambda_1 x)}{\sinh(\lambda_1 L)} \\ \tau_{13}^c(x) &= e_1 \sigma_{11}^1(x=0) \lambda_1 \frac{\cosh(\lambda_1 x)}{\sinh(\lambda_1 L)} \\ \sigma_{11}^1(x) &= \sigma_{11}^1(x=0) \frac{\sinh(\lambda_1 x)}{\sinh(\lambda_1 L)}\end{aligned}$$

avec

$$\lambda_1 = \sqrt{\frac{\tau_f}{\delta_1} \left(\frac{1}{E_1 e_1} + \frac{1}{E_2 e_2} \right)}$$

Cas 2 : il y a endommagement et $\delta_1 < \delta_{max} < \delta_f$ Dans ce cas, on doit résoudre deux équations différentielles et obtenir une solution continue. La condition de continuité permet de définir la valeur des conditions limites. On considère que le joint est endommagé sur une longueur a.

Alors, on peut obtenir les champs en fonction de ce paramètre a pour la zone élastique.

$$\begin{aligned}\delta(x) &= \delta_1 \frac{\cosh(\lambda_1 x)}{\cosh(\lambda_1 (L-a))} \\ \tau_{13}^c(x) &= \tau_f \frac{\cosh(\lambda_1 x)}{\cosh(\lambda_1 (L-a))} \\ \sigma_{11}^1(x) &= \frac{\tau_f}{e_1 \lambda_1} \frac{\sinh(\lambda_1 x)}{\cosh(\lambda_1 (L-a))}\end{aligned}$$

On peut également exprimer ces champs pour la zone endommagée.

$$\begin{aligned}\delta(x) &= \delta_1 \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1} \tanh(\lambda_1 (L-a)) \sin(\lambda_2 (x-L+a)) - \cos(\lambda_2 (x-L+a)) + \frac{\delta_f}{\delta_f - \delta_1} \right) \\ \tau_{13}^c(x) &= \tau_f \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1} \tanh(\lambda_1 (L-a)) \sin(\lambda_2 (x-L+a)) - \cos(\lambda_2 (x-L+a)) \right) \\ \sigma_{11}^1(x) &= \frac{\tau_f}{e_1 \lambda_2} \left(\frac{\lambda_2}{\lambda_1} \tanh(\lambda_1 (L-a)) \sin(\lambda_2 (x-L+a)) - \cos(\lambda_2 (x-L+a)) \right)\end{aligned}$$

avec

$$\lambda_2 = \sqrt{\frac{\tau_f}{\delta_f - \delta_1} \left(\frac{1}{E_1 e_1} + \frac{1}{E_2 e_2} \right)}$$

Pour résoudre le système, il suffit de déterminer la valeur de a. Ceci est facilement effectué en s'intéressant à la valeur du champ de contrainte axiale dans l'adhérent 1 en x=L. Celle-ci doit être égale à la valeur de la contrainte appliquée. L'équation ainsi obtenue étant relativement complexe, la résolution doit être faite par itérations successives.

Cas 3 : il y a endommagement et $\delta_{max} > \delta_f$ Lorsque $\delta_{max} > \delta_f$, une partie du joint commence à se fissurer et ne reprend donc plus d'efforts. La longueur endommagée correspondant à l'amorce de la fissuration peut être déterminée en utilisant les équations précédentes. On obtient alors une égalité sur cette longueur a_u donnée par l'équation 4.5.

$$\frac{\lambda_2}{\lambda_1} \tanh(\lambda_1(L - a_u)) = \frac{1}{\tan(\lambda_2 a_u)} \quad (4.5)$$

Lors de ce stade, la charge n'augmente plus, et le front de fissure avance. Les équations de l'étape précédente restent valables à condition de translater les champs obtenus de la longueur de fissure. On pourra se reporter à [Yuan et al. \(2004\)](#) ou [Chataigner \(2005\)](#) pour obtenir davantage de détails sur la méthode.

Résultats principaux

Si on s'intéresse à un joint suffisamment long, on peut alors obtenir l'évolution des champs de cisaillement et de contrainte axiale donnée en figure 4.3. On retrouve dans le cas 1 un comportement élastique similaire à celui décrit par les théories élastiques classiques. La partie endommagée (Cas 2) adoucit le transfert des efforts et augmente la longueur d'ancrage. Enfin, dans le cas 3, une fissuration est amorcée, translatant alors les profils obtenus. Comme l'effort transmis est forcément égal à l'intégrale du profil de cisaillement, on observe bien une saturation de l'assemblage en effort cohérente avec nos observations expérimentales (figure 3.11). On notera que dans la figure 4.3, les échelles en ordonnée ne sont pas spécifiées, mais sont bien entendu différentes (en particulier celles concernant la contrainte axiale).

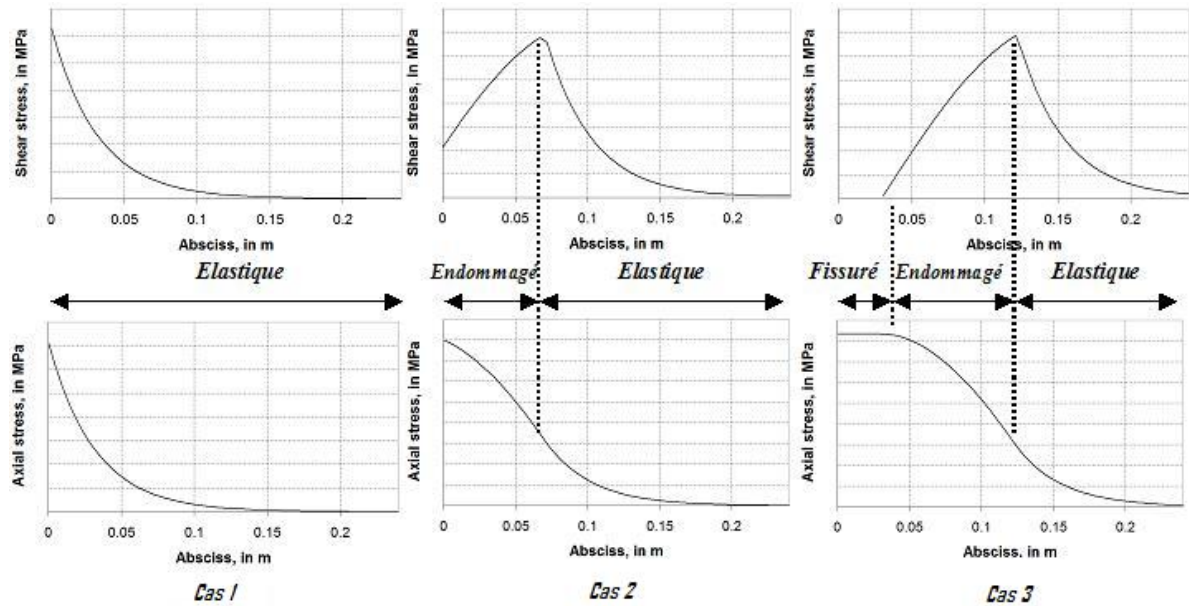


FIG. 4.3: Description de l'évolution du profil du cisaillement et de la contrainte axiale dans l'adhérent 1 au cours du chargement

Définition des paramètres caractéristiques du modèle de zone cohésive

Comme dit précédemment, pour pouvoir mener cette approche, il suffit de déterminer trois paramètres caractéristiques du joint : la contrainte de cisaillement maximale, et les deux glissements caractéristiques. On peut également déterminer la contrainte de cisaillement maximale, la raideur élastique du joint, et la capacité maximale du joint. C'est ce dernier choix qui a été effectué dans [Chataigner \(2005\)](#). Dans [CNR \(2004\)](#) en revanche, le choix a été fait de déterminer la raideur élastique, le cisaillement maximal, et le second glissement critique. Ces deux approches seront comparées par la suite.

4.1.2 Différents modèles éléments finis disponibles

L'essai présenté (simple recouvrement) a été aussi modélisé pour validation en utilisant différents modèles éléments finis. Trois modèles seront présentés ci-après en identifiant les avantages et inconvénients de chacun, et les principales conclusions des études menées avec ces outils.

Modèle à premier gradient d'endommagement

Les bases théoriques de ce modèle reposant sur la modélisation de l'endommagement surfacique et volumique ont été données dans [Bruneaux \(2004\)](#). Récemment dans [Nguyen et al. \(2006\)](#), une étude a permis à partir de ce modèle de pouvoir identifier la rupture en coin observée expérimentalement par une méthode numérique. Sur la figure 4.4, le champ de la variable d'endommagement est représenté. Celui-ci varie entre 1 et 0 lorsque l'endommagement est maximal. On identifie particulièrement bien la localisation de l'endommagement dans une diagonale près du bord qui conduit à la rupture en coin observée expérimentalement sur tous les échantillons collés près du bord. Le modèle a été implémenté sous le code de calcul CESAR et est encore en phase de développement.

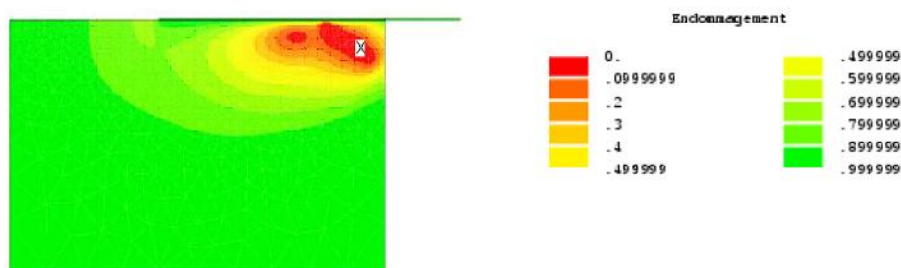


FIG. 4.4: Résultat d'un calcul d'un joint collé en terme de variable d'endommagement et identification de la rupture en coin observée expérimentalement, [Nguyen et al. \(2006\)](#)

Modèle “concrete smeared cracking” dans le code Abaqus

Le modèle “concrete smeared cracking” disponible dans le code aux éléments finis Abaqus permet de modéliser l'endommagement d'un matériau dû à sa micro-fissuration. Il comprend un

modèle d'endommagement du matériau en traction et une description du comportement multiaxial. Ce modèle a été utilisé dans [Pham and Al-Mahaidi \(2005\)](#) et de bonnes corrélations avec les essais ont été trouvées. On pourra se reporter à [Abaqus \(2007\)](#) pour obtenir davantage d'informations. Sur la figure 4.5, le résultat du calcul d'un joint à simple recouvrement est représenté. Ici, le champ de la déformation principale est tracé. Dans le modèle "concrete smeared cracking", il n'y a pas de variable d'endommagement à proprement parler. Celui-ci est représenté par la déformation qui lorsqu'elle devient importante signifie que le matériau n'a plus de résistance mécanique. On remarque que là encore, le phénomène de rupture en coin est observé. L'endommagement comme dans le cas précédent se concentre dans une diagonale près du bord.

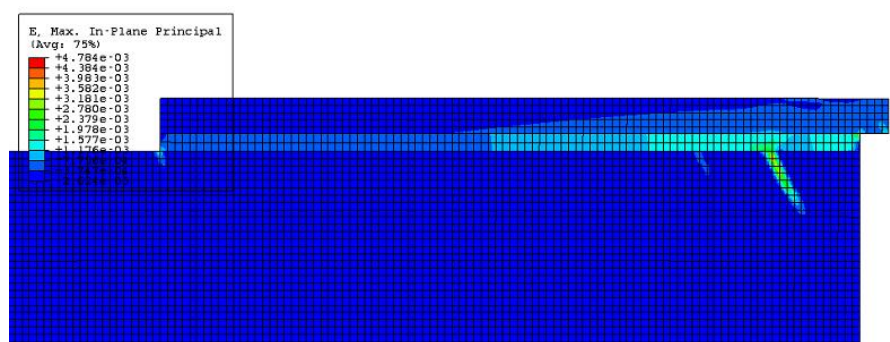


FIG. 4.5: Résultat du calcul d'un joint collé avec le modèle "Concrete Smeared Cracking" associé au béton dans le code aux éléments finis Abaqus

Modèle utilisant des "cohesive element" dans Abaqus

Les deux précédents modèles s'attachent à définir un endommagement volumique du matériau béton. Les résultats qualitatifs sont cohérents et permettent de bien représenter les phénomènes en particulier la localisation de l'endommagement. Cependant, les paramètres qui pilotent ces modélisations sont difficiles à obtenir. En outre, dans le second cas, certains auteurs critiquent la méthode en montrant une dépendance des résultats par rapport au maillage. La troisième approche présentée ici aborde le problème sous un angle différent. En effet, en utilisant des "cohesive element", on peut associer à une couche fictive comprenant colle et zones d'interface, un comportement de zone cohésive. Il s'agit donc ici d'un modèle en éléments finis basé sur un concept très proche de celui du modèle analytique présenté en début de chapitre. Ce type de modèle a été utilisé dans [Andre \(2007\)](#) et est décrit plus précisément dans [Abaqus \(2007\)](#). Outre son utilisation plus simple, il permet de ne mailler la couche de colle équivalente que par un élément dans l'épaisseur, réduisant ainsi le temps de calcul et les difficultés liées aux singularités. Cet outil présente des avantages certains et de nombreuses perspectives peuvent être envisagées. Il ne sera cependant pas utilisé dans le cadre de ce travail mais constituera une piste sérieuse de réflexion pour les suites à venir.

4.1.3 Comparaison des modèles théoriques avec les résultats expérimentaux

A travers l'exploitation des trois séries d'essais décrites dans le chapitre précédent, nous allons comparer les résultats expérimentaux aux modèles théoriques présentés ci-dessus. Le travail s'est davantage attaché à l'utilisation de la méthode analytique car nous souhaitions disposer d'une méthode rapide et robuste de calcul. Les éléments finis nous ont permis quant à eux de comprendre d'autres phénomènes et d'envisager des suites possibles au travail effectué.

A : Séries d'essais avec différentes longueurs collées

On peut s'intéresser dans un premier temps à l'exploitation des résultats reliant effort et déplacement appliqués. Les résultats pour trois des neuf échantillons (LA1, LB1 et LC1) sont tracés sur la figure 4.6. On rappelle que les échantillons LA, LB, et LC ont des longueurs de recouvrement différentes qui valent respectivement 215, 240 et 230 mm. On distingue trois étapes. La première étape est due au système d'accroche. Le serrage des mors est progressif et intervient lors de cette première étape. Ensuite, la courbe décrit la raideur réelle du joint collé. Lors de la troisième étape, on atteint un plateau en terme d'effort qui correspond à l'observation d'une fissuration progressive pour les essais. On notera que la longueur de ce plateau est différente en fonction des échantillons, et plus particulièrement qu'elle semble augmenter avec la longueur de recouvrement. Ceci correspond bien au concept du modèle de zone cohésive lors de l'étape de translation du profil de contrainte de cisaillement. L'effort n'augmente plus, et les zones endommagées (fissurées dans notre cas) ne transfèrent plus de contraintes.

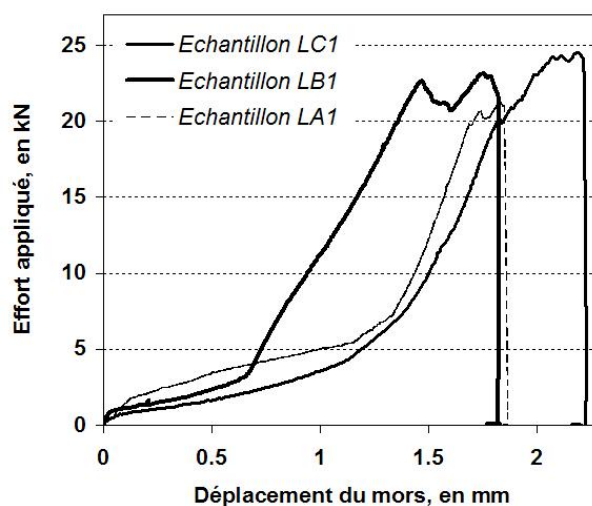


FIG. 4.6: Résultats en terme de caractéristiques effort-déplacement pour les échantillons de la série A

Il a été décidé d'utiliser la longueur du plateau mesurée pour déterminer la longueur d'ancrage ou longueur de transfert du joint collé L_{anc} . Ceci est effectué en utilisant l'équation 4.6 après avoir ôté du déplacement mesuré le déplacement correspondant à la longueur libre du renfort.

Les valeurs obtenues pour chacun des échantillons sont données dans le tableau 4.1.

$$L_{anc} = L_c - \frac{\Delta_{Plat} \cdot E_{frp} \cdot A_{frp}}{P_{ult}} \quad (4.6)$$

avec, L_c la longueur collée, Δ_{Plat} le déplacement additionnel ou la longueur du plateau, E_{frp} et A_{frp} le module d'Young et la section respectivement du renfort composite, et P_{ult} la capacité maximale du joint collé.

Echantillon	Longueur du plateau, en mm	Longueur collée, en mm	Longueur d'ancrage calculée, en mm	Moyenne, en mm	Ecart-type, en %
LA1	0.17	215	122	145	14
LA2	0.1	215	161		
LA3	0.14	215	153		
LB1	0.27	240	111	126	11
LB2	0.22	240	139		
LB3	0.21	240	129		
LC1	0.27	300	178	149	18
LC2	0.35	300	124		
LC3	0.29	300	146		

TAB. 4.1: Calcul des longueurs d'ancrage expérimentales de la série A

On constate que les longueurs d'ancrage ainsi déterminées sont bien proches d'un échantillon à l'autre et situées aux alentours de 140 mm. La méthode semble donc pertinente. La longueur de recouvrement ne semble pas avoir d'influence sur la longueur d'ancrage calculée à partir de la longueur du plateau, et les valeurs ainsi déterminées sont cohérentes avec d'autres études notamment celles menées dans [LCPC \(2006\)](#). On notera que l'application de cette méthode est valable dans ce cas car les longueurs collées sont supérieures à la longueur d'ancrage.

B : Essais sur béton avec différents procédés

Pour chacun des trois différents procédés testés dans cette série, les profils bilinéaires de zone cohésive ont été déterminés par les deux méthodes décrites précédemment ; i.e. selon les résultats expérimentaux avec la méthode décrite dans [Chataigner \(2005\)](#) et selon les recommandations de [CNR \(2004\)](#). La méthode décrite dans [Chataigner \(2005\)](#) s'appuie sur l'étude des profils de déformation obtenus à partir des jauges collées sur le renfort, et les recommandations de [CNR \(2004\)](#) s'appuient quant à elles sur les caractéristiques mécaniques des matériaux et la géométrie du joint. On notera que dans ce dernier cas, le document donne une plage de variation des paramètres caractéristiques et que deux valeurs sont donc déterminées : une valeur maximale et une valeur minimale. Pour ces deux approches, les résultats sont recueillis dans le tableau 4.2. On notera que pour les deux cas, la valeur de la contrainte de cisaillement maximale est

identique et déterminée via l'équation 4.7 utilisée dans [CNR \(2004\)](#).

$$\tau_f = 0.64 \cdot \sqrt{\frac{2-M}{1+\frac{b_{f_{rp}}}{400}}} \sqrt{f_c \cdot f_{ctm}} \quad (4.7)$$

avec $M = \max\{0.33; \frac{b_{f_{rp}}}{b}\}$, $b_{f_{rp}}$ et b étant les largeurs du renfort composite et du béton respectivement, f_c et f_{ctm} étant les résistances en compression et en traction définies dans [Eurocode \(1994\)](#).

Procédé	Cisaillement maximum, en MPa	Pente élastique, en MPa/mm			Glissement maximum, en mm	
		via les mesures de déformation	via CNR DT (Min)	via CNR DT (Max)	via les mesures de déformation	via CNR DT
Plat carbone	8.6	222.74	153.85	287.18	0.187	0.2
Tissu carbone	8.6	157.91	186.48	374.58	0.22	0.2
Tissu aramide	8.6	157.42	186.48	374.58	0.233	0.2

TAB. 4.2: Résultats des caractéristiques des profils bilinéaires pour les trois procédés à partir des mesures de déformation expérimentales et selon les recommandations de [CNR \(2004\)](#)

Les résultats obtenus sont proches, que ce soit en terme de pente élastique du profil bilinéaire, ou de valeur de glissement maximal. On remarque donc que pour les trois procédés étudiés les recommandations décrites dans [CNR \(2004\)](#) semblent valables. On notera toutefois que les pentes élastiques déterminées expérimentalement sont légèrement plus faibles que les valeurs données par les recommandations dans le cas des procédés de type tissu ($158 \text{ MPa/mm} < 186 \text{ MPa/mm}$). Ceci peut résulter de la variation plus importante des caractéristiques mécaniques pour ce type de procédé due en particulier à la question de l'alignement des fibres du renfort.

Les trois paramètres caractéristiques déterminés à partir des mesures de déformation peuvent alors être utilisés pour décrire le profil de cisaillement à l'état ultime (i.e. lorsque le glissement maximum est égal ou supérieur au glissement caractéristique δ_f). On obtient les profils de cisaillement donnés en figure 4.7. On peut également à partir de la méthode décrite dans les paragraphes précédents et des mesures expérimentales superposer les profils de champ de contrainte axiale du renfort déterminés par le modèle aux mesures expérimentales des jauges de déformation. Pour les trois procédés, ceci a été fait pour quatre états successifs (figure 4.7).

A partir des profils de cisaillement à l'état limite ultime (figure 4.7, d)), on distingue facilement la longueur d'ancrage. Le procédé ayant la longueur d'ancrage la plus faible est celui qui a la raideur la plus faible, en l'occurrence le tissu aramide. L'effort maximal transmis est ensuite largement dépendant de cette longueur d'ancrage, et il est donc normal que les procédés plus raides soient associées à des capacités plus importantes en terme d'effort (Tableau 3.2 : $599 \text{ N/mm} > 463 \text{ N/mm} > 275 \text{ N/mm}$). Attention, en terme de contrainte axiale, les résultats dépendent alors de l'épaisseur du renfort, et les résultats sont alors plus difficiles à interpréter.

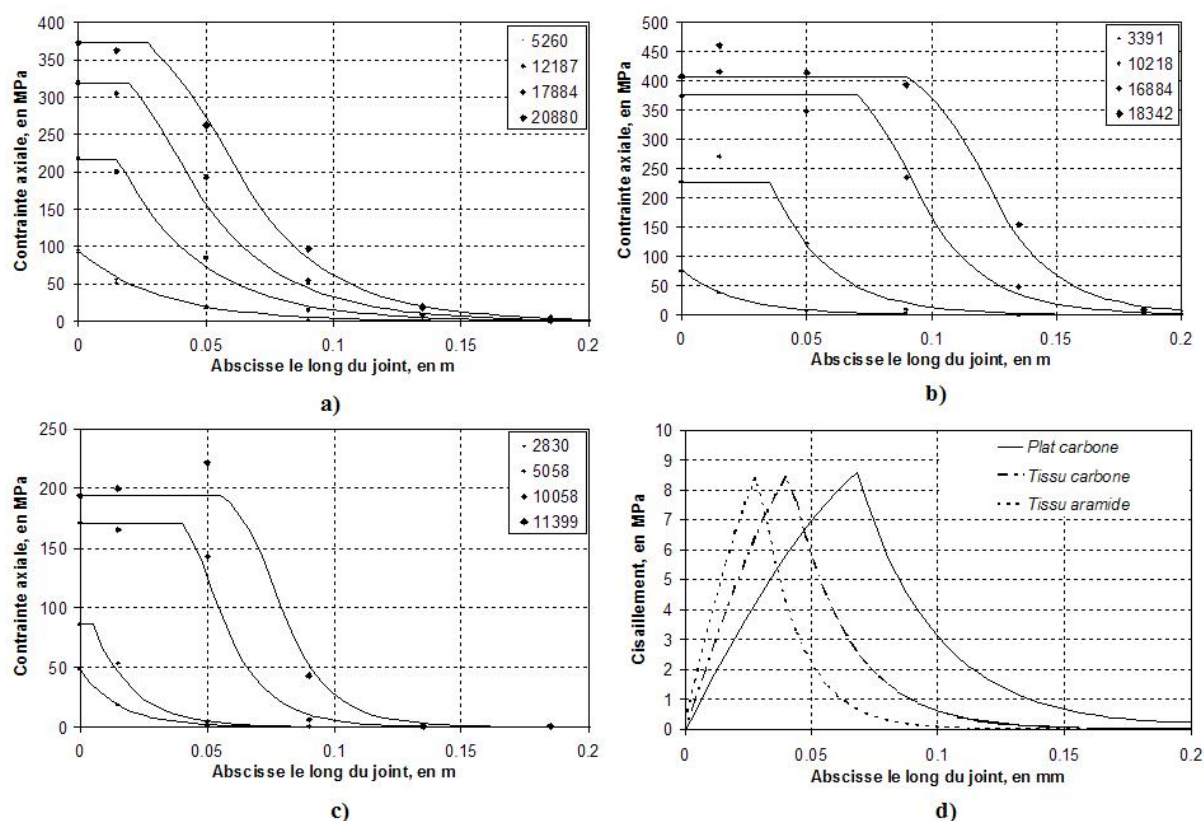


FIG. 4.7: Résultats de la modélisation pour les trois procédés :

- a) Procédé plat carbone : Profil de contrainte axiale dans le renfort, et résultats expérimentaux ;
- b) Procédé tissu carbone : Profil de contrainte axiale dans le renfort, et résultats expérimentaux ;
- c) Procédé tissu aramide : Profil de contrainte axiale dans le renfort, et résultats expérimentaux ;
- d) Les trois profils de cisaillement à l'état limite ultime sans fissuration

C : Comparaison entre collage sur acier et collage sur béton

Pour cette série d'essais, les mêmes investigations ont été menées concernant les profils bilinéaires de zones cohésives. Les modèles obtenus sont comparés aux recommandations de [CNR \(2004\)](#) en figure 4.8. Les profils bilinéaires pour les joints collés sur acier y sont également tracés. Pour ce dernier cas, la rupture étant cohésive dans le joint de colle, le critère de cisaillement maximum adopté est lié aux propriétés mécaniques du matériau colle et non du matériau béton. Le cisaillement maximum de la colle a été considéré égal à la moitié de la contrainte maximale en traction de l'adhésif conformément à un critère de type Tresca. La contrainte maximale en traction ayant été déterminée égale à 30 MPa, un cisaillement maximal de 15 MPa a été adopté.

En figure 4.8, on a également tracé les profils de cisaillement à l'état limite ultime pour les deux cas étudiés. On notera que, bien que le joint collé sur acier casse dans le matériau colle qui présente de meilleures capacités en cisaillement, la longueur d'ancrage de ce type de joint est

plus faible. Ceci se traduit concrètement par des capacités finales proches pour les deux joints testés (les dénominations A et B signifient respectivement collage sur acier, et collage sur béton) (Tableau 3.3 : 642.8 N/mm pour le béton, et 759.8 N/mm pour l'acier).

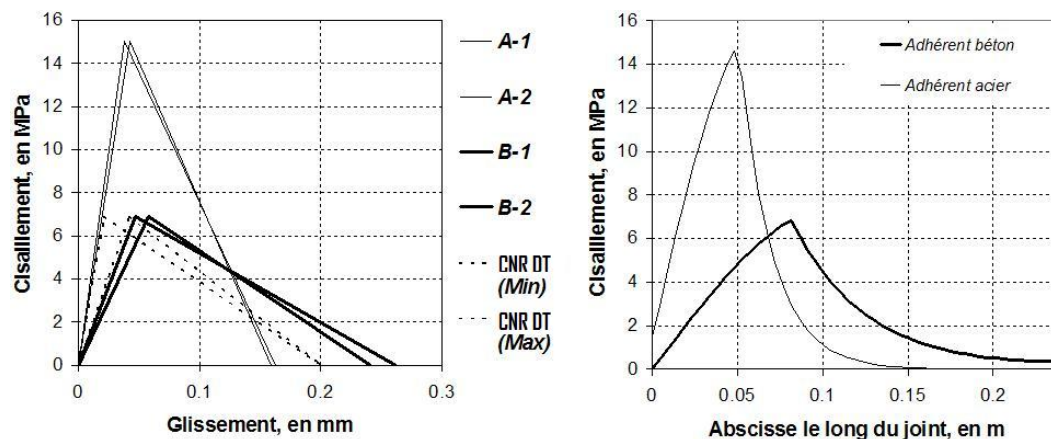


FIG. 4.8: A gauche, résultats en terme de profils bilinéaires obtenus selon l'exploitation des résultats expérimentaux et les recommandations de CNR (2004) ; à droite, résultats en terme de profil de cisaillement à l'état limite ultime pour les deux types de joints considérés

En figure 4.9, on compare les résultats du modèle aux résultats expérimentaux donnés par les jauges de déformation dans le cas de l'instrumentation dense. Pour rappel, cette instrumentation implique 23 jauges. On constate une bonne corrélation du modèle et des données expérimentales pour les quatre niveaux d'effort. Il est à noter que les résultats des jauges semblent perturbés par des effets de flexion locale du renfort. Ceci a été remarqué également dans Yao et al. (2005). Ces phénomènes sont cependant d'importance relative faible, et on obtient des résultats cohérents en terme de tendance. Pour l'effort le plus important, on constate l'apparition d'un plateau du à l'amorce de la fissuration. On retrouve sur ce profil les différents états du joint : état élastique tout d'abord avec un comportement proche de celui décrit par Volkersen (1938), puis un état endommagé, et enfin une fissuration du joint.

Ces trois états sont également présents sur les courbes effort-déplacement. Deux courbes effort-déplacement commentées sont données en figure 4.10. On notera que la zone endommagée est beaucoup moins visible pour le cas du collage sur acier que pour le cas du collage sur béton et que l'étude de la raideur du joint ne permet pas de distinguer précisément l'étape élastique de l'étape endommagée. L'étude de la raideur seule n'apporte donc pas de résultats précis. On peut cependant sur ces deux graphes avoir des informations concernant la longueur d'ancrage en s'intéressant à la longueur du palier. Qualitativement, on retrouve un palier de longueur plus faible dans le cas du collage sur béton, et donc une longueur d'ancrage plus importante. Un travail identique à celui fait pour la série B a été fait, et on a pu déterminer des longueurs d'ancrage à partir des longueurs de plateau pour les quatre essais pilotés en déplacement. Des longueurs d'ancrage de 160, 180, 64, et 61 mm ont été déterminées pour les échantillons B-2, B-3, A-2 et A-3 respectivement. On trouve donc des résultats proches de ceux de l'approche bilinéaire en ce qui concerne les longueurs de transfert.

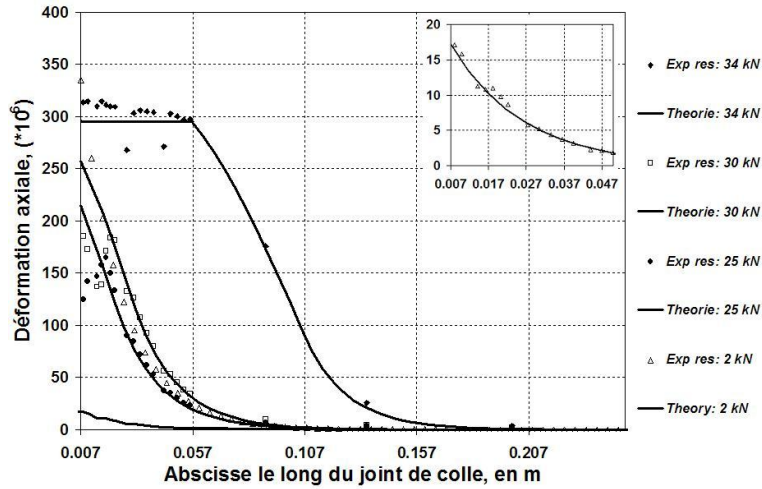


FIG. 4.9: Comparaison des profils de déformation axiale obtenus et des mesures données par les jauges de déformation pour quatre efforts différents pour le joint collé sur acier

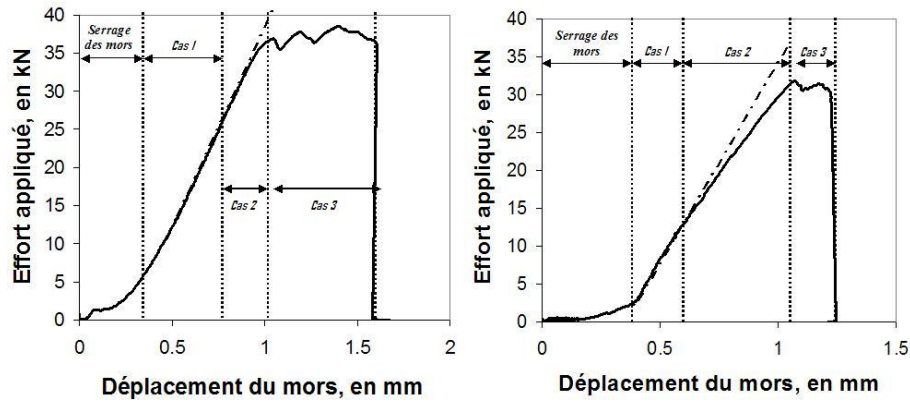


FIG. 4.10: Résultats commentés en terme de relation effort-déplacement du mors pour les échantillons A-2 (sur acier) à gauche, et B-3 (sur béton) à droite

4.2 Modélisation de la plasticité du joint de colle pour les joints à double recouvrement

Les cas de la bi-élasticité ou de l'élasto-plasticité parfaite ont été abordés par [Hart-Smith \(1973\)](#). Cependant, dans notre cas, nous avons souhaité pouvoir modéliser de façon plus précise le comportement de la colle déterminé par des essais de traction dans le chapitre précédent. Celui-ci a été modélisé par un comportement élasto-plastique avec écrouissage en trois parties. Le comportement en cisaillement a été déterminé à partir du comportement en traction en considérant le matériau comme isotrope et en adoptant le critère de Von Mises. On notera que le comportement en traction déterminé est proche de celui adopté dans [Zhu and Kedward \(2005\)](#) pour le même adhésif. Les résultats de l'essai de traction, et du comportement en cisaillement

correspondant, ainsi que les valeurs numériques caractéristiques associées sont donnés en figure 4.11.

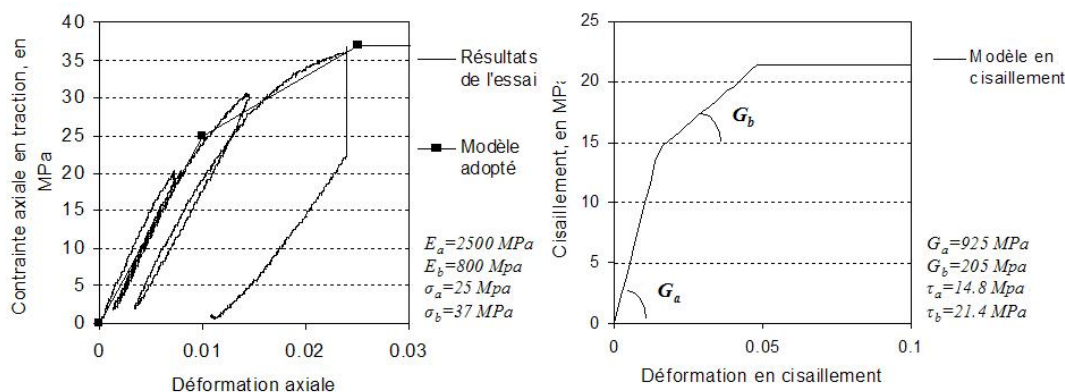


FIG. 4.11: A gauche, comportement en traction de la colle DP460 ; à droite, comportement en cisaillement de la DP460 calculé et adopté

Afin de pouvoir prendre en compte un comportement plus complexe dans la méthode analytique de [Hart-Smith \(1973\)](#), celle-ci a été développée et sa description est donnée dans le paragraphe suivant. La méthode permet d'obtenir les profils de cisaillement après un chargement monotone. Ensuite, deux modèles éléments finis utilisés seront présentés. Ceux-ci, bien que basés sur des modèles mécaniques différents, donnent des résultats très proches.

4.2.1 Modèle analytique utilisé

Le modèle analytique de [Hart-Smith \(1973\)](#) présenté pour des comportements à deux parties linéaires repose très fortement sur l'étude de [Volkersen \(1938\)](#). Comme étudié dans les chapitres précédents, celle-ci peut être facilement adaptée avec la méthode de [Tsai et al. \(1998\)](#) qui permet de prendre en compte des déformations de cisaillement linéaires des adhérents. Ici, on ne décrira que la méthode utilisant la formulation de [Volkersen \(1938\)](#) et un comportement en trois parties linéaires de l'adhésif. La méthode peut ensuite très facilement être développée pour un comportement multi-linéaire.

Comportement de l'adhésif

Pour pouvoir modéliser le comportement non-linéaire de l'adhésif, on définit les variables suivantes :

- τ_{lima} et τ_{limb} , respectivement les première et seconde valeur caractéristique de cisaillement de l'adhésif.
- G_a et G_b , respectivement les premier et second module de cisaillement caractéristique de l'adhésif.
- γ_{lima} et γ_{limb} , respectivement les première et seconde valeur caractéristique de déformation de cisaillement de l'adhésif.

Description générale de la méthode

Par la suite, on s'appuiera sur la théorie de [Volkersen \(1938\)](#). A ce titre, on introduit trois notations utiles pour le calcul : σ_{G_a} qui sera associé au premier module G_a , ainsi que σ_{G_bL} , et σ_{G_bR} qui seront associées au second module G_b . On définit deux variables pour ce second module car en fonction de l'équilibrage du joint, on atteindra les contraintes limites plus rapidement d'un côté ou de l'autre du joint. Ces trois variables sont les inconnues du problème, et peuvent être déterminées en utilisant les conditions de continuité et d'équilibre des efforts.

On introduit les paramètres suivants :

$$\beta = \frac{\left(\frac{E_1 \cdot e_1}{E_2 \cdot e_2} + \cosh(\lambda_a \cdot L)\right)}{\sinh(\lambda_a \cdot L)} \quad \alpha = \frac{\sigma_{G_a}}{e_c \cdot E_1 \cdot \lambda_a}$$

$$B = \frac{\tau_{lima}}{\alpha \cdot \left(\frac{\beta}{2} - \frac{1}{2}\right)} \quad C = \frac{\left(\frac{\beta}{2} + \frac{1}{2}\right)}{\left(\frac{\beta}{2} - \frac{1}{2}\right)}$$

$$\Delta = B^2 - 4 \cdot C$$

Les deux abscisses x_R et x_L (respectivement à droite et à gauche du joint collé) pour lesquelles la contrainte τ_{lima} est atteinte peuvent être déterminées en utilisant l'équation de [Volkersen \(1938\)](#).

$$x_L(\sigma_{G_a}) = \frac{1}{\lambda_a} \cdot \ln \left(\frac{-B - \sqrt{(\Delta)}}{2} \right) \quad (4.8)$$

$$x_R(\sigma_{G_a}) = \frac{1}{\lambda_a} \cdot \ln \left(\frac{-B + \sqrt{(\Delta)}}{2} \right) \quad (4.9)$$

Les conditions de continuité

En utilisant les conditions de continuité, on peut ensuite exprimer σ_{G_bR} et σ_{G_bL} en fonction de σ_{G_a} et des deux abscisses x_R and x_L . On introduit le paramètre χ pour faciliter l'écriture des équations.

$$\chi = \frac{E_1 \cdot e_1}{E_2 \cdot e_2} + \cosh(\lambda_b L)$$

$$\sigma_{G_bL} = \frac{\tau_{lima} \cdot e_c \cdot E_2 \cdot \lambda_b}{G_b \cdot \left(\chi \cdot \frac{\cosh(\lambda_b x_L(\sigma_{G_a}))}{\sinh(\lambda_b L)} - \sinh(\lambda_b x_L(\sigma_{G_a})) \right)} \quad (4.10)$$

$$\sigma_{G_bR} = \frac{\tau_{lima} \cdot e_c \cdot E_2 \cdot \lambda_b}{G_b \cdot \left(\chi \cdot \frac{\cosh(\lambda_b x_R(\sigma_{G_a}))}{\sinh(\lambda_b L)} - \sinh(\lambda_b x_R(\sigma_{G_a})) \right)} \quad (4.11)$$

L'équilibre des efforts

Il ne reste alors qu'à déterminer la variable σ_{Ga} . Après avoir introduit la condition de plasticité (à partir de l'équation de [Volkersen \(1938\)](#)), on a saturation du cisaillement pour la contrainte τ_{limb} , on utilise la condition d'équilibrage du joint. En intégrant le profil de cisaillement obtenu et en le comparant à l'effort appliqué, on peut avec une méthode de minimisation de la valeur absolue de la différence de ces deux paramètres déterminer cette dernière variable et obtenir le profil de cisaillement solution du problème posé. La figure 4.12 résume la méthode itérative utilisée.

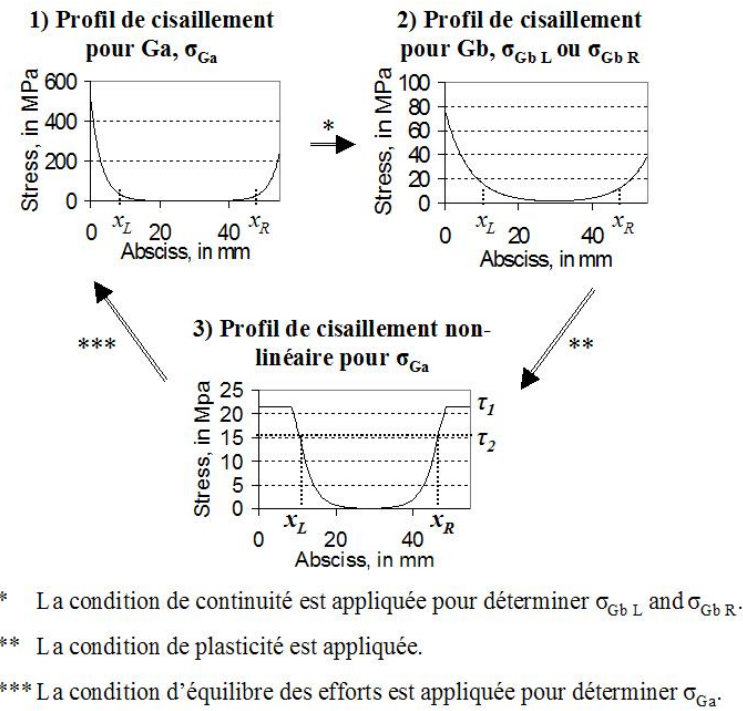


FIG. 4.12: Méthode de résolution du problème formulé

Extension de la méthode à un cycle de charge/décharge

La méthode décrite peut être étendue à un cycle de charge/décharge comme décrit dans [Thibon \(2008\)](#). Dans ce cas, le module de cisaillement de l'adhésif reste identique, mais la valeur du cisaillement varie entre la plage négative et la plage positive conformément au critère classique de Von Mises. On associe donc deux profils de cisaillement inverses l'un de l'autre conformément aux lois de continuité décrites ci-dessus.

