



HAL
open science

Efficacité du renforcement par composites collés vis-à-vis de la propagation de fissures de fatigue pour une application aux structures rivetées

Emilie Lepretre

► To cite this version:

Emilie Lepretre. Efficacité du renforcement par composites collés vis-à-vis de la propagation de fissures de fatigue pour une application aux structures rivetées. Mécanique des structures [physics.class-ph]. École centrale de Nantes, 2017. Français. NNT : 2017ECDN0003 . tel-01542902v4

HAL Id: tel-01542902

<https://hal.science/tel-01542902v4>

Submitted on 6 Mar 2020

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 de Doctorat

Emilie LEPRETRE

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

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

Discipline : *Génie Civil*

Unité de recherche : *Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de
l'Aménagement et des Réseaux*

Soutenu le 11 Janvier 2017

Efficacité du renforcement par composites collés vis-à-vis de la propagation de fissures de fatigue pour une application aux structures rivetées

JURY

Président :	Gilles FORET , Directeur de recherche, Université Paris-Est, Ecole des Ponts ParisTech
Rapporteurs :	Emmanuel FERRIER , Professeur des universités, Université Lyon I Yves NADOT , Professeur des universités, ENSMA
Examineurs :	Frédéric JACQUEMIN , Professeur des universités, Université de Nantes Julien DALLOT , Docteur-Ingénieur des Ponts, SNCF, St Denis
Invité :	Patrick ROZYCKI , Maître de conférences – HDR, Ecole Centrale de Nantes
Directeur de Thèse :	Laurent GAILLET , Directeur de recherche, IFSTTAR centre de Nantes
Co-encadrants de Thèse :	Mohamadou Lamine DIENG , Directeur de recherche, IFSTTAR centre de Nantes Sylvain CHATAIGNER , Ingénieur des TPE, IFSTTAR centre de Nantes

RESUME :

La fatigue représente la deuxième cause d'endommagement des structures métalliques anciennes après la corrosion. Celle-ci se manifeste par l'apparition de fissures, dans les zones fortement sollicitées présentant des concentrations de contraintes importantes, et peut mener à terme à la ruine de l'ouvrage. Dans le cas des structures métalliques anciennes, les fissures de fatigue s'amorcent généralement au droit des trous de rivets rendant difficile leur détection par les techniques de contrôle non destructif conventionnelles. De même, les matériaux métalliques anciens de la construction, et notamment le fer puddlé, limitent l'utilisation de certaines techniques. Dans le cadre de ce travail de thèse, l'objectif principal est d'étudier l'efficacité d'un renforcement par composites collés dans le cas de fissures de fatigue émanant de trous de rivets. Pour cela, des éprouvettes de petites dimensions, présentant un perçage central et une unique fissure de fatigue en bord de perçage, ont été considérées. De même, deux matériaux métalliques, acier doux et fer puddlé, ainsi que deux procédés de renforcement PRFC (polymères renforcés de fibres de carbone), à Module Normal (MN) et à Ultra Haut Module (UHM), sont étudiés. Pour chaque procédé de renforcement, différentes configurations de renforcement ont été testées et notamment la mise en précontrainte du plat composite MN avant collage. Cela a permis de mettre en évidence l'efficacité de la technique de collage de plats PRFC pour un renforcement à la fatigue de matériaux métalliques anciens, avec des augmentations de durée de vie allant jusque 327% dans le cas des éprouvettes en fer puddlé. Dans la pratique, la prédiction de la propagation de la fissure et l'évaluation de la durée de vie d'éléments fissurés peuvent être réalisées via l'utilisation de lois de propagation simples (type loi de Paris) reposant alors sur le facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure (FIC). C'est pourquoi, la seconde partie de ce travail s'est intéressée à la détermination du FIC dans le cas des éprouvettes renforcées de différentes configurations. Une formulation analytique simple a ainsi pu être proposée grâce à l'utilisation de différentes méthodes d'analyse (empirique, analytique et numérique). Les résultats obtenus dans le cas de plaques seules pourront par la suite être utilisés pour une application aux structures rivetées en tenant compte de la présence du rivet (précontrainte et contraintes résiduelles de rivetage) ainsi que celle des plaques assemblées (frottement).