4.2.2 Modèles numériques

La modélisation numérique de la plasticité est plus classique que celle de l'endommagement. Pour cette étude, deux différents modèles ont été utilisés. Un modèle élément fini solide sous le logiciel Abaqus, et un logiciel développé à l'UR Navier connu sous le nom de MPFEAP et reposant sur la théorie des modèles M4. Ce dernier est encore en phase de développement mais a un avenir prometteur sur le domaine du calcul de joints collés, car il permet de limiter le temps de calcul de manière importante.

Modèle éléments finis classique

On peut formuler la plasticité avec différents critères. Ce point est important car il sera repris dans la partie suivante. Dans un premier temps, le critère classique de Von Mises a été adopté. La couche de colle a été modélisée en éléments solides et le maillage a été effectué de manière à obtenir quatre éléments quadrilatéraux dans l'épaisseur. Le code aux éléments finis Abaqus a été utilisé. On remarque dans ce modèle que la déformation plastique n'est pas homogène dans l'épaisseur de la couche de colle. Les champs de contrainte semblent constants dans l'épaisseur, mais les champs de déformation ne le sont pas. Ceci est dû à une concentration de l'écoulement plastique. On peut le visualiser en figure 4.13. Pour la suite de l'étude, on ne s'intéressera qu'aux paramètres de type glissement pour la déformation qui correspondent au déplacement relatif des deux interfaces. On notera que ce paramètre moyenne la déformation dans l'épaisseur et permet donc de lisser les concentrations d'écoulement plastique.



FIG. 4.13: Localisation de la plasticité dans l'épaisseur de la couche de colle : Visualisation de la déformation plastique cumulée sous Abaqus dans la couche de colle à l'extrémité

Modèle éléments finis M4 : MPFEAP

Les modèles M4 reposent sur la formulation de champs généralisés par couche dans leur épaisseur selon la formulation variationnelle d'Hellinger-Reissner (figure 4.14). Les couches sont ensuite reliées par des interfaces présentant des comportements linéaires ou non. Le logiciel de calcul en éléments finis MPFEAP développé pour les cas élastiques dans [Nguyen \(2004\)](#) est en cours de développement pour insérer des comportements d'interface non-linéaires décrits de manière théorique dans [Diaz-Diaz \(2001\)](#). Plus particulièrement, un modèle de comportement élasto-plastique parfait a été intégré dans [Duong \(2008\)](#), et nous a permis de pouvoir comparer les différentes approches. L'avantage certain de cette méthode concerne la réduction de la densité du maillage puisque celui-ci est absent dans l'épaisseur des couches. Dans ce modèle, la déformation de l'interface est observée par les paramètres de glissement. Les phénomènes de concentrations de la déformation plastique dans l'épaisseur de la couche de colle observés par le modèle classique ne peuvent donc pas être identifiés dans MPFEAP.

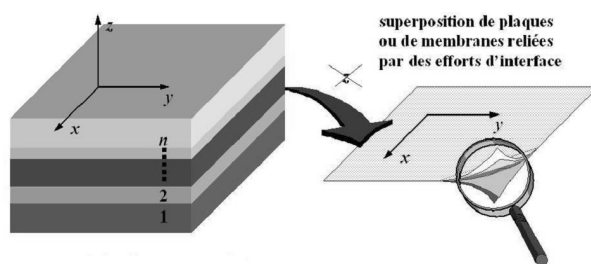


FIG. 4.14: Principe du modèle mécanique de type M4

4.2.3 Comparaison des deux modèles de type éléments finis

Les deux modèles de type éléments finis ont été comparés en s'intéressant aux joints de la série B (Joints à double recouvrement à adhérents pultrudés carbone). Pour ce faire, le joint a été soumis à un cycle de charge/décharge décrit en figure 4.15 et quatre profils ont été comparés : le profil de cisaillement (figure 4.16), celui d'arrachement (figure 4.17), et les profils de glissement horizontal (figure 4.18) et vertical (4.19). Dans ces quatre figures, les résultats du logiciel Abaqus sont donnés par la ligne pleine, et les points représentent les résultats du logiciel MPFEAP.

Dans le cas des profils associés au cisaillement (contrainte et glissement), la concordance est parfaite. Il est à noter que le temps de calcul du logiciel MPFEAP est largement inférieur à celui d'Abaqus : pour le maillage choisi et avec une hypothèse 2D sous Abaqus, le temps de calcul est triplé sous Abaqus. On notera qu'il conviendrait en théorie de comparer les résultats de MPFEAP à ceux d'un modèle éléments finis 3D, ce qui n'a pas été fait dans ce travail pour des raisons de coût de calcul. En ce qui concerne la comparaison des résultats, on remarque une légère différence entre les deux approches pour les profils d'arrachement. Ceci peut être dû à la qualité du critère de plasticité utilisé qui dépend peu de la contrainte d'arrachement. En conséquence, l'écoulement observé n'est pas contrôlé par le critère utilisé et les résultats sont donc légèrement différents. Un travail supplémentaire a été initié sur la prise en compte d'un critère différent. Le travail expérimental s'attachant à comparer les glissements relatifs au cisaillement, on retiendra que les prédictions des deux modèles éléments finis sont identiques pour la suite de l'étude.

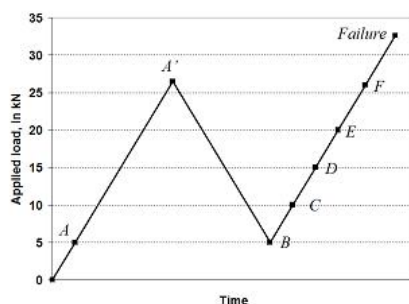


FIG. 4.15: Historique du chargement appliqué au joint collé

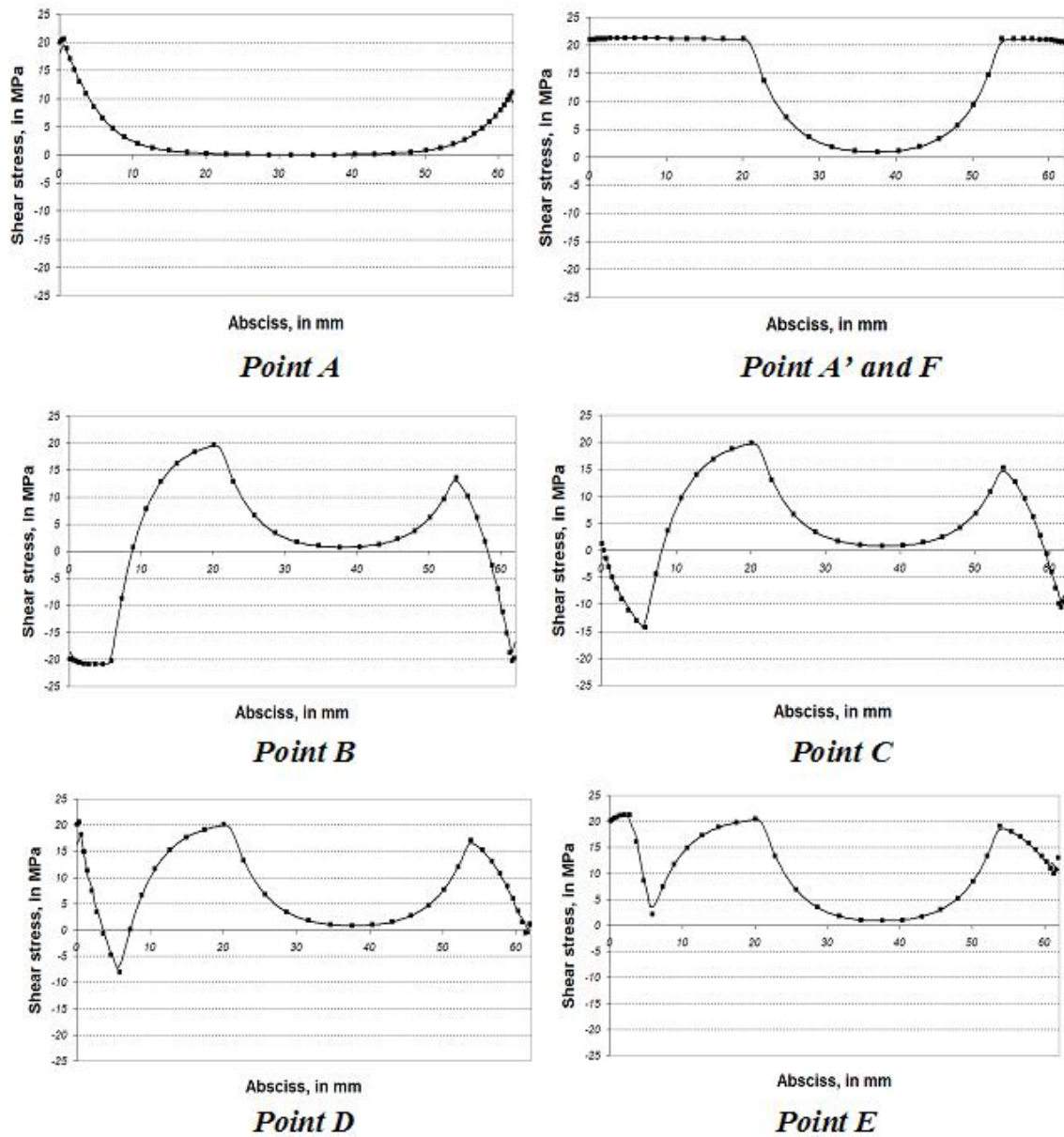


FIG. 4.16: Comparaison des profils de cisaillement obtenus (— Abaqus; ♦ MPFEAP)

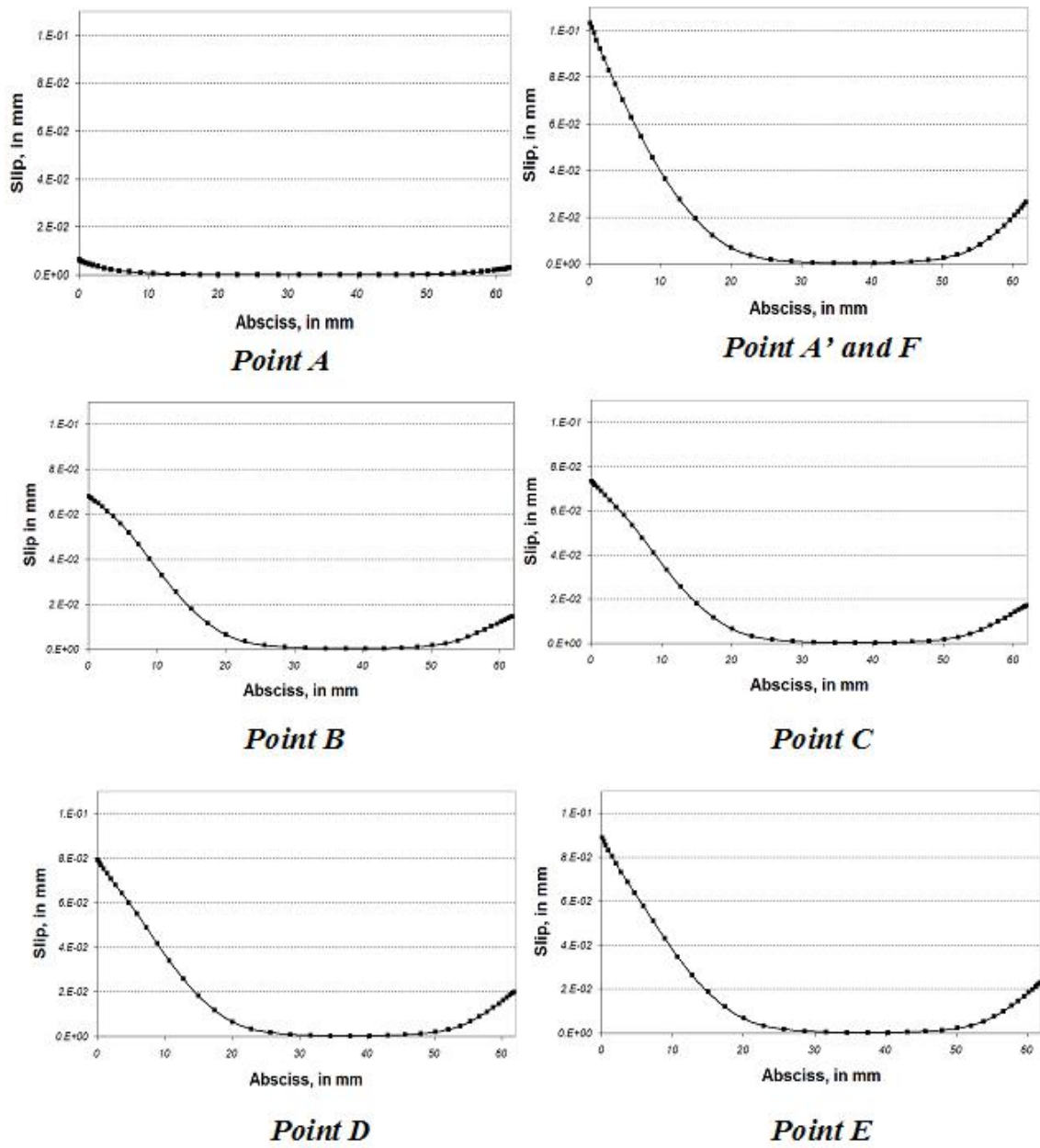


FIG. 4.17: Comparaison des profils de glissement horizontal obtenus (— Abaqus ; ♦ MPFEAP)

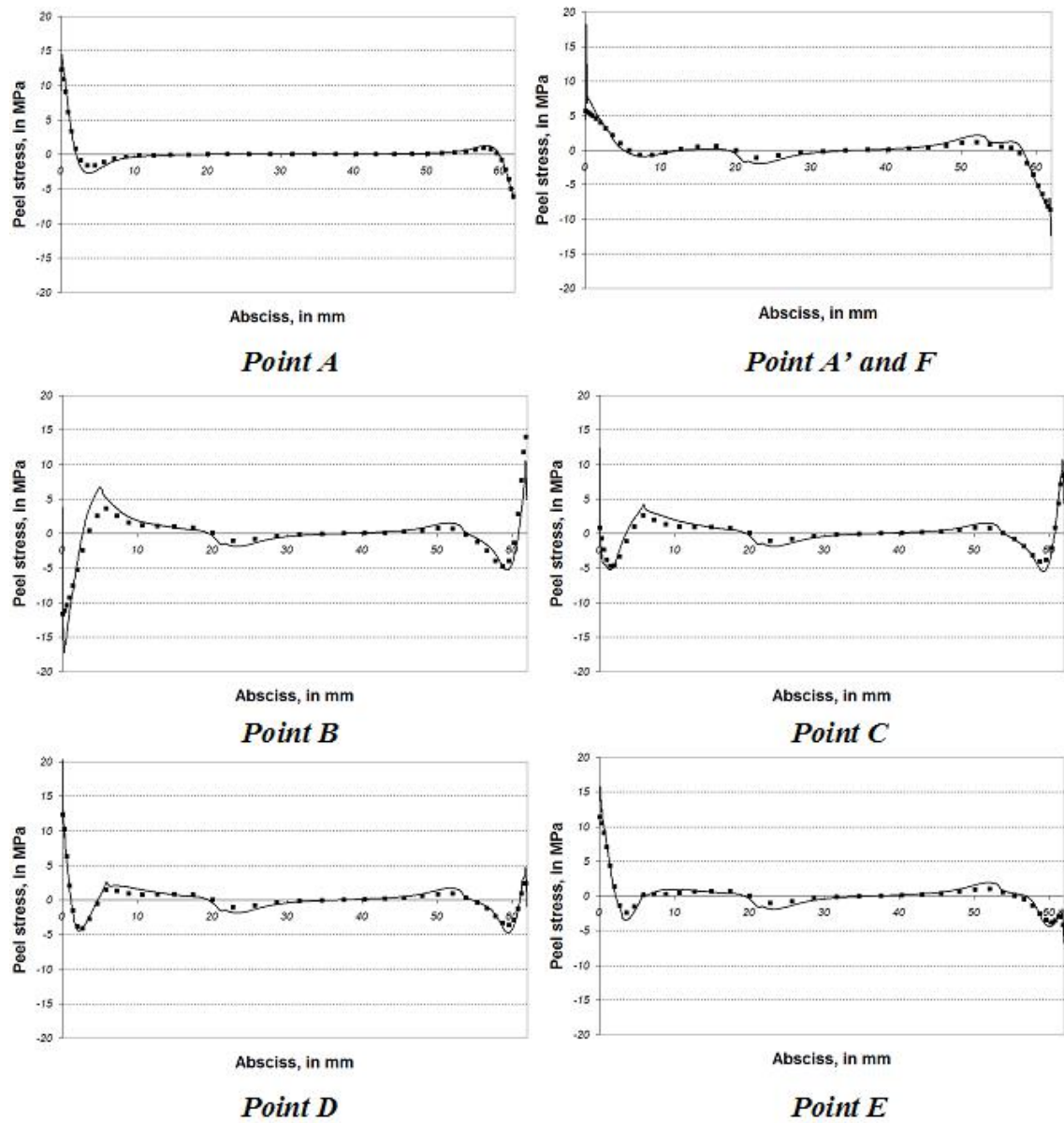


FIG. 4.18: Comparaison des profils d'arrachement obtenus (— Abaqus ; ♦ MPFEAP)

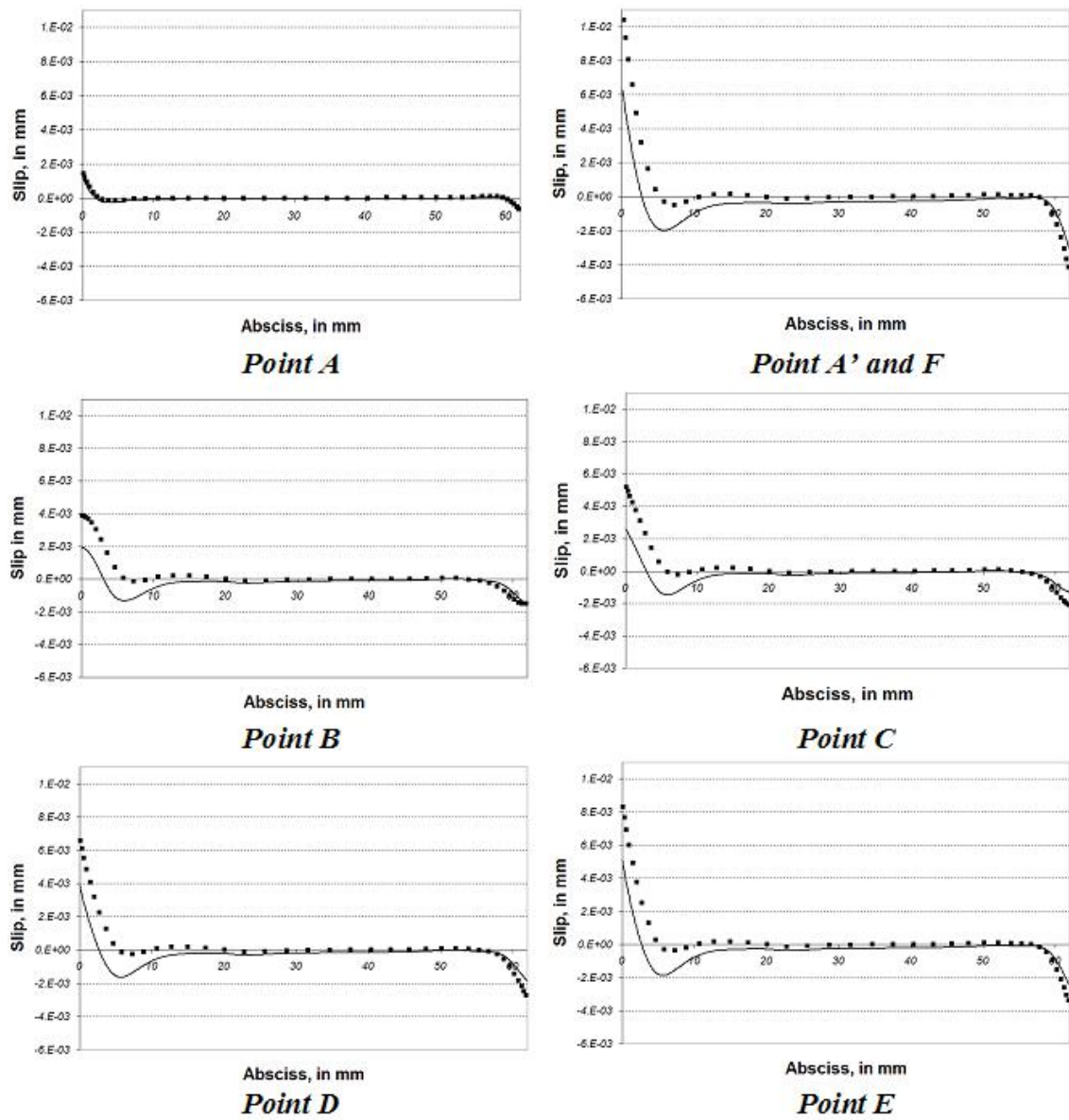


FIG. 4.19: Comparaison des profils de glissement vertical obtenus (— Abaqus ; ♦ MPFEAP)

4.2.4 Comparaison du modèle analytique avec un modèle de type éléments finis

Le modèle analytique développé a également été comparé au modèle de type éléments finis en s'intéressant au cas de la série expérimentale B (joints à double recouvrement à adhérents pultrudés carbone). Dans le cas testé, les joints obtenus sont semi-équilibrés. Les résultats en terme de profils de cisaillement pour trois charges différentes sont donnés en figure 4.20. On remarque que les profils obtenus sont proches. Il existe cependant un léger décalage horizontal des profils. Dans Thibon (2008), un calcul identique a été effectué pour un joint équilibré. Les résultats ont indiqué qu'il n'existait pas de décalage dans ce cas. Le décalage de la courbe correspond donc à un écoulement plastique asymétrique dû au déséquilibre du joint étudié. Celui-ci semble être linéaire par rapport à la charge appliquée, mais des investigations supplémentaires sont en cours pour mieux comprendre cet effet. Malgré tout, le décalage reste faible pour le cas étudié.

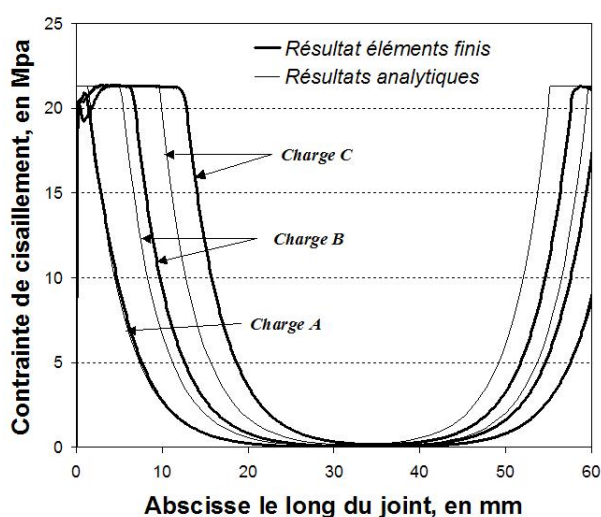


FIG. 4.20: Comparaison des profils de cisaillement obtenus par la méthode analytique et la méthode de type éléments finis pour trois charges différentes A, B et C

Une comparaison identique a été effectuée pour le calcul d'une décharge d'un joint collé élasto-plastique (celui-ci est chargé jusqu'à 26 kN puis déchargé jusqu'à 0kN). Les résultats pour un joint équilibré sont donnés en figure 4.21 (on rappelle que le joint est totalement déchargé sur cette figure). Une excellente correspondance est obtenue indiquant une bonne formulation du problème. Dans le cas d'un joint déséquilibré, on observe le même phénomène de décalage que celui observé précédemment. Il est intéressant de noter que le profil de cisaillement obtenu permet bien d'obtenir un effort global nul repris par le joint mais qu'il induit l'existence d'une précontrainte du joint de colle et aussi par conséquent des adhérents.

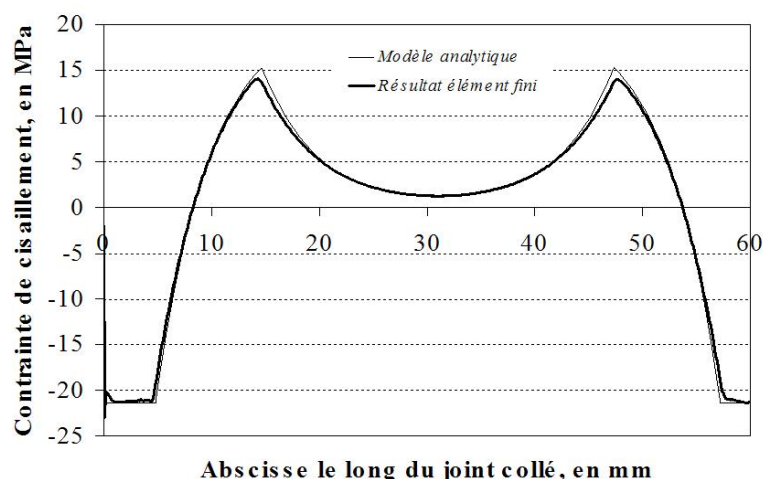


FIG. 4.21: Comparaison des profils de cisaillement après une charge/décharge du joint collé obtenus par la méthode analytique et le calcul de type éléments finis (l'effort appliqué est nul.)

4.2.5 Comparaison avec les résultats expérimentaux

Les deux séries d'essais ont été exploitées en traçant les profils de cisaillement à l'état limite ultime. Pour la première série d'essais, la méthode analytique a été comparée à un modèle en éléments finis classique pour différentes géométries, et une tentative d'expression de critère de rupture basée sur l'existence d'une longueur plastique critique a été effectuée. Pour la seconde série d'essais, des observations plus fines ont permis de s'intéresser plus précisément aux déformations. Des investigations menées avec les deux modèles aux éléments finis ont permis de comparer les deux approches et de mettre en relief des phénomènes intéressants liés à la plasticité. L'exploitation de cette dernière série s'est davantage penchée sur l'aspect phénoménologique lié à la présence de plasticité dans un joint de colle et sur ses conséquences.

La première série d'essais réalisée sur pultrudés à fibre de verre a permis de tenter d'exprimer un critère quantitatif de rupture en utilisant la théorie analytique développée précédemment. La seconde a été menée ultérieurement sur un autre matériau pour vérifier l'adéquation de l'hypothèse d'occurrence de plasticité avec des adhérents différents. Un adhérent plus homogène a été choisi (pultrudé à fibre de carbone) pour pouvoir également davantage s'intéresser au comportement de l'adhésif en utilisant des observations microscopiques de la déformation.

A : Essais sur pultrudés à fibre de verre

A partir des essais réalisés, le profil de cisaillement à l'état limite ultime pour chacun des échantillons a pu être déterminé par la méthode analytique, celle-ci étant facile et rapide à implémenter. Afin de s'assurer de la pertinence du modèle analytique, certains des profils de cisaillement obtenus par la méthode analytique ont été de nouveau comparés aux profils de cisaillement obtenus par éléments finis en figure 4.22 et ce pour trois longueurs de recouvrement différentes. On remarque de nouveau l'existence d'un faible décalage des deux courbes. Celui-ci reste cependant suffisamment faible pour ne pas être pris en compte.

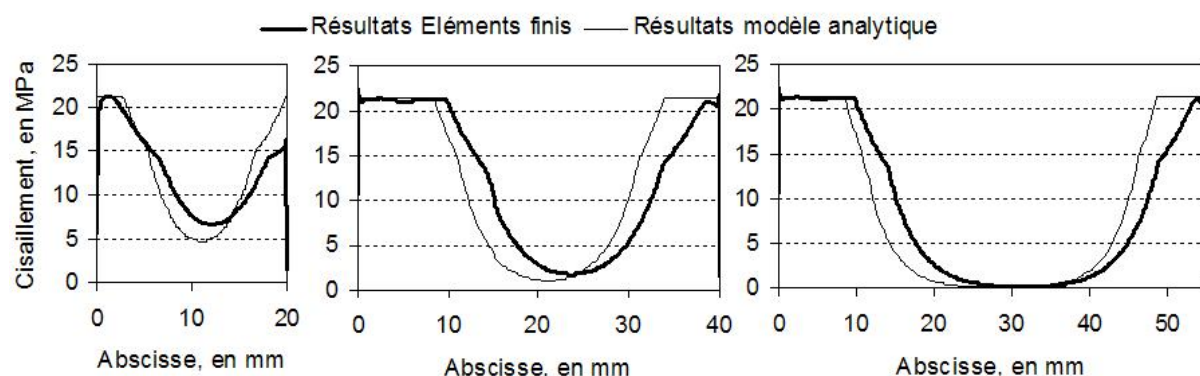


FIG. 4.22: Comparaison des profils de cisaillement à l'état ultime obtenus avec la méthode analytique et le modèle en éléments finis pour trois longueurs de recouvrement différentes

A partir des profils obtenus, la longueur du plateau plastique obtenu pour chacun des échantillons à la rupture a été mesurée et les résultats sont donnés en fonction de la longueur de recouvrement en figure 4.23. Seule la plus importante des deux zones plastiques est prise en compte ; pour les géométries étudiées, celle-ci se trouve toujours à l'extrémité où la charge est appliquée au renfort composite. On remarque que la longueur plastique maximale atteint un plateau autour de la valeur de 9 mm. On peut donc penser que ceci peut constituer un critère pour déterminer la capacité maximale des joints réalisés. Bien entendu, ceci reste valable pour les géométries et le type d'adhérents étudiés. Plus particulièrement, comme spécifié par Hart-Smith ([Adams and Wake \(1984\)](#)), ceci est valable pour des joints collés suffisamment long à adhérents de faible épaisseur pour lesquels les contraintes de pelages sont relativement moins importantes.

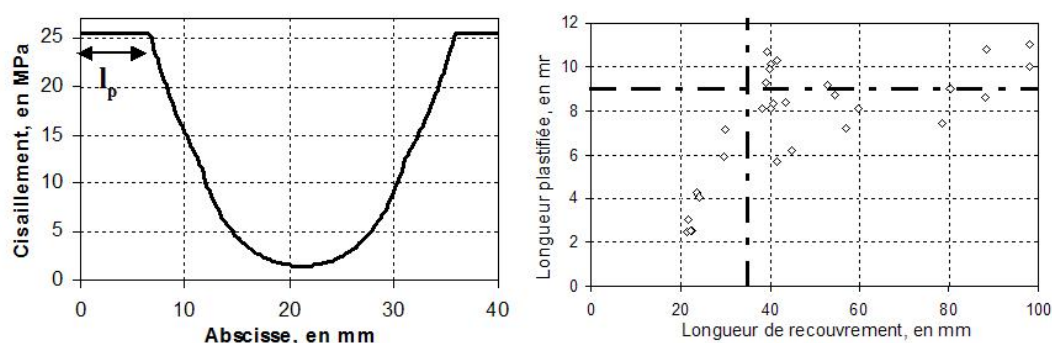


FIG. 4.23: Définition de la longueur plastique sur un exemple de longueur de recouvrement de 40 mm, et résultats à la rupture pour les échantillons testés en fonction de la longueur de recouvrement

B : Essais sur pultrudés à fibre de carbone

Afin de s'intéresser davantage aux déformations et d'identifier l'existence de plasticité du joint de colle, un dispositif spécifique de mesure des glissements du joint de colle a été réalisé et utilisé en particulier dans [Bayart \(2007\)](#). Une seconde investigation a ensuite été menée en utilisant les plus classiques jauges de déformation pour identifier l'existence d'une précontrainte des adhérents après un cycle de charge/décharge dans [Thibon \(2008\)](#). Le dispositif de mesure des déformations sera dans un premier temps décrit, puis certains des résultats seront comparés à la modélisation éléments finis conduite sous Abaqus qui, rappelons-le, donne des résultats identiques à ceux du logiciel MPFEAP. Enfin, les résultats des investigations avec jauges de déformations seront donnés et commentés.

Description du dispositif de mesure Un schéma et une photo du dispositif de mesure des glissements sont donnés en figure 4.24. Ce montage a été utilisé dans [Diaz-Diaz \(2001\)](#), et a ici été adapté à l'étude de joints collés. Il permet d'enregistrer des photos de zones précises du joint avec différents grossissements. Pour obtenir une qualité d'image satisfaisante, une source lumineuse additionnelle est utilisée, et un bâti précis permet de stabiliser l'ensemble.

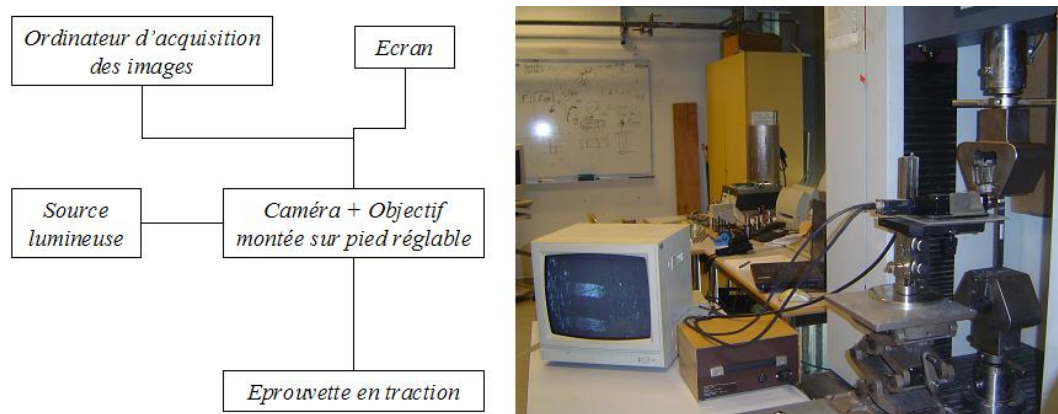


FIG. 4.24: Description et photo du montage utilisé

Bien entendu, la qualité des images obtenues est aussi très influencée par la qualité de la préparation de surface des surfaces observées. Un polissage très fin est donc effectué sur le côté du joint avant de tracer des traits qui permettront de mesurer le glissement entre les deux interfaces collées. Un schéma représentant le bord du joint après traitement est donné en figure 4.25. On y distingue aussi trois photos : la première représente un fil de pêche préalablement inséré dans le joint de colle pour contrôler son épaisseur qui sert également dans cette partie à fixer l'échelle d'observation. On notera que ces observations permettent également d'obtenir une idée de l'effectivité du contrôle de l'épaisseur par cette méthode. Les deux photos suivantes représentent une même zone avant et après chargement. On y distingue clairement la déformation prédominante de cisaillement du joint de colle, et le glissement peut être facilement mesuré sur la photo. On remarquera que la déformation de cisaillement des adhérents n'est pas identifiable par la méthode utilisée et qu'elle reste donc faible.

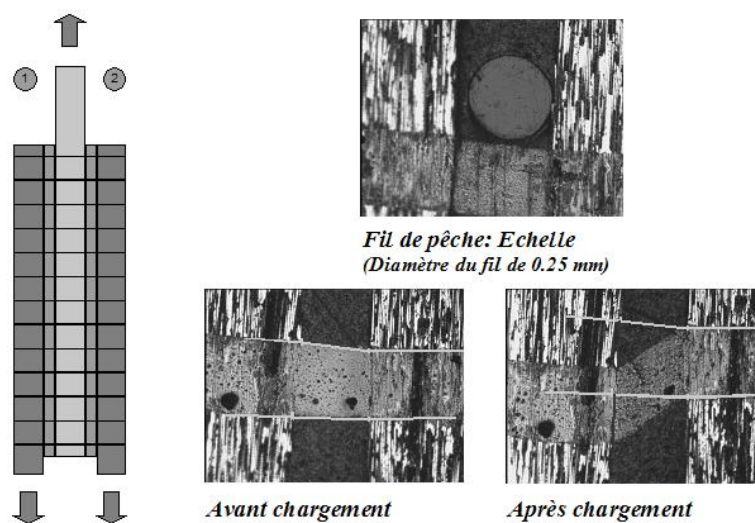


FIG. 4.25: Schema du joint testé et exemple de photos obtenues

On observe également expérimentalement la concentration de déformation plastique dans certaines zones conduisant ainsi à des déformations de cisaillement du joint de colle non linéaires. Ceci est illustré en figure 4.26. Le phénomène n'est pas gênant pour nos comparaisons puisqu'on s'attache à l'observation du glissement (déformation généralisée du problème), mais il peut avoir une conséquence sur la capacité du joint à la rupture.

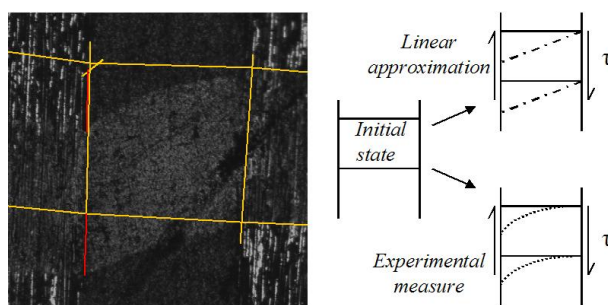


FIG. 4.26: Photo illustrant les phénomènes de localisation de la déformation plastique observés

Comparaison des résultats théoriques à des mesures expérimentales de glissement

A partir des mesures effectuées par cette méthode, une comparaison a pu être menée avec les résultats en terme de profil de glissement le long du recouvrement (figure 4.27). L'historique du chargement est la même que décrite en figure 4.15. Une corrélation assez satisfaisante a pu être observée. Une différence est observée pour les charges intermédiaires traduisant peut-être l'insuffisance de la modélisation précise de l'érouissage de l'adhésif utilisé ou encore la dispersion de la configuration microstructurale rencontrée en réalité en particulier en ce qui concerne les épaisseurs des différentes couches de matériaux en présence.

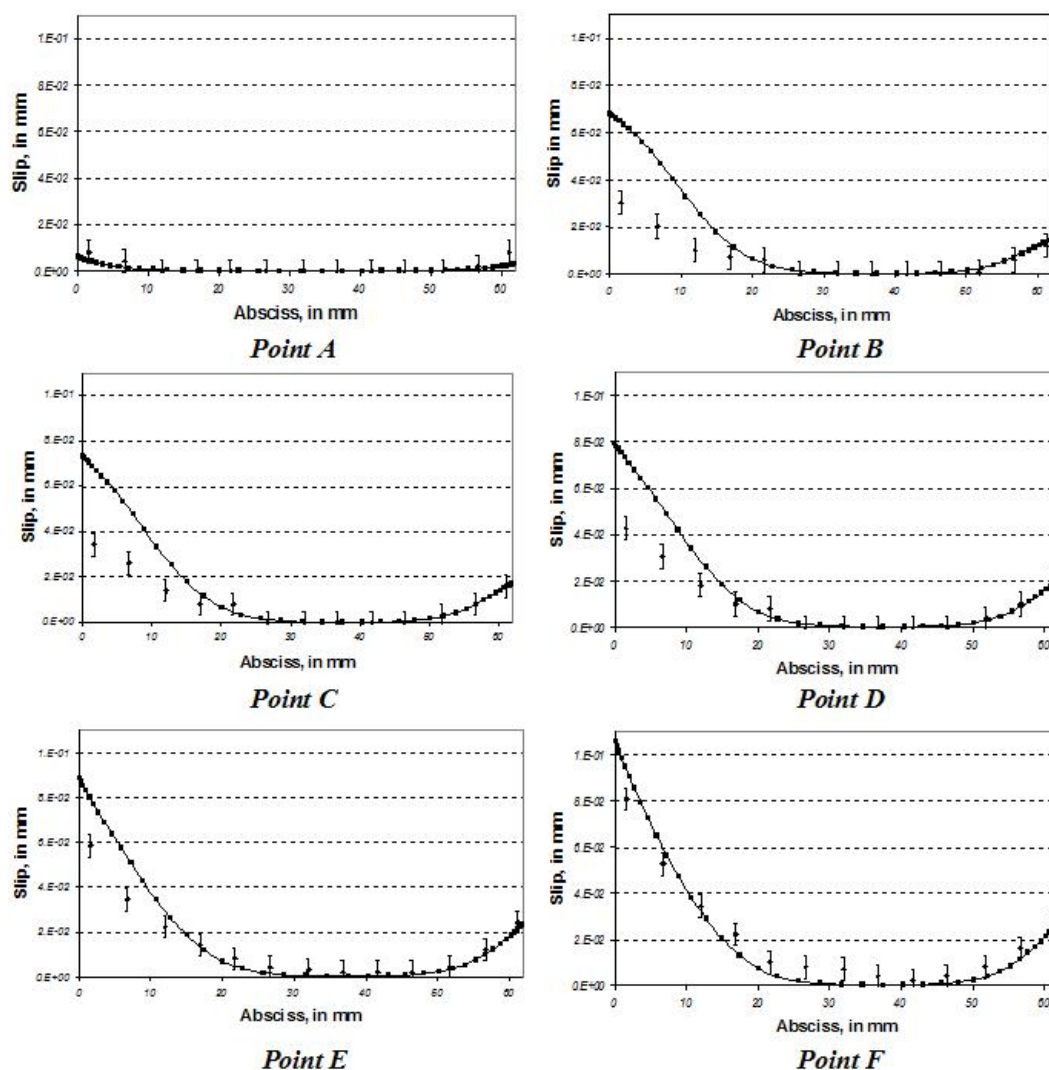


FIG. 4.27: Comparaison des mesures expérimentales et des profils de glissement horizontaux obtenus par calcul en éléments finis

Des essais ont également été effectués en ne mesurant que la déformation en certaines zones en fonction de la charge appliquée. La comparaison entre mesures expérimentales et modélisation éléments finis est donnée en figure 4.28. On remarque une excellente correspondance des deux données. Seuls les chemins de décharge sont sensiblement différents indiquant certainement une description insuffisante des phénomènes d'écrouissage. Le type de critère utilisé est peut-être également responsable des écarts observés.

Visualisation et mesure du phénomène de précontrainte des adhérents Afin de pouvoir vérifier la mise en précontrainte des adhérents par une charge/décharge du joint avec une colle élasto-plastique, deux jauges ont été collées sur les adhérents extérieurs pour pouvoir suivre leur déformation au cours de l'essai. On pourra noter qu'un tel type d'instrumentation a déjà été

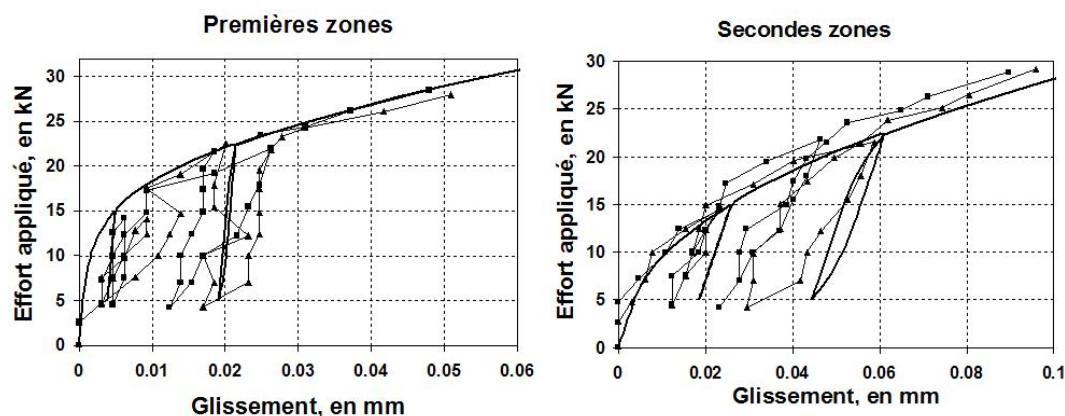


FIG. 4.28: Comparaison des comportements effort appliqué en fonction du glissement en deux zones (abscisses) du joint différentes

mené de manière plus importante dans [Vallee and Keller \(2006\)](#). L'essai expérimental a également été modélisé en éléments finis sous le code Abaqus en utilisant le modèle développé ci-dessus. L'historique du chargement de l'essai est donné en figure 4.29. Cinq points ont été plus particulièrement observés pour comparer les résultats expérimentaux et les résultats numériques : A, B, C, D, et E.