Mots clés: PRFC, fatigue, structures rivetées, mécanique de la rupture

ABSTRACT:

After corrosion, fatigue phenomenon is the main cause of damage in old metallic structures. Fatigue cracks appear in stress concentration area subject to high stresses, and can lead to the ruin of the bridge. In old metallic structures, fatigue cracks mainly occur at the edge of the rivet hole and are thus difficult to detect with the common non-destructive inspection technique (NDI). Moreover, due to the poor quality of the old metallic materials, particularly puddled iron, some of the NDI techniques cannot be used. The main objective of the present work is to study the effectiveness of carbon fibre reinforced polymer (CFRP) laminates in reinforcing fatigue crack emanating from the rivet hole. Thus, investigations on small-scale specimens were done. These specimens consist of metallic plates with center hole from which one single crack emanates. Two metallic materials, puddled iron and mild steel, and two reinforcement processes were used. These reinforcement processes consist of Normal Modulus (NM) and Ultra High Modulus (HHM) CFRP laminates. Furthermore, symmetrical and un-symmetrical reinforcement configurations are considered as well as pre-stressing NM laminates before application. The experimental results showed firstly the efficiency of the different studied reinforcement configurations in slowing down crack propagation. For puddled iron plates, a maximum increase in fatigue life of 327% compared to un-reinforced specimens was observed. In practice, propagation model and fatigue life assessment are based on crack propagation law such as the well-known Paris law. Consequently, the determination of the modified SIF, corresponding to the reinforced specimens, becomes necessary. For this reason, the second part of this work was dedicated to a simple analytical formulation of the modified SIF corresponding to each reinforcement configurations. Empirical, analytical and numerical (FEM) analysis methods were used. In conclusion of this work, the achieved results could be used for reinforcement of riveted structures by CFRP bonding, taking into account the presence of rivets (pre-stressing and residual riveting stresses) as well as the presence of the others elements of the assembly (friction between riveted plates).

Keywords: CFRP, fatigue, riveted structures, fracture mechanics

REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier par ces quelques lignes toutes les personnes qui m'ont permis de mener à bien ce travail de thèse.

Tout d'abord je tiens à exprimer mes plus sincères remerciements à Laurent Gaillet qui fut pour moi un directeur de thèse attentif, disponible et efficace en toutes circonstances. Je tiens également à remercier mes encadrants de thèse, Lamine Dieng et Sylvain Chataigner, pour leurs conseils et leur soutien, merci à Lamine pour ses grandes qualités humaines d'écoute et de compréhension, et merci à Sylvain pour sa compétence, sa rigueur scientifique et son dynamisme sans faille. Je vous suis très reconnaissante, Laurent, Lamine et Sylvain, de m'avoir fait confiance et d'avoir cru en moi.

J'exprime également tous mes remerciements à l'ensemble des membres de mon jury, merci à Gilles Foret d'avoir accepté d'être mon président de jury, merci à Emmanuel Ferrier et à Yves Nadot d'avoir accepté d'être les rapporteurs de mon travail, et merci à Frédéric Jacquemin et à Julien Dallot d'avoir été des membres actifs de mon jury.

Différents organismes ont également participé à la réussite de ce travail. Je tiens particulièrement à remercier l'équipe de Christophe Aubagnac du CEREMA de Lyon et Hervé Cannard du CEREMA de Strasbourg, pour l'aide apportée dans la réalisation de certains essais, merci également à Marjorie Bourquencier du CEREMA de Nancy de m'avoir consacré du temps et de m'avoir permis d'enrichir mes connaissances.