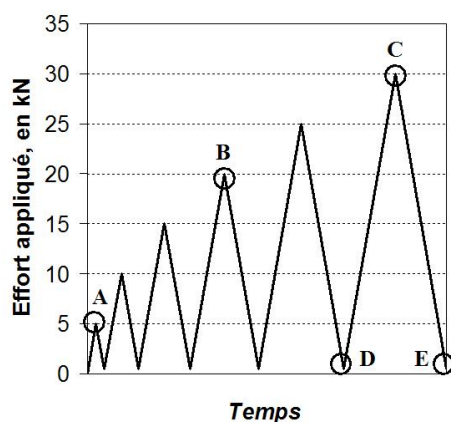


FIG. 4.29: Historique de l'essai de mise en évidence de l'effet de précontrainte

Les comparaisons pour les cinq points A, B, C, D et E sont données en figures 4.30 et 4.31. Les courbes en trait plein correspondent aux résultats en éléments finis et les mesures des jauges sont indiquées par les croix dont la longueur horizontale correspond à la longueur de la jauge et la longueur verticale correspond à la précision du système d'acquisition. On remarque sur la figure 4.30 une bonne correspondance des résultats. L'adhérent extérieur est bien en traction, et l'effet de la plasticité apparaît avec l'augmentation de la longueur de transfert. En figure 4.31, on mesure des déformations négatives indiquant un état de compression dans l'adhérent et donc une précontrainte due à la plasticité de la colle. Le phénomène est donc bien visualisé

expérimentalement. L'aspect quantitatif reste à affiner car il existe un faible écart entre les mesures et les prédictions du modèle. Deux raisons principales peuvent expliquer celui-ci : la précision de la modélisation du comportement de l'adhésif, et la non-modélisation du bourrelet de colle qui joue un rôle important. Cependant, l'essai est concluant et permet de vérifier la validité du comportement et de l'analyse effectuée sur le joint collé. On retiendra plus particulièrement la présence de contraintes de compression à la décharge indiquant la mise en précontrainte du joint collé.

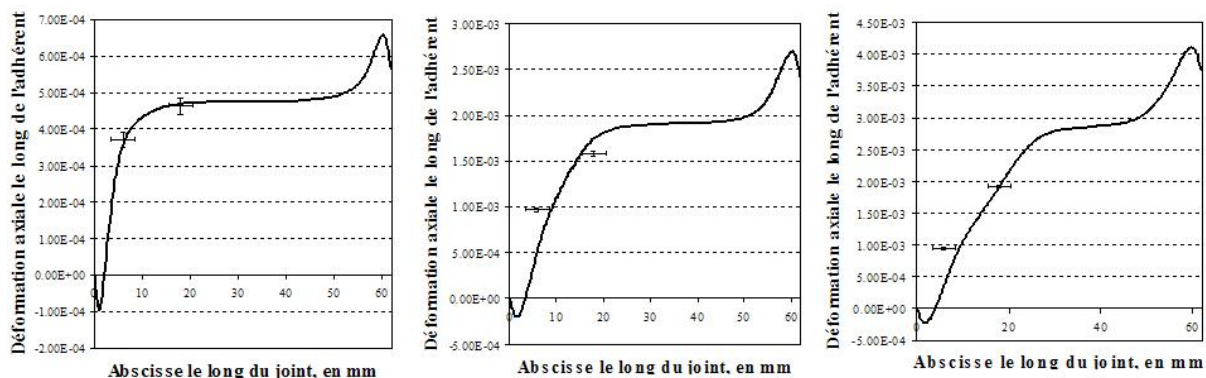


FIG. 4.30: Comparaison des profils de déformation axiale des adhérents extérieurs sous Abaqus avec les résultats expérimentaux pour l'état A (à gauche), l'état B (au milieu) et l'état C (à droite)

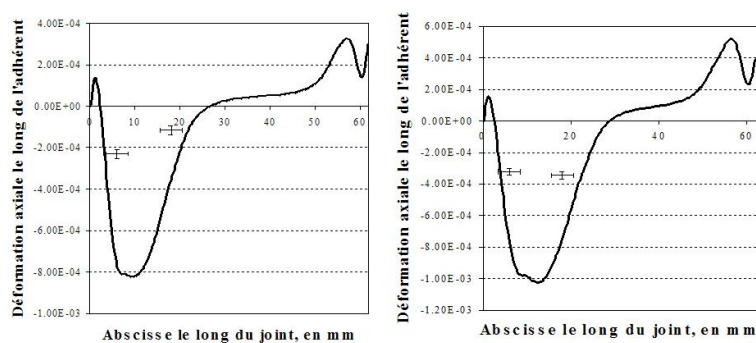


FIG. 4.31: Comparaison des profils de déformation axiale des adhérents extérieurs sous Abaqus avec les résultats expérimentaux pour l'état D (à gauche) et l'état E (à droite)

Cet aspect peut paraître anodin, mais il implique un fonctionnement en service bien différent de celui des joints élastiques. Plus particulièrement, la présence de précontraintes induit un vieillissement sous fatigue qui dépendra fortement de l'historique de chargement du joint. En outre, de nombreuses études décrivent une plastification des adhésifs dits élastiques fragiles après vieillissement humide. Leur comportement s'apparente alors a priori à celui de cette résine élasto-plastique, et de tels phénomènes peuvent être rencontrés après vieillissement humide des joints collés.

4.3 Conclusion

Dans ce chapitre, les essais décrits précédemment ont été de nouveaux exploités mais en prenant en compte l'endommagement d'un des adhérents ou de la colle (cas du collage sur béton), ou la plasticité de la couche de colle (ici, la colle DP460). La prise en compte de ces deux phénomènes permet d'obtenir des modélisations plus réalistes des phénomènes et des données quantitatives particulièrement en ce qui concerne la longueur d'ancrage. Pour aborder le fonctionnement en service de ces joints collés, ces phénomènes non-linéaires doivent être compris et modélisés au mieux pour pouvoir ensuite s'intéresser de plus près à l'évolution du joint.

Pour le cas du joint à simple recouvrement, l'endommagement du béton ou de la couche de colle pour le cas du collage sur acier permet de comprendre le processus progressif de fissuration et la présence d'un palier en effort. La longueur de ce palier permet de déterminer la longueur d'ancrage, mais les limites entre les différentes étapes sont encore difficiles à déterminer. Pour le cas des joints à double recouvrement, la prise en compte de la plasticité permet d'obtenir une donnée quantitative en terme de longueur d'ancrage avec l'existence d'une longueur de plateau plastique critique. Celle-ci semble dépendre des adhérents, et n'est peut-être pas le critère de rupture le plus adapté ; mais il constitue pour un cas particulier un outil de dimensionnement à prendre en compte puisqu'il influence directement la valeur de la longueur de recouvrement. Enfin, il a été montré que la plasticité de la couche de colle engendre des phénomènes de précontrainte. Le déchargement d'un joint collé dont une partie a plastifié ne permet pas de retourner à la position d'origine, et l'histoire du chargement est inscrite dans le joint de colle. Outre cet aspect qui pourrait être utilisé pour le suivi d'une structure, ce phénomène engendre un vieillissement sous fatigue des matériaux. Ce dernier aspect doit donc être étudié pour s'assurer de la durabilité des assemblages réalisés.

On retiendra que pour les deux phénomènes non-linéaires étudiés différents modèles de détermination des champs de contrainte ont à chaque fois été utilisés, ceux-ci étant de nature analytique et numérique. Les modèles analytiques sont en effet souvent moins précis, mais plus simples à mettre en oeuvre et par conséquent sont plus adaptés à la définition de méthodes de conception. Les méthodes numériques permettent cependant de vérifier les prédictions de ces modèles et de pouvoir prendre en compte d'autres éléments dans le cas de joints particuliers. Les deux méthodes ne sont pas concurrentes mais doivent bien être vues comme complémentaires dans le cadre d'un travail de conception et de dimensionnement.

L'aspect du joint classique à recouvrement a été longuement étudié et nous disposons d'outils plus précis pour aborder le transfert des efforts. Cette étude ayant pour objectif de concevoir un ancrage collé, la prochaine partie va s'attacher à étudier l'optimisation de ce transfert. Les outils décrits ici seront repris, et après s'être inspiré de divers travaux, une configuration plus particulière sera étudiée.

Troisième partie

Optimisation du transfert des efforts

Chapitre 5

Optimisation du transfert des efforts : retour sur les études existantes

Sommaire

5.1	Travaux sur l'influence des conditions de bord	118
5.1.1	Bourrelet de colle	118
5.1.2	Profilage des adhérents	119
5.2	Travaux sur l'optimisation du transfert des efforts	119
5.2.1	Notion de graded modulus materials pour limiter les sauts de module	120
5.2.2	Optimisation par modification des épaisseurs	120
5.2.3	Exemples de réalisation d'ancrages par collage optimisés	125
5.3	Travaux sur la caractérisation de l'adhésif	126
5.3.1	Rappels sur les deux critères de Von Mises et de Drucker Prager	126
5.3.2	Description des différents essais sur adhésif à l'état massique réalisés	128
5.3.3	Résultats et définition d'un critère de rupture pour une colle époxy de type élastique fragile, et d'un domaine élastique pour une colle époxy de type élasto-plastique	131
5.3.4	Essais sur adhésifs en joints minces	132
5.4	Conclusion	135

Au vu des parties précédentes, il apparaît clairement que la création de phénomènes de concentration de contraintes associées à la technique du collage réduit l'efficacité de la méthode. Bien qu'elle ne soit pas du même ordre de grandeur que celle induite par les méthodes d'assemblage plus classique dans le domaine du génie civil (le boulonnage par exemple), la réduction de celle-ci est un domaine important de la conception aujourd'hui. On a pu constater dans les parties précédentes que l'efficacité du collage pouvait être améliorée en équilibrant le joint, ou en utilisant des colles élasto-plastiques qui permettent d'augmenter la longueur d'ancrage, longueur réellement utile pour le transfert des efforts. Mais, il existe aussi d'autres méthodes de réduction de ces surcontraintes, ou d'atténuation de leur effet.

Ce chapitre est dédié à la présentation de ces méthodes. Dans une première partie, les différents travaux réalisés sur l'influence des conditions de bord seront présentés. L'influence de la présence du bourrelet de colle abordée brièvement précédemment a fait l'objet d'une partie de ces travaux. Ensuite, des travaux plus généraux sur le transfert global des effort seront présentés. Enfin, nous ouvrirons cette partie à une nouvelle réflexion moins abordée dans le domaine scientifique portant sur les résultats d'essais de caractérisation menés sur les adhésifs. Ce dernier aspect est inclus dans cette partie appelée optimisation car il permet, à notre avis, de porter un regard différent et complémentaire sur l'amélioration des capacités des joints collés.

5.1 Travaux sur l'influence des conditions de bord

Comme il l'a été montré dans les parties précédentes, les concentrations ont lieu aux extrémités du joint de colle. Il est donc naturel de penser tout d'abord à travailler sur ces conditions de bord pour réduire celles-ci. Les premières réflexions ont porté sur la modélisation du bourrelet de colle qui bien qu'existant dans tous les cas n'était pas pris en considération dans les premières modélisations. La seconde réflexion a porté sur la raideur des adhérents et sa diminution aux extrémités.

5.1.1 Bourrelet de colle

L'influence du bourrelet de colle a été largement étudiée par [Adams and Peppiatt \(1974\)](#). Les auteurs ont montré que celui-ci réduisait les pics de surcontrainte au bord du joint, mais qu'il était bien souvent, du fait de l'existence de contraintes de traction importantes, le lieu d'initiation privilégié de la rupture. Expérimentalement, la corrélation avec les études numériques menées a été faite dans [Tsai and Morton \(1995\)](#). Une figure de cette étude est reprise en figure 5.1. Il s'agit de franges de Moiré représentant les champs de déformations du joint. On remarque bien que les variations en déformation sont moins brusques lorsqu'un bourrelet de colle est présent.

Dans [Belingardi et al. \(2002\)](#), il est conseillé de faire en sorte que le bourrelet de colle recouvre le côté entier de l'adhérent comme en figure 5.1-b. L'étude adopte une hypothèse de bord droit du bourrelet, et l'angle optimal est déterminé égal à 45 degrés. Dans [Lang and Mallick \(1998\)](#), les auteurs se sont intéressés à toutes les formes possibles de bourrelet de colle. La forme elliptique y est déterminée comme optimale et il est noté que la présence du bourrelet de colle diminue davantage la contrainte d'arrachement que la contrainte de cisaillement. Plus récemment, [Andreassi et al. \(2007\)](#) se sont intéressés à la fois à la modélisation de la formation

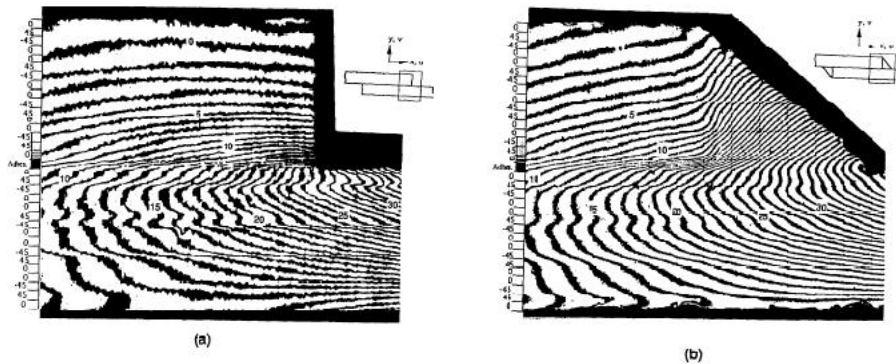


FIG. 5.1: Observations de Moiré de l'extrémité d'un joint soumis à du cisaillement a) pour un cas ne présentant pas de bourrelet de colle b) pour un cas présentant un bourrelet de colle [Tsai and Morton \(1995\)](#)

de ce bourrelet de colle par des aspects de mécanique des fluides, et à l'influence du bourrelet formé sur les champs de contrainte. Une réduction de la contrainte maximale de 20% est observée lorsque le bourrelet est de forme elliptique.

5.1.2 Profilage des adhérents

Une autre idée pour réduire les effets de bord consiste à réduire la raideur des adhérents en diminuant leur épaisseur en extrémité. Bien souvent, cette technique est associée au bourrelet de colle et des études numériques permettent ensuite d'évaluer les réductions de contrainte permises. Ainsi, l'utilisation d'un chanfrein des adhérents est recommandée dans [Belingardi et al. \(2002\)](#) et [Deng and Lee \(2008\)](#). Dans cette dernière étude, l'étude s'intéresse au renforcement de poutres métalliques par matériaux composites. Il y est noté que la présence du bourrelet de colle a plus d'influence sur la contrainte d'arrachement alors que le chanfrein permet quant à lui de réduire la surcontrainte de cisaillement. Un bon résumé de ces techniques associant bourrelet de colle et chanfrein des adhérents est reprise dans [DaSilva and Adams \(2007b\)](#).

Dans [Vallee and Keller \(2006\)](#), une étude de l'influence du chanfrein des adhérents est également menée, mais bien que la réduction des contraintes soit numériquement prouvée, on remarque que celle-ci ne se traduit pas par une augmentation de la capacité des joints réalisés. Les auteurs associent ce phénomène à la réduction de la résistance des matériaux composites en jeu, et à des effets d'échelle. On peut également mettre en cause le comportement de l'adhésif qui peut comporter une forme de plasticité et donc ne pas suivre les théories élastiques utilisées dans les diverses études abordées.

5.2 Travaux sur l'optimisation du transfert des efforts

Dans le cas élastique, en introduisant une dépendance de certains paramètres du joint en fonction de l'abscisse, on peut déterminer une géométrie optimale pour laquelle le champ de cisaillement obtenu est constant. Ceci a fait l'objet de plusieurs études s'appuyant sur des théories

analytiques simples ou des modélisations éléments finis plus complexes. L'optimisation consiste en fait à adoucir les concentrations de contraintes en jouant sur la raideur des éléments à assembler. Celle-ci doit évoluer le long du recouvrement et pour être efficace les adhérents doivent être plus souples aux extrémités du joint. On conçoit alors aisément qu'il existe deux possibilités principales pour jouer sur cette raideur : on peut étudier l'utilisation de matériaux à propriétés mécaniques variables, ou des adhérents à épaisseur variable.

5.2.1 Notion de graded modulus materials pour limiter les sauts de module

Les propriétés des adhérents, mais aussi celles de la colle peuvent faire l'objet d'investigations pour réduire les phénomènes de surcontraintes observés. De manière simple, deux adhésifs ayant des comportements différents peuvent ainsi être utilisés dans un même joint de colle pour adoucir les surcontraintes.

Propriétés des adhérents

L'utilisation de matériaux à propriétés mécaniques graduées dans les joints collés a été étudiée dans [Apalak and Gunes \(2005\)](#) et dans [Boss et al. \(2003\)](#). Il est à noter que la graduation des propriétés des adhérents peut être effectuée le long de la longueur de recouvrement, mais aussi dans leur épaisseur. On notera que cette notion avait été observée dans la partie précédente, dans laquelle une amélioration de la capacité des joints à double recouvrement avec adhérents pultrudés à fibre de verre avait été notée grâce à la présence d'une couche de plus faible raideur appelée "mat" entre l'adhésif et l'uni-directionnel. Un inconvénient de cette approche reste cependant la difficulté de réalisation de tels matériaux.

Propriétés du joint de colle

D'autres auteurs ont quand à eux décidé de travailler sur les propriétés de la couche de colle. Plus particulièrement, il a été vérifié dans [Fitton and Broughton \(2005\)](#) et [Pires et al. \(2003\)](#) que la présence d'une colle plus souple aux extrémités permet de réduire les valeurs des contraintes maximales. Bien entendu des méthodes de conception adaptée doivent être utilisées pour décider des longueurs à adopter pour chacun des adhésifs. Plus récemment, deux adhésifs ont également été utilisés dans un même joint pour lui conférer une résistance suffisante sous différentes températures dans [DaSilva and Adams \(2007a\)](#). L'optimisation a dans ce cas porté sur la prise en compte d'un paramètre additionnel, en l'occurrence la température, et ceci semble apporter un champ de réflexion nouveau aux solutions d'assemblages collés.

5.2.2 Optimisation par modification des épaisseurs

Outre le comportement mécanique des matériaux mis en jeu, la raideur est affectée par le jeu relatif des épaisseurs du joint collé. Plusieurs auteurs se sont intéressés à ce point qui s'appuie non plus sur une réalisation de matériaux gradués, mais sur l'usinage des adhérents pour faire évoluer le long du recouvrement l'épaisseur de l'adhérent et/ou l'épaisseur du joint de colle. Dans [Maravegias and Triantafillou \(1996\)](#), les auteurs travaillent sur l'usinage de l'adhérent acier dans le cas d'un collage acier/composite. Il y est démontré que la forme de l'adhérent a

une influence sur le champ de cisaillement du joint réalisé. Malheureusement, les profils choisis le sont de manière aléatoires, et aucune méthode d'optimisation n'est utilisée. Une telle méthode est utilisée dans [Kaye and Heller \(2005\)](#). Celle-ci est implémentée à un calcul de type éléments finis et dans les cas étudiés, à la fois l'épaisseur de l'adhérent et l'épaisseur du joint de colle peuvent évoluer.

Nous allons ici nous intéresser de plus près aux méthodes d'optimisation basées sur les théories analytiques plus simples. Celles-ci ont été développées dans [Adams et al. \(1973\)](#), puis dans [Hadj-Ahmed et al. \(2001b\)](#). Elles reposent sur les équations du modèle analytique de [Volkersen \(1938\)](#) avec des épaisseurs d'adhérents dépendant de l'abscisse le long du recouvrement.

On utilise l'équation déterminée à partir de la relation de Hooke selon la théorie de [Volkersen \(1938\)](#) (equation 5.1) en y introduisant une dépendance de l'épaisseur de la colle selon l'abscisse. On souhaite obtenir un joint à cisaillement constant. Alors, le cisaillement et les efforts axiaux peuvent s'exprimer facilement en fonction de ce cisaillement constant τ_{cst} et des épaisseurs des adhérents qui dépendent également de l'abscisse. On obtient l'équation 5.2. On obtient ainsi l'équation différentielle qu'il faut résoudre pour obtenir un cisaillement constant le long du joint (equation 5.3).

$$\frac{d(\tau_{13}^c(x)e_c(x))}{dx} = G_c \cdot \left(\frac{\sigma_{11}^2(x)}{E_2} - \frac{\sigma_{11}^1(x)}{E_1} \right) \quad (5.1)$$

$$\frac{d(\tau_{cst}e_c(x))}{dx} = G_c \cdot \left(\frac{\tau_{cst}x}{e_2(x)E_2} - \frac{\tau_{cst}(L-x)}{e_1(x)E_1} \right) \quad (5.2)$$

$$\frac{d(e_c(x))}{dx} = G_c \cdot \left(\frac{x}{e_2(x)E_2} - \frac{(L-x)}{e_1(x)E_1} \right) \quad (5.3)$$

Dans la suite de ce paragraphe, cette équation va être résolue pour certains cas particuliers. Il a été décidé de ne retenir que les solutions envisageables dans le cas de joints à double recouvrement, pour lesquels la contrainte d'arrachement est faible.

Cas où l'épaisseur du joint de colle est constante le long du joint

Si on considère un joint pour lequel la couche de colle a une épaisseur constante, l'équation différentielle donne une relation simple entre les épaisseurs des deux adhérents (equation 5.4). Cette équation ne permet pas d'obtenir des joints réalisables puisque les conditions aux limites tendent vers l'infini. On retiendra cependant que dans le cas où un des deux adhérents a une épaisseur constante, l'autre doit avoir une forme en $\frac{1}{x}$ ce qui correspond bien aux remarques formulées dans [Maravegias and Triantafillou \(1996\)](#).

$$e_1(x) = \frac{E_2}{E_1} \left(\frac{L}{x} - 1 \right) e_2(x) \quad (5.4)$$

Cas où l'épaisseur totale du joint est constante

Dans ce cas, on a une seconde équation différentielle qui permet de réduire le nombre d'inconnues. L'équation à résoudre devient alors l'équation 5.5.

$$\frac{d(e_1(x) + e_2(x))}{dx} = -G_c \cdot \left(\frac{x}{e_2(x)E_2} - \frac{(L-x)}{e_1(x)E_1} \right) \quad (5.5)$$

Changement d'épaisseur des deux adhérents, [Adams et al. \(1973\)](#) L'optimisation d'Adams concerne un joint équilibré et porte sur l'usinage des deux adhérents. Sur la première moitié du joint, seul l'adhérent 1 est usiné et donc seuls e_1 et e_c évoluent. Sur la seconde moitié du joint, seuls e_2 et e_c évoluent. Le joint obtenu est donc antisymétrique, et l'équation régissant le profil est obtenu par la résolution de l'équation différentielle 5.5 en prenant en compte soit e_1 constant ou e_2 constant de part et d'autre du joint. Le joint obtenu contient deux chanfreins de part et d'autres du joint, et justifie l'amélioration observée précédemment par cette technique.

Changement d'épaisseur d'un seul adhérent, [Hadj-Ahmed et al. \(2001b\)](#) On peut également se placer dans un cas plus général et considérer que l'usinage ne sera effectué que sur l'un des deux adhérents. Alors, l'équation à résoudre devient l'équation 5.6 (e_2 est constante).

$$\frac{d(e_1(x))}{dx} = -G_c \cdot \left(\frac{x}{e_2E_2} - \frac{(L-x)}{e_1(x)E_1} \right) \quad (5.6)$$

La résolution de cette équation est faite conformément au travail de [Hadj-Ahmed \(1999\)](#) selon la méthode itérative de Runge-Kutta d'ordre 4. On obtient des résultats conduisant à une géométrie du type de celle décrite en figure 5.2. Bien entendu, cette géométrie dépend des propriétés des matériaux et de la géométrie, mais on remarque que la procédure ne fonctionne que dans le cas de longueurs de recouvrement suffisamment faibles. Si la longueur de recouvrement est trop importante, la solution de l'équation conduit à des valeurs d'épaisseur négatives ce qui n'est bien entendu pas réaliste. Un autre aspect important à prendre en compte est la valeur maximale de l'épaisseur de colle. Celle-ci ne doit en effet pas être trop importante, car plus elle est élevée et plus le risque de présence de défauts ou de phénomènes liés aux effets d'échelle l'est également.

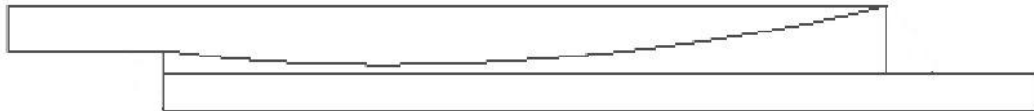


FIG. 5.2: Schéma d'un joint optimisé selon la méthode développée dans [Hadj-Ahmed et al. \(2001b\)](#)

Une étude a été menée sur un joint à double recouvrement à adhérents acier. Les propriétés considérées pour les adhérents sont un module d'Young de 210 GPa, et une épaisseur initiale de 5 mm. Le module de cisaillement de la colle est considéré égal à 2000 MPa, et la longueur de recouvrement égale à 40 mm. L'épaisseur de colle minimale choisie est de 0.25 mm. L'objectif de l'étude consistait à valider le dimensionnement proposé par la méthode de [Hadj-Ahmed \(1999\)](#) par deux outils éléments finis : un modèle classique en déformation plane sous Abaqus, et un modèle M4 sous le logiciel MPFEAP déjà mentionné dans les paragraphes 2.2.2 et 4.2.2. Deux joints ont donc été calculés : l'un optimisé et l'autre non, et les profils de cisaillement ont été déterminés pour chacun des cas. Pour pouvoir utiliser un maillage relativement lâche et équilibré, il a été décidé d'approcher le profil optimisé par un profil approché en "escalier" (figure 5.3).

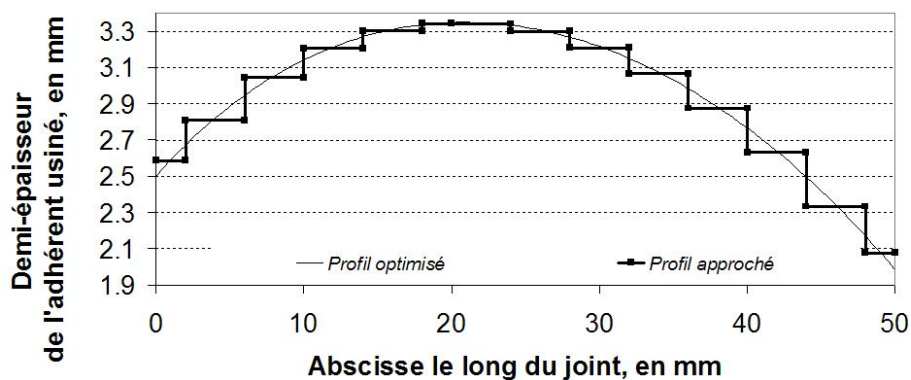


FIG. 5.3: Profil de l'épaisseur optimisée et profil approché adopté pour les calculs éléments finis

Il est à noter que dans le cas du calcul sous Abaqus, une hypothèse 2D a été adoptée pour réduire le coût en maillage. En effet, la taille du maillage a été choisie en fonction de la valeur minimale de l'épaisseur du joint de colle de manière à obtenir 4 éléments au minimum dans son épaisseur. Une partie du maillage adopté est représenté en figure 5.4. Dans le cas du logiciel MPFEAP, une seule maille est présente dans l'épaisseur. La troisième dimension (la largeur) a donc pu être prise en compte dans ce cas car le modèle est moins coûteux en maillage. Le maillage d'une plaque est également représenté en figure 5.4.

On a pu ensuite comparer les résultats en terme de profils de contrainte de cisaillement. Dans le cas d'Abaqus, la contrainte considérée est celle présente au milieu du joint de colle. Dans le cas de MPFEAP, les valeurs représentées sont celles des deux interfaces. Un travail identique a été fait pour le même joint non optimisé avec une épaisseur de colle de 0.25 mm. Les résultats pour les deux joints sont donnés en figure 5.5.

Comme on le voit en figure 5.5, la méthode proposée permet bien de réduire considérablement les phénomènes de surcontrainte dans le joint de colle. Même en adoptant un profil approché en "escalier", la réduction reste importante. En outre, les deux modèles développés donnent des résultats très proches, malgré un maillage beaucoup moins important pour MPFEAP que pour Abaqus. Le travail proposé dans [Hadj-Ahmed et al. \(2001b\)](#) reste donc une piste intéressante de réflexion sur l'optimisation des ancrages. Le travail réalisé dans cette étude porte cependant sur un autre aspect qui sera développé à la fin de ce chapitre.

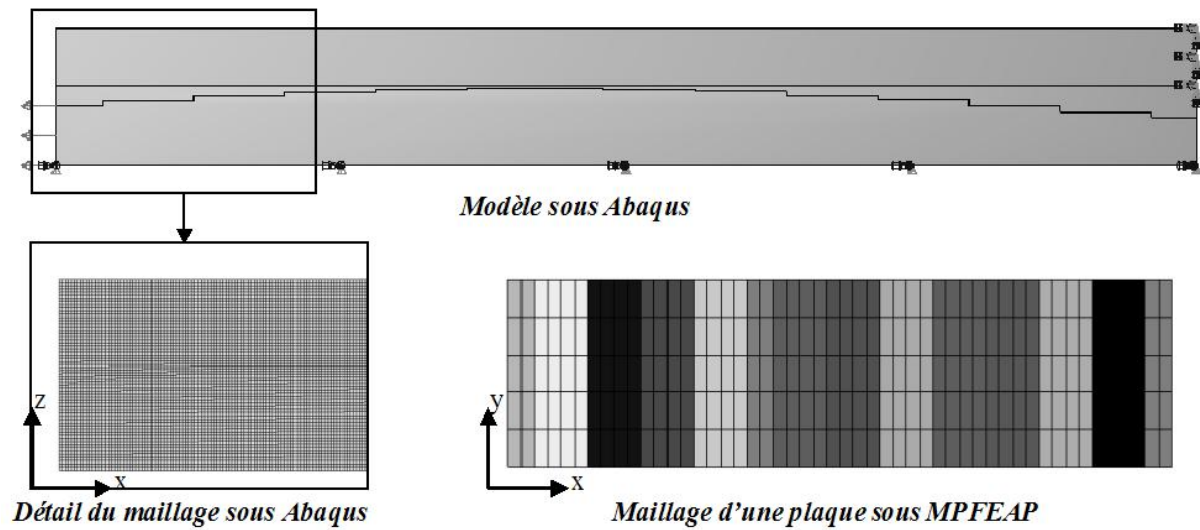


FIG. 5.4: Détail des maillages respectifs sous les logiciels Abaqus et MPFEAP pour le calcul du joint optimisé

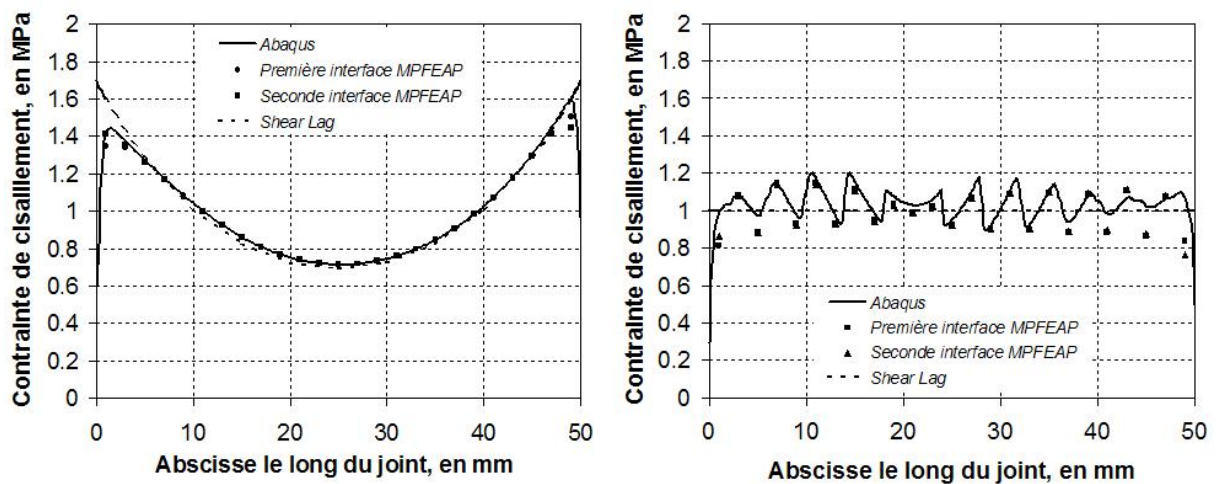


FIG. 5.5: Profils de cisaillement pour un même effort appliqué pour un joint à double recouvrement non optimisé à gauche, et un joint à double recouvrement selon [Hadj-Ahmed et al. \(2001b\)](#) à droite selon le Shear Lag, et des modèles éléments finis réalisés sous Abaqus et MPFEAP

5.2.3 Exemples de réalisation d'ancrages par collage optimisés

Quelques ancres ont été réalisés sur les principes énoncés et sont présentés ici. Le premier brevet présenté a été déposé par U. Meier, un des pionniers dans le domaine de l'utilisation des matériaux composites en génie civil. Le second a été développé à l'UR Navier au LAMI par J.F. Caron et G. Foret. Ces exemples illustrent bien l'utilité des notions présentées ci-dessus, et l'existence de brevets sur cette technologie dans le domaine du génie civil conforte la position du collage comme alternative légitime à d'autres techniques d'assemblage.

Joint à adhérents à module gradué, [Meier et al. \(1994\)](#)

Le schéma de principe de l'ancre est représenté en figure 5.6. Il repose sur la réduction des surcontraintes par l'effet de graduation du module des adhérents déjà abordé précédemment. Dans la solution proposée, seuls trois modules différents sont utilisés, mais l'influence sur le champ de cisaillement est nette (figure 5.6).

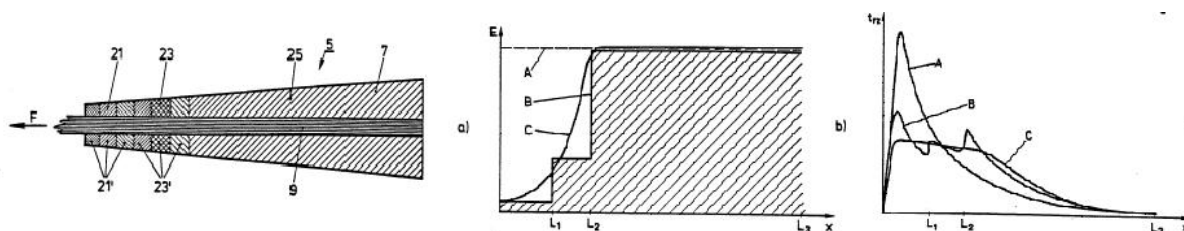


FIG. 5.6: a) Schéma de l'ancre ; b) Répartition des modules des adhérents le long du recouvrement ; c) Profils de cisaillement sans changement de module (A), avec un changement de module linéaire (C), avec un changement de module par sauts (B) ; de [Meier et al. \(1994\)](#)

Joint précontraint du LAMI, [Caron and Foret \(1991\)](#)

Le principe proposé par le LAMI est différent et représenté en figure 5.7. Il repose sur la mise en précontrainte du joint de colle par cisaillement inverse. Ceci est fait via une vis associée à l'un des deux adhérents. Cet ancrage a été développé dans le cadre d'essais de traction de barres en composite pour éviter une rupture au niveau des extrémités, mais le principe pourrait bien entendu être appliqué pour des réalisations d'ancre.

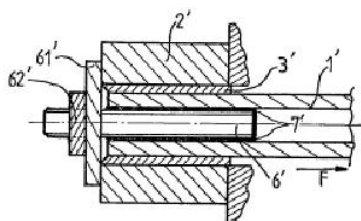


FIG. 5.7: Schéma de l'ancre optimisé développé au LAMI ; de [Caron and Foret \(1991\)](#)

5.3 Travaux sur la caractérisation de l'adhésif

Il peut paraître étrange d'insérer une partie concernant la caractérisation de l'adhésif à ce chapitre concernant l'optimisation du transfert des efforts. En fait, en s'intéressant de plus près aux caractéristiques mécaniques de la colle, on remarque qu'il existe des particularités intéressantes des adhésifs que l'on peut prendre en compte lors de la conception des joints collés. Le souci de la conception sera étudié dans le chapitre suivant ; nous relevons ici les concepts importants et nous détaillons les essais de caractérisation qui nous ont permis d'arriver à nos conclusions. Dans un premier temps, un bref rappel sera développé sur deux critères classiques de rupture ou de plasticité utilisés en mécanique : les critères de Von Mises et de Drucker-Prager. Puis, des essais sur adhésifs à l'état massique seront présentés et exploités en s'attachant à déterminer le critère le plus pertinent au vu des résultats. Une dernière partie présentera un essai sur adhésif en joint mince développé pour vérifier qualitativement les phénomènes escomptés.

5.3.1 Rappels sur les deux critères de Von Mises et de Drucker Prager

Classiquement, on décompose le champ de contrainte en deux parties (Yu et al. (2006)) : la contrainte hydrostatique et la contrainte déviatorique que nous allons considérer égale à la contrainte de Von Mises dans notre cas. L'expression de la contrainte hydrostatique donnée par l'équation 5.7 ne dépend pas des contraintes de cisaillement. L'équation de Von Mises, elle, dépend des contraintes de cisaillement et dans le cas d'un cisaillement pur, on remarquera que seule la contrainte de Von Mises n'est pas nulle (Equation 5.8).

$$p = -\frac{\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}}{3} \quad (5.7)$$

$$q = \sqrt{\frac{1}{2}((\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2) + 3\sigma_{12}^2 + 3\sigma_{13}^2 + 3\sigma_{23}^2} \quad (5.8)$$

Ces deux contraintes permettent de définir des domaines d'élasticité ou de rupture dans le plan p-q. En addition à ce critère de plasticité, il est utile de définir une loi d'écoulement qui régit la façon dont se déforme le matériau après plastification. Ceci est nécessaire puisque la contrainte et la déformation ne sont alors plus reliées. Il existe deux principaux types de lois d'écoulement : les lois d'écoulement associées pour lesquelles la direction d'écoulement est normale au critère de plasticité, et les lois d'écoulement non associées pour lesquelles un critère d'écoulement additionnel doit être formulé. On ne considérera pas ici pour des soucis de clarté les phénomènes d'écrouissage.

Présentation du critère de type Von Mises

Dans le cas d'un critère de Von Mises, le domaine d'élasticité est défini par la valeur de la contrainte de Von Mises. Celle-ci est comparée à une valeur critique, limite élastique, qui peut être obtenue soit par un essai de traction ou par un essai de compression. Dans le cas des métaux, ces deux contraintes limites (traction et compression) sont identiques et on utilise par

conséquent bien souvent les résultats d'un essai de traction simple pour décrire le comportement du matériau. L'expression du critère F_{VM} est donnée en équation 5.9.

$$F_{VM} = q - \sigma_{lim} = 0 \quad (5.9)$$

La représentation du critère est donnée en figure 5.8. On remarque que celui-ci ne dépend pas de la contrainte hydrostatique p . Dans le cas d'un cisaillement pur, on peut déterminer la valeur limite en fonction de la contrainte limite en traction : $\tau_{lim} = \frac{\sigma_{lim}}{\sqrt{3}}$. La loi d'écoulement considérée est une loi associée, et celui-ci est donc caractérisé par un critère équivalent en déformation.

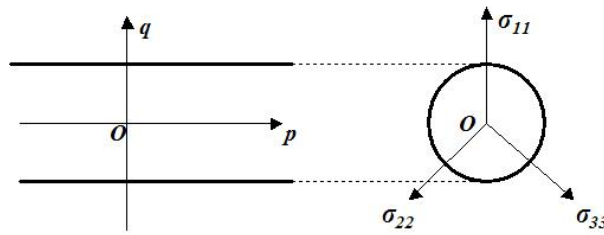


FIG. 5.8: Représentation du critère de Von Mises dans le plan p-q et de sa projection sur le plan déviatorique

Présentation du critère de type Drucker-Prager

Pour un critère de type Drucker-Prager, la dépendance en fonction de la pression hydrostatique est prise en compte, et un second paramètre caractéristique du matériau doit être défini. On définit ainsi la cohésion d qui correspond à la contrainte de cisaillement limite dans le cas d'un cisaillement pur, et l'angle de cohésion ϕ qui est relatif à l'importance de l'influence de la pression hydrostatique. Le critère F_{DP} s'exprime par l'équation 5.10.

$$F_{DP} = q - (p \tan(\phi) + d) = 0 \quad (5.10)$$

La représentation du critère est donnée en figure 5.9. On remarque que le critère dans l'espace n'est plus un cylindre, mais un cône, et que la présence d'une pression hydrostatique positive permet d'augmenter le domaine élastique dans le plan déviatorique. Dans ce cas, nous avons utilisé une loi d'écoulement associée conformément au modèle utilisé dans le code aux éléments finis Abaqus. L'écoulement est donc défini par une loi identique à celle qui régit la limite du domaine élastique. On notera que nous ne nous sommes intéressés ici qu'au critère de Drucker-Prager dit "linéaire". Il existe deux variantes de ce critère dites "exponentiel" et "hyperbolique" qui permettent de s'affranchir de la singularité du cône en traction pure. Ces critères ne seront pas utilisés dans la suite de cette étude mais peuvent constituer des perspectives de réflexion.