Mes remerciements vont également à toutes les personnes formidables que j'ai rencontrées au sein du laboratoire SMC : merci à Jean-François, Richard et Michel pour l'aide qu'ils m'ont apportée durant ces trois ans. Leur grande connaissance du métier, leur disponibilité et leur bonne humeur ont été des atouts certains. J'adresse également mes remerciements à toute l'équipe : Yannick, Pauline R., Pauline B., Olivier, Patrick, Nicolas, Lucas, Mélanie, Jean-Michel, Brigitte, merci pour tous les échanges et moments de convivialité passés en votre compagnie, vous avez participé à la réussite de ce travail grâce à votre bonne humeur et votre soutien.

Le destin aura également mis sur ma route deux personnes incroyables, mes collègues de bureaux, Varvara et Christelle. Les filles, je vous remercie pour vos encouragements, votre soutien et votre amour. Notre bureau restera le « Bureau des filles », chaleureux et douillet. Merci Christelle pour ces trois années, ta joie, ta bonne humeur, ta positive attitude et ton humour vont beaucoup me manquer.

Enfin mes derniers remerciements vont à ma famille. Je remercie mes parents pour leur soutien inconditionnel, merci à ma mère et ma sœur d'être toujours là pour moi quels que soient l'heure et l'endroit.

Le meilleur restant pour la fin, j'aimerais remercier mon mari, Kévin, sans qui rien ne serait possible...

TABLE DES MATIERES

LISTE DES FIGURES.....	8
LISTE DES TABLEAUX.....	13
INTRODUCTION.....	14
CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE.....	18
1 ENDOMMAGEMENT EN FATIGUE DES STRUCTURES METALLIQUES ANCIENNES	18
1.1 LOCALISATION ET DETECTION DES FISSURES DANS LES ASSEMBLAGES RIVETES	18
1.2 CALCUL A LA FATIGUE DES OUVRAGES METALLIQUES SELON LES NORMES DE CALCUL ACTUELLES	22
1.3 APPLICATION DE LA MELR	24
1.4 CONCLUSIONS INTERMEDIAIRES.....	28
2 CARACTERISATION DE L'ASSEMBLAGE COLLE ET DURABILITE	29
2.1 MATERIAUX PRFC ET ADHESIFS STRUCTURAUX	29
2.2 L'ASSEMBLAGE COLLE PRFC/METAL.....	32
2.3 NOTION DE DURABILITE DU JOINT DE COLLE	35
3 L'UTILISATION DES PRFC DANS LE RENFORCEMENT A LA FATIGUE DES STRUCTURES METALLIQUES	38
3.1 RENFORCEMENT DE PLAQUES ENTAILLEES.....	39
3.2 RENFORCEMENT DE POUTRES METALLIQUES ANCIENNES	43
3.3 GUIDES DE CONCEPTION ET RECOMMANDATIONS	44
4 CONCLUSIONS	45
CHAPITRE 2 : MATERIAUX ET TECHNIQUES.....	47
1 MATERIAUX	47
1.1 MATERIAUX METALLIQUES.....	47
1.2 PLATS PRFC	50
1.3 ADHESIFS ASSOCIES	51
2 CARACTERISATION DE L'ASSEMBLAGE COLLE	54
2.1 PRINCIPE DE L'ESSAI DE CISAILLEMENT SUR JOINT A SIMPLE RECOUVREMENT	55
2.2 GEOMETRIE DES EPROUVETTES ET REALISATION.....	56
2.3 DESCRIPTION DES ESSAIS	57
2.4 EXPLOITATIONS DES RESULTATS D'ESSAIS	58
2.5 CONCLUSIONS	72
3 FATIGUE ET SUIVI DE FISSURATION EN MODE I DES EPROUVETTES PERCEES RENFORCEES	73
3.1 GEOMETRIE DES EPROUVETTES.....	75
3.2 PRE-FISSURATION EN FATIGUE.....	76
3.3 FISSURATION EN FATIGUE DES EPROUVETTES	79
3.4 SUIVI DE FISSURATION DES EPROUVETTES PERCEES.....	80
4 CONCLUSIONS	83