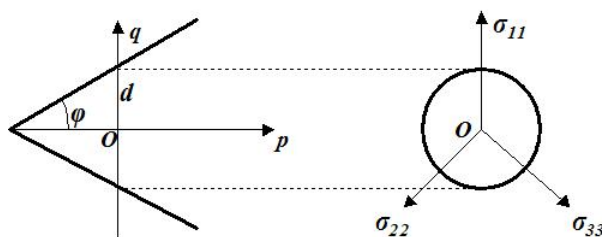


FIG. 5.9: Représentation du critère de Drucker Prager dans le plan p - q et de sa projection sur le plan déviatorique

5.3.2 Description des différents essais sur adhésif à l'état massique réalisés

Pour mesurer l'influence de la pression hydrostatique sur les propriétés de l'adhésif et donc conclure sur le type de critère qu'il convient d'adopter pour les adhésifs étudiés dans ce rapport, il a été décidé de mener différents essais de caractérisation dont les configurations mènent à des états de pression hydrostatique différents.

Comme relevé dans le premier chapitre de cette étude, deux types d'essais principaux existent : les essais sur adhésif à l'état massique, et ceux effectués sur adhésif en joint mince. Dans le cas du génie civil, l'épaisseur du joint collé est relativement élevée en comparaison des joints rencontrés dans d'autres domaines comme l'aéronautique par exemple. La différence de comportement doit donc en conséquence être moindre, et nous avons donc porté la majorité de nos efforts sur des essais sur adhésifs à l'état massique. Des essais sur adhésif en joint mince seront toutefois présentés à la fin de ce chapitre.

Le plus commun des essais sur matériau à l'état massique est l'essai de traction simple. Pour des raisons développées par la suite, deux autres essais ont également été utilisés : des essais de compression simple sur cylindres et des essais brésiliens. La caractérisation a porté sur deux adhésifs différents tout comme dans le chapitre 3 : un à comportement fragile, et un à comportement plus ductile. En ce qui concerne l'adhésif ductile, on utilise de nouveau dans cette partie la DP 460. Pour ce qui est de l'adhésif fragile, on étudie la Sikadur 330 colle qui est utilisée pour des opérations de renforcement en génie civil par tissus imprégnés in situ.

Essai de traction simple

L'essai de traction simple a été décrit en amont et ne sera donc pas plus longuement décrit ici. On retrouve les deux comportements : un comportement élastique fragile pour la Sikadur 330, et un comportement élasto-plastique pour la DP 460 avec une forte ductilité (figure 5.10). On notera que les échelles des abscisses de la figure 5.10 sont très différentes. La rupture dans le cas de la colle élasto-plastique se produit après une déformation très importante et on assiste à une striction importante de l'éprouvette. Ceci conduit à une réduction de la section et donc à une modification de la contrainte.

L'essai de traction simple permet dans le cas de la colle élastique d'avoir accès directement à la capacité en traction, et dans le cas de la colle élasto-plastique d'avoir accès à la contrainte de limite de plasticité.

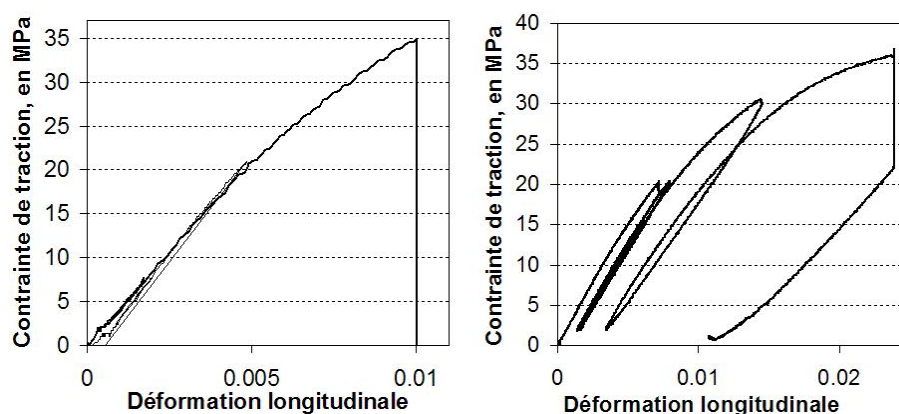


FIG. 5.10: Résultats des essais de traction pour la Sikadur 330 à gauche et la DP460 à droite

Essai de compression simple

Les essais de compression simple ont été effectués sur des éprouvettes cylindriques ayant un élancement identique aux éprouvettes de béton communément utilisées dans le domaine du génie civil (environ 2) ; l'élancement correspond au rapport entre diamètre et hauteur. Les cylindres étudiés ont un diamètre de 11.3 mm et une hauteur moyenne de 20 mm. La capacité en compression pour les deux adhésifs est prise égale à la contrainte maximale en compression. Pour cet essai, les comportements en terme de relation effort/déplacement sont très proches (figure 5.11). Lorsqu'on s'intéresse de plus près aux échantillons, on observe des caractéristiques très différentes. Les échantillons de colle élasto-plastique sont déformés après atteinte du plateau, mais les échantillons de colle élastique présentent une zone fissurée voire endommagée (figure 5.12). Néanmoins, les deux colles ont des comportements de charge/décharge assez proches (figure 5.11).

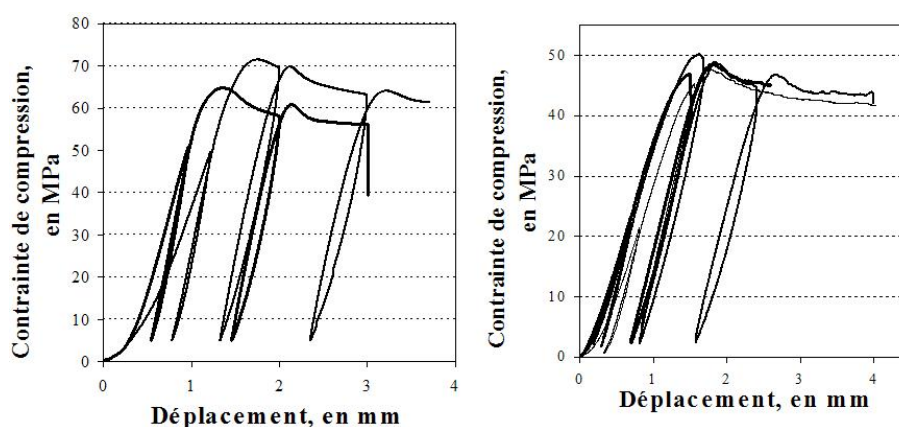


FIG. 5.11: Résultats des essais de compression de colle pour la Sikadur 330 à gauche et la DP460 à droite

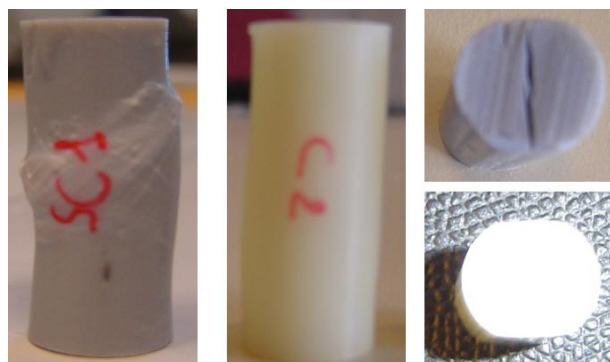


FIG. 5.12: De gauche à droite, et de bas en haut, échantillon d'Etancol 492 après essai de compression ; échantillon de DP460 après essai de compression ; échantillon d'Etancol 492 après essai brésilien ; échantillon de DP460 après essai brésilien

Essai Brésilien

Comme pour l'essai de compression simple, les essais brésiliens réalisés sur les adhésifs sont fortement inspirés des essais réalisés sur le béton. Les dimensions des éprouvettes utilisées sont les mêmes que celles des essais de compression. Pour cet essai, deux comportements très différents sont observés (figure 5.13). Pour l'Etancol 492, la rupture est fragile et située dans le plan d'application de l'effort. Pour la DP460, la rupture est ductile, et on assiste à un écrasement local des zones d'applications des efforts (figure 5.12). Cet écrasement conduit à une augmentation artificielle de l'effort supporté par l'échantillon. On ne retiendra comme valeur reflétant la capacité que celle pour laquelle le premier plateau est atteint.

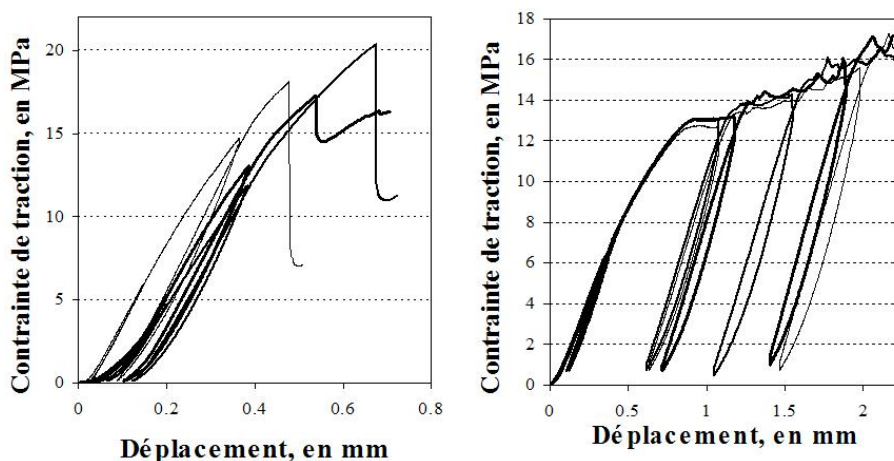


FIG. 5.13: Résultats des essais de traction par fendage de la colle pour la Sikadur 330 à gauche et la DP460 à droite

5.3.3 Résultats et définition d'un critère de rupture pour une colle époxy de type élastique fragile, et d'un domaine élastique pour une colle époxy de type élasto-plastique

L'idée d'utiliser ces trois essais découle d'un travail effectué sur la caractérisation de matériaux de type céramique. En s'intéressant plus particulièrement aux travaux décrits dans [Wang \(2007\)](#), on remarque que pour caractériser un modèle s'appuyant sur une dépendance de la pression hydrostatique les trois essais menés précédemment peuvent donner des informations intéressantes voire suffisantes. La dépendance du comportement des adhésifs à la pression hydrostatique n'est pas une idée nouvelle et a déjà été abordée pour un adhésif particulier dans [Dean et al. \(2004\)](#). Il s'agit ici de vérifier celle-ci pour nos adhésifs respectifs que ce soit dans le cadre d'un critère de rupture pour un adhésif fragile, ou d'un critère de plasticité pour un adhésif à comportement ductile.

A partir des efforts déterminés expérimentalement pour les deux adhésifs, on peut calculer les couples contrainte de Von Mises/pression hydrostatique correspondants et les situer dans un graphique (on notera que le mode de détermination conduit forcément à situer les points expérimentaux sur une même droite passant par l'origine et différente pour chacun des trois essais). Les relations entre capacité en traction σ_t , en compression σ_c ou en essai brésilien σ_b et contrainte de Von Mises et pression hydrostatique sont données dans le tableau 5.1. On notera que D correspond au diamètre des éprouvettes cylindriques, que L correspond à la hauteur de ces mêmes éprouvettes, que P correspond à la capacité en effort, et que A correspond à la section médiane des haltères utilisées pour l'essai de traction.

	Résultat	Pression hydrostatique	Contrainte de Von Mises
Essai Brésilien	$\sigma_b = \frac{2P}{\pi DL}$	$\frac{2}{3}\sigma_b$	$\sqrt{13}\sigma_b$
Compression simple	$\sigma_c = \frac{P}{\pi \frac{D^2}{4}}$	$\frac{1}{3}\sigma_c$	σ_c
Traction simple	$\sigma_t = \frac{P}{A}$	$-\frac{1}{3}\sigma_t$	σ_t

TAB. 5.1: Relations entre résultats expérimentaux et contraintes de Von Mises et hydrostatique

A partir des données expérimentales, les résultats pour les adhésifs Sikadur 330 et DP 460 ont été tracés en figure 5.14. Grâce aux données de la fiche technique de l'Etancol 492, les résultats pour cet adhésif ont également été ajoutés. On remarque que pour les trois adhésifs une augmentation de la pression hydrostatique conduit à une augmentation de la contrainte de Von Mises critique pour la rupture ou la plasticité dans le cas de la DP 460. Ceci signifie plus concrètement que le cisaillement maximum est fortement dépendant de la contrainte hydrostatique et qu'il ne répond pas aux hypothèses strictes d'un critère de type Von Mises, mais que l'utilisation d'un autre critère est nécessaire comme celui de Drucker-Prager par exemple. Dans la figure 5.14, ceci correspond à l'obtention d'une droite ayant une pente significativement non nulle. Cette contrainte hydrostatique peut être désavantageuse lorsqu'elle est négative : c'est le cas du joint à simple recouvrement pour lequel des contraintes d'arrachement peuvent être présentes aux extrémités du joint, mais elle peut être aussi avantageuse dans la mesure où une composante de compression est ajoutée au joint. On peut penser en premier lieu à l'ajout de systèmes de frettages aux joints réalisés. Nous avons choisi de nous pencher sur une géométrie qui permet

par nature d'assurer l'existence de cette composante de compression. Celle-ci sera étudiée dans le chapitre suivant.

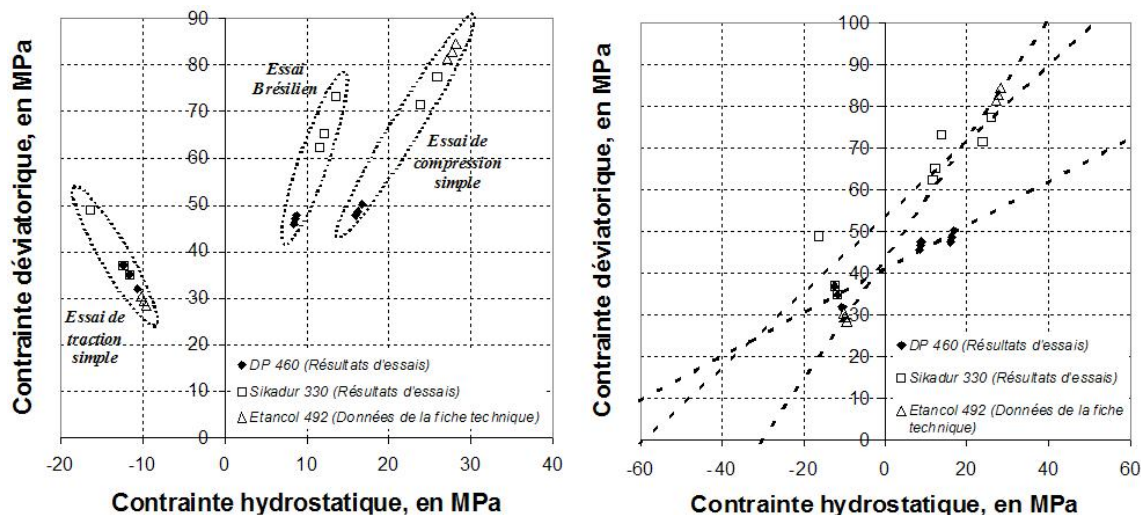


FIG. 5.14: Résultats en terme de contraintes maximales dans le diagramme p-q pour les trois adhésifs étudiés : à gauche, mise en valeur des trois différents essais ; à droite, tracé de l'enveloppe résultant en adoptant un critère linéaire pour les trois adhésifs étudiés

Les deux paramètres caractéristiques pour le critère de Drucker-Prager ont été calculés à partir des résultats expérimentaux présentés en adoptant un critère de type linéaire et sont regroupés dans le tableau 5.2. On notera que deux variantes de ce type de critère existent (parabolique, et exponentiel). Ceci a été approfondi dans Thibon (2008) et ne fera pas l'objet d'investigations particulières ici, mais elles constituent des pistes de réflexions sérieuses en terme de perspectives à ce travail.

Adhésif	Critère	Cohésion, en MPa	Angle de frottement, en °
DP 460	Plasticité	43	23
Sikadur 330	Rupture	49	49
Etacol 492	Rupture	49	50

TAB. 5.2: Paramètres caractéristiques du modèle de Drucker-Prager pour les trois adhésifs étudiés d'après les résultats expérimentaux

5.3.4 Essais sur adhésifs en joints minces

Comme recommandé dans Kuenzi and Stevens (1963), il a été décidé de mener les essais de caractérisation de l'adhésif en joint mince par la technique de torsion-traction de cylindres creux collés bout à bout ("Napkin-Ring test"). Les tubes utilisés ont une épaisseur de 1 mm et un rayon intérieur de 10 mm. Nous avons rencontré des difficultés avec l'alignement de la machine, et en conséquence les résultats présentés ont seulement une vocation qualitative. Ils permettent

cependant d'appuyer la thèse de l'amélioration du cisaillement par l'apport d'une composante de compression.

Description des échantillons et de l'essai

Les échantillons ont été réalisés à partir d'éprouvettes tubulaires en acier utilisées plus couramment pour caractériser le comportement de ce matériau sous sollicitation biaxiale (figure 5.15). Les éprouvettes ont été sciées, puis un film de colle a été placé entre les deux parties de l'éprouvette après avoir bien entendu poncé, nettoyé et dégraissé les deux surfaces. L'épaisseur du film de colle a été mesurée par observations microscopiques et une valeur de 0.25 mm a été déterminée. Les essais ont ensuite été réalisés après une semaine de polymérisation de l'adhésif sur une machine hydraulique permettant de piloter l'essai en déplacement ou en effort axial, en couple ou en rotation. Un léger désalignement des mors de la machine a été observé lors de la mise en place des éprouvettes (environ 0.5 mm). Celui-ci implique un défaut au niveau de la sollicitation, et les résultats sont donc d'ordre qualitatifs et non quantitatifs. Pour cette étude, seule la colle ayant un comportement élasto-plastique a été utilisée : la DP 460.



FIG. 5.15: Photos des éprouvettes de torsion/traction à gauche et d'une éprouvette mise en place dans la machine d'essai à droite

Déroulement des essais

Le déroulement de chacun des essais a été le suivant. Tout d'abord après la mise en place de l'échantillon dans les mors hydrauliques, un effort de compression ou de traction a été appliqué sur l'éprouvette. Quatre valeurs d'effort de compression ont ainsi été étudiées : une traction de 500 N, et quatre compressions de 1200, 1400, et 3200 N. Ensuite, en pilotant l'essai en rotation, des cycles manuels de charge/décharge ont été effectués. La rotation induit la création d'un couple qui implique un état de cisaillement dans le joint de colle. Les résultats en terme de couple en fonction de la rotation ont ensuite été tracés et deux des résultats obtenus sont représentés en figure 5.16. Le couple est donc directement lié à la contrainte de cisaillement, et la rotation à la déformation de cisaillement du joint de colle.

On remarque deux zones de comportement distinctes sur la figure 5.16. Pour de faibles angles, le comportement est quasiment linéaire alors que lorsque des déplacements angulaires

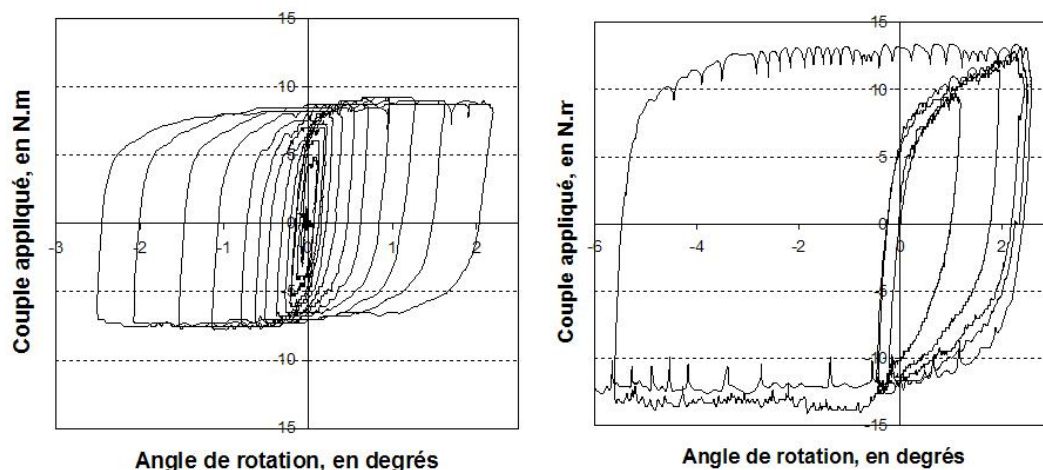


FIG. 5.16: Résultat expérimental en terme de couple appliqué en fonction de l'angle de rotation pour un effort de compression de 1400 N à gauche et pour un effort de compression de 3200 N à droite

plus importants sont atteints, on observe des pics d'instabilité traduisant de l'endommagement ou des phénomènes de "stick-slip" bien connus dans le domaine du frottement. On notera que les valeurs des efforts et des couples étudiés sont très inférieures aux limites élastiques de l'acier utilisé. Ceci permet de s'assurer que les non-linéarités observées sont bien corrélées au matériau colle seulement.

Résultats des essais

On s'intéresse ici à la limite du couple en fonction de l'effort de compression appliqué. Les résultats de l'essai sont donnés dans le tableau 5.3 et en figure 5.17. De manière qualitative, on observe bien une augmentation importante de l'effort limite de cisaillement traduit par une augmentation du couple limite avec l'application d'une compression plus importante. Bien entendu, du fait de problèmes d'alignement induisant une composante de flexion, ces résultats ne peuvent pas être traduits de manière quantitative. Cette investigation nous a permis outre de vérifier l'amélioration des capacités du joint de colle avec la composante de compression de nous intéresser de plus près à cette méthode d'essai qui nous a montré ses limites et ses défauts. Ceux-ci peuvent bien entendu être surmontés, mais la méthode d'essai requiert une précision d'exécution importante, et n'est par conséquent peut-être pas adaptée à des procédures de caractérisation menées à grande échelle.

Eprouvette	Effort appliqué, en N	Couple limite, en N.m
C1	3200 (Compression)	12.8
C2	1400 (Compression)	8.97
P2	1200 (Compression)	5.57
N2	500 (Traction)	1.21

TAB. 5.3: Résultats des couples limites pour les quatre éprouvettes testées

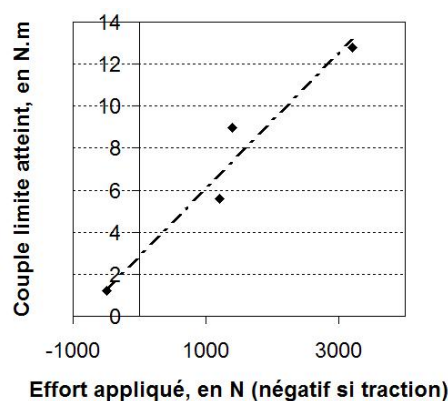


FIG. 5.17: Couple limite en fonction de l'effort appliqué pour les essais de torsion traction sur tubes creux collés bout à bout (l'effort est négatif pour une situation de traction)

5.4 Conclusion

Ce chapitre voué à l'optimisation du transfert des efforts dans le cas de joints collés fonctionnant en cisaillement a permis de souligner les diverses approches existant sur ce sujet à ce jour. Outre la réduction des effets de bord et des concentrations de contrainte liées à la différence de raideur des adhérents, une troisième piste de réflexion possible a été introduite et consiste à utiliser de façon optimale les caractéristiques des adhésifs utilisés. A ce titre, nous avons montré par plusieurs investigations expérimentales que l'influence de la composante hors plan représentée par la pression hydrostatique est loin d'être négligeable et ceci que ce soit pour la prédiction de la rupture ou du domaine limite d'élasticité. On notera en particulier qu'un critère de type Drucker-Prager semble particulièrement adapté à la description de l'enveloppe de rupture de l'adhésif ou de son domaine élastique.

Deux principaux types de caractérisation des adhésifs étudiés ont été menés : une caractérisation sur adhésif à l'état massif qui nous a permis d'obtenir des résultats quantitatifs et plus particulièrement les paramètres du modèle de Drucker-Prager pour l'enveloppe de rupture dans le cas des colles fragiles et de l'enveloppe élastique dans le cas de la colle élasto-plastique ; une caractérisation sur adhésif en joint mince qui nous permis d'obtenir des résultats qualitatifs

cohérents avec nos premières observations. Cette dernière approche pourrait être approfondie à condition de disposer d'un matériel d'essai plus précis. Il conviendrait peut-être de tester à ce titre la méthode d'essai ARCAN présentée dans les premiers chapitres.

Bien entendu, le rôle de cette contrainte d'arrachement, contrainte hors-plan a déjà été abordé dans de nombreuses études. Mais, la majorité des auteurs ont souligné son aspect négatif lié à la présence de contraintes de traction dans le cas d'un joint à simple recouvrement classique, [Si Larbi et al. \(2008\)](#). Dans le cas d'un joint à double recouvrement, ou dans le cas d'une géométrie optimisée, il est cependant important de relever également l'aspect bénéfique que pourrait avoir une contrainte hors-plan de compression. Ceci n'est pas évident à priori lorsqu'on s'intéresse à un critère de type Von Mises ou en contrainte maximale, mais apparaît clairement lorsqu'un critère de type Drucker Prager est pris en compte. Cette compression pourrait bien entendu être apportée par un système de frettage, mais nous avons préféré ici nous intéresser à optimiser la forme du joint pour créer naturellement une pression hydrostatique positive. C'est ce qui fera l'objet du prochain chapitre.

On notera que le comportement de la colle en compression est aussi intéressant que ne l'est son comportement en cisaillement. Comme nous l'avons vu dans le premier chapitre, les guides de conception usuels classent les sollicitations des joints collés en quatre grandes familles : traction-compression, cisaillement, clivage et pelage. Ceci ne met certainement pas assez en relief le comportement positif du joint en compression. Peut-être serait-il utile de redéfinir ces modes de fonctionnement du joint en deux classes : les modes de sollicitations pour lequel le joint est adapté, la compression et le cisaillement ; et les modes de sollicitations pour lequel celui-ci est moins adapté, la traction, le pelage et le clivage. La conception des joints collés devra alors s'attacher à obtenir des sollicitations de compression et de cisaillement pour optimiser la façon dont le joint collé fonctionne.

Chapitre 6

Joint courbe : fonctionnement et analyse

Sommaire

6.1	Calcul élastique du transfert des efforts	138
6.1.1	Développement d'une méthode analytique	139
6.1.2	Cas où le rayon tend vers l'infini	143
6.1.3	Modélisation en éléments finis	144
6.1.4	Comparaison entre méthode analytique et modèle éléments finis	146
6.1.5	Influence du rayon de courbure	147
6.1.6	Conclusion sur l'analyse du transfert élastique des efforts	149
6.2	Calcul élasto-plastique du transfert des efforts	149
6.3	Influence du frottement	152
6.3.1	Développement analytique	153
6.3.2	Détermination des coefficients de frottement	154
6.4	Etude du taux de restitution d'énergie : Résistance à la fissuration	156
6.4.1	Description des modèles éléments finis utilisés	156
6.4.2	Comparaison de la configuration plane et de la géométrie courbe	157
6.4.3	Influence du rayon de courbure sur le taux de restitution d'énergie	159
6.4.4	Influence du coefficient de frottement sur le taux de restitution d'énergie	159
6.5	Réalisation d'essais	161
6.5.1	Description du dispositif d'essais	161
6.5.2	Réalisation des éprouvettes	161
6.5.3	Résultats	163
6.5.4	Exploitation des résultats	165
6.6	Conclusion	168

Au vu des essais de caractérisation présentés précédemment, il apparaît intéressant de pouvoir assurer une composante de compression hors-plan pour le joint à recouvrement afin de pouvoir en augmenter sa capacité à priori. Une idée qui nous a semblé intéressante consiste à utiliser une forme du joint permettant d'assurer une composante de compression. Cette compression peut bien entendu être acquise via un système de fretage additionnel (un système de clavetage pour joncs par exemple), mais pour simplifier la mise en oeuvre, nous avons pensé qu'une courbure pourrait aussi permettre d'assurer cette composante. Ce chapitre est donc dédié à l'étude de joints courbes (figure 6.1).

Dans un premier temps, le cas d'une colle élastique est approfondi via l'étude du transfert des efforts par une méthode analytique et un calcul de type éléments finis. Ensuite, le cas élasto-plastique est abordé avec une discussion sur l'importance du critère utilisé. La partie suivante s'intéresse à l'influence d'une zone non collée en début de joint qui permet la transmission de l'effort par frottement selon le principe de l'effet courroie. Enfin, le dernier paragraphe s'attache à étudier l'influence de la forme sur la fissuration et donc sur les performances en fatigue de l'assemblage. Après s'être penché sur les bases théoriques justifiant l'amélioration apportée par la géométrie courbe, des investigations expérimentales seront présentées. Celles-ci ont pour but de vérifier les attentes théoriques énoncées précédemment mais permettront également de soulever les questions pratiques de mise en oeuvre des joints courbes.

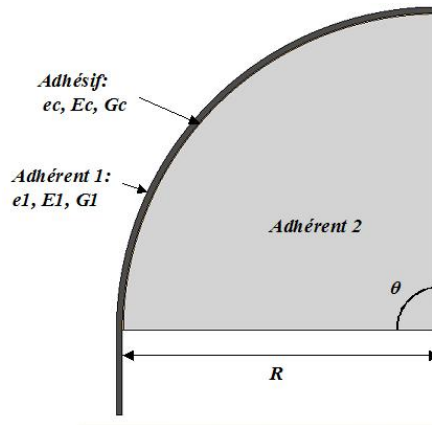


FIG. 6.1: Schéma de principe du joint collé étudié

6.1 Calcul élastique du transfert des efforts

Nous nous sommes dans un premier temps intéressés au calcul élastique des efforts existants dans le joint de colle. Pour ce faire, nous nous sommes appuyés sur deux méthodes principales : une méthode analytique développée dans le cadre de ce travail en coordonnées cylindriques en supposant le second adhérent infiniment rigide ; et un calcul en éléments finis en 2D sous Abaqus (les deux hypothèses, déformations ou contraintes planes seront étudiées). Dans la suite de ce chapitre, le développement de la méthode analytique est décrit, puis les équations obtenues sont confrontées aux méthodes plus classiques sur joints plans (qui sont en fait un cas limite des

joints courbes obtenu lorsque le rayon tend vers l'infini). Ensuite, le calcul aux éléments finis est présenté, et les deux résultats sont confrontés. On confrontera également les résultats à ceux de joints plans plus classiques.

6.1.1 Développement d'une méthode analytique

On se place en coordonnées cylindriques et on suppose les deux champs linéaires dans l'épaisseur, i.e. selon l'axe radial. Dans un premier temps, on définit la notion d'efforts généralisés, puis on utilise les équations d'équilibre généralisées et les équations de comportement des matériaux. On considère deux plaques déformables reliées parfaitement. L'adhérent 2 est considéré comme infiniment rigide, et en conséquence les déplacements de l'interface inférieure sont considérés comme nuls. On ne reprendra dans cette partie que les principaux résultats des développements. Des détails analytiques sont donnés en annexe B.

Les efforts généralisés La plaque est soumise à des efforts $\underline{T}^+$ sur sa face supérieure Γ^+ et $\underline{T}^-$ sur sa face inférieure Γ^- . Il n'y a pas de forces de volume, et on se place dans l'hypothèse des petites déformations. On définit R le rayon de courbure minimal de la plaque.

On définit la notion d'efforts généralisés membranaires et de moment fléchissant en coordonnées cylindriques :

$$\begin{aligned} N_{\alpha\beta}(\theta, z) &= \int_R^{R+e_1} \sigma_{\alpha\beta}(r, \theta, z) dz \\ M_{\alpha\beta}(\theta, z) &= \int_R^{R+e_1} z \sigma_{\alpha\beta}(r, \theta, z) dz \end{aligned} \quad (6.1)$$

Les indices grecs parcourent r, θ . Les indices placés derrière une virgule indiquent que le champ est différencié par rapport à la variable indiquée. On considère le cas des plaques minces (Hypothèse de Love-Kirchhoff), donc on n'introduit pas l'effort tranchant.

Les équations d'équilibre généralisées Pour déterminer des équations différentielles de nos variables, on se reporte aux équations de la divergence qui expriment l'équilibre des efforts.

$$\begin{aligned} \text{div} \underline{\underline{\sigma}}(r, \theta, z) &= 0 \\ \text{div} \underline{\underline{\sigma}}(r, \theta, z) &= (\sigma_{rr,r} + \frac{1}{r} \sigma_{r\theta,\theta} + \sigma_{rz,z} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r}) \underline{e}_r + \\ &\quad (\sigma_{r\theta,r} + \frac{1}{r} \sigma_{\theta\theta,\theta} + \sigma_{\theta z,z} + \frac{2\sigma_{r\theta}}{r}) \underline{e}_\theta + \\ &\quad (\sigma_{rz,r} + \frac{1}{r} \sigma_{\theta z,\theta} + \sigma_{zz,z} + \frac{\sigma_{zr}}{r}) \underline{e}_z \end{aligned} \quad (6.2)$$

On se place en contraintes planes, et on néglige donc toutes les composantes selon z . On obtient deux équations :

$$\begin{aligned}\sigma_{rr,r} + \frac{1}{r}\sigma_{r\theta,\theta} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r} &= 0 \\ \sigma_{r\theta,r} + \frac{1}{r}\sigma_{\theta\theta,\theta} + \frac{2\sigma_{r\theta}}{r} &= 0\end{aligned}\tag{6.3}$$

En intégrant les deux équations selon r entre R et $R + e_1$ pour la plaque de l'adhérent 1, et en prenant en compte les conditions aux limites de l'adhérent 1, on peut obtenir une relation entre le champ de contrainte axiale de l'adhérent et les champs de cisaillement et d'arrachement du joint collé. Pour simplifier la résolution, on considère que le champ $\sigma_{r\theta}$ est linéaire dans l'épaisseur de l'adhérent. On obtient alors (cf Annexe B pour les détails du développement) :

$$\begin{aligned}\nu_c(\theta) &= \frac{1}{R} \cdot \left(\frac{e_1}{2R - e_1} N_{\theta\theta,\theta\theta} - N_{\theta\theta} \right) \\ N_{\theta\theta,\theta} &= \left(R - \frac{e_1}{2} \right) \cdot \tau_c(\theta)\end{aligned}\tag{6.4}$$

Equations de comportement des matériaux En coordonnées cylindriques, les champs de déformations s'expriment de la manière suivante :

$$\begin{aligned}\varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{u_r}{r} \\ \varepsilon_{r\theta} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} \right) \\ \varepsilon_{rr} &= \frac{\partial u_r}{\partial r}\end{aligned}\tag{6.5}$$

On peut également exprimer les champs de contrainte en fonction des déformations en coordonnées cylindriques dans le cas de contraintes planes par :

$$\begin{aligned}\sigma_{\theta\theta} &= \frac{E}{(1 - \nu^2)} (\varepsilon_{\theta\theta} + \nu \cdot \varepsilon_{rr}) \\ \sigma_{r\theta} &= 2G \cdot \varepsilon_{r\theta} \\ \sigma_{rr} &= \frac{E}{(1 - \nu^2)} (\varepsilon_{rr} + \nu \cdot \varepsilon_{\theta\theta})\end{aligned}\tag{6.6}$$

Pour la colle, on néglige la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$, et on néglige la dépendance des champs de contrainte dans l'épaisseur ($\sigma_{r\theta}(r, \theta) = \tau_c(\theta)$ et $\sigma_{rr}(r, \theta) = \nu_c(\theta)$).

$$\begin{aligned}\varepsilon_{r\theta} &= \frac{\tau_c(\theta)}{2G_c} \\ \varepsilon_{rr} &= \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} \nu_c(\theta)\end{aligned}\tag{6.7}$$

Ceci nous permet de déterminer l'expression des champs de déplacement dans le joint de colle (en $r = R - e_c$, on a un adhérent infiniment rigide, et on n'a donc pas de déplacement). La valeur de ces champs de déplacement en $r=R$ nous donne les conditions limites en déplacement de l'adhérent 1.

$$\begin{aligned} u_r(r = R) &= \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} \nu_c(\theta) e_c \\ u_\theta(r = R) &= \frac{\tau_c(\theta)}{G_c} R \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} \left(R \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - e_c \right) \frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \end{aligned} \quad (6.8)$$

On pose pour simplifier l'écriture :

$$E'_c = \frac{E_c}{1 - \nu_c^2} \quad (6.9)$$

D'où :

$$\begin{aligned} u_r(r = R) &= \frac{1}{E'_c} \nu_c(\theta) e_c \\ u_\theta(r = R) &= \frac{\tau_c(\theta)}{G_c} R \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - \frac{1}{E'_c} \left(R \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - e_c \right) \frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \end{aligned} \quad (6.10)$$

A partir de la loi de Hooke en contraintes planes, les équations de comportement donnent pour l'adhérent :

$$\begin{aligned} \varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{1}{E_1} (\sigma_{\theta\theta} - \nu_1 \sigma_{rr}) \\ \varepsilon_{r\theta} &= \frac{\sigma_{r\theta}}{2G_1} \\ \varepsilon_{rr} &= \frac{1}{E_1} (\sigma_{rr} - \nu_1 \sigma_{\theta\theta}) \end{aligned} \quad (6.11)$$

On doit avoir compatibilité des déformations, et on fait l'hypothèse que σ_{rr} varie linéairement dans l'épaisseur. On rappelle que $\sigma_{r\theta}$, lui aussi est supposé varier linéairement dans l'épaisseur. Alors, à partir de la première équation d'équilibre, on peut déterminer $\sigma_{\theta\theta}$.

$$\begin{aligned} \sigma_{rr} &= \frac{\nu_c(\theta)}{e_1} ((R + e_1) - r) \\ \sigma_{r\theta} &= \frac{\tau_c(\theta)}{e_1} ((R + e_1) - r) \\ \sigma_{\theta\theta} &= \sigma_{rr} + r \sigma_{rr,r} + \sigma_{r\theta,\theta} \\ \sigma_{\theta\theta} &= \frac{\nu_c(\theta)}{e_1} ((R + e_1) - 2r) + \frac{1}{e_1} \frac{\partial \tau_c(\theta)}{\partial \theta} ((R + e_1) - r) \end{aligned} \quad (6.12)$$

De manière identique à la couche de colle, on peut alors déterminer les champs de déplacement dans la couche de l'adhérent 1 à partir de la déformation radiale et de la déformation de cisaillement. Les conditions limites en $r=R$ sont données par les équations 6.10. On peut alors

exprimer la déformation orthoradiale pour obtenir la troisième relation de notre problème entre les champs de cisaillement, d'arrachement et la contrainte axiale dans l'adhérent 1.

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{E_1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + E_1 \frac{u_r}{r} + \frac{\nu_1}{e_1} \nu_c(\theta) ((R + e_1) - r) \quad (6.13)$$

On travaille avec l'intégrale du champ $\sigma_{\theta\theta}$ sur l'épaisseur qui correspond en fait à l'effort généralisé $N_{\theta\theta}$. Ceci nous permet en utilisant les expressions de u_θ et de u_r déterminées précédemment d'obtenir une équation différentielle reliant $N_{\theta\theta}$, $\tau_c(\theta)$ et $\nu_c(\theta)$ du type :

$$N_{\theta\theta} = \int_R^{R+e_1} \sigma_{\theta\theta} dr = A \frac{\partial \tau_c(\theta)}{\partial \theta} + B \frac{\partial^3 \tau_c(\theta)}{\partial \theta^3} + C \frac{\partial^2 \nu_c(\theta)}{\partial \theta^2} + D \nu_c(\theta) \quad (6.14)$$

Avec,

$$\begin{aligned} A &= \frac{E_1}{G_1} \left(-R - \frac{3e_1}{2} + \frac{(R + e_1)^2}{e_1} \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) \right) + \frac{E_1 e_1}{G_c} \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - \\ &\quad \nu_1 \left(\frac{1}{4} (2R + 3e_1) - \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) \left(\frac{R^2}{2e_1} + R \right) \right) \\ B &= -\nu_1 \left(-\frac{3R}{2} - \frac{9e_1}{4} + \frac{2(R + e_1)^2 + R^2 + 2Re_1}{2e_1} \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) \right) \\ C &= \frac{E_1}{E'_c} \left(e_c \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) - e_1 \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) \right) + \\ &\quad \frac{3R}{2} + \frac{9e_1}{4} - \frac{2(R + e_1)^2 + R^2 + 2Re_1}{2e_1} \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) - \\ &\quad \nu_1 \left(-R - \frac{5e_1}{2} + \frac{(R + e_1)^2 + Re_1}{e_1} \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) \right) \\ D &= \frac{E_1 e_c}{E'_c} \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) + \nu_1 R \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) + \\ &\quad \frac{R}{2} + \frac{3e_1}{4} - \left(\frac{R^2}{2e_1} + R \right) \ln\left(\frac{R + e_1}{R}\right) \end{aligned} \quad (6.15)$$

En utilisant maintenant les équations issues de l'équilibre des efforts (équations 6.4), on obtient une équation différentielle portant sur le champ $N_{\theta\theta}$.

$$\left(\frac{B}{R - \frac{e_1}{2}} + \frac{Ce_1}{R(2R - e_1)} \right) N_{\theta\theta, \theta\theta\theta\theta} + \left(\frac{A}{R - \frac{e_1}{2}} - \frac{C}{R} + \frac{De_1}{R(2R - e_1)} \right) N_{\theta\theta, \theta\theta} - \left(1 + \frac{D}{R} \right) N_{\theta\theta} = 0 \quad (6.16)$$

L'équation différentielle à résoudre est du type :

$$\alpha f(x) + \beta \frac{d^2 f(x)}{dx^2} + \frac{d^4 f(x)}{dx^4} = 0 \quad (6.17)$$

Pour résoudre ce type d'équation, on doit étudier le signe de $\beta^2 - 4\alpha$ et de β .

Dans notre cas, la rayon est grand devant la valeur des épaisseurs de la couche de colle et de l'adhérent 1. On peut donc effectuer un développement limité des logarithmes en $\frac{e_1}{R}$ et $\frac{e_c}{R}$. On remarque alors que B, C et D sont forcément positifs. Alors, le terme α est négatif. En conséquence, le signe de $\beta^2 - 4\alpha$ est forcément positif. De même, par un développement limité au premier ordre, on trouve que A est forcément négatif. En conséquence, le terme β est négatif. La solution du champ $N_{\theta\theta}$ est donc du type :

$$f(x) = C_1 e^{a_1 x} + C_2 e^{-a_1 x} + C_3 e^{a_2 x} + C_4 e^{-a_2 x} \quad (6.18)$$

On reconnaît l'expression classique en cosh et sinh. Les termes a_1 et a_2 sont les racines de l'équation caractéristique. Les constantes C1, C2, C3 et C4 sont déterminées grâce aux conditions initiales suivantes :

$$\begin{aligned} \sigma_{\theta\theta}(\theta = 0) &= \sigma_{10} \\ \frac{d\sigma_{\theta\theta}}{d\theta}(\theta = 0) &= 0 \\ \sigma_{\theta\theta}(\theta = \theta_{max}) &= 0 \\ \frac{d\sigma_{\theta\theta}}{d\theta}(\theta = \theta_{max}) &= 0 \end{aligned} \quad (6.19)$$

La méthode analytique a donc été développée et ses résultats seront ensuite confrontés à des résultats de calculs menés par éléments finis. Avant de présenter cette seconde méthode de calcul, nous allons nous intéresser au cas où le rayon tend vers l'infini (cas du joint plan) et regarder si notre formulation est cohérente avec la méthode analytique de [Tsai et al. \(1998\)](#).

6.1.2 Cas où le rayon tend vers l'infini

Dans le cas où la courbure tend vers zéro, on doit retrouver le cas plan du joint à simple recouvrement. Afin de pouvoir comparer notre méthode analytique aux méthodes développées pour les joints plans, nous avons effectué des développements limités des coefficients A, B, C et D en $\frac{1}{R}$ au premier ordre. On obtient les expressions suivantes :

$$\begin{aligned} A &= \left(\frac{E_1}{G_1} - \nu_1 \right) \frac{e_1^2}{3R} + \frac{E_1 e_1 e_c}{G_c R} + o\left(\frac{1}{R}\right) \\ B &= \frac{\nu_1 e_1^2}{4R} + o\left(\frac{1}{R}\right) \\ C &= \frac{e_1^2}{4R} + \frac{\nu_1 e_1^2}{6R} + o\left(\frac{1}{R}\right) \\ D &= \frac{E_1 e_c e_1}{E'_c R} + \nu_1 e_1 - \nu_1 \frac{e_1^2}{2R} + \frac{e_1^2}{3R} + o\left(\frac{1}{R}\right) \end{aligned} \quad (6.20)$$

Dans le cas le plus simple pour lequel on ne considère que du cisaillement, seul le terme A intervient. L'équation différentielle 6.16 devient :

$$\frac{A}{R - \frac{e_1}{2}} N_{\theta\theta, \theta\theta} - N_{\theta\theta} = 0 \quad (6.21)$$

En utilisant le développement limité de A, on simplifie l'équation :

$$\left[\frac{1}{R^2} \left(\frac{E_1 e_1^2}{3G_1} - \frac{\nu_1 e_1^2}{3} + \frac{E_1 e_c e_1}{G_c} \right) + o\left(\frac{1}{R^2}\right) \right] N_{\theta\theta, \theta\theta} - N_{\theta\theta} = 0 \quad (6.22)$$

Si on néglige l'effet Poisson, on retrouve dans ce cas le coefficient du modèle analytique développé par [Tsai et al. \(1998\)](#). Dans le cas où le rayon tend vers l'infini et où on néglige l'arrachement, le modèle analytique développé donne donc des résultats concordants avec un modèle plus simple. Il est à noter que le résultat est bien comparable au modèle de [Tsai et al. \(1998\)](#) car nous avons également considéré une évolution linéaire dans l'épaisseur des champs de contrainte.

6.1.3 Modélisation en éléments finis

Pour pouvoir discuter sur la validité du modèle analytique développé et comparer joint plan et joint courbe, un calcul aux éléments finis sur un joint courbe et un joint plan a été effectué sous le logiciel Abaqus. Seules deux couches matériaux ont été modélisées, et quatre éléments quadratiques réduits ont été utilisés dans l'épaisseur du joint de colle (pour avoir plus de trois éléments conformément aux recommandations décrites dans [Vallee \(2004\)](#)). Le modèle a été calculé en contraintes planes (conforme à la théorie analytique développée) et en déformations planes pour visualiser l'influence de l'hypothèse utilisée sur les champs obtenus. Comme on le voit en figure 6.2, l'interface inférieure de la couche de colle est considérée comme fixe et une contrainte est appliquée sur l'adhérent 1. L'adhérent 1 est une plaque d'acier de 2 mm d'épaisseur, et la couche de colle a une épaisseur de 0.25 mm. Les deux matériaux sont considérés isotropes.

On notera qu'il existe un phénomène de singularité à l'extrémité du joint inhérent au saut de module existant. On peut s'affranchir de celui-ci en utilisant des méthodes mathématiques telle que celle du développement asymptotique. Dans notre étude, nous ne nous pencherons pas sur les valeurs en extrémité (sur une distance égale à l'épaisseur du joint), mais nous étudierons les tendances des champs de contrainte.

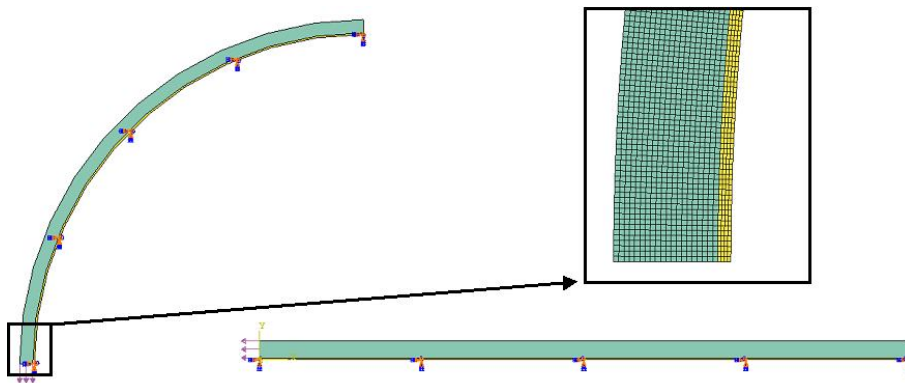


FIG. 6.2: Détails du modèle éléments finis sous Abaqus

Dans le cas du joint plan, on s'intéresse aux contraintes de cisaillement et d'arrachement exprimées dans le repère usuel au milieu du joint de colle. Dans le cas du joint courbe, on s'intéresse au cisaillement et à l'arrachement dans le repère cylindrique au milieu du joint de colle (respectivement la contrainte $\sigma_{r\theta}$ et la contrainte σ_{rr}). Le signe de l'arrachement est positif pour des efforts de traction, et négatif pour des efforts de compression. On notera que le cas étudié est proche d'un joint à double recouvrement et qu'en conséquence on s'attend à obtenir de la compression en bord de joint dans les deux cas. Les résultats pour les deux hypothèses (déformations ou contraintes planes) et pour les deux configurations sont donnés en figures 6.3 et 6.4.

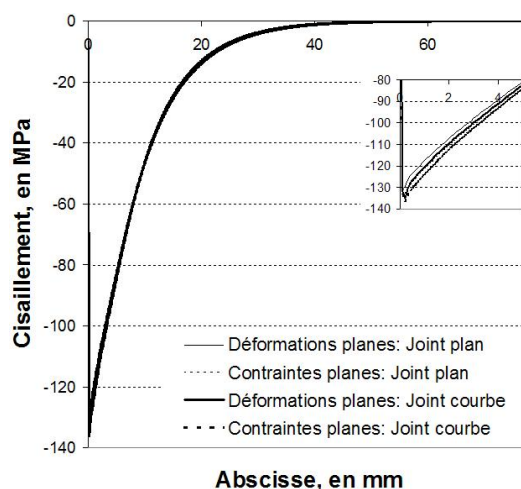


FIG. 6.3: Profils de cisaillement obtenus par calcul de type éléments finis le long du joint collé pour les deux configurations sous l'hypothèse de contraintes ou de déformations planes pour une contrainte appliquée de 670 MPa

Dans le cas du cisaillement (figure 6.3), on remarque que tous les résultats coïncident indiquant une faible influence de la géométrie sur la longueur d'ancrage et le transfert en cisaillement. On notera en outre que dans le cas étudié, une théorie analytique simple du type Volkersen (1938) permet d'obtenir des résultats satisfaisants en terme de profil de contrainte de cisaillement. L'hypothèse contraintes ou déformations planes a peu d'importance sur le résultat obtenu.

Pour l'arrachement (figure 6.4), on note une influence de la géométrie courbe qui augmente la contrainte de compression de 17 à 20 % et diminue la valeur maximale de la contrainte de traction (arrachement positif). Dans l'hypothèse d'une colle ayant un critère de rupture de type Drucker-Prager, l'augmentation de cette composante de compression devrait permettre d'augmenter la valeur de la contrainte limite de cisaillement et donc la capacité de l'assemblage.

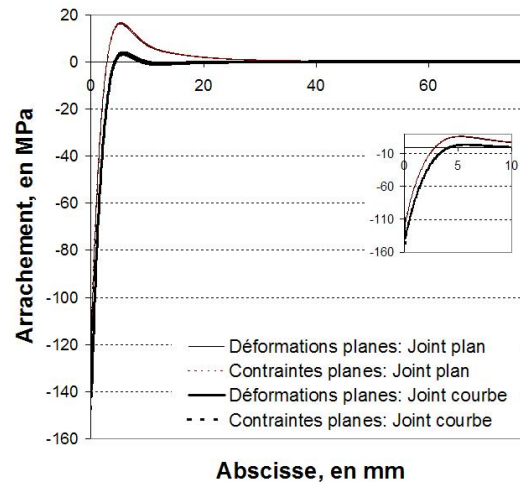


FIG. 6.4: Profils d'arrachement obtenus par calcul de type éléments finis le long du joint collé pour les deux configurations sous l'hypothèse de contraintes ou de déformations planes pour une contrainte appliquée de 670 MPa

6.1.4 Comparaison entre méthode analytique et modèle éléments finis

Le calcul du joint courbe étudié dans la partie précédente a été fait en éléments finis et en utilisant la méthode analytique développée. On compare en figures 6.5 et 6.6 respectivement les profils de cisaillement et d'arrachement le long du joint de colle. On remarque une bonne adéquation en ce qui concerne le cisaillement. Les résultats en terme d'arrachement sont plus éloignés. On notera cependant que la méthode analytique permet de bien visualiser qualitativement les phénomènes.

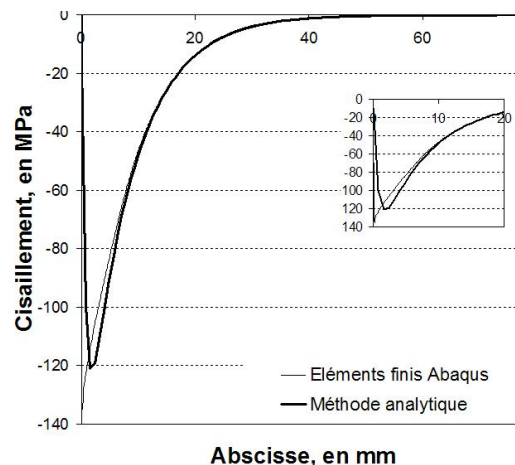


FIG. 6.5: Profils de cisaillement obtenus le long du joint collé courbe obtenus par la méthode analytique et la méthode éléments finis pour une contrainte appliquée de 670 MPa

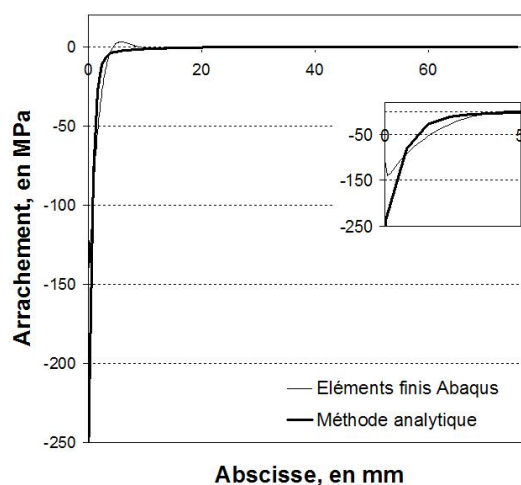


FIG. 6.6: Profils d'arrachement obtenus le long du joint collé courbe obtenus par la méthode analytique et la méthode éléments finis pour une contrainte appliquée de 670 MPa

On retiendra que les résultats du calcul aux éléments finis sont sensibles au maillage, et que les valeurs près du bord sont singulières pour ce type d'approche. Le calcul analytique fait intervenir quant à lui une valeur exacte qui peut donc être exploitable. La comparaison des deux approches est donc difficile, mais on remarque un même comportement avec des valeurs extrémales sensiblement différentes.

6.1.5 Influence du rayon de courbure

Afin d'étudier l'influence du rayon, le calcul du joint étudié précédemment a été fait en utilisant trois différents rayons : 25, 50 et 100 mm (rayon de la surface inférieure du joint de colle). La modélisation a été effectuée sous éléments finis et par la méthode analytique présentée ci-dessus. Les résultats en terme de profils de cisaillement et de profils d'arrachement le long du joint collé sont donnés respectivement en figures 6.7 et 6.8. On notera que les phénomènes étant concentrés sur les premiers centimètres, les profils sont tracés jusqu'à 50 mm. Au-delà, les valeurs des contraintes sont négligeables. Pour les deux figures, les résultats du calcul analytique sont présentés à gauche, et ceux du calcul aux éléments finis à droite.

Dans le cas de la contrainte de cisaillement (figure 6.7), on remarque une légère augmentation de la contrainte maximale pour une diminution du rayon. L'ordre de grandeur de cette augmentation est inférieur à 5% pour une diminution du rayon de 25%. On notera que les résultats de la partie précédente qui comparait joint plan et joint courbe montraient un ordre de grandeur identique. On notera également que la longueur d'ancrage reste identique pour les trois différents rayons de courbure étudiés. Dans le cas de la contrainte d'arrachement (figure 6.8), la diminution du rayon permet de supprimer toute contrainte de traction (arrachement positif) dans le joint de colle. En outre, la diminution du rayon augmente la contrainte de compression en bout de joint. Une diminution du rayon de 25% entraîne ici une augmentation de la contrainte de compression

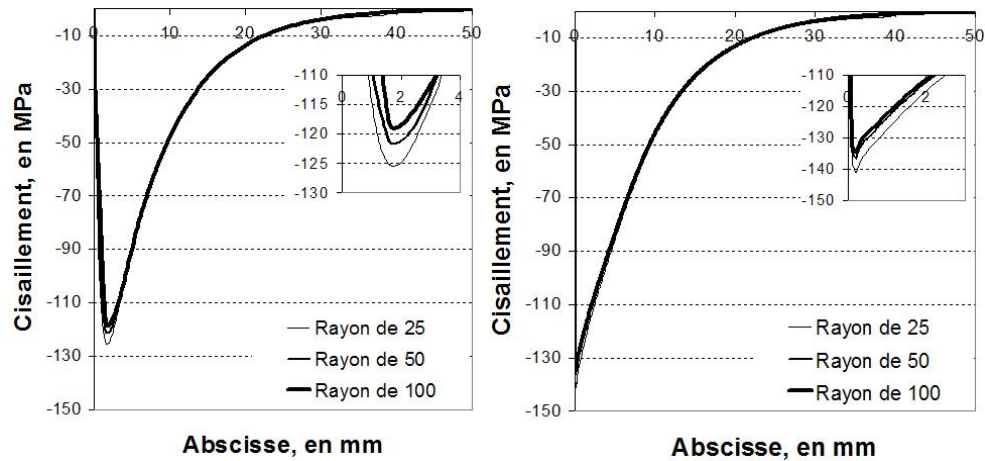


FIG. 6.7: Profils de cisaillement obtenus le long du joint collé courbe pour trois rayons différents avec la méthode analytique à gauche et un calcul aux éléments finis à droite pour une contrainte appliquée de 670 MPa

d'environ 30 %. On remarquera que les valeurs des contraintes maximales en compression données par la méthode analytique sont très supérieures à celles données par l'analyse aux éléments finis.

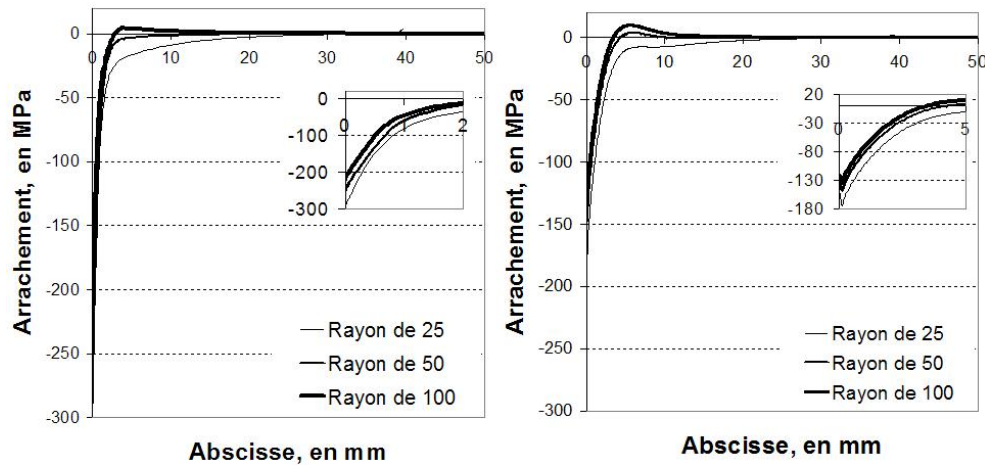


FIG. 6.8: Profils d'arrachement obtenus le long du joint collé courbe pour trois rayons différents avec la méthode analytique à gauche et un calcul aux éléments finis à droite pour une contrainte appliquée de 670 MPa

6.1.6 Conclusion sur l'analyse du transfert élastique des efforts

Les résultats de l'analyse élastique du joint courbe nous ont permis de mettre en relief les conclusions suivantes :

- la longueur d'ancrage en terme de longueur caractéristique de transfert des efforts en cisaillement est inchangée entre joint plan et joint courbe.
- la contrainte maximale de cisaillement est peu modifiée par le choix de la géométrie.
- la contrainte d'arrachement présente davantage de compression dans le cas du joint courbe, et la contrainte maximale de compression augmente avec la diminution du rayon.

Ceci n'est pas anodin car d'après le chapitre précédent, il existe certaines colles fragiles dont la capacité à la rupture dépend fortement de la composante hydrostatique de l'état de contrainte (de l'arrachement). Une composante de compression permet d'augmenter la capacité en cisaillement du matériau. Le joint courbe permet d'obtenir une composante de compression plus importante sans augmenter drastiquement la composante de cisaillement. Ceci signifie que pour ce type de colle, le joint courbe peut présenter une capacité plus importante que le joint plan plus classique.

6.2 Calcul élasto-plastique du transfert des efforts

Dans cette partie, après s'être penché sur le cas des colles élastiques fragiles, nous étudions le cas des colles rencontrées précédemment et qui présentent de la plasticité. L'objectif est à nouveau de comparer la configuration du joint plan à un joint courbe et d'étudier l'influence d'une composante de compression induite par la forme du joint sur la capacité du joint réalisé. Les deux critères de plasticité décrits dans le chapitre précédent vont être pris en compte pour observer l'importance du critère choisi : le critère classique de Von Mises utilisé usuellement pour les métaux, et le critère de Drucker-Prager utilisé plus classiquement pour les poudres ou les sols.

On rappelle que classiquement, le champ de contrainte est décomposé en deux parties (Yu et al. (2006)) : la contrainte hydrostatique et la contrainte déviatorique que nous allons considérer égale à la contrainte de Von Mises dans notre cas. L'expression de la contrainte hydrostatique est donnée par l'équation 5.7 et la contrainte de Von Mises est donnée par l'équation 5.8.

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

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

Pour étudier l'influence de la plasticité sur notre joint courbe et mettre en relief le rôle du critère considéré, une modélisation en éléments finis a été conduite. Des éléments linéaires non réduits ont été utilisés, et le maillage a été choisi de manière à obtenir quatre éléments dans l'épaisseur de la couche de colle. La même géométrie que celle de la première partie du chapitre a été utilisée (figure 6.2) et les mêmes charges sont appliquées. Quatre profils de contrainte le long du joint collé ont été étudiés : le cisaillement, l'arrachement, la contrainte de Von Mises, et la pression hydrostatique. Pour tous les graphiques, les mêmes échelles en ordonnée et en abscisse ont été adoptées pour faciliter la comparaison. Pour les deux critères, la même contrainte limite

a été considérée pour le cas de la traction pure. Un angle de frottement de 48° a été pris en compte pour le critère de Drucker-Prager. Cet angle de frottement correspond à la valeur maximale déterminée dans le chapitre précédent. On notera qu'il correspond cependant à une colle élastique fragile. Les colles élasto-plastiques ont un angle de frottement légèrement plus faible (de l'ordre de 30°) comme déterminé dans [Dean et al. \(2004\)](#). Nous avons toutefois conservé cette valeur pour pouvoir mettre en relief les différences apportées par la prise en compte de l'influence de la pression hydrostatique sur les résultats.

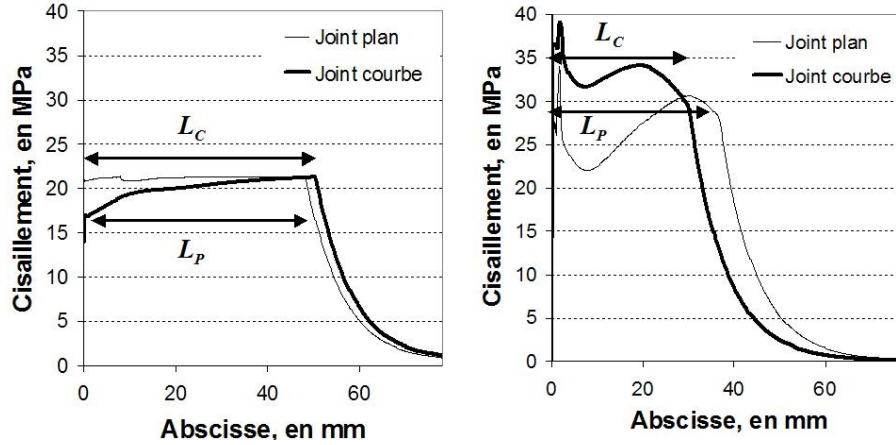


FIG. 6.9: Comparaison des profils de cisaillement le long du joint de colle entre joint plan et joint courbe pour un critère de type Von Mises à gauche, et de type Drucker-Prager à droite pour une même contrainte appliquée de 670 MPa

Si on s'intéresse aux profils de cisaillement (figure 6.9), on remarque que dans le cas du choix d'un critère de Von Mises, le joint courbe tend à avoir une longueur plastifiée L_C identique à celle du joint plan L_P . Dans le cas du critère de Drucker Prager, toujours pour un effort appliqué identique, la longueur plastifiée du joint plan L_P est supérieure à celle du joint courbe L_C . Dans le cas où l'existence d'une longueur plastifiée critique est avérée comme dans le chapitre 4, le joint courbe permet donc d'augmenter la capacité du joint collé. En outre, la valeur du cisaillement limite est augmentée lorsque l'on choisit ce dernier critère. La prise en compte de la dépendance du critère par rapport à la pression hydrostatique modifie donc de manière importante les valeurs extrémales du cisaillement et la longueur plastifiée considérée comme critique dans le chapitre 4.

Bien entendu, on peut expliquer les observations faites sur les profils de cisaillement en étudiant les profils d'arrachement (figure 6.10). Pour tous les cas, il existe une composante de compression qui augmente avec la diminution du rayon de courbure. Cette composante de compression permet d'augmenter la contrainte de cisaillement limite du joint de colle plastifié lorsqu'un critère de type Drucker Prager est pris en compte. On notera que l'augmentation importante de l'arrachement en extrémité de joint semble être due aux effets de singularité et provient donc sans doute de la méthode numérique employée. A ce titre, il serait intéressant d'étudier davantage la loi d'écoulement et son influence sur les champs de contrainte obtenus pour vérifier ou infirmer l'occurrence de ce pic de compression en extrémité de joint.

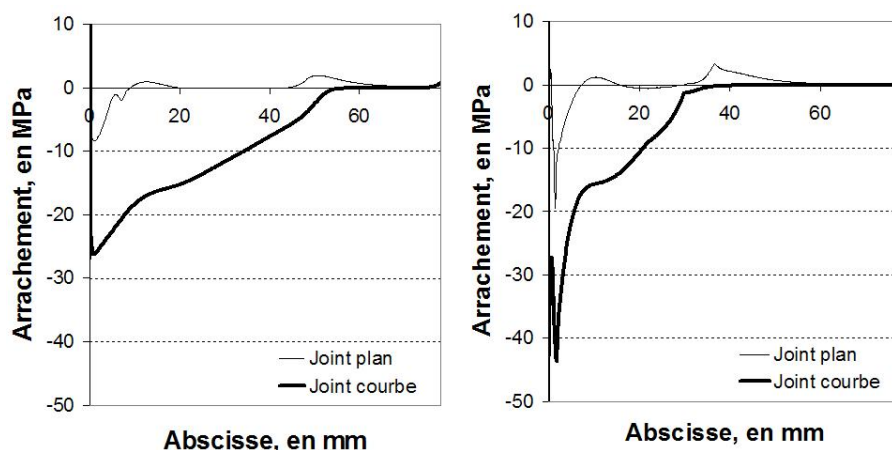


FIG. 6.10: Comparaison des profils d'arrachement le long du joint de colle entre joint plan et joint courbe pour un critère de type Von Mises à gauche, et de type Drucker-Prager à droite pour une même contrainte appliquée de 670 MPa

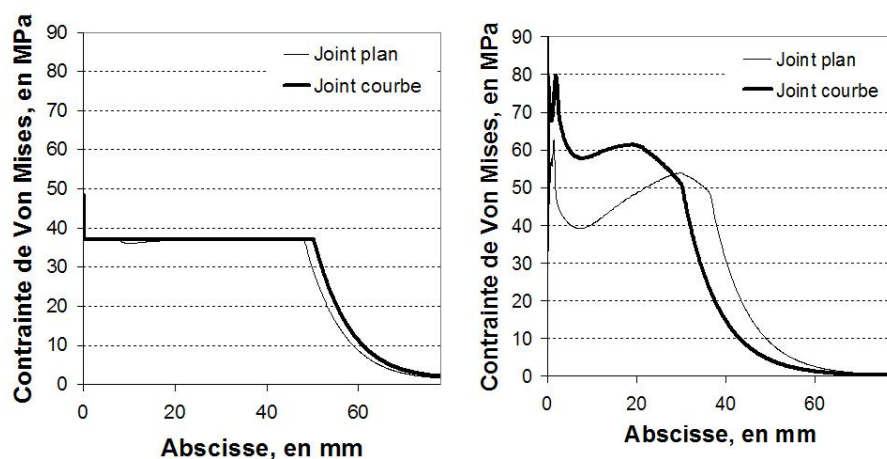


FIG. 6.11: Comparaison des profils déviatoriques (qui correspond ici à la contrainte de Von Mises) le long du joint de colle entre joint plan et joint courbe pour un critère de type Von Mises à gauche, et de type Drucker-Prager à droite pour une même contrainte appliquée de 670 MPa

L'étude plus classique dans le cas de la plasticité des profils de la contrainte déviatorique (de Von Mises dans notre cas) et de la pression hydrostatique permet de vérifier la correspondance des critères utilisés (figures 6.11 et 6.12). Pour le critère de Von Mises, le cisaillement limite est égal à $\frac{37}{\sqrt{3}}$. Pour le critère de Drucker Prager, la contrainte de Von Mises limite dépend de la pression hydrostatique (figure 6.12) qui est en fait linéairement liée à la contrainte d'arrachement.

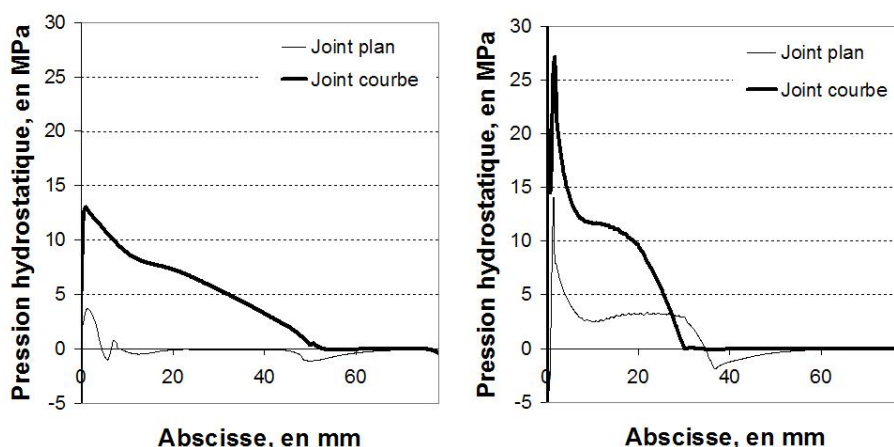


FIG. 6.12: Comparaison des profils de pression hydrostatique le long du joint de colle entre joint plan et joint courbe pour un critère de type Von Mises à gauche, et de type Drucker-Prager à droite pour une même contrainte appliquée de 670 MPa

Cette partie nous a permis d'étudier l'influence d'une géométrie courbe sur le transfert des efforts par un joint collé. On remarque que le choix du critère utilisé, lié à la nature de l'adhésif, a une conséquence importante sur les résultats. Si on considère que la longueur plastique est bien l'élément critique déterminant la capacité du joint collé (comme formulé dans le chapitre 4) alors dans le cas d'une colle obéissant à un critère de type Von Mises, une compression ajoute une composante importante à la partie déviatorique et la géométrie courbe semble alors plutôt désavantageuse. Dans le cas où l'adhésif obéit à un critère de Drucker Prager, la composante de compression induite par la géométrie courbe permet d'augmenter la valeur limite de la contrainte déviatorique, et donc les capacités ultimes de l'assemblage. Pour notre cas, d'après les essais du chapitre précédent, une pression hydrostatique positive a un effet avantageux sur les adhésifs étudiés, et le choix d'un critère de type Drucker-Prager semble largement plus judicieux. L'étude de l'influence du rayon de courbure n'a pas été présentée ici, mais le rayon a peu d'influence sur le transfert des efforts. On observe juste une légère augmentation de la compression avec la diminution du rayon comme noté dans l'analyse élastique. Le choix du critère de longueur plastique comme critère de rupture doit bien entendu être vérifié expérimentalement et ceci fera l'objet de la dernière partie de ce chapitre. On retiendra cependant que la prise en compte de la pression hydrostatique dans le cas du joint courbe permet d'augmenter de manière importante la valeur du cisaillement maximal.

6.3 Influence du frottement

Après avoir étudié les deux comportements de colle rencontrés lors de notre caractérisation, nous nous sommes intéressés à l'influence d'une zone de frottement éventuelle précédant la zone de collage. Ceci nous a en fait permis de nous intéresser à l'effet courroie auquel fait largement penser l'utilisation d'une géométrie courbe. Dans un premier temps, une étude analytique sur le transfert des efforts par frottement sera présentée. Celle-ci nous permet d'étudier l'influence

du rayon de courbure, et du coefficient de frottement sur la capacité de l'assemblage. Ensuite, des valeurs expérimentales de coefficients de frottement pour les matériaux auxquels nous nous sommes intéressés seront présentés.

6.3.1 Développement analytique

On considère un joint courbe présentant une longueur fissurée ou une longueur non collée a. La longueur de frottement peut en effet être initiée après fissuration du joint. Le coefficient de frottement ν peut être égal à 0 dans le cas d'un contact sans frottements, et est classiquement compris entre 0,2 et 0,9 dans le cas d'un contact avec frottement. On souhaite ici déterminer la réduction de l'effort dans le joint du à ce frottement.

D'une manière similaire au développement analytique de la première partie, on s'intéresse ici à l'effort orthoradial généralisé dans l'adhérent 1. On s'attache à déterminer l'évolution de cet effort axial $N_{\theta\theta}$ dans le plat le long de la fissure. On pose $\nu_f(\theta)$ l'effort de compression induit par la courbure. Un élément $d\theta$ de la structure considérée est donné en figure 6.13 pour illustrer les équations d'équilibre données par la suite.

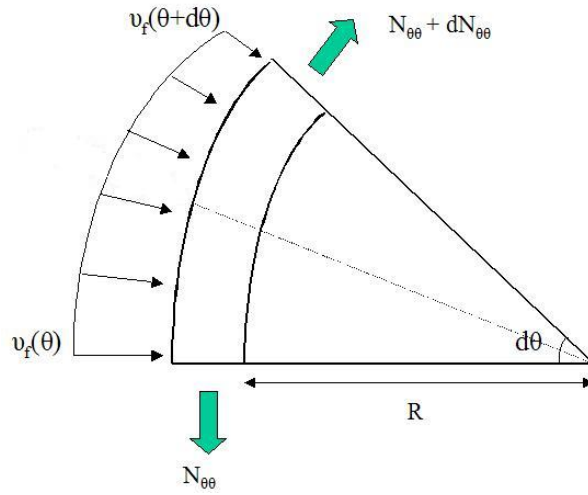


FIG. 6.13: Élément $d\theta$ de la structure considérée

On considère un frottement de type coulomb, et l'effort transmis sur la longueur $Rd\theta$ peut donc s'exprimer en fonction de l'effort normal (ici l'effort radial) et du coefficient de frottement ν . Si on s'intéresse à l'équilibre des efforts sur l'axe orthoradial, on obtient alors l'équation suivante (on considère que l'effort de compression évolue peu sur l'élément d'angle $d\theta$, $\nu_f(\theta) = cste$) :

$$dN_{\theta\theta}(\theta) = \nu \cdot \nu_f(\theta) Rd\theta \quad (6.23)$$

Une seconde relation est obtenue en projetant les efforts sur l'axe de la bissectrice de l'angle :

$$(2N_{\theta\theta} + dN_{\theta\theta}) \sin\left(\frac{d\theta}{2}\right) = -Rd\theta \nu_f(\theta) \quad (6.24)$$

On considère un angle faible, et on néglige par conséquent le terme du second ordre :

$$\begin{aligned} N_{\theta\theta}d\theta &= -Rd\theta\nu_f(\theta) \\ N_{\theta\theta} &= -R\nu_f(\theta) \end{aligned} \quad (6.25)$$

On obtient alors une équation différentielle sur $N_{\theta\theta}$ qui se résoud simplement :

$$\begin{aligned} \frac{dN_{\theta\theta}(\theta)}{d\theta} + \nu N_{\theta\theta}(\theta) &= 0 \\ N_{\theta\theta}(\theta) &= N_{\theta\theta}(\theta = 0) \exp(-\nu\theta) \end{aligned} \quad (6.26)$$

L'expression de l'effort généralisé peut également être exprimée en fonction de l'abscisse curviligne par $N_{\theta\theta}(s) = N_{\theta\theta}(\theta = 0) \exp(-\frac{\nu}{R}s)$.

On définit le coefficient η comme le ratio entre l'effort en début de fissure et celui en fin de fissure. Lorsque η est proche de 0, l'effort est pratiquement totalement transmis par frottement. Lorsqu'il est égal à 1, aucune partie de l'effort n'a été transmis ; c'est le cas pour un contact sans frottement.

$$\eta = \frac{N_{\theta\theta}(s = a)}{N_{\theta\theta}(\theta = 0)} = \exp(-\frac{\nu a}{R}) \quad (6.27)$$

On remarque que le facteur η ne dépend pas du rayon de courbure, mais plutôt du ratio $\frac{a}{R}$ qui est l'angle total de frottement. Il dépend aussi bien entendu du coefficient de frottement. La valeur du coefficient η a été tracée en fonction de l'angle total de frottement en figure 6.14 pour différentes valeurs de coefficient de frottement. Bien entendu, celui-ci diminue lorsque l'angle de frottement ou le coefficient de frottement augmente.

A partir de ce graphique, on remarque que deux essais avec des angles de frottement différents (ou des longueurs de frottement différentes) doivent permettre de déterminer le coefficient de frottement.

On remarque également qu'en utilisant seulement un quart de cercle d'angle de frottement, on peut théoriquement pour un coefficient de frottement usuel (0.4) diminuer de moitié l'effort que doit transmettre le joint de colle, et donc par conséquent, en théorie multiplier la capacité ultime de la structure par deux.

6.3.2 Détermination des coefficients de frottement

Plusieurs essais usuels de détermination des coefficients de frottement de Coulomb ont été réalisés. Le principe est simple : une plaque composite est posée sur une plaque d'acier. Cette dernière est ensuite levée progressivement d'un seul côté. Lorsque la plaque de composite glisse, on relève l'angle que fait la plaque d'acier avec l'horizontale. Celui-ci nous permet ensuite d'accéder au coefficient de frottement lorsque la masse de la plaque en composite est connue. On notera que comme la masse de la plaque composite doit être suffisamment importante, un lestage peut y être ajouté.

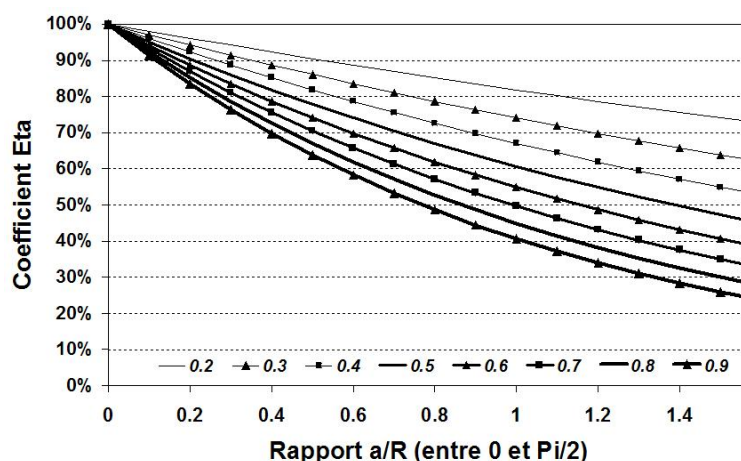


FIG. 6.14: Valeur du coefficient Eta en fonction de l'angle total de frottement pour différentes valeurs de coefficients de frottement (de 0.2 à 0.9)

Un schéma de l'essai est présenté en figure 6.15. Au fur et à mesure de l'essai, l'angle ϕ augmente. L'équilibrage des efforts impose l'existence de R qui permet d'équilibrer le poids de l'élément : $\vec{R} = -m \vec{g}$. Lorsqu'on projette cet effort sur l'axe x (R_x), on obtient la condition d'équilibre de la masse en fonction du coefficient de frottement ν : $R_x = mg \sin(\phi) < \nu \cdot mg$. A la limite du glissement, on a égalité et on peut alors obtenir la valeur du coefficient de frottement : $\nu = \sin(\phi_{Gliss})$. On rappelle qu'il s'agit du coefficient de frottement de Coulomb.

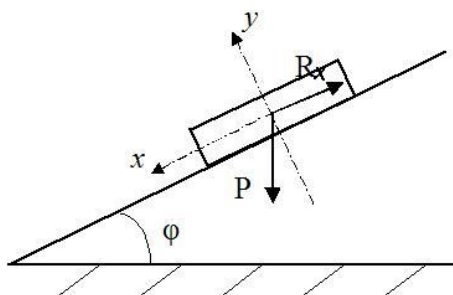


FIG. 6.15: Schéma de l'essai de détermination du coefficient de frottement de Coulomb statique

Plusieurs essais ont été menés en variant traitement de surface et matériau composite. Ceux-ci ne seront pas détaillés ici, ils nous ont cependant permis de déterminer des valeurs de coefficients de frottement dans une gamme de 0.4 à 0.7. Le coefficient η de la partie précédente se trouve donc entre 35 et 55 %, ce qui semble intéressant et prometteur.

On notera que cette détermination a été effectuée en statique sous des hypothèses simplificatrices. Une analyse plus approfondie du coefficient de frottement devrait être réalisée pour obtenir des valeurs tenant compte des phénomènes à long terme. En particulier, il serait intéressant de pouvoir étudier l'influence de la température, l'usure des surfaces frottantes, ou encore

l'influence de la vitesse de sollicitation. Une optimisation des surfaces frottantes peut également être effectuée en associant au plat composite et au support acier des surfaces rugueuses à faible usure. On pourra trouver à ce sujet de nombreuses informations utiles dans [Felder \(2005\)](#) ou dans tout ouvrage traitant de la tribologie. Cette étude ne sera pas menée ici et pourra constituer une piste intéressante de poursuite de ce travail.

6.4 Etude du taux de restitution d'énergie : Résistance à la fissuration

Outre les aspects portant sur la capacité de l'assemblage réalisé, nous avons relevé que la géométrie courbe, en assurant une composante de compression, pouvait également prétendre à refermer les éventuelles fissures apparaissant dans le plan du joint de colle. Cette partie s'intéresse donc à l'étude du taux de restitution d'énergie qui caractérise la manière dont la structure résiste ou non à la fissuration. Pour ce faire, on s'appuiera sur une modélisation par éléments finis des phénomènes. On notera en particulier que la fissuration tend à créer une zone de frottement qui transmet une partie de l'effort et relaxe alors la pointe de fissure. Certains des développements analytiques effectués précédemment seront également utilisés pour comparer des approches plus simples à l'approche éléments finis.

On rappelle que le taux de restitution d'énergie est égal à la variation d'énergie potentielle totale ν qui représente en fait la puissance mécanique disponible pour ouvrir une fissure de surface A : $G = -\frac{\partial \nu}{\partial A}$.

6.4.1 Description des modèles éléments finis utilisés

Les modèles éléments finis réalisés ont été maillés avec des éléments linéaires sous l'hypothèse de déformations planes pour pouvoir modéliser au mieux des actions de contact. Le principe étant de comparer géométrie courbe et géométrie plane, ces deux types de joints ont été modélisés en supposant un adhérent composite collé à un adhérent plus épais en acier (figure 6.16). Ensuite, un travail plus particulier a été réalisé sur la définition des conditions de contacts entre la couche de l'adhérent composite et la couche de colle en considérant un contact avec ou sans frottement ou une condition de liaison parfaite selon que les noeuds soient ou non dans la zone fissurée. On notera que de nouveau le maillage a été réalisé de manière à obtenir quatre éléments dans l'épaisseur de la couche de colle.

On s'intéresse ensuite à l'étude de l'évolution de la raideur du joint en fonction de la longueur de la fissure. Celle-ci nous permet de décrire l'évolution du taux de restitution d'énergie G en fonction de la propagation de la fissure conformément à la théorie décrite dans [Griffith \(1920\)](#). Ce taux de restitution d'énergie correspond à la variation de l'énergie potentielle totale, et on peut le formuler comme dans l'équation 6.28 sous hypothèse quasi-statique et sans forces de volumes (ici, on ne considère que des phénomènes quasi-statiques et la composante cinétique de

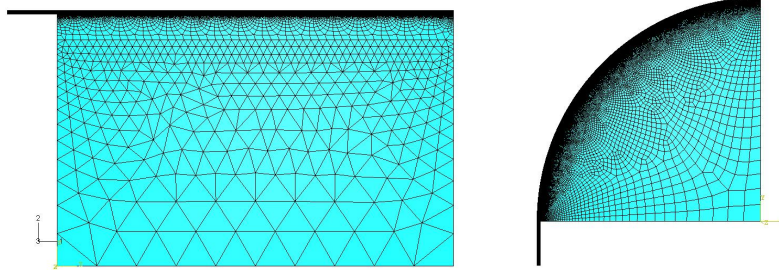


FIG. 6.16: Modèle éléments finis du joint plan et du joint courbe

l'énergie est donc négligée).

$$G = \frac{1}{2} \int_{S_F} \underline{F}^d \frac{\partial u}{\partial A} dS - \frac{1}{2} \int_{S_U} \frac{\partial F}{\partial A} \underline{U}^d dS \quad (6.28)$$

avec, A l'aire fissurée, F^d la force imposée sur S_F et U^d le déplacement imposée sur S_U .