CHAPITRE 3 : ETUDE EXPERIMENTALE DU RENFORCEMENT EN FATIGUE DE PLAQUES METALLIQUES FISSUREES PAR COLLAGE DE MATERIAU COMPOSITE . 84

1	PRESENTATION DES EPROUVETTES RENFORCEES	84
1.1	GEOMETRIE DES EPROUVETTES.....	84
1.2	EVALUATION DE LA LONGUEUR INITIALE DE FISSURE AVANT RENFORCEMENT	87
1.3	REALISATION DES EPROUVETTES RENFORCEES : COLLAGE ET MISE EN PRE-TENSION	91
2	RESULTATS EXPERIMENTAUX.....	96
2.1	ANALYSE DU MARQUAGE MECANIQUE	96
2.2	DETERMINATION DE L'AVANCEE DE LA FISSURE – UTILISATION DE JAUGES DE FISSURATION	106
2.3	DUREE DE VIE	107
2.4	EXAMEN DES FACIES DE RUPTURE	113
2.5	EVOLUTION DES DEFORMATIONS DANS LE PLAT COMPOSITE – PLAT MN TENDU	118
2.6	COURBES DE PROPAGATION	120
3	CONCLUSIONS	129

CHAPITRE 4 : DETERMINATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTE ET MODELISATION DES EPROUVETTES RENFORCEES130

1	METHODE DE DETERMINATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTE.....	130
1.1	RAPPEL THEORIQUE.....	130
1.2	DETERMINATION DU FIC DANS LE CAS D'UNE PLAQUE PERCEE FISSUREE A UN DES BORDS DU PERÇAGE – FORMULATION ANALYTIQUE DE LA LITTERATURE.....	132
1.3	LIMITES DE L'UTILISATION DES FORMULES ANALYTIQUES 2D	135
1.4	DETERMINATION DES PARAMETRES C ET M DE PARIS	139
2	DETERMINATION DU FIC EXPERIMENTAL ET FORMULATION ANALYTIQUE SIMPLE.....	140
2.1	MISE EN PLACE DE LA METHODE	140
2.2	MODIFICATION DU FIC DANS LE CAS DES EPROUVETTES RENFORCEES.....	141
2.3	FORMULATION ANALYTIQUE SIMPLE.....	154
2.4	CONCLUSIONS INTERMEDIAIRES.....	163
3	PROPOSITION D'UNE MODELE EF SIMPLE DE LA FISSURATION ET DU RENFORCEMENT PAR COMPOSITE COLLE...164	
3.1	PRESENTATION DU MODELE EF DE FISSURATION – CAS DES EPROUVETTES DE REFERENCE NON RENFORCEES... 164	
3.2	PRESENTATION DU MODELE DE RENFORCEMENT – CAS DES EPROUVETTES RENFORCEES DE DIFFERENTES CONFIGURATIONS.....	170
4	CONCLUSIONS.....	181