On peut simplifier cette équation dans le cas où l'on impose un déplacement : $F = RU^d$ (R, étant la raideur) :

$$G = -\frac{1}{2} \frac{F^2}{R^2} \frac{dR}{dA} \quad (6.29)$$

De même, dans le cas où on impose un effort : $U = CF^d$ (C, étant la complaisance).

$$G = \frac{1}{2} F^2 \frac{dC}{dA} \quad (6.30)$$

Ces deux équations montrent bien le lien entre l'évolution de la raideur globale de la structure et son taux de restitution d'énergie G. C'est l'évolution de ce paramètre que nous allons étudier dans la suite de cette partie. On notera en particulier que la stabilité de la propagation de la fissure est liée au signe de $\frac{\partial G}{\partial A}$. Si celui-ci est positif, la propagation est instable. A l'inverse, si celui-ci est négatif, la propagation est stable.

6.4.2 Comparaison de la configuration plane et de la géométrie courbe

Les deux types de pilotage (déplacement ou contrainte) ont été réalisés pour les deux joints étudiés. Le rayon de courbure pour le joint courbe est ici de 75 mm. Pour la condition de contact, deux cas différents ont été considérés : pour le premier, le contact est considéré sans frottement ; pour le second, un coefficient de frottement de 0.9 est pris en compte. Ce coefficient de frottement, très élevé, a été choisi pour mettre en relief l'influence de celui-ci dans le cadre étudié.

Les résultats dans le cas de l'application d'un effort sont donnés en figure 6.17 (une contrainte de 100 MPa a été appliquée). Dans cette figure, chaque point correspond au résultat d'un calcul en élément fini. Après chaque calcul, une valeur de déplacement moyenne en extrémité de joint est déterminée (figure 6.16). Celle-ci permet d'avoir accès à la complaisance C en fonction de

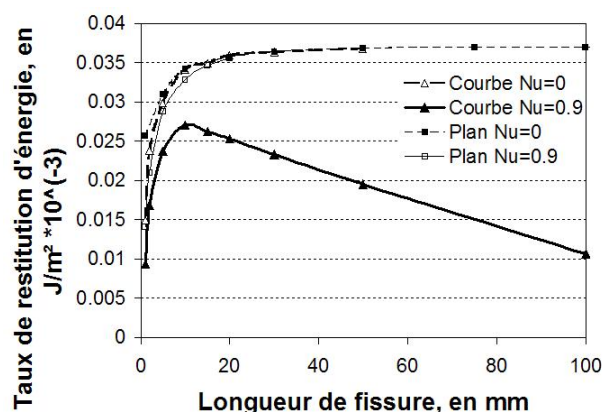


FIG. 6.17: Taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure pour les deux configurations courbe et plane et avec ou sans frottement dans le cas d'une contrainte appliquée de 100 MPa

la longueur de fissure. On rappelle que la zone fissurée est modélisée par une zone de contact avec ou sans frottement, et que la zone non fissurée est gérée par une condition de continuité des champs entre les noeuds des deux interfaces. La valeur du taux de restitution d'énergie peut alors être déterminée grâce à l'équation 6.30.

On remarque en figure 6.17 que lorsque le frottement n'est pas pris en compte, les comportements sont identiques pour les deux géométries. Le taux de restitution d'énergie augmente et la propagation de fissure est donc instable indiquant une rupture brutale du joint collé. La prise en compte du frottement permet dans le cas du joint courbe d'obtenir un maximum du taux de restitution d'énergie près du bord, indiquant l'obtention d'une propagation stable de la fissure. L'utilisation d'une géométrie courbe permet donc sans doute d'améliorer les performances de l'assemblage puisque celui-ci subira une fissuration progressive en cas de surcharge accidentelle, ou de fatigue.

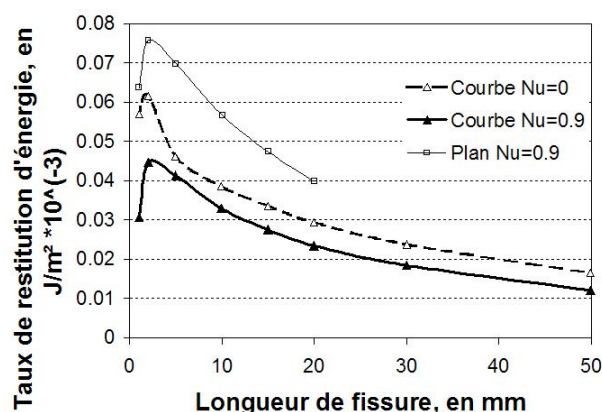


FIG. 6.18: Taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure pour les deux configurations courbe et plane et avec ou sans frottement dans le cas d'un déplacement appliqué

Les résultats dans le cas de l'application d'un déplacement sont donnés en figure 6.18 (un déplacement de 0.03 mm a été appliqué). Dans ce cas, on calcule la raideur à partir de la moyenne de la valeur de la contrainte en extrémité du renfort, et de l'équation 6.29. On note que dans ce cas la propagation de fissure est stable. La prise en compte d'une géométrie courbe, puis du frottement permet de réduire le taux de restitution d'énergie indiquant une capacité ultime avant fissuration plus importante.

6.4.3 Influence du rayon de courbure sur le taux de restitution d'énergie

L'influence du rayon de courbure sur le taux de restitution d'énergie a été étudiée en négligeant le frottement. Les résultats pour trois rayons différents sont donnés en figure 6.19. On remarque que dans l'ordre de grandeur des rayons étudiés, celui-ci a peu d'influence.

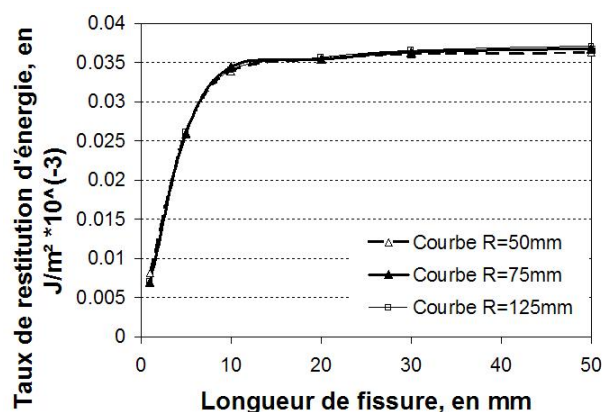


FIG. 6.19: Taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure pour trois rayons de courbure différents sans prise en compte du frottement

6.4.4 Influence du coefficient de frottement sur le taux de restitution d'énergie

L'influence du coefficient de frottement sur le taux de restitution d'énergie a également fait l'objet de quelques investigations. Les résultats sont donnés en figure 6.20. On remarque que plus celui-ci est élevé, plus la pente de décroissance du taux de restitution d'énergie en seconde partie est importante. La stabilisation de la fissure dépendra donc du coefficient de frottement.

En fait, en s'appuyant sur la théorie analytique effectuée sur les phénomènes de frottement dans le paragraphe précédent, il est facile de comprendre ce phénomène et on peut même déterminer la valeur de cette pente. Ainsi, l'équation 6.31 donne l'évolution de la contrainte et donc de la déformation de l'adhérent le long de la partie fissurée. Si on considère que l'évolution du taux de restitution d'énergie provient majoritairement de la déformation élastique longitudinale de l'adhérent au-dessus de la partie fissurée, ce qui est vrai pour des longueurs fissurées suffisamment importantes, on peut déterminer une formule analytique de G en intégrant cette

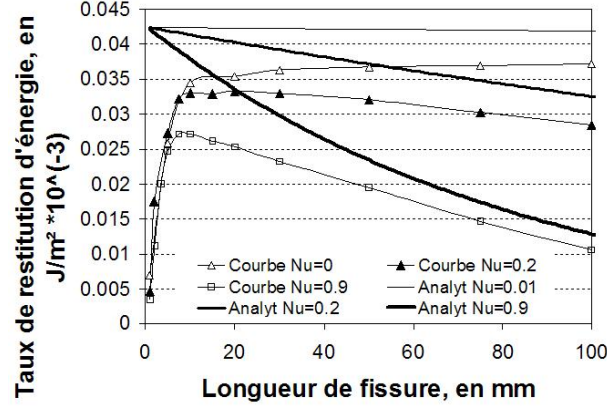


FIG. 6.20: Taux de restitution d'énergie en fonction de la longueur de fissure pour différents coefficients de frottement et théorie analytique développée pour ces mêmes coefficients de frottement

déformation de l'adhérent sur la longueur fissurée.

$$\eta = \frac{N_{\theta\theta}(s=a)}{N_{\theta\theta}(\theta=0)} = \exp\left(-\frac{\nu a}{R}\right) \quad (6.31)$$

Dans un premier temps, le déplacement additionnel Δ_{add} dû à la partie fissurée de longueur a et pour une contrainte appliquée σ_0 s'exprime par l'équation 6.32.

$$\Delta_{add} = \int_0^a \int_R^{R+e_1} \frac{\sigma_{\theta\theta}(s,r)}{E_1} dr ds = \int_0^a \frac{N_{\theta\theta}(s)}{e_1 E_1} ds = \frac{\sigma_0}{E_1} \frac{R}{\nu} \left(1 - \exp\left(-\frac{\nu a}{R}\right)\right) \quad (6.32)$$

Ceci permet de déterminer la valeur du paramètre C , puis la valeur de G selon le principe énoncé en début de cette partie. Les courbes obtenues par cette méthode sont tracées en figure 6.20. On remarque qu'effectivement la pente des courbes ainsi obtenues pour des longueurs de fissures suffisamment importantes est proche de celle des caractéristiques reliant le taux de restitution d'énergie à la longueur de fissure. La diminution de G provient donc essentiellement du frottement et peut être simplement approchée par la méthode analytique décrite ci-dessus.

On retiendra que la géométrie courbe permet bien de stabiliser la progression de la fissure et de diminuer le taux de restitution d'énergie indiquant des capacités plus élevées avant rupture. La prise en compte du phénomène de frottement est essentielle pour comprendre la réduction de G par l'utilisation d'une géométrie courbe.

6.5 Réalisation d'essais

Afin de pouvoir vérifier les attentes théoriques, diverses séries d'essais ont été réalisées. Pour pouvoir les mener à bien, un dispositif spécifique d'essai a dû être conçu et des procédures de réalisation des joints collés définies. Bien qu'il reste encore de nombreuses pistes à étudier, les premiers résultats semblent satisfaisants et vont dans le sens d'une amélioration des capacités des joints collés.

6.5.1 Description du dispositif d'essais

Le dispositif d'essai a été conçu de manière à pouvoir tester des joints courbes de rayon 100mm et des joints plans.

Un schéma et une photo du dispositif sont donnés en figure 6.21. On y distingue la partie permettant de se fixer à la machine de traction solidaire de montants permettant de fixer les joints à tester. En figure 6.21, un joint courbe est fixé grâce à deux clavettes horizontales. On peut également fixer un joint plan à l'aide de 4 vis grâce aux 4 filetages visibles sur les montants. Dans les deux cas, l'excentricité des filetages ou de la cavité pour le joint courbe permet d'aligner le renfort composite avec le mors conique de la machine de traction. La machine utilisée a une capacité de 100 kN, et le pilotage est effectué en déplacement.

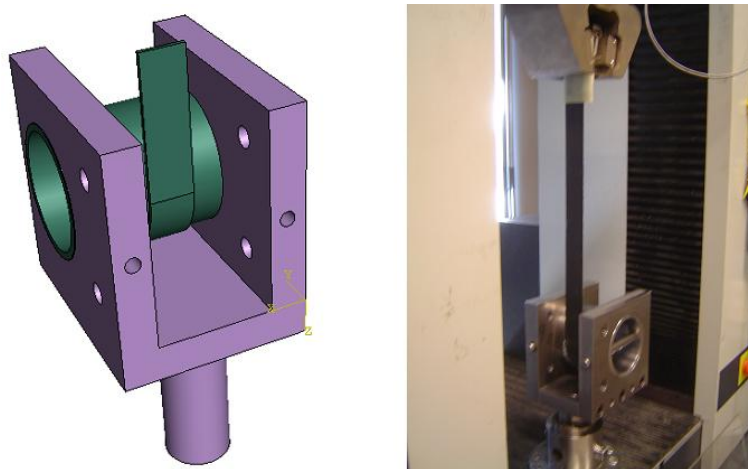


FIG. 6.21: Schéma et photo du dispositif d'essai

6.5.2 Réalisation des éprouvettes

La réalisation des éprouvettes nécessite un soin particulier et a été différente en fonction du procédé testé. Trois différents procédés ont été testés : un plat carbone polymérisé à chaud sous pression collé avec la DP460, un plat carbone polymérisé à chaud sous pression collé avec la Sikadur 330, et un tissu carbone imprégné avec le Sikadur 330.

Réalisation des plats carbone

Les plats carbone ont été réalisés en empilant des plis d'uni-directionnels pré-imprégnés. Ceux-ci ont été mis en place sur une surface courbe de rayon 100mm dans le cas des joints courbes. Il est important de noter qu'une attention particulière doit être apportée à la stratification (absence de plis, de bulles d'air, etc...) pour éviter la création de défauts dans le composite responsables de ruptures prématurées. Pour permettre une cuisson et une mise sous vide de l'ensemble, un empilement de différents tissus est nécessaire (tissus d'arrachage pour absorber l'excédent de résine, téflon pour éviter le collage sur la tôle de cuisson, drain pour assurer une mise sous vide homogène et bâche à vide pour étanchéifier le tout) (figure 6.22). La cuisson permettant la polymérisation de la matrice du plat a ensuite lieu à 120°C pendant deux heures (une heure de montée en température, et une heure de cuisson). Le plat obtenu a une épaisseur variable en fonction du nombre de plis (l'épaisseur d'un pli est de 0.167 mm), et un module longitudinal de 120 GPa.

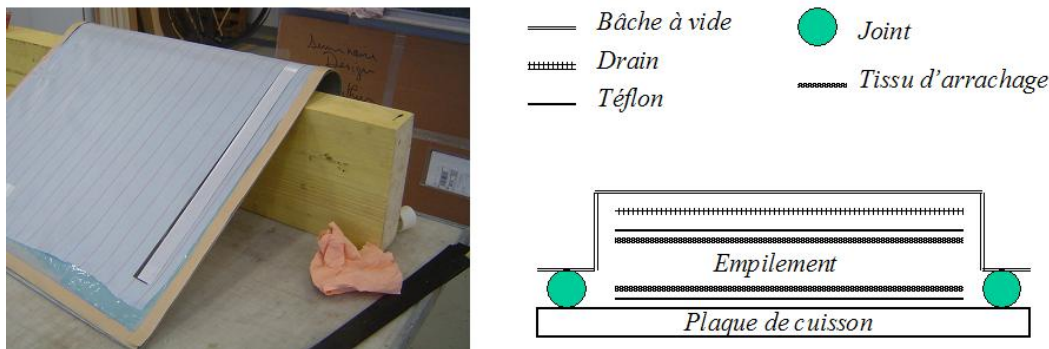


FIG. 6.22: Photo de la réalisation de l'empilement à gauche, schéma de l'empilement pour la polymérisation à chaud sous pression à droite

Préparation des surfaces

Après avoir réalisé les plats et avant la phase de collage qui dans le cas des tissus est aussi la phase de réalisation de la matrice du renfort, les surfaces des plats et des adhérents en acier doivent être préparées. Pour les plats, un léger ponçage, un dépoussiérage et un dégraissage sont menés. Pour les surfaces acier, un ponçage à la brosse métallique est effectué. Celui-ci est suivi d'un dégraissage soigné à l'acétone.

Application du renfort composite

Dans le cas des plats, un double encollage est effectué avant d'appliquer le renfort sur l'acier. Le tout est ensuite maintenu à l'aide de pinces pendant le temps de la polymérisation. Dans le cas du tissu, la résine est appliquée sur l'adhérent acier, et sur une surface téflonnée pour ensuite appliquer le tissu, assurer son imprégnation par un rouleau, puis ajouter une dernière couche de résine de finition (le tissu a un module de 31 GPa pour une épaisseur de 1 mm). Une

fois les résines polymérisées, on ajoute des renforts en extrémité du composite pour éviter un endommagement précoce de la partie enserrée dans les mors. Une partie des échantillons obtenus sont représentés en figure 6.23.

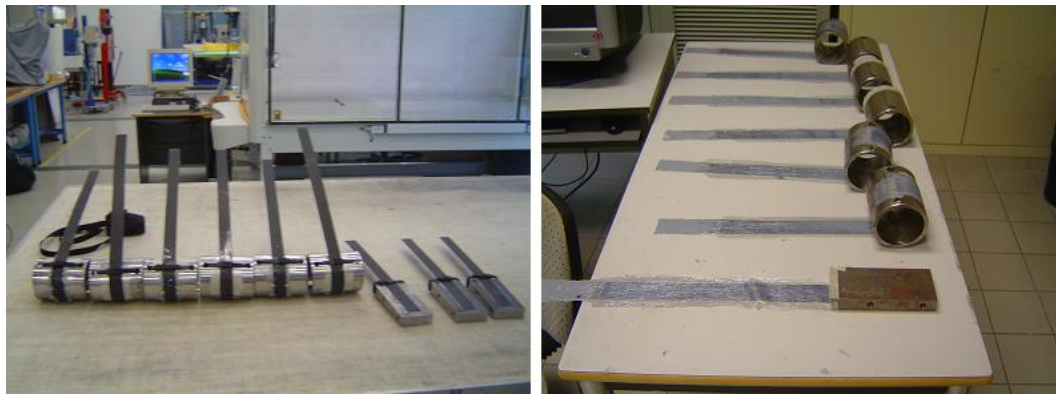


FIG. 6.23: Photos des éprouvettes courbes et plans de plat collé à gauche, et de tissu à droite

Pour chacun des procédés, neuf échantillons sont testés avec trois configurations différentes (figure 6.24) : un joint plan de longueur de recouvrement 80 mm, un joint courbe de longueur de recouvrement 80 mm (environ 90°), un joint courbe avec une longueur de frottement de 80 mm suivie d'une longueur de recouvrement de 80 mm (pour chaque cas, trois échantillons identiques sont testés pour obtenir une idée de la dispersion expérimentale). Tous les échantillons sont testés une semaine après leur réalisation avec la même procédure à vitesse de déplacement constante et avec plusieurs charges/décharges. Les principaux résultats exploités sont ici le mode de rupture et la capacité maximale.

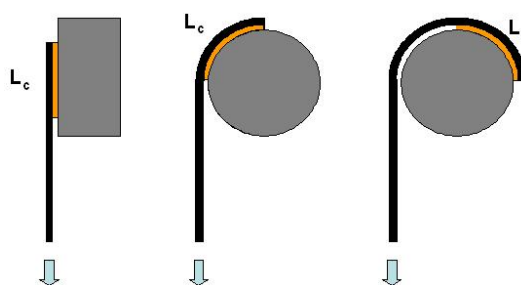


FIG. 6.24: Schéma des trois types d'échantillons testés

6.5.3 Résultats

Les résultats sont reportés dans le tableau 6.1. Deux lieux de rupture sont relevés : dans le renfort en traction, dans le joint de colle mixte adhésif/cohésif. Ce dernier mode de rupture pourrait être optimisé en travaillant davantage sur la phase de préparation de surface (en utilisant un traitement plasma par exemple). Le but n'est cependant pas ici de s'attacher à obtenir une

rupture purement cohésive, mais bien de comparer la capacité de deux joints collés ayant subi un traitement de surface identique. On se contentera donc de cette préparation de surface pour notre étude. On notera que le mode de rupture de la configuration plane intervient toujours dans le joint de colle. Les configurations courbes conduisent dans les trois cas à une augmentation de la capacité. Pour le plat collé avec la colle élasto-plastique (DP460), cette augmentation ne s'accompagne pas d'une modification du mode de rupture (le nombre de plis est de 12 ici). Pour les deux autres cas, le mode de rupture est modifié, et c'est le renfort qui cède à la place du joint de colle. On notera que le nombre de plis est seulement de 3 pour le cas du plat collé avec la colle élastique fragile (Sikadur 330).

Procédé	Adhésif	Configuration	Lieu de rupture	Capacité en MPa	Ecart-type en %
Plat carbone	DP 460	Plan	Joint de colle	641	13
		Courbe	Joint de colle	785	23
		Courbe et frottement	Joint de colle	1167	4
Plat carbone	Sikadur 330	Plan	Joint de colle	656	13
		Courbe	Renfort	2242	5
		Courbe et frottement	Renfort	1935	8
Tissu carbone	Sikadur 330	Plan	Joint de colle	283	25
		Courbe	Renfort	349	6
		Courbe et frottement	Renfort	374	6

TAB. 6.1: Résultats des investigations expérimentales sur joints courbes

L'augmentation de capacité la plus importante se produit dans le cas du plat collé avec la colle élastique fragile : celle-ci est supérieure à 340%. Le rôle de la zone de frottement n'est pas évident pour les deux cas où les ruptures ont lieu dans le renfort. Il est conséquent pour le cas où la rupture a lieu dans le joint de colle. En s'intéressant à la surface de frottement des échantillons courbes après les essais, on a pu observer de nettes marques causées par celui-ci (figure 6.25) qui attestent de son occurrence et par conséquent, de l'importance de sa prise en compte.



FIG. 6.25: Photo d'une zone de frottement après essai permettant de vérifier que celui-ci a bien eu lieu

6.5.4 Exploitation des résultats

En utilisant les concepts développés tout au long de ce chapitre, et la caractérisation des adhésifs effectuée dans le chapitre précédent, on peut décrire les mécanismes qui ont conduit à augmenter la capacité des joints réalisés. Seuls les essais avec plats collés seront analysés ici : tout d'abord ceux menés avec la DP 460, puis ceux menés avec la colle élastique fragile : la Sikadur 330.

Cas du plat collé avec la DP460

On s'intéresse dans un premier temps à la comparaison du joint plan avec le joint courbe. L'augmentation de capacité observée est liée à la composante de compression hors plan créée par la courbure du joint. Afin de prendre en compte le rôle de cette composante, le comportement de l'adhésif doit être modélisé par un critère de type Drucker-Prager. D'après les essais de caractérisation effectués dans le chapitre précédent, nous connaissons l'angle de frottement pour la DP 460 qui est de 22° . On peut donc déterminer les profils de cisaillement à la rupture pour le joint plan et le joint courbe.

Les deux profils de cisaillement ont été déterminés grâce à un seul calcul aux éléments finis selon la méthode décrite dans [Thibon \(2008\)](#). Cette méthode a été choisie car elle permet d'obtenir les profils de cisaillement pour les deux configurations (plan et courbe) avec une même longueur plastifiée (considérée comme critique dans le chapitre 4) et car elle ne nécessite qu'un seul calcul aux éléments finis.

La méthode consiste à calculer un joint courbe par le modèle éléments finis décrit au paragraphe 6.1.3 en appliquant un critère de plasticité de type Von Mises à l'adhésif puis à déterminer le profil de cisaillement correspondant à un critère de Drucker Prager en utilisant le profil de pression hydrostatique résultat du calcul. Dans le cas du joint plan, on obtient un profil de cisaillement classique avec existence d'un plateau de cisaillement constant (figure 6.26). Dans le cas du joint courbe, la présence d'une pression hydrostatique décrite en figure 6.26 modifie ce plateau et la valeur limite de cisaillement augmente avec la valeur de la pression hydrostatique selon l'équation 5.10 ($q - (p \tan \phi + d) = 0$). Cette méthode permet d'estimer l'augmentation de la capacité en s'intéressant à l'aire de la surface hachurée sur la figure 6.26. Cette aire correspond en effet au transfert d'effort additionnel permis par la courbure pour une même longueur plastifiée puisqu'il s'agit de la différence entre les profils de cisaillement pour les deux configurations (plan et courbe). Cette méthode sous-entend donc que le critère de rupture adopté est celui de la longueur plastifiée critique présenté dans le chapitre 4.

L'augmentation en capacité obtenue par cette méthode est de l'ordre de 12%, alors qu'on obtient expérimentalement 20% d'augmentation. On notera que la prise en compte d'un critère de type exponentiel ou hyperbolique pour Drucker-Prager pourrait certainement nous permettre de nous rapprocher de cette valeur. En outre, la loi d'écoulement à laquelle nous ne nous sommes pas intéressés ici a une influence non négligeable sur les résultats, et des investigations supplémentaires seraient nécessaires sur cet aspect. On pourrait également s'intéresser à d'autres

critères de rupture comme dans [Dean et al. \(2004\)](#). Il n'en reste pas moins que cette analyse permet de comprendre les raisons de l'augmentation de capacité entre joint courbe et joint plan, et que l'ordre de grandeur déterminé est cohérent avec les résultats expérimentaux.

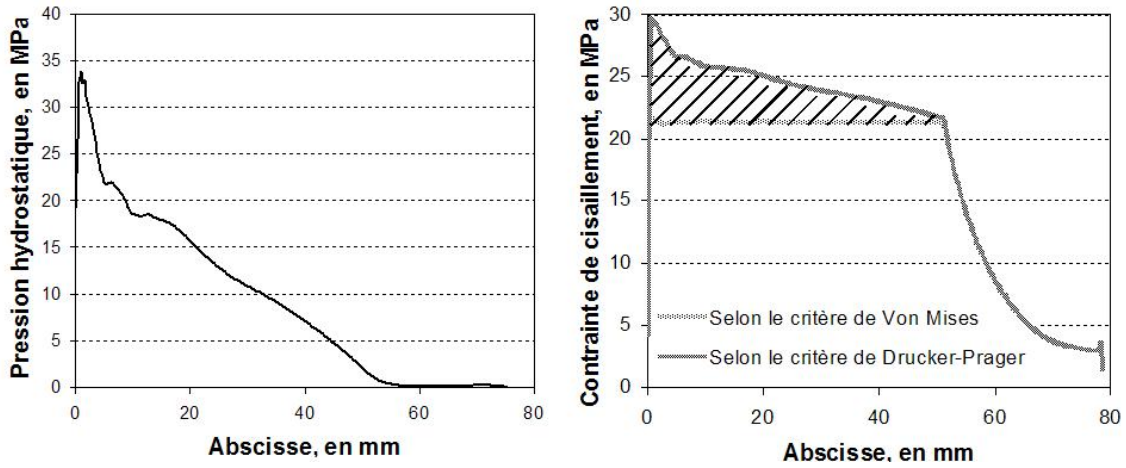


FIG. 6.26: Profil de la pression hydrostatique le long du recouvrement pour le joint courbe à gauche, profil de cisaillement pour calcul avec un critère de Von Mises et de Drucker Prager pour l'adhésif à droite

La seconde comparaison porte sur les deux joints courbes. Le second joint courbe comporte une zone de frottement de longueur 80 mm et l'augmentation en capacité nous permet donc de déterminer le coefficient de frottement de cette zone comme il l'a été expliqué dans un des paragraphes précédent. D'après la figure 6.14, on peut déterminer le coefficient de frottement à partir de la valeur de l'augmentation de la capacité. On trouve pour le cas étudié une augmentation de la capacité de 49 % pour un angle de frottement de $\frac{\pi}{2}$. Ceci donne un coefficient de frottement situé entre 0.4 et 0.5 qui est cohérent avec les coefficients de frottement déterminés expérimentalement (pour rappel, ils étaient situés entre 0.4 et 0.7). Bien entendu, la question de l'évolution de ce coefficient dans le temps reste posée, mais le concept proposé et la modélisation permettent d'obtenir des ordres de grandeur satisfaisants avec les observations expérimentales effectuées.

Cas du plat collé avec la Sikadur 330

L'augmentation qualitative de la capacité a été vérifiée expérimentalement, mais les résultats obtenus nous permettent seulement d'obtenir une borne inférieure de cette augmentation puisque le mode de rupture a été modifié (passage d'une rupture dans le joint de colle à une rupture en traction du renfort).

Si on s'intéresse de plus près à la valeur de cette augmentation, on constate que la prise en compte d'un comportement de type Drucker-Prager ne suffit pas ([Thibon \(2008\)](#)). En effet, l'augmentation de 340% est largement supérieure à l'augmentation de la valeur du cisaillement maximal prévue en prenant en compte l'angle de frottement de 49° déterminé dans le chapitre

précédent pour la sikadur 330. L'augmentation de la capacité du joint collé ne peut donc pas être expliquée en prenant seulement en compte ce paramètre.

En fait, nous avons remarqué au paragraphe 6.4 que la configuration courbe conduisait à un contrôle de la propagation de la fissure grâce au frottement existant dans la zone fissurée dans les paragraphes précédents. Ce frottement doit être pris en compte lorsqu'on s'intéresse à l'augmentation de la capacité du joint, et dans notre cas, c'est sans doute celui-ci qui permet d'obtenir une telle augmentation. La longueur collée est en effet dans ce cas (colle élastique fragile) très supérieure à la longueur d'ancrage qui est égale à environ 30 mm. Ceci signifie qu'une zone importante peut se fissurer avant d'obtenir la capacité ultime du joint collé. Bien entendu, des observations in-situ devront être réalisées pour vérifier la présence d'une fissure avant rupture et il s'agit donc d'une des perspectives de ce travail.

On peut toutefois déterminer dans notre cas grâce à l'équation 6.27 une relation entre la longueur fissurée et le coefficient de frottement à partir de l'augmentation en capacité, ou plus exactement du rapport entre les deux capacités :

$$\frac{656}{2242} = 29\% = \frac{N_{\theta\theta}(s=a)}{N_{\theta\theta}(\theta=0)}$$

On obtient alors la courbe donnée en figure 6.27 qui représente la valeur que doit prendre le coefficient de frottement pour transmettre l'effort connu à partir des données expérimentales en fonction de la longueur fissurée. On remarque alors que pour obtenir un coefficient de frottement réaliste (inférieur à 1), on doit avoir une longueur fissurée égale à pratiquement la totalité de la longueur collée (la longueur collée est d'environ 118 mm ici). Ceci signifie que le phénomène de fissuration et de transfert des efforts par frottement ne suffit pas non plus pour expliquer l'efficacité rencontrée expérimentalement.

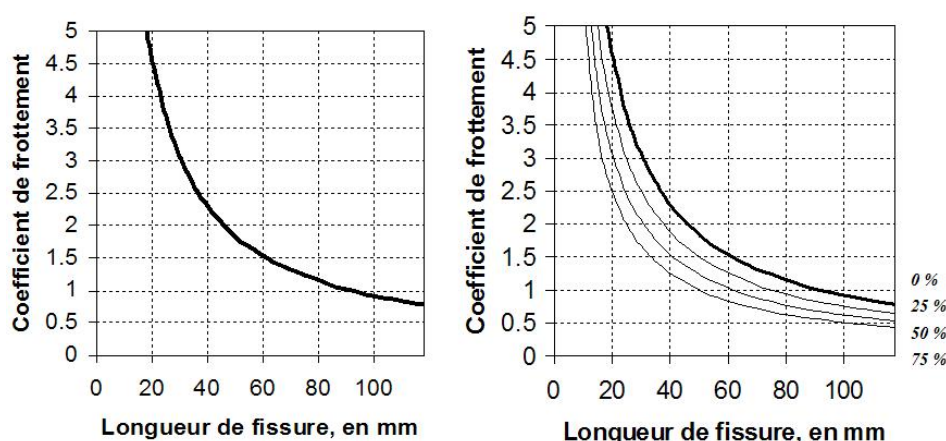


FIG. 6.27: Valeur du coefficient de frottement en fonction de la longueur fissurée pour le rapport $\frac{N_{\theta\theta}(s=a)}{N_{\theta\theta}(\theta=0)}$ expérimental à gauche, puis avec différentes augmentations de $N_{\theta\theta}(s=a)$ à droite

Ceci illustre donc l'importance de la prise en compte des deux phénomènes pour l'évaluation de l'augmentation en capacité, i.e. l'augmentation de la contrainte de cisaillement maximale et le phénomène de fissuration, donc de transfert par frottement. Pour illustrer ceci, on peut sur le graphique précédent considérer un rapport $\frac{N_{\theta\theta}(s=a)}{N_{\theta\theta}(\theta=0)}$ différent en augmentant notamment la valeur de $N_{\theta\theta}(s=a)$. L'augmentation de cette valeur est directement influencée par l'augmentation de la valeur de la contrainte de cisaillement maximale sous l'effet de la pression hydrostatique induite par le joint courbe. Les courbes obtenues en augmentant par pas de 25% la valeur de $N_{\theta\theta}(s=a)$ sont données en figure 6.27 à droite et on constate alors qu'on obtient des valeurs de coefficient de frottement satisfaisantes pour des longueurs fissurées réalistes. Pour obtenir le pourcentage réel d'augmentation de cet effort induit par la courbure, il conviendrait de réaliser une nouvelle série d'essais permettant d'obtenir une rupture dans le joint de colle en augmentant par exemple le nombre de plis du renfort composite.

Le phénomène du frottement est important car une des questions qui se pose à ce sujet est de connaître l'évolution du coefficient de frottement lors de chargements cycliques et donc de savoir si l'augmentation en capacité du joint reste constante ou diminue lors de sa durée de vie. On peut en effet penser que le coefficient de frottement est susceptible de beaucoup diminuer à cause de l'érosion des surfaces en contact. Il faut donc rester prudent sur la valeur de l'augmentation de la capacité observée expérimentalement. Bien que cette dernière investigation soit de nature plus qualitative, elle permet bien de vérifier l'augmentation de capacité des joints courbes et de vérifier certains concepts énoncés au début du chapitre. On rappelle en outre, que nous nous sommes appuyés sur une borne inférieure en terme d'augmentation de capacité puisque le mode de rupture a été modifié. Des investigations supplémentaires devront s'attacher à obtenir des modes de rupture identiques pour disposer de résultats quantitatifs.

6.6 Conclusion

Ce chapitre nous a permis de nous intéresser plus précisément aux possibilités offertes par une géométrie courbe. Après avoir développé une méthode de détermination analytique des champs de contrainte dans le joint de colle nous permettant d'étudier l'influence de la géométrie sur les champs de cisaillement et d'arrachement (en particulier de la courbure), nous avons porté notre attention sur la comparaison pour les deux types de colle rencontrés (élastique fragile et élasto-plastique) entre les deux configurations. Nous avons pu mettre en relief l'importance de la prise en compte du comportement bi-axial de l'adhésif via l'utilisation du critère de Drucker-Prager dans cette étude. La géométrie courbe s'est révélée adéquate pour créer une composante de compression hors-plan, mais aussi pour soulager le joint collé en transmettant une partie de l'effort par frottement. Ce phénomène n'est pas anodin puisqu'il permet également lorsqu'il y a fissuration de contrôler la propagation de la fissure et qu'il augmente donc par conséquent la durée de vie des joints réalisés.

Après avoir mené une étude théorique, un dispositif d'essai a été conçu et plusieurs séries réalisées. Il reste de nombreuses pistes d'actions sur le travail expérimental, mais les premiers résultats nous ont permis de vérifier l'amélioration de la capacité du joint par l'utilisation de la

géométrie courbe. Les éléments théoriques ont pu être utilisés pour décrire quantitativement les observations expérimentales, et les résultats sont prometteurs. On retiendra que dans le cas d'une colle élasto-plastique, la longueur plastifiée semble restée identique à la rupture. L'augmentation de la capacité peut alors être déterminée en prenant en compte la pression hydrostatique et son influence sur la contrainte de cisaillement. Dans le cas d'une colle élastique fragile, l'augmentation de la capacité déterminée expérimentalement a été beaucoup plus importante. Deux phénomènes doivent alors être pris en compte : de nouveau l'influence de la pression hydrostatique sur la capacité en cisaillement, mais aussi la fissuration qui entraîne l'existence d'une zone de frottement dont le coefficient est à priori relativement élevé en quasi-statique.

Il reste toutefois de nombreux points à approfondir. Dans un premier temps, la question de la mise en oeuvre reste une question délicate. Dans le cas de pultrudés classiques qui ne sont pas précourbés, elle peut induire un effort d'arrachement dans le joint de colle. Dans le cas des tissus, nos premiers essais n'ont pas permis d'augmenter de manière importante la capacité du joint collé. On retiendra toutefois qu'il serait intéressant de conduire une étude similaire avec un adhérent de type béton qui présente lui aussi un comportement bi-axial intéressant dans le cas d'une composante de compression. Une autre question concernant l'évolution des zones de frottement dans le temps a été également soulevée. Des études de tribologie des surfaces mises en jeu, et des études de fatigue des joints réalisées devraient être menées pour pouvoir quantifier l'évolution du coefficient de frottement au cours du temps. Enfin, nous n'avons pas abordé ces points dans ce chapitre, mais certaines de nos modélisations par éléments finis ont mis en relief d'autres possibilités d'amélioration du comportement du joint collé : on pourra retenir par exemple l'utilisation d'un bec ou d'adhérents courbes plus souples qui permettent d'adoucir les concentrations de contraintes et donc, à priori, d'atteindre des capacités plus importantes.

Conclusions et perspectives

Cette étude nous a permis, outre de proposer un nouveau dispositif d'ancrage, de pouvoir aborder les principaux aspects phénoménologiques du collage structural nécessaires au concepteur. Après avoir rappelé les principes fondateurs de la technologie : la définition, les principaux types d'adhésifs, les efforts d'adhésion et leur amélioration par le choix d'une préparation de surface adaptée, et les méthodes de caractérisation, nous nous sommes plus particulièrement penchés sur la compréhension et la modélisation du transfert des efforts dans un joint collé. De nombreux travaux ont été publiés à ce sujet, la plupart reposant sur des hypothèses élastiques. Ceux-ci mettent en exergue l'existence d'une longueur d'ancrage caractéristique et par conséquent d'une capacité maximale du joint collé, mais aussi l'importance de la notion d'équilibrage du joint collé ou encore des conditions de bord. On notera par ailleurs que la raideur d'un joint collé est peu affectée par les propriétés du matériau adhésif utilisé dans le cas du collage structural, et que ce paramètre n'est donc pas le mieux adapté pour étudier les joints collés. Ces principaux aspects ayant été soulevés, nous avons pu ensuite conduire différentes séries expérimentales sur joints à recouvrement pour vérifier l'adéquation de ces différentes théories avec la réalité. Pour ces études expérimentales, des essais préliminaires ont à chaque fois été nécessaires pour assurer l'obtention d'efforts d'adhésion suffisants et donc de ruptures cohésives. Dans la plupart des cas, on retiendra que les ruptures adhésives révèlent une insuffisance de la phase de préparation des surfaces et donc des défauts de mise en oeuvre.

La suite de ce travail expérimental a ensuite été présenté dans la seconde partie dans laquelle une description minutieuse des deux types d'essais réalisés a été faite. Ces essais nous ont permis de vérifier que certaines des prédictions des modèles élastiques s'éloignaient des résultats expérimentaux, et que par conséquent la prise en compte de phénomènes non-linéaires était nécessaire. Plus particulièrement, l'étude de la longueur d'ancrage expérimentale s'est avérée très intéressante pour vérifier cet aspect. Deux phénomènes ont été pris en compte en fonction des profils de rupture observés et des matériaux en jeu. Dans le cas du collage sur béton, un modèle d'endommagement de type "zone cohésive" a été utilisé. Les résultats de ce modèle se sont avérés satisfaisants et on notera que le guide de recommandations Italien sur le sujet (CNR (2004)) s'appuie sur ce type de modèle pour caractériser les interfaces collées. Dans le cas du collage avec un adhésif ayant un comportement élasto-plastique, un modèle analytique a été développé pour prendre en compte l'ajout d'une longueur plastifiée à la rupture qui augmente par conséquent la longueur d'ancrage caractéristique du joint collé. L'existence de plasticité en cisaillement a été vérifiée par des observations au microscope, et son influence dans le cas d'un cycle de charge/décharge a été démontrée par des mesures de déformations. Ce dernier aspect est important car il suppose l'existence d'une précontrainte du joint de colle au repos après un cycle de charge/décharge et par conséquent une plus grande sensibilité du joint à des phénomènes de fluage par exemple. Dans les deux cas, on constate une augmentation importante de la longueur d'ancrage pour la capacité ultime, ce qui conduit donc le concepteur à augmenter de manière importante les dimensions du joint collé.

La troisième partie s'est quant à elle intéressée à l'optimisation du transfert des efforts et à l'étude d'une géométrie particulière permettant d'augmenter les capacités des joints collés réalisés. Après avoir relevé les principaux points qui peuvent faire l'objet d'un soin

particulier tels que le bourrelet de colle, le traitement des adhérents en extrémité, ou encore l'utilisation de matériaux gradués en épaisseur ou en propriétés mécaniques, nous nous sommes intéressés au matériau adhésif et à sa caractérisation en nous attachant à étudier l'influence d'une composante de contrainte hors-plan ou encore d'une pression hydrostatique. Celle-ci s'est révélée particulièrement intéressante, et le comportement des adhésifs étudiés que ce soit pour l'enveloppe de rupture ou le domaine d'élasticité semble suivre un comportement de type Drucker-Prager. Cet aspect nous a donné l'idée de travailler sur une géométrie qui confère naturellement une composante de compression hors-plan, à savoir une géométrie dite "courbe". Les cas d'une colle élastique et élasto-plastique ont été étudiés et l'amélioration apportée quantifiée. On notera que l'existence de phénomènes de frottement peuvent augmenter la capacité du joint collé (ce phénomène est appelé plus couramment "effet courroie") et également améliorer le comportement à la fissuration de l'assemblage. Les résultats théoriques ont ensuite été confrontés à des résultats expérimentaux. L'augmentation de la capacité des joints réalisés a été vérifiée et les éléments d'explication apportés semblent pouvoir justifier l'amélioration observée. On retiendra que dans le meilleur des cas, celui d'une colle élastique fragile, la capacité ultime du joint collé a été multipliée par un facteur supérieur à trois. La géométrie courbe semble donc particulièrement efficace dans le cas quasi-statique.

Il reste bien entendu de nombreuses questions associées à ce travail et beaucoup de pistes de réflexions s'amorcent. Deux aspects principaux peuvent être approfondis : des aspects portant sur l'étude quasi-statique, et des aspects portant sur l'évolution du joint collé dans le temps.

Pour ce qui est de l'aspect quasi-statique, on notera que le développement de l'outil MPFEAP reposant sur les modèles M4 formulés à l'UR Navier semble très performant en terme de temps de calcul et de facilité d'exécution. Cet outil a été récemment amélioré en intégrant la possibilité de modéliser un comportement élasto-plastique parfait pour les interfaces (ceci a été présenté dans le chapitre 4). Il pourrait être intéressant de continuer son développement en y implémentant d'autres modèles caractéristiques de zone cohésive comme le modèle bilinéaire présenté dans le chapitre 4 par exemple. Cet outil existe dans le code aux éléments finis Abaqus et permet d'associer un comportement de zone cohésive différent pour chacun des trois modes de sollicitation de la mécanique de la rupture à l'interface (le mode I correspond à l'arrachement, le mode II correspond au cisaillement, le mode III correspond au cisaillement transverse). Dans le cas du collage sur béton, l'essai à simple recouvrement permet de déterminer le modèle de zone cohésive pour le mode II comme montré dans [Chataigner et al. \(2008c\)](#). Il reste à se pencher sur la caractérisation en mode I de ce type de joint collé pour obtenir une description complète de l'interface puisque le mode III a peu d'influence dans ce cas. Ceci a été initié dans [Gonzalez \(2006\)](#) et doit être approfondi pour obtenir une caractérisation complète de la zone cohésive. A terme, on pourrait donc disposer de deux essais de détermination des modèles de zones cohésives (mode I et mode II), et d'un outil de calcul tel que MPFEAP permettant de s'intéresser à diverses structures multicouches.