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES.....182

BIBLIOGRAPHIE.....186

ANNEXE 1.....203

ANNEXE 2.....205

LISTE DES FIGURES

Figure 1: Différentes phases de propagation d'une fissure de fatigue (Bassetti, 2001).....	19
Figure 2: Ovalisation du perçage observée sur ouvrage riveté ancien (ouvrage de Pussy, CEREMA Lyon)	20
Figure 3: Exemple de fissures induites par: (a) les charges ; (b) par déformations ou distorsions locales (Brühwiler et al., 1989).....	20
Figure 4: Exemple de fissure initialement induite par distorsion locale puis se propageant ensuite sous l'action directe des charges (SBB, 1983)	21
Figure 5: Courbes de fatigue telles que définies dans l'Eurocode 3 - partie 9	23
Figure 6: Modes de fissuration pouvant être observés par la fissure au cours de sa propagation.....	24
Figure 7: Distorsion du champ de contraintes et de déplacements en pointe de fissure et expression du FIC.....	25
Figure 8: Représentation schématique de la loi empirique de Paris (Paris et Erdogan, 1963).....	26
Figure 9: Configurations d'essais de cisaillement : (1) à simple recouvrement; (2) à double recouvrement.....	32
Figure 10: Eprouvettes dissymétriques considérées dans l'étude de Fawzia, 2013	33
Figure 11: Profil des contraintes de cisaillement dans le joint de colle: (a) essai de cisaillement à simple recouvrement; (b) essai de cisaillement à double recouvrement.....	33
Figure 12: Modes de rupture observables dans le cas d'un assemblage collé PRF/substrat métallique, Teng et al., 2012	34
Figure 13: Résultats issus de l'étude de Chataigner et al., 2011: (a) évolution de la résistance ultime; (b) cycles de charge/décharge pour l'éprouvette vieillie à 22 mois	38
Figure 14: Entailles initiales typiques des études de renforcement de plaques métalliques renforcées par PRFC collé, d'après l'étude de Jones et Civjan, 2003.....	39
Figure 15: Ensemble des schémas de renforcement considéré dans la littérature (Wu et al., 2012a).....	40
Figure 16: Géométrie des poutres rivetées testées par Bassetti, 2001	43
Figure 17: Configuration du renforcement de poutres rivetées adoptée par Bassetti, 2001 ..	44
Figure 18: Pont de l'Adour, pont-rail SNCF	47
(Photo : https://structurae.info/photos/39387-pont-de-ferbayonne-pyrenees-atlantiques-64-aquitaine-france).....	47
Figure 19: Poutrelles du pont de l'Adour fournies par la SNCF, découpées avant prélèvement de plaque pour essais.....	48
Figure 20: Eprouvettes haltères de traction uniaxiale (NF EN ISO 6892-1)	48
Figure 21: Courbe de traction, acier S235 et Fer puddlé	49
Figure 22: Observations du fer puddlé étudié au microscope optique: mise en évidence de la présence de nombreuses inclusions et de tailles de grains très hétérogènes	50
Figure 23: Courbes de comportement typiques des matériaux PRFC de l'étude et de l'acier doux (Teng et al., 2012)	51
Figure 24: Eprouvette haltère de colle: (a) Foreva Epx SC980; (b) Tyfo TC.....	52
Figure 25: Courbes de caractérisation du comportement des adhésifs A et C de l'étude.....	53
Figure 26: Analyse des faciès de rupture des éprouvettes haltères de colle: (a) adhésif A; (b) adhésif C.....	53
Figure 27 : (a) principe de l'essai de cisaillement à simple recouvrement ; (b) machine d'essai associée (Chataigner et al., 2011).....	55
Figure 28: Réalisation des assemblages collés simple recouvrement: (a) géométrie; (b) photo des assemblages.....	56