On retiendra ensuite que le travail initié sur la géométrie courbe est loin d'être complet. Outre le travail expérimental supplémentaire nécessaire en quasi-statique (vérification de la

présence de fissures, détermination de l'augmentation réelle de capacité dans le cas d'une colle élastique fragile), des études additionnelles devraient s'attacher à comprendre l'évolution du frottement dans le temps avec l'usure des surfaces si l'on veut s'assurer d'un comportement à long-terme satisfaisant. Bien entendu, ceci pose la question du traitement des surfaces et éventuellement de leur entretien. On notera également qu'en réalité, les pultrudés commerciaux ne sont pas préformés et que leur collage sur une surface courbe pourrait induire une composante de traction. Cet aspect doit être quantifié pour vérifier la faisabilité d'un tel joint, et si la géométrie courbe reste encore avantageuse. Enfin, les premières études menées sur tissu se sont avérées peu convaincantes, et des investigations supplémentaires avec des adhésifs différents devraient être menées car ce type de matériau et la mise en oeuvre qui lui est associée est plus propice à la géométrie courbe. En particulier, il serait intéressant d'utiliser une résine d'enrobage plus ductile pour le tissu pour limiter l'endommagement des fibres de carbone.

Enfin, si la caractérisation effectuée sur les adhésifs à l'état massif s'est révélée intéressante, il serait utile de pouvoir la comparer à une caractérisation sur adhésifs en joints minces. A ce titre, nous avons pu relever la difficulté de réalisation d'essais sur tubes creux collés bout à bout. Une alternative à cet essai pourrait être l'utilisation d'un dispositif de type ARCAN décrit dans [Cognard et al. \(2008\)](#).

En ce qui concerne l'évolution dans le temps du joint collé, on retiendra tout d'abord que la question du fluage de l'assemblage collé et de son vieillissement sous contrainte reste posée. Dans le cas de la colle élasto-plastique, nous avons constaté dans le chapitre 4 une mise en précontrainte du joint de colle qui conduit à une sollicitation constante de celui-ci au cours du temps. Ce phénomène peut bien entendu être néfaste dans le cas de joints réels et devrait être étudié car il induit en effet un vieillissement sous charge. On notera que ce phénomène observé sur des joints à double recouvrement pourrait cependant être utile pour une étude de durabilité sous charge de l'assemblage collé car il permet d'assurer une sollicitation du joint de type relaxation. On peut par exemple imaginer d'effectuer un cycle de charge/décharge de joints collés et de les placer ensuite dans une enceinte climatique pour accélérer le vieillissement des matériaux. Dans une hypothèse de viscosité linéaire, le comportement en fluage serait alors déduit des essais de relaxation. Dans ce cas, aucun dispositif additionnel de chargement n'est nécessaire pendant la durée de stockage des échantillons. Cette idée reste à développer mais elle permet d'imaginer de nouvelles pratiques expérimentales d'investigations de la durabilité sous charge des assemblages collés.

La question du comportement en fatigue (sous sollicitations cycliques) du joint collé doit, elle aussi, être approfondie. Des premières études menées à l'UR Navier sur des poutres bois/béton assemblées par collage ont révélé un excellent comportement en fatigue ([Pham \(2007\)](#)), mais ceci doit être vérifié par des investigations supplémentaires avec d'autres adhérents, et sous des sollicitations différentes.

Sur le sujet de la durabilité de l'assemblage collé qui a été mis de côté au début de cette étude, le LRPC d'Autun a initié une étude de vieillissement d'assemblages composite collé sur

béton en collaboration avec le LCPC et l'UR Navier ([Benzarti et al. \(2008\)](#)). Ce sujet est en effet primordial si nous souhaitons apporter des réponses aux interrogations des concepteurs sur la confiance à accorder au collage structural sur le long-terme. Cette étude est en cours et s'intéresse à la manière dont vieillissent les joints collés sans sollicitation. Elle consiste à tester périodiquement des assemblages stockés sous conditions environnementales contrôlées (95 % HR, et 40°) en traction et en cisaillement. Parallèlement, plusieurs essais de caractérisation mécanique et physico-chimique des trois matériaux mis en jeu sont menés pour tenter de corrélérer l'évolution des matériaux avec l'évolution des assemblages collés. L'étude a été conduite sur deux procédés commerciaux de renforcements de structures en génie civil et sera terminée à l'issue de l'année 2008. Une série d'essais identique portant sur un troisième procédé vient par ailleurs de démarrer.

En lien avec cette étude expérimentale, un outil de modélisation basé sur un modèle d'endommagement est également en cours de réflexion suite aux travaux de [Nguyen \(2008\)](#). Une procédure d'identification de paramètres d'endommagement caractéristiques des joints étudiés a été formulée, et l'évolution de ceux-ci déterminée d'après les résultats expérimentaux devrait permettre à terme de mieux comprendre comment les assemblages vieillissent. Enfin, le LRPC d'Autun suit depuis plusieurs années trois ouvrages d'art en béton renforcés par composites collés pour pouvoir constituer en définitive un retour d'expérience sur le terrain de la technique du collage structural. Les efforts se portent donc désormais sur l'évolution des joints collés dans le long-terme. Au vu des diverses actions engagées, nous espérons pouvoir disposer de réponses concrètes à apporter aux concepteurs dans les années à venir.

Bibliographie

- Abaqus (2007). *ABAQUS/CAE 6.7 User's manual*. Dassault Systèmes.
- Abel, M. L., Allington, R. D., Digby, R. P., Porritt, N., Shaw, S. J., and Watts, J. F. (2006). Understanding the relationship between silane application conditions, bond durability and locus of failure. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 26 :2–15.
- Adams, R. D., Chambers, S. H., DelStrother, P. H. A., and Peppiatt, N. A. (1973). Rubber model for adhesive lap joints. *The journal of strain analysis for engineering design*, 8(1) :52–57.
- Adams, R. D. and Coppedale, J. (1977). The elastic moduli of structural adhesives. In K.W., A., editor, *Adhesion*, pages 1–17. Applied Science publishers.
- Adams, R. D. and Peppiatt, N. A. (1973). 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.
- Adams, R. D. and Peppiatt, N. A. (1974). Stress analysis of adhesive-bonded lap joints. *Journal of strain analysis*, 9(3) :185–196.
- Adams, R. D. and Wake, W. C. (1984). *Structural Adhesive Joints in Engineering*. Elsevier applied science.
- AFGC (2007). *Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites : Recommandations provisoires*. Association Française du Génie Civil.
- Andre, A. (2007). Strengthening of timber structures with flax fibres. Master's thesis, Lulea University of Technology.
- Andreassi, L., Baudille, R., and Biancolini, M. E. (2007). Spew formation in a single lap joint. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27 :458–468.
- Apalak, M. K. and Gunes, R. (2005). Investigation of elastic stresses in an adhesively bonded single lap joint with functionnally graded adherends in tension. *Composite Structures*, 70 :444–467.
- Arrowsmith, D. J. (1970). Adhesion of electroformed copper and nickel to plastic laminates. *Transactions of the Institute of Metal Finishing*, 48 :88–92.
- Até, A. and Aivazzadeh, S. (1999). Un élément fini mixte tridimensionnel pour le calcul des contraintes d'interface. *Revue Européenne des éléments finis*, 8(7) :791–811.

- Backelandt, A. (2005). *Etude des mécanismes d'adhésion à l'interface résine/ciment en vue de la réparation des ouvrages de génie civil*. PhD thesis, INSA Lyon.
- Bardis, J. (2002). *Effects of surface preparation on the long-term durability of adhesively bonded composite joints*. PhD thesis, University of California.
- Barquins, M. and Fadel, K. (1999). Adhésion et collage. *Découverte*, 271 :31–46.
- Bayart, G. (2007). Investigation du transfert des efforts par cisaillement pour un assemblage collé structural. Rapport de stage scientifique, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Belair, N. J. R. (2005). Contribution à la mise au point d'une procédure de caractérisation quantitative des surfaces en béton en vue de travaux de réfection. Master's thesis, Université de Laval, Québec.
- Belingardi, G., Goglio, L., and Tarditi, A. (2002). 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.
- Benzarti, K. and Nguyen, M. D. (2006). Etudes expérimentale et théorique de la pénétration d'une résine dans un substrat cimentaire. In *Journées des Sciences de l'Ingénieur, Marne La Vallée*.
- Benzarti, K., Quiertant, M., Aubagnac, C., Chataigner, S., Nishizaki, I., and Kato, Y. (2008). Durability of cfrp strengthened concrete structures under accelerated or environmental ageing conditions. In *2nd International Conference on concrete repair, rehabilitation and retrofitting : ICCRRR, Cape Town*.
- Boss, J. N., Ganesh, V. K., and Lim, C. (2003). Modulus grading versus geometrical grading of composite adherends in single lap bonded joints. *Composite Structures*, 62 :113–121.
- Bretton, C. and Villoutreix, G. (2005). Familles d'adhésifs et caractérisation d'un collage structural. *Techniques de l'Ingénieur*, (AM3560).
- Brosens, K. (2001). *Anchorage of externally bonded steel plates and CFRP laminates for the strengthening of concrete elements*. PhD thesis, Katholieke Universiteit Leuven.
- Broughton, B. and Gower, M. (2001). Preparation and testing of adhesive joints. Measurement Good Practice Guide 47, NPL Materials Centre.
- Bruneaux, M. A. (2004). *Durabilité des assemblages collés*. PhD thesis, ENPC.
- Caron, J. F. and Foret, G. (1991). Brevet d'invention : Dispositif d'accrochage d'une pièce travaillant en traction munie d'un élément d'accrochage notamment pour une éprouvette. N. de publication : 2 685 724.
- Carre, A. and Schultz, J. (1983). Polymer-aluminium adhesion. 1. the surface energy of aluminium in relation to its surface treatment. *The Journal of Adhesion*, 15(2) :151–161.

- Carreira, R. P., Caron, J. F., and Diaz-Diaz, A. (2002). Model of multilayered materials for interface stresses estimation and validation by finite element calculations. *Mechanics of materials*, 34(4) :217–230.
- CETIM (2006). *Guide du Collage - Bureaux d'études et aide à la conception*. CETIM.
- Chataigner, S. (2005). Failure criteria of the bonding : Application to the reinforcement of concrete structures by composite materials. Master's thesis, Imperial College London and Ecole Nationale des Travaux Publics de l'Etat.
- Chataigner, S., Caron, J. F., and Aubagnac, C. (2007). Conception et dimensionnement d'un ancrage de hauban plat en composite. In *Journées Nationales sur les Composites - Marseille*.
- Chataigner, S., Caron, J. F., and Aubagnac, C. (2008a). Design of a bonded anchorage for composite plates : Influence of the adhesive plasticity. In *European Conference on Composite Materials - Stockholm*.
- Chataigner, S., Caron, J. F., Aubagnac, C., and Benzarti, K. (2006). Détermination d'un critère de rupture dans le cas d'un collage de plats pultrudés à fibres de verre. In *Journées des Sciences de l'Ingénieur 2006 - Marne La Vallée*.
- Chataigner, S., Caron, J. F., Benzarti, K., Quiertant, M., and Aubagnac, C. (2008b). Characterization of composite to concrete bonded interface : Description of the single lap shear test. In *Orgagec, Marne-La-Vallée*.
- Chataigner, S., Caron, J. F., Quiertant, M., and Aubagnac, C. (2008c). Frp to concrete or steel bonded joints : Use of the bilinear cohesive zone model to characterize the anchorage zone. In *Challenges for Civil Construction : CCC, Porto*.
- Chataigner, S., Caron, J. F., Quiertant, M., Benzarti, K., and Aubagnac, C. (2008d). Characterization of composite-to-concrete interface : Use of the cohesive zone approach. In *Fourth International Conference on FRP Composites in Civil Engineering : CICE, Zurich*.
- Cheng, S., Chen, D., and Shi, Y. (1991). Analysis of adhesive-bonded joints with non-identical adherends. *Journal of Engineering Mechanics*, 117(3) :605–623.
- CNR (2004). *Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening existing structures*. Number DT-200/2004. National Research Council, Rome.
- Cognard, J. (1994). Le collage : Etat des connaissances et perspectives. Technical report, IEP.
- Cognard, J. Y., Créac'hcadec, R., Sohier, L., and Davies, P. (2008). Analysis of the non-linear behaviour of adhesives in bonded assemblies. comparison of tast and arcan tests. *International Journal of Adhesion and Adhesives*. In Press.
- Cognard, J. Y., Davies, P., Gineste, B., and Sohier, L. (2005). Development of an improved adhesive test method for composite assembly design. *Composites Science and Technology*, Vol. 65 :359–368.

- Cognard, J. Y., Davies, P., Sohier, L., and Créac'hcadec, R. (2006). A study of the non-linear behaviour of adhesively bonded composite assemblies. *Composite Structures*, Vol. 76 :34–46.
- Couvrat, P. (1992). *Le collage structural moderne*. Lavoisier.
- DaSilva, L. F. M. and Adams, R. D. (2007a). Adhesive joints at high and low temperatures using similar and dissimilar adherends and dual adhesives. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27 :216–226.
- DaSilva, L. F. M. and Adams, R. D. (2007b). Techniques to reduce peel stresses in adhesive joints with composites. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27 :227–235.
- De Lorenzis, L. and Zavarise, G. (2008). Modeling of mixed-mode debonding in the peel test applied to superficial reinforcements. *International Journal of Solids and Structures*, 45 :5419–5436.
- De Moura, M. F. S. F. and Chousal, J. A. G. (2006). Cohesive and continuum damage models applied to fracture characterization of bonded joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 48 :493–503.
- Dean, G., Crocker, L., Read, B., and Wright, L. (2004). Prediction of deformation and failure of rubber-toughened adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 24 :295–306.
- Deng, J. and Lee, M. M. K. (2008). Effect of plate end and adhesive spew geometries on stresses in retrofitted beams bonded with a cfrp plate. *Composites : Part B*, 39 :731–739.
- Diaz-Diaz, A. (2001). *Dé laminage des matériaux multicouches : Phénomènes, modèles, et critères*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Diaz-Diaz, A., Caron, J. F., and Carreira, R. P. (2002). Software application for evaluating interfacial stresses in inelastic symmetrical laminates with free edges. *Composite structures*, 58(2) :195–208.
- Douthe, D., Baverel, O., and Caron, J. (2006). Form-finding of a grid shell in composite materials. *Journal of I.A.S.S.*, 47(150) :53–62.
- Duong, V. A. (2008). *Développement en dynamique d'un élément fini multicouche avec interfaces imparfaites*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Eurocode (1994). Eurocode 2 : Design of concrete structures.
- Felder, E. (2005). Usure des polymères : Aspects thermiques et applications. *Techniques de l'Ingénieur*, (AM 3 136).
- Fitton, M. D. and Broughton, J. G. (2005). Variable modulus adhesives : an approach to optimised joint performance. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 25 :329–336.
- Frigione, M., Aiello, M. A., and Naddeo, C. (2006). Water effects on the bond strength of concrete/concrete adhesive joints. *Construction and building materials*, 20 :957–970.

- Goland, M., Buffalo, N. Y., and Reissner, E. (1944). The stresses in cemented joints. *Journal of applied mechanics*, 11 :A17–A27.
- Gonzalez, D. (2006). *Durabilité des assemblages collés du génie civil : effets du vieillissement hygrothermique aux échelles micro et macroscopiques*. PhD thesis, Université Clermont Ferrand II.
- Griffith, A. A. (1920). The phenomena of rupture and flow in solids. *Philosophical Transactions Royal Society of London*, A221 :163–198.
- Hadj-Ahmed, R. (1999). *Modélisation des assemblages collés : Application à l’optimisation du transfert des efforts de cisaillement*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Hadj-Ahmed, R., Foret, G., and Ehrlacher, A. (2001a). Probabilistic analysis of failure in adhesive bonded joints. *Mechanics of materials*, 33(2) :77–84.
- Hadj-Ahmed, R., Foret, G., and Ehrlacher, A. (2001b). Stress analysis in adhesive joints with a multiparticle model of multilayered materials (m4). *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 21(4) :297–307.
- Hamelin, P. (2006). *Le Collage structural*. Magnytude/ISAT Nevers.
- Hart-Smith, L. J. (1973). Adhesive-bonded double lap joints. Langley contract report NASA-CR-112235, NASA.
- Joannes, S. (2007). *Caractérisation mécanique et outil d’aide au dimensionnement des collages structuraux*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Julich, S. (2007). *Contrôle de forme de passerelle composite*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Kaye, R. and Heller, M. (2005). 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.
- Kelly, D., Tong, L., and Sheppard, A. (1996). The effect of adherend alignment on the behaviour of adhesively bonded double lap joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 16 :241–247.
- Kinloch, A. J. (1987). *Adhesion and Adhesives : Science and Technology*. Chapman and Hall.
- Knollman, G. C. (1985). Variation of shear modulus through the interfacial bond zone of an adhesive. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 5(3) :137–141.
- Kuenzi, E. W. and Stevens, G. H. (1963). Determination of mechanical properties of adhesives for use in the design of bonded joints. Technical Report FPL-011, US Forest Service.
- Lang, T. P. and Mallick, P. K. (1998). Effect of spew geometry on stresses in single lap adhesive joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 18 :167–177.

- LCPC (2006). *Renforcement des ouvrages en béton par collage de composites : bilan de deux opérations de recherche du LCPC*, volume OA 54. Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Paris.
- Le Pluart, L. (2002). *Nanocomposites Epoxyde/amine/montmorillonite : Rôle des interactions sur la formation, la morphologie aux différents niveaux d'échelle et les propriétés mécaniques des réseaux*. PhD thesis, INSA Lyon.
- Lebris, E. (2003). *Modélisation de la pénétration d'une colle à solvant dans un milieu poreux*. PhD thesis, ENPC.
- Leguillon, D., Laurencin, J., and Dupeux, M. (2003). Failure initiation in an epoxy bonded joint between two steel plates. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 22 :509–524.
- Lu, X. Z., Teng, J. G., Ye, L. P., and Jiang, J. J. (2005). Bond-slip models for frp sheet/plates bonded to concrete. *Engineering Structures*, 27 :920–937.
- Luhowiak, W., Cabrillac, R., Duvak, R., and Collot, C. (1989). Influence des charges sur le comportement mécanique d'un joint collé cisailé en traction. *Materials and Structures*, Vol. 22 :138–147.
- Maerz, N., Nanni, A., Myers, J., and Galecki, G. (2001). Laser profilometry for concrete substrate characterization prior to frp laminate application. *Concrete repair bulletin*, Vol. 22 :4–8.
- Maravegias, S. and Triantafillou, T. C. (1996). Numerical study of anchors for composite prestressing straps. *Composite Structures*, 35 :323–330.
- Mario, O. (2007). *Etude du vieillissement des assemblages structuraux acier/aluminium : Influence de l'environnement sur le dimensionnement*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Matthews, F. L., Kilty, P. F., and Godwin, E. W. (1982). A review of the strength of joints in fibre-reinforced plastics. part 2. adhesively bonded joints. *Composites*.
- Meier, U., Meier, H., and Kim, P. (1994). Pct : Anchorage device for high-performance fiber composite cables. Internationale Patentklassifikation : E04C 5/12.
- Nemes, O. (2004). *Contribution à l'étude des assemblages collés cylindriques et plans*. PhD thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Toulouse.
- Nguyen, T. (2008). *Modèle d'endommagement des assemblages collés : Identification et application à l'étude d'un essai de vieillissement accéléré*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Nguyen, T., Argoul, P., K., B., and Frémond, M. (2006). Comportements d'assemblages collés avec couplage des endommagements volumiques et surfaciques. In *Journées des Sciences de l'Ingénieur, Marne-La Vallée*.

- Nguyen, V. T. (2004). *Modélisation globale et locale des structures multicouches par éléments finis de plaque*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Nguyen, V. T. and Caron, J. F. (2006). A new finite element for free edge effect analysis in laminated composites. *Computers and Structures*, 84(22-23) :1538–1546.
- O'Brien, E. P. (2003). *Durability of adhesive joints subjected to environmental stress*. PhD thesis, Virginia Polytechnic Institute.
- Oschner, A. and Gracio, J. (2007). An evaluation of an adhesive layer using the tensile butt-joint test : Procedures and error estimates. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 27 :129–135.
- Pham, H. B. and Al-Mahaidi, R. (2005). Modelling of cfrp-concrete shear-lap tests. In *Composites in Construction, Third International Conference*.
- Pham, H. S. (2007). *Optimisation et comportement en fatigue de la connexion bois-BFUP pour de nouveaux ponts mixtes*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Pires, I., Quintino, L., Durodola, J. F., and Beevers, A. (2003). Performance of bi-adhesive bonded aluminium lap joints. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 23 :215–223.
- Popineau, S. (2005). *Durabilité en milieu humide d'assemblages structuraux collés type Aluminium/composite*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Post, D., Czarnek, R., Wood, J. D., and Joh, D. (1986). Deformations and strains in a thick adherend lap joint. In *The International Symposium on Adhesively Bonded joints : Testing, Analysis, and Design*, pages 107–118. ASTM.
- Rowell, R. M. (2005). *Handbook of wood chemistry and wood composites*, chapter 9. CRC Press.
- Schindell-Bidinelli, E. H. (1992). *Pratique du collage industriel*. Lavoisier.
- Si Larbi, A., Ferrier, E., and Hamelin, P. (2008). Concrete to steel lap joint failure criteria under combined shear and peeling stress. *Journal of constructional steel research*. In Press.
- Sneddon, I. N. (1961). *Adhesion*. D.D. Eley.
- Taljsten, B. (1997). Defining anchor lengths of steel and cfrp plates bonded to concrete. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 17 :319–327.
- Theillout, J. N. (1983). *Renforcement et réparation des ouvrages d'art par la technique des tôles collées*. PhD thesis, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Thibon, A. (2008). Optimisation du transfert des efforts d'un joint collé par la prise en compte de l'influence des contraintes hors-plan. Rapport de stage scientifique, Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Tsai, M. Y. and Morton, J. (1995). The effect of a spew fillet on adhesive stress distributions in laminated composite single-lap joints. *Composite Structures*, 32 :123–131.

- Tsai, M. Y., Oplinger, D. W., and Morton, J. (1998). Improved theoretical solutions for adhesive lap joints. *International Journal of Solids and Structures*, 35(13) :1163–1185.
- Vallee, T. (2004). *Adhesively bonded lap joints of pultruded GFRP shapes*. PhD thesis, EPFL.
- Vallee, T., Correia, J. R., and Keller, T. (2006). Probabilistic strength prediction for double lap joints composed of pultruded gfrp profiles - part 2 : Strength prediction. *Composites Science and Technology*, 66 :1915–1930.
- Vallee, T. and Keller, T. (2006). Adhesively bonded lap joints from pultruded gfrp profiles. part 3 : Effect of chamfers. *Composites : Part B*, 37 :328–336.
- Volkersen, O. (1938). Die nietkraftverteilung in zugbeanspruchten mit konstanten laschenquerschnitten. *Luftfahrtforschung*, 15 :41–47.
- Von Harrach, H. G. and Chapman, B. N. (1972). Charge effects in thin film adhesion. *Thin Solid Films*, 13(1) :157–161.
- Wang, C. H. and Chalkley, P. (2000). Plastic yielding of a film adhesive under multiaxial stresses. *International Journal of Adhesion and Adhesives*, 20 :155–164.
- Wang, W. (2007). *Towards an improved understanding of strength and anisotropy of cold compacted powder*. PhD thesis, Drexel University.
- Wu, Z. J., Romeijn, A., and Wardenier, J. (1997). Stress expressions of single-lap adhesive joints of dissimilar adherends. *Composite Structures*, 38(1-4) :273–280.
- Xiao, X., Foss, P. H., and Schroeder, J. A. (2004). Stiffness prediction of the double lap shear joint. part 2 : Analytical solution. *International journal of adhesion and adhesives*, 24 :229–237.
- Xu, L. R., Sengupta, S., and Kuai, H. (2004). An experimental and numerical investigation of adhesive bonding strengths of polymer materials. *International Journal of adhesion and adhesives*, 24 :455–460.
- Yao, J., Teng, J. G., and Chen, J. F. (2005). Experimental study on frp-to-concrete bonded joints. *Composites : Part B*, 36 :99–113.
- Yu, M. H., Ma, G. W., Qiang, H. F., and Zhang, Y. Q. (2006). *Generalized plasticity*. Springer.
- Yuan, H., Teng, J. G., Seracino, R., Wu, Z. S., and Yao, J. (2004). Full-range of frp-to-concrete bonded joints. *Engineering Structures*, 26 :553–565.
- Zhu, Y. and Kedward, K. (2005). Methods of analysis and failure predictions for adhesively bonded joints of uniform and variable bondline thickness. Technical Report DOT/FAA/AR-05/12, US Dept of Transportation.

Annexes

Annexe A :

**Série d'essais sur joints à double
recouvrement : Récapitulatif des
éprouvettes testées**

Echantillon	Préparation de surface	Epaisseurs, en mm	Longueur collée, en mm	Largeur, en mm	Charge à rupture, en N
		(e1/e2/ec)			
Prep1	Pas d'abrasion	(4.9/4.9/0.25)	36.8	18.2	6871
Prep2	Abrasion légère (P240)	(4.9/4.9/0.25)	36.7	18.3	7216
Prep3	Abrasion moyenne(P120)	(4.9/4.9/0.25)	40.3	18.6	15163
Prep4	Abrasion sévère (P60)	(4.9/4.9/0.25)	40.1	18.2	18136
Prep5	Suppression de la couche de mat	(3.9/3/0.25)	41	18	13402
Prep6	Abrasion sévère (P60)	(4.9/4.9/0.25)	40	18.6	18771
Prep7	Suppression de la couche de mat	(3.9/3/0.25)	39.6	18	14609
Z1	Abrasion sévère	(4.9/4.9/0.6)	39.9	18	10445
Z2	"	(4.9/4.9/0.4)	39.8	18.4	12155
Z3	"	(4.9/4.9/0.25)	39.9	17.6	12000
Z4	"	(4.9/4.9/0.25)	40.3	18.6	15163
W1	"	(4.9/4.9/0.16)	39.7	17.4	11124
W2	"	(4.9/4.9/0.25)	38.7	17.1	14365
W3	"	(4.9/4.9/0.4)	37.8	18.3	9749
W4	"	(4.9/4.9/0.6)	39.1	17.4	13424
W5	"	(4.9/4.9/1.4)	38.2	17.9	10213
X1	"	(4.9/4.9/0.25)	40.1	18.2	18136
X2	"	(4.9/4.9/0.25)	40	18.6	18771
A1	"	(3/3/0.25)	41.4	17.4	13322
A2	"	(3/3/0.25)	40.6	17.4	17197
B1	"	(3/3/0.25)	21.5	18	9023
B2	"	(3/3/0.25)	22.6	17.3	9574
C1	"	(3/3/0.16)	40.4	17.3	15061
C2	"	(3/3/0.16)	39.6	18	13474
D1	"	(3/3/0.4)	39.9	17	16706
D2	"	(3/3/0.4)	40.5	17.4	16612
E1	"	(3/3/0.6)	41.2	16.7	15376
E2	"	(3/3/0.6)	39.9	17.5	13650

TAB. F.1: Eprouvettes sur pultrudés à fibre de verre : Partie 1

Echantillon	Préparation de surface	Epaisseurs, en mm	Longueur collée, en mm	Largeur, en mm	Charge à rupture, en N
		(e1/e2/ec)			
F1	Abrasion sévère	(4.9/3/0.25)	39.8	18.4	21676
F2	”	(4.9/3/0.25)	41.5	17.8	22367
G1	”	(3/3/0.25)	39	17.7	18380
G2	”	(3/3/0.25)	38.1	18.5	17223
H1	”	(3/3/0.25)	23.6	17.6	12626
H2	”	(3/3/0.25)	22.6	17.7	12427
I1	”	(3/3/0.25)	54.5	16.6	16434
I2	”	(3/3/0.25)	52.7	17.6	18081
J1	”	(4.9/4.9/0.25)	40.1	17	20408
J2	”	(4.9/4.9/0.25)	39.3	17.4	20726
K1	”	(3/3/0.25)	14	18	10649
K2	”	(3/3/0.25)	14.3	18.5	9578
L1	”	(3/3/0.25)	30	17.4	15400
L2	”	(3/3/0.25)	29.7	18.1	14150
M1	”	(4.9/4.9/0.25)	21.7	17.8	10902
M2	”	(4.9/4.9/0.25)	22.4	17.8	10161
N1	”	(3/3/0.25)	43.4	18.6	17739
N2	”	(3/3/0.25)	44.8	18.8	14919
O1	”	(3/3/0.25)	59.7	17.9	17051
O2	”	(3/3/0.25)	57	18.8	16209
P1	”	(3/3/0.25)	98	17.3	19442
P2	”	(3/3/0.25)	97.9	17.5	20789
Q1	”	(3/3/0.25)	88.4	18	21399
Q2	”	(3/3/0.25)	88	19.2	18783
R1	”	(4.9/4.9/0.25)	80.3	17.6	18704
R2	”	(4.9/4.9/0.25)	78.6	18.9	16643

TAB. F.2: Eprouvettes sur pultrudés à fibre de verre : Partie 2

Echantillon	Préparation de surface	Epaisseurs, en mm	Longueur collée, en mm	Largeur, en mm	Charge à rupture, en N
		(e1/e2/ec)			
Ed1	Dégraissage seul	(1.2/1.2/0.6)	38.8	17.2	9960
Ed2	Dégraissage seul	(1.2/1.2/0.6)	38.7	16.4	10329
Ef1	Dégraissage et P120	(1.2/1.2/0.6)	40.6	16.4	9621
Ef2	Dégraissage et P120	(1.2/1.2/0.6)	40	16.5	9802
Ee1	Dégraissage et P80	(1.2/1.2/0.6)	38.7	17.2	9224
Ee2	”	(1.2/1.2/0.6)	38.7	17.2	9352
Ei1	”	(1.2/1.2/0.6)	11.2	17.2	7999
Ei2	”	(1.2/1.2/0.6)	10.7	17.8	7581
Ej1	”	(1.2/1.2/0.6)	18	18	10087
Ej2	”	(1.2/1.2/0.6)	17.8	17.3	12000

TAB. F.3: Eprouvettes sur pultrudés à fibre de carbone : Partie 1 (Etancol 492)

Echantillon	Préparation de surface	Epaisseurs, en mm	Longueur collée, en mm	Largeur, en mm	Charge à rupture, en N
		(e1/e2/ec)			
Ea1	Dégraissage et P120	(1.2/1.2/0.25)	37.7	16.5	25604
Ea2	Dégraissage et P120	(1.2/1.2/0.25)	39.2	16.4	31523
Eb1	Dégraissage et P80	(1.2/1.2/0.25)	37.4	16.4	23913
Eb2	Dégraissage et P80	(1.2/1.2/0.25)	39	14.9	30255
Ec1	Dégraissage seul	(1.2/1.2/0.25)	39.1	16.8	31221
Ec2	”	(1.2/1.2/0.25)	39	17.4	30436
Eh1	”	(1.2/1.2/0.25)	65.4	15.7	33000
Eh2	”	(1.2/1.2/0.25)	64.6	15	32000
Eh3	”	(1.2/1.2/0.25)	63.8	17.3	32500
Eh4	”	(1.2/1.2/0.25)	63.8	17.3	32550
Eh5	”	(1.2/1.2/0.25)	63	16.2	32600
plus1	”	(1.2/1.2/0.25)	21	17	17514
plus2	”	(1.2/1.2/0.25)	22.3	19.7	22139

TAB. F.4: Eprouvettes sur pultrudés à fibre de carbone : Partie 2 (DP460)

Annexe B :

Description détaillée de la résolution analytique du problème du joint courbe en élastique

On se place en coordonnées cylindriques et on suppose les deux champs linéaires dans l'épaisseur, i.e. selon l'axe radial. Dans un premier temps, on définit la notion d'efforts généralisés, puis on utilise les équations d'équilibre généralisées et les équations de comportement des matériaux. On considère deux plaques déformables reliées parfaitement. L'adhérent 2 est considéré comme infiniment rigide.

Les efforts généralisés La plaque est soumise à des efforts $\underline{T}^+$ sur sa face supérieure Γ^+ et $\underline{T}^-$ sur sa face inférieure Γ^- . Il n'y a pas de forces de volume, et on se place dans l'hypothèse des petites déformations. On définit R le rayon de courbure minimal de la plaque.

On définit la notion d'efforts généralisés membranaires et de moment fléchissant en coordonnées cylindriques :

$$\begin{aligned} N_{\alpha\beta}(\theta, z) &= \int_R^{R+e_1} \sigma_{\alpha\beta}(r, \theta, z) dz \\ M_{\alpha\beta}(\theta, z) &= \int_R^{R+e_1} z \sigma_{\alpha\beta}(r, \theta, z) dz \end{aligned} \tag{B.1}$$

Les indices grecs parcourent r, θ . Les indices placés derrière une virgule indiquent que le champ est différencié par rapport à la variable indiquée. On considère le cas des plaques minces (Hypothèse de Love-Kirchhoff), donc on n'introduit pas l'effort tranchant.

Les équations d'équilibre généralisées Pour déterminer des équations différentielles de nos variables, on se reporte aux équations de la divergence qui expriment l'équilibre des efforts.

$$\begin{aligned}
 \operatorname{div} \underline{\underline{\sigma}}(r, \theta, z) &= 0 \\
 \operatorname{div} \underline{\underline{\sigma}}(r, \theta, z) &= (\sigma_{rr,r} + \frac{1}{r} \sigma_{r\theta,\theta} + \sigma_{rz,z} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r}) \underline{e}_r + \\
 &\quad (\sigma_{r\theta,r} + \frac{1}{r} \sigma_{\theta\theta,\theta} + \sigma_{\theta z,z} + \frac{2\sigma_{r\theta}}{r}) \underline{e}_\theta + \\
 &\quad (\sigma_{rz,r} + \frac{1}{r} \sigma_{\theta z,\theta} + \sigma_{zz,z} + \frac{\sigma_{zr}}{r}) \underline{e}_z
 \end{aligned} \tag{B.2}$$

On se place en contraintes planes, et on néglige donc toutes les composantes selon z . On obtient deux équations :

$$\begin{aligned}
 \sigma_{rr,r} + \frac{1}{r} \sigma_{r\theta,\theta} + \frac{\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta}}{r} &= 0 \\
 \sigma_{r\theta,r} + \frac{1}{r} \sigma_{\theta\theta,\theta} + \frac{2\sigma_{r\theta}}{r} &= 0
 \end{aligned} \tag{B.3}$$

On intègre les deux équations selon r entre R et $R + e_1$ pour la plaque de l'adhérent 1.

$$\begin{aligned}
 \int_R^{R+e_1} r \sigma_{rr,r} dr + \int_R^{R+e_1} \sigma_{r\theta,\theta} dr + \int_R^{R+e_1} \sigma_{rr} dr - \int_R^{R+e_1} \sigma_{\theta\theta} dr &= 0 \\
 \int_R^{R+e_1} r \sigma_{r\theta,r} dr + \int_R^{R+e_1} \sigma_{\theta\theta,\theta} dr + \int_R^{R+e_1} 2\sigma_{r\theta} dr &= 0
 \end{aligned} \tag{B.4}$$

D'où,

$$\begin{aligned}
 \int_R^{R+e_1} r \sigma_{rr,r} dr + N_{r\theta,\theta} + N_{rr} - N_{\theta\theta} &= 0 \\
 \int_R^{R+e_1} r \sigma_{r\theta,r} dr + N_{\theta\theta,\theta} + 2N_{r\theta} &= 0
 \end{aligned} \tag{B.5}$$

En intégrant par parties :

$$\begin{aligned}
 [r \sigma_{rr}]_R^{R+e_1} + N_{r\theta,\theta} - N_{\theta\theta} &= 0 \\
 [r \sigma_{r\theta}]_R^{R+e_1} + N_{\theta\theta,\theta} + N_{r\theta} &= 0
 \end{aligned} \tag{B.6}$$

Soit :

$$\begin{aligned}
 [r \sigma_{rr}]_R^{R+e_1} - N_{\theta\theta,\theta\theta} - [r \sigma_{r\theta}]_{R,\theta}^{R+e_1} - N_{\theta\theta} &= 0 \\
 N_{r\theta} &= -N_{\theta\theta,\theta} - [r \sigma_{r\theta}]_R^{R+e_1}
 \end{aligned} \tag{B.7}$$

Les conditions aux limites de l'adhérent 1 sont les suivantes pour les deux champs considérés :

$$\begin{aligned}
 \sigma_{rr}(r = R + e_1) &= 0 \\
 \sigma_{rr}(r = R) &= \nu_c(\theta) \\
 \sigma_{r\theta}(r = R + e_1) &= 0 \\
 \sigma_{r\theta}(r = R) &= \tau_c(\theta)
 \end{aligned} \tag{B.8}$$

D'où les deux équations deviennent :

$$\begin{aligned}
 N_{\theta\theta,\theta\theta} + N_{\theta\theta} &= R \cdot (\tau_c(\theta)_{,\theta} - \nu_c(\theta)) \\
 N_{r\theta} &= -N_{\theta\theta,\theta} + R \cdot \tau_c(\theta)
 \end{aligned} \tag{B.9}$$

Si on considère que le champ $\sigma_{r\theta}$ est linéaire dans l'épaisseur de l'adhérent, alors les deux équations deviennent :

$$\begin{aligned}
 N_{\theta\theta,\theta\theta} + N_{\theta\theta} &= R \cdot (\tau_c(\theta)_{,\theta} - \nu_c(\theta)) \\
 N_{\theta\theta,\theta} &= (R - \frac{e_1}{2}) \cdot \tau_c(\theta)
 \end{aligned} \tag{B.10}$$

D'où :

$$\begin{aligned}
 \nu_c(\theta) &= \frac{1}{R} \cdot \left(\frac{e_1}{2R - e_1} N_{\theta\theta,\theta\theta} - N_{\theta\theta} \right) \\
 N_{\theta\theta,\theta} &= (R - \frac{e_1}{2}) \cdot \tau_c(\theta)
 \end{aligned} \tag{B.11}$$

Equations de comportement des matériaux En coordonnées cylindriques, les champs de déformations s'expriment de la manière suivante :

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{u_r}{r} \\
 \varepsilon_{r\theta} &= \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} \right) \\
 \varepsilon_{rr} &= \frac{\partial u_r}{\partial r}
 \end{aligned} \tag{B.12}$$

On peut également exprimer les champs de contrainte en fonction des déformations en coordonnées cylindriques dans le cas de contraintes planes par :

$$\begin{aligned}
 \sigma_{\theta\theta} &= \frac{E}{(1 - \nu^2)} (\varepsilon_{\theta\theta} + \nu \cdot \varepsilon_{rr}) \\
 \sigma_{r\theta} &= 2G \cdot \varepsilon_{r\theta} \\
 \sigma_{rr} &= \frac{E}{(1 - \nu^2)} (\varepsilon_{rr} + \nu \cdot \varepsilon_{\theta\theta})
 \end{aligned} \tag{B.13}$$

Pour la colle, on néglige la déformation $\varepsilon_{\theta\theta}$, et on néglige la dépendance des champs de contrainte dans l'épaisseur ($\sigma_{r\theta}(r, \theta) = \tau_c(\theta)$ et $\sigma_{rr}(r, \theta) = \nu_c(\theta)$) :

$$\begin{aligned}\varepsilon_{r\theta} &= \frac{\tau_c(\theta)}{2G_c} \\ \varepsilon_{rr} &= \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} \nu_c(\theta)\end{aligned}\tag{B.14}$$

Les équations de compatibilité donnent(en $r = R - e_c$, on a un adhérent infiniment rigide, et on n'a donc pas de déplacement) :

$$\begin{aligned}u_r &= \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} \nu_c(\theta)(r - (R - e_c)) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r}{\partial \theta} \right) &= \frac{\tau_c(\theta)}{2G_c}\end{aligned}\tag{B.15}$$

D'où,

$$\frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} = \frac{\tau_c(\theta)}{G_c} - \frac{(1 - \nu_c^2)}{rE_c} (r - (R - e_c)) \frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta}\tag{B.16}$$

Alors,

$$u_\theta = \frac{\tau_c(\theta)}{G_c} r \ln r - \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} (r \ln r + (R - e_c)) \frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} + k_1 r\tag{B.17}$$

On détermine k_1 avec la condition $u_\theta(r = R - e_c) = 0$.

$$u_\theta = \frac{\tau_c(\theta)}{G_c} r \ln \left(\frac{r}{R - e_c} \right) - \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} \left(r \ln \left(\frac{r}{R - e_c} \right) + (R - e_c) - r \right) \frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta}\tag{B.18}$$

On obtient donc les champs de déplacement pour l'abscisse $r=R$:

$$\begin{aligned}u_r(r = R) &= \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} \nu_c(\theta) e_c \\ u_\theta(r = R) &= \frac{\tau_c(\theta)}{G_c} R \ln \left(\frac{R}{R - e_c} \right) - \frac{(1 - \nu_c^2)}{E_c} \left(R \ln \left(\frac{R}{R - e_c} \right) - e_c \right) \frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta}\end{aligned}\tag{B.19}$$

On pose pour simplifier l'écriture :

$$E'_c = \frac{E_c}{1 - \nu_c^2}\tag{B.20}$$

D'où :

$$\begin{aligned}u_r(r = R) &= \frac{1}{E'_c} \nu_c(\theta) e_c \\ u_\theta(r = R) &= \frac{\tau_c(\theta)}{G_c} R \ln \left(\frac{R}{R - e_c} \right) - \frac{1}{E'_c} \left(R \ln \left(\frac{R}{R - e_c} \right) - e_c \right) \frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta}\end{aligned}\tag{B.21}$$

A partir de la loi de Hooke en contraintes planes, les équations de comportement donnent pour l'adhérent :

$$\begin{aligned}\varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{1}{E_1} (\sigma_{\theta\theta} - \nu_1 \sigma_{rr}) \\ \varepsilon_{r\theta} &= \frac{\sigma_{r\theta}}{2G_1} \\ \varepsilon_{rr} &= \frac{1}{E_1} (\sigma_{rr} - \nu_1 \sigma_{\theta\theta})\end{aligned}\tag{B.22}$$

On doit avoir compatibilité des déformations, et on fait l'hypothèse suivante sur les deux champs de contrainte : σ_{rr} et $\sigma_{r\theta}$ varient linéairement dans l'épaisseur.

Alors, à partir de la première équation d'équilibre, on peut déterminer $\sigma_{\theta\theta}$.

$$\begin{aligned}\sigma_{rr} &= \frac{\nu_c(\theta)}{e_1} ((R + e_1) - r) \\ \sigma_{r\theta} &= \frac{\tau_c(\theta)}{e_1} ((R + e_1) - r) \\ \sigma_{\theta\theta} &= \sigma_{rr} + r \sigma_{rr,r} + \sigma_{r\theta,\theta} \\ \sigma_{\theta\theta} &= \frac{\nu_c(\theta)}{e_1} ((R + e_1) - 2r) + \frac{1}{e_1} \frac{\partial \tau_c(\theta)}{\partial \theta} ((R + e_1) - r)\end{aligned}\tag{B.23}$$

Pour la déformation radiale,

$$\begin{aligned}\frac{\partial u_r}{\partial r} &= \frac{1}{E_1} \sigma_{rr} - \frac{\nu_1}{E_1} \sigma_{\theta\theta} \\ \frac{\partial u_r}{\partial r} &= \nu_c(\theta) \left(\frac{1}{E_1 e_1} ((R + e_1) - r) - \frac{\nu_1}{E_1 e_1} ((R + e_1) - 2r) \right) - \\ &\quad \frac{\nu_1}{E_1 e_1} \frac{\partial \tau_c(\theta)}{\partial \theta} ((R + e_1) - r) \\ u_r &= \nu_c(\theta) \left(\frac{1}{E_1 e_1} ((R + e_1)r - \frac{r^2}{2}) - \frac{\nu_1}{E_1 e_1} ((R + e_1)r - r^2) \right) - \\ &\quad \frac{\nu_1}{E_1 e_1} \frac{\partial \tau_c(\theta)}{\partial \theta} ((R + e_1)r - \frac{r^2}{2}) + k_2\end{aligned}\tag{B.24}$$

La variable k_2 est déterminée grâce aux équations dans la couche de colle.

$$\begin{aligned}u_r(r = R) &= \frac{\nu_c(\theta) e_c}{E'_c} \\ k_2 &= \nu_c(\theta) \left(\frac{e_c}{E'_c} - \frac{R}{E_1 e_1} \left(\frac{R}{2} + e_1 \right) + \frac{\nu_1 R}{E_1} \right) + \frac{\nu_1 R}{E_1 e_1} \frac{\partial \tau_c(\theta)}{\partial \theta} \left(\frac{R}{2} + e_1 \right)\end{aligned}\tag{B.25}$$

D'où,

$$\begin{aligned}u_r &= \nu_c(\theta) \left(\frac{e_c}{E'_c} + \frac{1}{E_1 e_1} ((R + e_1)r - \frac{r^2}{2} - (\frac{R^2}{2} + R e_1)) - \frac{\nu_1}{E_1 e_1} ((R + e_1)r - r^2 - R e_1) \right) - \\ &\quad \frac{\nu_1}{E_1 e_1} \frac{\partial \tau_c(\theta)}{\partial \theta} ((R + e_1)r - \frac{r^2}{2} - (\frac{R^2}{2} + R e_1))\end{aligned}$$

(B.26)

Pour la déformation de cisaillement,

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{r\theta} &= \frac{\tau_c(\theta)}{2G_1e_1}((R + e_1) - r) \\
\frac{\partial u_\theta}{\partial r} - \frac{u_\theta}{r} &= \frac{\tau_c(\theta)}{G_1e_1}((R + e_1) - r) - \\
\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \left(\frac{e_c}{rE'_c} + \frac{1}{E_1e_1}((R + e_1) - \frac{r}{2} - \frac{1}{r}(\frac{R^2}{2} + Re_1)) \right) &- \\
\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \frac{\nu_1}{E_1e_1}((R + e_1) - r - \frac{Re_1}{r}) &- \\
\frac{\nu_1}{E_1e_1} \frac{\partial^2 \tau_c(\theta)}{\partial \theta^2}((R + e_1) - \frac{r}{2} - \frac{1}{r}(\frac{R^2}{2} + Re_1)) & \\
u_\theta &= \frac{\tau_c(\theta)}{G_1e_1}((R + e_1)r \ln(r) - r^2) - \\
\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \left(-\frac{e_c}{E'_c} + \frac{1}{E_1e_1}((R + e_1)r \ln(r) - \frac{r^2}{2} + (\frac{R^2}{2} + Re_1)) \right) &- \\
\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \frac{\nu_1}{E_1e_1}((R + e_1)r \ln(r) - r^2 + Re_1) &- \\
\frac{\nu_1}{E_1e_1} \frac{\partial^2 \tau_c(\theta)}{\partial \theta^2}((R + e_1)r \ln(r) - \frac{r^2}{2} + (\frac{R^2}{2} + Re_1)) & \\
&+ k_3 r
\end{aligned} \tag{B.27}$$

On a la condition en $r = R$:

$$\begin{aligned}
u_\theta(r = R) &= \frac{\tau_c(\theta)}{G_c} R \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - \frac{1}{E'_c} \left(R \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - e_c \right) \frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \\
k_3 &= \tau_c(\theta) \left(\frac{-1}{G_1e_1}((R + e_1) \ln R - R) + \frac{1}{G_c} \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) \right) + \\
\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \left(\frac{1}{E_1e_1}((R + e_1) \ln R + e_1) - \frac{e_c}{RE'_c} - \frac{1}{E'_c} \left(\ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - \frac{e_c}{R} \right) \right) &+ \\
\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \frac{\nu_1}{E_1e_1}((R + e_1) \ln(R) - R + e_1) &+ \\
\frac{\nu_1}{E_1e_1} \frac{\partial^2 \tau_c(\theta)}{\partial \theta^2}((R + e_1) \ln(R) + e_1) &
\end{aligned} \tag{B.28}$$

On a donc :

$$\begin{aligned}
u_\theta &= \tau_c(\theta) \left(\frac{1}{G_1e_1}((R + e_1)r \ln\left(\frac{r}{R}\right) - r(r - R)) + \frac{r}{G_c} \ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) \right) - \\
\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \left(-\frac{e_c}{E'_c} \left(1 - \frac{r}{R}\right) + \frac{1}{E_1e_1}((R + e_1)r \ln\left(\frac{r}{R}\right) + \frac{R^2 - r^2}{2} + e_1(R - r)) \right) &- \\
\frac{\partial \nu_c(\theta)}{\partial \theta} \left(\frac{\nu_1}{E_1e_1}((R + e_1)r \ln\left(\frac{r}{R}\right) - r(r - R) + e_1(R - r)) + \frac{r}{E'_c} \left(\ln\left(\frac{R}{R - e_c}\right) - \frac{e_c}{R} \right) \right) &- \\
\frac{\nu_1}{E_1e_1} \frac{\partial^2 \tau_c(\theta)}{\partial \theta^2}((R + e_1)r \ln\left(\frac{r}{R}\right) + \frac{R^2 - r^2}{2} + e_1(R - r)) &
\end{aligned} \tag{B.29}$$

On peut alors exprimer la déformation orthoradiale pour obtenir la troisième relation de notre problème.

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{\theta\theta} &= \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + \frac{u_r}{r} = \frac{1}{E_1} (\sigma_{\theta\theta} - \nu_1 \sigma_{rr}) \\
\frac{E_1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + E_1 \frac{u_r}{r} &= \sigma_{\theta\theta} - \frac{\nu_1}{e_1} \nu_c(\theta) ((R + e_1) - r) \\
\sigma_{\theta\theta} &= \frac{E_1}{r} \frac{\partial u_\theta}{\partial \theta} + E_1 \frac{u_r}{r} + \frac{\nu_1}{e_1} \nu_c(\theta) ((R + e_1) - r)
\end{aligned} \tag{B.30}$$

On travaille avec l'intégrale du champ $\sigma_{\theta\theta}$ sur l'épaisseur qui correspond en fait à l'effort généralisé $N_{\theta\theta}$. Ceci nous permet en utilisant les expressions de u_θ et de u_r déterminées précédemment d'obtenir une équation différentielle reliant $N_{\theta\theta}$, $\tau_c(\theta)$ et $\nu_c(\theta)$ du type :

$$N_{\theta\theta} = \int_R^{R+e_1} \sigma_{\theta\theta} dr = A \frac{\partial \tau_c(\theta)}{\partial \theta} + B \frac{\partial^3 \tau_c(\theta)}{\partial \theta^3} + C \frac{\partial^2 \nu_c(\theta)}{\partial \theta^2} + D \nu_c(\theta) \tag{B.31}$$

Les coefficients A, B, C et D sont obtenus en intégrant l'équation différentielle :

$$\begin{aligned}
A &= \int_R^{R+e_1} \frac{E_1}{r} \left(\frac{1}{G_1 e_1} ((R + e_1) r \ln(\frac{r}{R}) - r(r - R)) + \frac{r}{G_c} \ln(\frac{R}{R - e_c}) \right) dr - \\
&\quad \int_R^{R+e_1} \frac{\nu_1}{e_1 r} ((R + e_1) r - \frac{r^2}{2} - (\frac{R^2}{2} + R e_1)) dr \\
B &= - \int_R^{R+e_1} \frac{\nu_1}{e_1 r} ((R + e_1) r \ln(\frac{r}{R}) + \frac{R^2 - r^2}{2} + e_1(R - r)) dr \\
C &= - \int_R^{R+e_1} \frac{E_1}{r} \left(-\frac{e_c}{E'_c} (1 - \frac{r}{R}) + \frac{1}{E_1 e_1} ((R + e_1) r \ln(\frac{r}{R}) + \frac{R^2 - r^2}{2} + e_1(R - r)) \right) dr - \\
&\quad \int_R^{R+e_1} \frac{E_1}{r} \left(\frac{\nu_1}{E_1 e_1} ((R + e_1) r \ln(\frac{r}{R}) - r(r - R) + e_1(R - r)) + \frac{r}{E'_c} (\ln(\frac{R}{R - e_c}) - \frac{e_c}{R}) \right) dr \\
D &= \int_R^{R+e_1} \frac{E_1}{r} \left(\frac{e_c}{E'_c} + \frac{1}{E_1 e_1} ((R + e_1) r - \frac{r^2}{2} - (\frac{R^2}{2} + R e_1)) \right) dr - \\
&\quad \int_R^{R+e_1} \frac{E_1}{r} \frac{\nu_1}{E_1 e_1} ((R + e_1) r - r^2 - R e_1) dr + \\
&\quad \int_R^{R+e_1} \frac{\nu_1}{e_1} ((R + e_1) - r) dr
\end{aligned} \tag{B.32}$$

Soit, après simplifications :

$$\begin{aligned}
 A &= \frac{E_1}{G_1} \left(-R - \frac{3e_1}{2} + \frac{(R+e_1)^2}{e_1} \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) \right) + \frac{E_1 e_1}{G_c} \ln\left(\frac{R}{R-e_c}\right) - \\
 &\quad \nu_1 \left(\frac{1}{4}(2R+3e_1) - \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) \left(\frac{R^2}{2e_1} + R \right) \right) \\
 B &= -\nu_1 \left(-\frac{3R}{2} - \frac{9e_1}{4} + \frac{2(R+e_1)^2 + R^2 + 2Re_1}{2e_1} \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) \right) \\
 C &= \frac{E_1}{E'_c} \left(e_c \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) - e_1 \ln\left(\frac{R}{R-e_c}\right) \right) + \\
 &\quad \frac{3R}{2} + \frac{9e_1}{4} - \frac{2(R+e_1)^2 + R^2 + 2Re_1}{2e_1} \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) - \\
 &\quad \nu_1 \left(-R - \frac{5e_1}{2} + \frac{(R+e_1)^2 + Re_1}{e_1} \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) \right) \\
 D &= \frac{E_1 e_c}{E'_c} \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) + \nu_1 R \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right) + \\
 &\quad \frac{R}{2} + \frac{3e_1}{4} - \left(\frac{R^2}{2e_1} + R \right) \ln\left(\frac{R+e_1}{R}\right)
 \end{aligned} \tag{B.33}$$

Si on utilise maintenant les équations issues de l'équilibre des efforts qui sont :

$$\begin{aligned}
 \nu_c(\theta) &= \frac{1}{R} \cdot \left(\frac{e_1}{2R-e_1} N_{\theta\theta,\theta\theta} - N_{\theta\theta} \right) \\
 N_{\theta\theta,\theta} &= \left(R - \frac{e_1}{2} \right) \cdot \tau_c(\theta)
 \end{aligned} \tag{B.34}$$

On obtient :

$$\begin{aligned}
 N_{\theta\theta} &= \frac{A}{R - \frac{e_1}{2}} N_{\theta\theta,\theta\theta} + \frac{B}{R - \frac{e_1}{2}} N_{\theta\theta,\theta\theta\theta\theta} + \frac{C}{R} \left(\frac{e_1}{2R-e_1} N_{\theta\theta,\theta\theta\theta\theta} - N_{\theta\theta,\theta\theta} \right) + \\
 &\quad \frac{D}{R} \left(\frac{e_1}{2R-e_1} N_{\theta\theta,\theta\theta} - N_{\theta\theta} \right)
 \end{aligned} \tag{B.35}$$

$$\begin{aligned}
 \left(\frac{B}{R - \frac{e_1}{2}} + \frac{C e_1}{R(2R-e_1)} \right) N_{\theta\theta,\theta\theta\theta\theta} + \left(\frac{A}{R - \frac{e_1}{2}} - \frac{C}{R} + \frac{D e_1}{R(2R-e_1)} \right) N_{\theta\theta,\theta\theta} - \\
 \left(1 + \frac{D}{R} \right) N_{\theta\theta} = 0
 \end{aligned} \tag{B.36}$$

L'équation différentielle à résoudre est du type :

$$\alpha f(x) + \beta \frac{d^2 f(x)}{dx^2} + \frac{d^4 f(x)}{dx^4} = 0 \tag{B.37}$$

Résolution de l'équation différentielle On distingue alors différents cas pour la résolution de l'équation :

Premier cas : Si $\beta^2 - 4\alpha < 0$

On a des racines complexes pour l'équation caractéristique associée en $\pm a \pm ib$. La solution est de la forme :

$$f(x) = e^{ax}(C_1 \cos(bx) + C_2 \sin(bx)) + e^{-ax}(C_3 \cos(bx) + C_4 \sin(bx)) \quad (\text{B.38})$$

Les quatre inconnues sont déterminées grâce aux conditions aux limites du champ.

Second cas : Si $\beta^2 - 4\alpha = 0$

Premier sous-cas : $\beta > 0$

Alors, les solutions de l'équation caractéristique sont en $-\beta/2$, soit les solutions sont en ai .

$$f(x) = C_1 \cos(ax) + C_2 \sin(ax) + x(C_3 \cos(ax) + C_4 \sin(ax)) \quad (\text{B.39})$$

Second sous-cas : $\beta < 0$

Alors, les solutions de l'équation caractéristique sont en $\beta/2$, donc les solutions sont en a .

$$f(x) = C_1 e^{bx} + C_2 e^{-bx} + x(C_3 e^{bx} + C_4 e^{-bx}) \quad (\text{B.40})$$

Troisième cas : Si $\beta^2 - 4\alpha > 0$

Premier sous cas : $\beta < 0$

On a des racines réelles pour l'équation associée en $\pm a_1$ et $\pm a_2$.

$$f(x) = C_1 e^{a_1 x} + C_2 e^{-a_1 x} + C_3 e^{a_2 x} + C_4 e^{-a_2 x} \quad (\text{B.41})$$

Second sous cas : $\beta > 0$

On a des racines imaginaires pour l'équation caractéristique en $\pm ib_1$ et $\pm ib_2$.

$$f(x) = C_1 \cos(b_1 x) + C_2 \sin(b_1 x) + C_3 \cos(b_2 x) + C_4 \sin(b_2 x) \quad (\text{B.42})$$

Annexe C :

**Fiches techniques des trois
principales résines étudiées**

3M**Scotch-Weld™ DP 460**

Colle structurale pour pistolet E.P.X.™

Bulletin TechniqueBT 0398-0499
Mai 1999**Description**

La colle structurale 3M™ Scotch-Weld™ DP 460 est une colle époxyde bi-composants possédant d'excellentes performances de résistance au cisaillement, au pelage et au vieillissement.

Caractéristiques

- Excellente résistance au cisaillement.
- Excellente résistance au pelage.
- Excellente résistance à l'environnement.
- Ecoulement contrôlé.
- Temps de travail : 60 minutes
- Opération de mélange simple.
- S'utilise avec un piston 2 : 1.

Propriétés physiques moyennes

Avant polymérisation		
DP 460	Part B Base	Part A Accélérateur
base	résine époxyde	amine polymère
couleur	blanc	ambre
viscosité à 23 °C (approx.) mPa.s	80 000	10 000
densité	1,12	1,08
rapport de mélange :		
volume	2	1
poids	2	0,96
temps de travail à 23 °C ± 2 °C	20 g de mélange	60 minutes
	10 g de mélange	75 minutes
	5 g de mélange	90 minutes

Après polymérisation	
Propriétés physiques	
couleur	opaque-crème
dureté shore D	75-80
Propriété thermique	
coefficient de dilatation thermique (cm./cm./°C)	
en dessous du T.G.	59 x 10 ⁻⁶
au-dessus du T.G.	159 x 10 ⁻⁶
conductibilité thermique	0,179 w/m °C
Propriétés électriques	
résistance diélectrique (ASTM D 149)	44 kv/mm
résistance volumique (ASTM D 257)	2,4 x 10 ¹⁴ ohm.cm

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.TM 3M. Insérer la cartouche dans l'applicateur E.PX. 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 $88^{\circ}\text{C} \pm 6^{\circ}\text{C}$ pendant 10 à 20 minutes.
3. Décapage à l'acide : immerger les panneaux dans la solution suivante pendant 10 minutes à $65^{\circ}\text{C} \pm 3^{\circ}\text{C}$: 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 $65^{\circ}\text{C} \pm 3^{\circ}\text{C}$.
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 $88^{\circ}\text{C} \pm 6^{\circ}\text{C}$ 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 (AI) / 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 assujéti à des conditions spécifiques de vieillissement et d'environnement.

Résistance au cisaillement sur aluminium en fonction de la température

Température (°C)	Résultats (MPa)
- 55 °C ± 3 °C	30,6
23 °C ± 2 °C	30,6
82 °C ± 2 °C (15 mm) ¹	4,8
(30 mm) ¹	6,8
(60 mm) ¹	9,5
(4 h) ¹	17,0
121 °C ± 2 °C (15 mm) ¹	1,5

¹ : représente le temps qu'a passé l'éprouvette dans l'évude avant le test.

Résistance au cisaillement sur métal à 23 °C

Métal	Traitement de surface	Résultats en MPa
aluminium	• décapage	30,6
	• dégraissage oakite	21,8
	• MEC/abrasion/MEC	23,8
acier laminé à froid	• dégraissage oakite	23,8
	• MEC/abrasion/MEC	19,0
cuivre	• MEC/abrasion/MEC	27,2
laiton	• MEC/abrasion/MEC	27,2
acier inox	• MEC/abrasion/MEC	27,2
acier galvanisé	• trempage à chaud	13,6
dégraissage oakite	• électrodéposition	14,3

Résistance au pelage en T sur aluminium en fonction de la température

Aluminium ayant subi un décapage chimique (épaisseur du joint de colle : 0,4 à 0,5 mm)

Température (°C)	Résultats en da/cm
- 55 °C ± 3 °C	0,90 - 1,81
23 °C ± 2 °C	10,90
82 °C ± 2 °C	0,54 - 0,90

Résistance au pelage en T sur métal à 23 °C

Métal	Traitement de surface	Epaisseur joint de colle	Résultat en daN/cm
aluminium	décapage	0,4 - 0,5	10,90
	chimique	0,13 - 0,20	9,05
	dégraissage oakite	0,4 - 0,5	7,24
	MEC/abrasion/MEC	0,4 - 0,5	4,52

Résistance au cisaillement sur sur d'autres substrats à 23 °C

(Résultats en MPa)

Métal	Traitement de surface ¹	Traitement de surface ²
ABS	2,0	3,9
PVC	3,4	2,4
polycarbonate	2,7	3,4
polyacrylate	1,5	2,2
polystyrène	3,1	3,2 ³
polyester renforcé	5,4	6,8 ³
fibre de verre phénolique	9,5 ³	9,5 ³
SBR/acier	1,0 ³	0,9 ³
néoprène/acier	0,7	0,8 ³

¹ : Surfaces de préparation D. Nettoyage à l'alcool isopropylique.

² : Surface de préparation E. Alcool isopropylique/abrasion/alcool isopropylique.

³ : Rupture de substrat.

Résistance à l'environnement sur aluminium décapé chimiquement

Mesures effectuées par un test de cisaillement à 23 °C

Environnement	Conditions	Résultats en MPa ¹	Environnement	Conditions	Résultats en MPa ¹
23 °C 50 % HR	30 jours	15,0	antigel/eau (50/50)	82 °C/30 jours ²	34,0
eau distillée	30 jours ²	34,7	alcool isopropylique	23 °C/30 jours ²	38,8
Chaleur humide	50 °C/100 %	30,6	méthyléthylcétone	23 °C/30 jours ²	28,6
	HR/30 jours		brouillard salin 5%	35 °C/30 jours ²	34,7
	93 °C/100 %	21,1	skydrol LD-4	35 °C/30 jours ²	25,2
	HR/14jours				

¹ : Les résultats reportés ci-dessus sont des valeurs propres aux lots testés qui peuvent être plus élevées que celles mentionnées plus haut.

² : En immersion.

Résistance à l'environnement sur acier galvanisé¹ mesurée par un test de résistance au cisaillement à 23 °C²

(Résultats en MPa)

Environnement	Conditions	T° à chaud	Electrodéposition
23 °C 50 % HR	30 jours	15,0	15,5
eau distillée	30 jours ²	15,5	15,5
chaleur humide	50 °C/100HR/30 j	13,0	13,5
antigel/eau (50/50)	82 °C/30 jours ³	13,5	6,8
alcool isopropylique	23 °C/30 jours ³	13,5	13,5
méthyléthylcétone	23 °C/30 jours ³	13,5	15,5
trichloroéthane	35 °C/30 jours ³	15,5	15,5
brouillard salin (5%)	65 °C/30 jours ³	13,0	10,2

¹: Trempé à chaud ou par électrodéposition. Les aciers galvanisés peuvent donner lieu à un large éventail de performances dû à la diversité des surfaces disponibles. En conséquence de quoi, le client est encouragé à effectuer des tests pour déterminer les performances spécifiques de son assemblage.

²: Les résultats reportés ci-dessus sont des valeurs propres aux lots testés qui peuvent être plus élevées que celles mentionnées plus haut.

³: Immersion.

Résistance au cisaillement sur aluminium à 23 °C épaisseur du joint de colle : 0,18 mm

(résultats en MPa)

Temps dans l'étuve	Température de polymérisation		
	23 °C ± 2	49 °C ¹ ± 2	60 °C ¹ ± 2
30 minutes	-	< 0,35	20,4
60 minutes	-	8,8	30,6
90 minutes	-	29,2/10,9 ²	-
2 heures	-	29,9/10,9 ²	32,6
3 heures	-	32,6/10,9 ²	-
5 heures	2,7	-	-
6 heures	6,8	-	-
7 heures	23,8	-	-
24 heures	27,2/10,5 ²	-	-

¹: Ce chiffre représente la température de l'étuve à laquelle l'éprouvette est soumise pendant le temps indiqué. La température moyenne au niveau du joint de colle pendant le temps de polymérisation sera quelque peu inférieure à la température de l'étuve.

²: La valeur au dénominateur est la valeur minimale de résistance au pelage en T (en daN/cm) mesurée après le cycle de polymérisation indiqué.

Remarque : Les résultats mentionnés dans cette fiche technique ont été obtenus en utilisant un pistolet E.P.X. équipé d'une buse mélangeuse. On obtiendra des résultats comparables dans le cas d'un mélange manuel pratiqué avec soin.

Précautions d'emploi

Avant polymérisation, les parties A et B sont irritantes pour la peau et peuvent provoquer des lésions oculaires graves en cas de contact direct avec les yeux. Elles peuvent entraîner une sensibilisation par contact avec la peau.

Eviter le contact avec la peau, les yeux et les vêtements.

Eviter l'inhalation prolongée des vapeurs. Pendant la manipulation, porter des gants, un appareil de protection des yeux et du visage et un vêtement de protection appropriée.

Utiliser seulement dans les zones ventilées. Enlever immédiatement tout vêtement souillé et le nettoyer avant réemploi.

Après contact avec la peau, laver immédiatement et abondamment avec de l'eau et du savon.

En cas de contact avec les yeux, laver immédiatement à grande eau pendant au moins 15 minutes, en maintenant les yeux ouverts, et consulter un spécialiste.

Fiches de données sécurité disponibles sur demande adressée à :

3M France, Service Toxicologie,
Boulevard de l'Oise,
95006 Cergy Pontoise Cedex
Téléphone : 01 30 31 76 40



3M France
Techniques Adhésives Industrielles
Boulevard de l'Oise, 95006 Cergy Pontoise Cedex
Téléphone : 01 30 31 62 64 — Télécopieur : 01 30 31 62 56
SA au capital de 52 500 000 francs - RC Pontoise b 542 078 555, APE 246C



Le Laboratoire Européen de Recherche et de Développement basé à Rueil-Malmaison, dans les Hauts-de-Seine, doté d'équipements de tests et d'analyse de pointe.



Société Parisienne de Produits et Matériaux
27 / 29, rue Raffet 75016 Paris – France
Tél : 01.40.09.70.15. – Fax : 01.45.25.81.34.
www.sppm.fr – E-mail : contact@sppm.fr

ETANCOL 492

PATE EPOXY A 2 COMPOSANTS

SPECIFICATIONS TECHNIQUES

I. DESCRIPTION

L'ETANCOL 492 est une pâte époxy à deux composants sans solvant.

II. DOMAINE D'APPLICATION

- Collage plat carbone (compodex C 12).
- Collage tôle acier (procédé l'Hermite).
- Collage tôles colaminées (PVC, acier galvanisé).
- Collage membrane synthétique après préparation au dégraissant MC 365.
- Collage tôle inox après préparation de la surface.
- Bouche porage des supports béton.
- Scelllements.
- Cachetage des fissures et scelllements d'injecteurs.

III. PROPRIETES

- Bonne adhérence sur le béton, les métaux, la brique, la pierre.
- Performances mécaniques élevées.
- Mise en œuvre aisée : produit thixotropé et onctueux.
- Ne coule pas en application verticale.
- En cas de forte charge peut être thixotropé à l'aide d'Aérosil R 202

CARACTERISTIQUES DES COMPOSANTS	RESINE	DURCISSEUR
Aspect :	Pâte	Pâte
Couleur :	Blanc	Noir
Viscosité BROOKFIELD Hat Alg. D 5t/mn à 23° C :	400 000 ± 100 000 mPa.s (1 mPa.s = 1 centipoise)	300 000 ± 100 000 mPa.s
Densité à 23° C :	1,43 ± 0,05	1,57 ± 0,05
Extrait sec à 105° C (3 heures) :	99,8 ± 0,1 %	93,5 ± 0,5 %
Perte au feu à 450° C :	60 ± 2 %	42 ± 2 %
Perte au feu à 950° C :	67 ± 2 %	62 ± 2 %
Rapport de mélange	Résine	Durcisseur
En poids :	100	100
En volume :	1	1

IV. CARACTERISTIQUES DU MELANGE RESINE / DURCISSEUR

- Aspect :	Pâte
- Couleur :	Gris
- Température de transition vitreuse (Tg) Iso 11357-2 (DSC) :	54° C ± 2° C
- Viscosité HAT aig. D 5t/mn à 23° C :	300 000 ± 100 000 mPa.s
- Dureté SHORE D NFT 51-10 à 23° C :	
- 24 heures	80
- 2 jours	82
- 7 jours	83

- DPU pour 100 cm ³ de mélange DPU (t) = 118,4 - 2,65 t + 2631.t ² :	
5° C.....	3 h 30 minutes
10° C.....	2 heures
23° C.....	60 minutes
30° C.....	40 minutes
35° C.....	30 minutes
- Epaisseur film humide à 1 Kg/m ² :	0,60 ± 0,02 mm
- Masse volumique du film humide :	1,45 ± 0,07 g/cm ³
- Epaisseur du film polymérisé à 1 Kg/m ² :	0,64 ± 0,02 mm
- Masse volumique du film polymérisé :	1,50 ± 0,03 g/cm ³
- Résistance à la compression - Iso 604 :	83 ± 1,6 MPa
- Résistance à la traction - Iso 527 :	29,5 ± 1,0 MPa
- Allongement à la rupture :	0,65 % ± 0,10 %
- Module d'élasticité en traction (0,2 %) :	4940 ± 170 MPa
- Module d'élasticité en compression (0,2 %) :	4200 ± 150 MPa
- Module d'élasticité en flexion :	5050 ± 450 MPa
- Adhérence sur béton sec sablé :	2,7 MPa ± 0,2 MPa (rupture béton)
- Adhérence sur béton humide :	2,5 MPa ± 0,2 MPa (rupture béton)

V. MISE EN ŒUVRE

V.1. CONDITIONS D'APPLICATION :

- Température minimale du support 5 °C
- Température ambiante minimale 10°C.
- Température ambiante optimale 15°C à 25°C.
- Température ambiante maximale 40°C.
- Hygrométrie maximale de l'air 85 %.
- Pas de condensation : la température du support doit dépasser de 3° C celle du point de rosée.

V.2. QUALITE MINIMALE DU SUPPORT

- Il devra être âgé de 28 jours.
- Son pH sera compris entre 8 et 12.
- Porosité, durée d'absorption en secondes : 60 < a < 240
- Pulvérulence : cliché de référence à ne pas dépasser : 2
- Cohésion superficielle R > 1 MPa pour le béton et R > 0,5 MPa pour le mortier.
- Résistance à la compression à 28 jours ≥ 25 MPa.
- Etat de surface :
 - parement d'un béton surfacé DTU 21.
 - chape mortier : cas général des chapes rapportées DTU 26-2.
 - planitude des enduits courants DTU 26-1.
 - Pas de contre pression hydrostatique.

V.3. PREPARATION DES SUPPORTS

V.3.01 Support hydraulique :

Le support doit être propre, sain, poreux, sec et suffisamment résistant. Il sera débarrassé des parties mal adhérentes, et exempt notamment de laitance et tous produits pouvant nuire à l'adhérence (huiles, graisses...).

Selon la nature et l'état du support sa préparation pourra être réalisée par grenailage, rabotage, bouchardage, ponçage, sablage, décapage hydraulique à haute pression ou décapage thermique. L'une ou l'autre de ces opérations sera suivie d'un dépoussiérage intensif.

V.3.02 Inox :

Dépolissage à la ponceuse puis dégraissage au solvant (MEC, acétone).

V.3.03 Plats acier ou carbone :

Voir cahiers des charges correspondants.

V.4. PREPARATION DU MELANGE RESINE/DURCISSEUR

Ajouter la totalité du durcisseur à la résine et mélanger soigneusement pendant 2 à 3 mn avec un agitateur électrique rotatif à vitesse lente (moins de 300 t/mn) jusqu'à l'obtention d'un mélange gris homogène sans marbrure. Appliquer immédiatement le mélange à l'aide d'un rouleau laine courte.

Consommation moyenne : 1,5 kg/m² pour 1 mm d'épaisseur

V.5. RECouvrABILITE - MISE EN ŒUVRE

- bouche porage recouvert 24 heures après.
- collage. Appliquer l'élément à coller préalablement préparé sur la résine fraîche, c'est-à-dire avant la moitié de la DPU.

Mise en service à 20° C : 48 heures, durcissement total : 7 jours

Mise en service à 5° C : 7 jours, durcissement total : 15 jours

VI. STOCKAGE

Conservés dans leurs emballages d'origine fermés, à l'abri du gel, de la chaleur et de l'humidité à une température comprise entre + 5° C et + 25° C, la résine et le durcisseur ETANCOL 492 peuvent être stockés pendant 1 an.

VII. CONDITIONNEMENT / TRANSPORT

- Kits prédosés de : 1 kg, 5 kg, 25 kg et double cartouche (2 fois 200 ml).
- Code douanier : 382490959000 J

VIII. HYGIENE ET SECURITE :

- Voir les fiches de données de sécurité pour les précautions d'usages qui doivent être respectées.
- Prendre toutes les mesures de protection indiquées dans les fiches de données de sécurité. (FDS).

* Avis

* Cette Fiche Technique a été établie avec soin et consciencieusement, selon les dernières connaissances. Les indications techniques n'engagent pourtant à rien et sont sans garantie.

Notice technique
Edition février 2007
Numéro 9.97
Version n°059.2007
Sikadur-330

Sikadur-330

Résine d'imprégnation pour tissu de renforcement

Avis Technique CSTB

Présentation	Résine époxy sans solvant à 2 composants.								
Domaines d'application	Résine d'imprégnation pour les tissus « secs » de renforcement de structures de la gamme SikaWrap. Primaire d'imprégnation des supports rugueux pour le renforcement avec les tissus SikaWrap « humides ».								
Caractères généraux	■ Thixotrope (facile à appliquer notamment en vertical, en sous-face) ■ Facile à appliquer au rouleau, à la brosse, à la truelle ■ Hautes caractéristiques mécaniques ■ Sans solvant								
Agréments, essais officiels	■ Avis Technique CSTB ■ Institut de recherche pour les Routes et Ouvrages d'art en Pologne : IBDiM N° AT/2003-04-336.								
Caractéristiques									
Coloris	■ Comp. A : blanc ■ Comp. B : gris ■ Mélange (A+B) : gris clair								
Conditionnement	Kit de 5 kg								
Stockage	Entre 5 et 25°C, à l'abri de l'humidité. Protéger des rayons solaires directs.								
Conservation	24 mois à partir de la date de production en emballage intact et non entamé.								
Données techniques									
Densité	1,3 environ								
Viscosité	<table border="1"> <thead> <tr> <th>Température</th><th>viscosité</th></tr> </thead> <tbody> <tr> <td>+10 °C</td><td>≈ 10 000 mPas</td></tr> <tr> <td>+23°C</td><td>≈ 6 000 mPas</td></tr> <tr> <td>+35°C</td><td>≈ 5 000 mPas</td></tr> </tbody> </table>	Température	viscosité	+10 °C	≈ 10 000 mPas	+23°C	≈ 6 000 mPas	+35°C	≈ 5 000 mPas
Température	viscosité								
+10 °C	≈ 10 000 mPas								
+23°C	≈ 6 000 mPas								
+35°C	≈ 5 000 mPas								
Coefficient de dilatation thermique	$45 \cdot 10^{-6}$ par °C (-10°C à +40°C)								
Consistance du mélange	Pâteuse								



Stabilité thermique	« Heat distortion temperature » (HDT selon norme ASTM D648) 36°C après 7 jours à 10°C 47°C après 7 jours à 23°C 53°C après 7 jours à 35°C 43°C après 7 jours à 10°C + 7 jours à 23°C
Température en service	-40 °C à +50°C
Résistance en traction	30 MPa après 7 jours à 23°C (selon norme DIN 53455)
Allongement à la rupture	0,9 % après 7 jours à 23°C (DIN 53455)
Module d'élasticité	■ Module d'élasticité en traction (DIN 53455) : 4 500 MPa après 7 jours à 23°C ■ Module d'élasticité en flexion (ISO 178) : 3 800 MPa après 7 jours à 23°C
Résistance chimique	En cas d'exposition en ambiance chimique particulière, nous consulter.
Résistance à la température	Exposition continue jusqu'à 50°C
Conditions d'application	
Proportions du mélange	A : B = 4 : 1 en poids
Consommation	Suivant la rugosité du support et le type de tissu à imprégner : 0,7 à 1,5 kg/m ²
Préparation du support	Préparer le support par sablage ou ponçage. Il doit être propre, sain, sec, exempt de laitance, de graisse, d'huile, de produit de cure, d'anciens revêtements, de particules non ou peu adhérentes, ... La surface doit être plane (tolérance de 2 mm sous le réglet de 30 cm). Pour les supports en béton, les balèbres de coffrages et saillies ne doivent pas excéder 0,5 mm. Si nécessaire, ragréer à l'aide de Sikadur-41F. Les fissures d'une largeur supérieure à 0,25 mm doivent être injectées à l'aide de Sikadur-52 injection, suivant les méthodes habituelles d'injection. Après préparation, le béton, destiné à être renforcé, doit avoir une cohésion superficielle d'au moins 1 MPa (suivant le type de tissu SikaWrap utilisé). Les angles saillants de la structure doivent être arrondis jusqu'à obtenir un rayon d'au moins 20 mm. Ceci peut être fait en utilisant une ponceuse à disque diamanté. Éliminer toute trace de poussière, de particules friables, par brossage et aspiration mécanique.
Mise en oeuvre	
Conditions d'utilisation	■ Température (support et ambiance) lors de l'application : +10°C à +35°C ■ Température en service : -40°C à +50°C ■ Humidité du support : maximum 4 % La température ambiante lors de l'application doit se situer 3 degrés au-dessus du point de rosée. La résine Sikadur-330 doit être protégée de la pluie pendant au moins les 24 premières heures suivant l'application.
Préparation du mélange	Verser le composant B dans le composant A et mélanger pendant 3 minutes, à l'aide d'un agitateur électrique muni d'une hélice à faible vitesse de rotation (500 tours par minute au maximum) afin d'éviter l'entraînement d'air, jusqu'à l'obtention de la consistance homogène. Ensuite verser le mélange dans un seau propre, et malaxer à nouveau pendant une minute supplémentaire à vitesse lente. La quantité préparée doit être utilisée pendant la durée pratique d'utilisation
Nettoyage des outils	Nettoyer le matériel à l'aide du Nettoyant Sikadur avant polymérisation de la résine. Après durcissement, la résine peut être enlevée mécaniquement.

Mise en œuvre

- a) découper le tissu aux dimensions prévues par le Bureau d'Etudes
 b) appliquer le Sikadur-330 sur le support préalablement préparé, en utilisant une brosse, un rouleau ou une truelle.
 c) Sans attendre, placer et positionner le tissu conformément aux indications fournies par le Bureau d'Etudes.
 d) maroufler le tissu sur la couche de résine à l'aide du rouleau marouffleur afin que la résine traverse et imprègne le tissu
 Cette opération se réalise dans le sens longitudinal des fibres et de façon à évacuer l'air éventuellement emprisonné.
 Lisser la surface à l'aide d'une large brosse pour homogénéiser la surface du composite ainsi créé.
 e) application éventuelle d'une couche supplémentaire de tissu : appliquer d'abord une couche de résine Sikadur-330 dans un délai de 60 minutes (à 23°C) après l'application de la couche précédente. Si ce n'est pas possible, attendre au moins 12 heures avant l'application. Continuer comme indiqué à l'étape c).
 f) application éventuelle d'un revêtement à base de ciment comme finition : dans ce cas, appliquer une couche de résine à raison de 0,5 kg/m², puis saupoudrer du sable de quartz pour renforcer l'adhérence du revêtement hydraulique.
 Si un revêtement coloré est prévu, égaliser la surface de résine fraîche à l'aide d'un pinceau ou d'une brosse.

Remarques générales :

- Ce Produit doit être utilisé par des professionnels expérimentés.
- Bien veiller à assurer la pose et le marouflage du tissu dans la résine pendant le temps ouvert de celle-ci.
- En service, le composite doit être protégé d'une exposition directe au rayonnement solaire, par exemple en recouvrant le composite de SikaGard 550W Elastic, SikaGard 680S.
- A basse température ou à humidité relative élevée, la surface de la résine Sikadur-330 peut rester légèrement collante même après plusieurs heures de séchage. Pour appliquer une couche supplémentaire de tissu, il faut avant d'appliquer la couche de résine nettoyer la surface encore poisseuse à l'aide d'une éponge imbibée d'eau puis sécher la surface.
- Pour les cas d'application à basses ou à hautes températures, veiller au préalable à stocker pendant 24 heures la résine dans un lieu aux conditions normales de température.
- Le recouvrement du tissu SikaWrap dans le sens longitudinal des fibres doit être d'au moins 100 mm.
- Lors de la pose bord à bord de tissus unidirectionnels la superposition des couches n'est pas nécessaire (sauf prescription particulière du Bureau d'Etudes).
- La résine doit être protégée de la pluie pendant au moins 24 heures après l'application.

Durée de Vie en Pot
Kit de 5 kg

- 90 mn à 10°C
- 30 mn à 35°C

La durée de vie en pot (pot life) démarre dès le malaxage des 2 composants (résine et durcisseur). A basse température il sera plus long qu'à haute température. Plus la quantité de mélange est importante, plus cette durée est courte. Afin d'augmenter cette durée lors de haute température, il est conseillé de répartir le mélange dans plusieurs récipients ou de refroidir chaque composant avant d'effectuer le mélange.

Temps ouvert

- 60 mn à +10°C
- 30 mn à +35°C

Ce temps correspond à la durée disponible pour positionner, maroufler le tissu dans la résine.

Recouvrabilité / Temps d'attente

SikaGard 680S ou 550W sur Sikadur 330 :

Température du support	Temps minimum
+10°C	5 jours
+23°C	3 jours
+35°C	1 jour

Temps maximum : si la résine Sikadur 330 a durci plus de 7 jours, légèrement poncer sa surface, puis nettoyer à l'aide du Nettoyant Sikadur, avant d'appliquer la couche de finition SikaGard 680S ou 550W.

Les temps donnés ici peuvent varier suivant les conditions particulières de chaque chantier

Construction

Temps de durcissement du composite (SikaWrap / Sikadur-330)

Température	Temps de durcissement
+10°C	7 jours
+23°C	5 jours
+35°C	2 jours

Ces temps indicatifs peuvent varier suivant les conditions ambiantes particulières à chaque chantier.

Précautions d'emploi

Consulter la fiche de données de sécurité accessible par Minitel 3613, code SIKASECUR ou sur Internet www.sika.fr

Mentions légales

Produit réservé à un usage strictement professionnel

Nos produits bénéficient d'une assurance de responsabilité civile.

«Les informations sur la présente notice, et en particulier les recommandations relatives à l'application et à l'utilisation finale des produits Sika, sont fournies en toute bonne foi et se fondent sur la connaissance et l'expérience que la Société Sika a acquises à ce jour de ses produits lorsqu'ils ont été convenablement stockés, manipulés et appliqués dans des conditions normales. En pratique, les différences entre matériaux, substrats et conditions spécifiques sur site sont telles que ces informations ou toute recommandation écrite ou conseil donné n'impliquent aucune garantie de qualité marchande autre que la garantie légale contre les vices cachés. 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 acceptées sous réserve de nos Conditions 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.»



Sika France S.A.
84, rue Edouard Vaillant – BP 104
93351 Le Bourget Cedex
France

Tel. : 01 49 92 80 00
Fax : 01 49 92 80 21
www.sika.fr