Figure 29 : (a) Schéma de positionnement des jauges de déformations collées sur la face supérieure du plat composite le long du joint de colle; (b) Photo d'éprouvette instrumentée.	57
Figure 30: Mode de rupture observé: (a) assemblage métal/PRFC MN; (b) assemblage métal/PRFC UHM.....	59
Figure 31: Rupture près des mors pour l'essai sur assemblage métal/PRFC UHM soumis à des cycles de charge/décharge.....	60
Figure 32: Impact des cycles de charge/décharge sur les courbes effort/déplacement: (a) procédé MN; (b) procédé UHM.....	60
Figure 33: Profil de déformations le long du joint de colle pour le procédé de renforcement MN: (a) assemblage S235/PRFC MN; (b) assemblage Fer puddlé/PRFC MN.....	62
Figure 34: Propagation de l'endommagement (fissuration et décollement) le long du joint de colle pour l'assemblage S235/PRFC MN.....	63
Figure 35: Profil de déformations le long du joint de colle pour le procédé de renforcement UHM: (a) assemblage S235/PRFC UHM; (b) assemblage Fer puddlé/PRFC UHM.....	64
Figure 36: Géométrie des éprouvettes et schéma de positionnement des jauges de déformations pour l'essai sur joint à double recouvrement ($L_{collée} = 195$ mm).....	65
Figure 37: Profil de déformations le long du joint de colle pour le joint collé à double recouvrement S355/PRFC UHM.....	66
Figure 38: (a) Profil des contraintes de cisaillement le long du joint collé S235/PRFC MN; (b) Courbe effort/déplacement associée.....	68
Figure 39: Courbe contrainte/glissement dans le cas du procédé de renforcement MN.....	69
Figure 40: Bond-slip curve obtenue expérimentalement dans l'étude de Xia et Teng, 2005, pour un assemblage simple recouvrement acier/PRFC MN avec adhésif linéaire.....	70
Figure 41: Profil des contraintes de cisaillement le long du joint collé: a) joint à simple recouvrement; b) joint à double recouvrement.....	71
Figure 42: Exemple de fissure sous tête de rivet constatée sur ouvrage riveté (Zhou, 2003).	74
Figure 43: Exemple de modèle simplifié proposé par Hensen, 1992 (cf. Annexe 2).....	74
Figure 44: Géométrie des plaques percées pour essais de fissuration en fatigue.....	75
Figure 45: Entaille réalisée à l'aide de la technique d'électroérosion par fil à arc électrique sous vortex d'eau.....	76
Figure 46: Représentation schématique : (a) concentration de contrainte en bord de perçage ; (b) effet d'entaille sur la propagation de fissures de petites dimensions (Suresh et Ritchie, 1984).....	77
Figure 47: Courbes de fissuration pour différents rapports de charge dans le cas d'un acier doux (Elber, 1971; Walker et Beevers, 1979).....	78
Figure 48: Cycles de fatigue appliqués permettant le suivi de propagation de la fissure par marquage mécanique.....	80
Figure 49: Observation au microscope optique du front de fissure au cours de la propagation grâce à la technique de marquage mécanique.....	81
Figure 50: Observation au microscope optique de la surface de rupture d'une éprouvette en fer puddlé.....	82
Figure 51: Suivi de propagation de fissure sur éprouvette en fer puddlé par jauge de fissuration Kyowa.....	82
Figure 52: Représentation des configurations de renforcement testées.....	85
Figure 53: Surface après rupture d'une éprouvette de référence (analyse du marquage).....	88
Figure 54: Résultats de l'étude menée par Leis, 1985, sur la propagation de fissures courtes englobées dans la zone plastique de l'entaille (K_t représente le facteur théorique de concentration de contrainte et R le rapport de charge).....	89
Figure 55: Révélation de l'existence d'une fissure par examen magnétoscopique dans le cas d'une éprouvette en fer puddlé fissurée.....	91

Figure 56: Mise en évidence de la rupture fragile du matériau fer puddlé avec absence de striction: (a) vue de profil; (b) vue de dessus (chemin de propagation).....	91
Figure 57: Préparation de surface des éprouvettes et collage du plat composite.....	92
Figure 58: Schéma de positionnement des jauges sur le plat composite dans le cas des éprouvettes MN_T(10kN)_NS.....	93
Figure 59: Perte instantanée de précontrainte lors de la décharge du plat composite.....	93
Figure 60: Rupture prématurée du joint de colle lors de la décharge, essai avec pré-tension initiale de 15kN.....	95
Figure 61: Surfaces rompues obtenues dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées.....	96
Figure 62: Représentation schématique de l'évolution de la zone plastique dans l'épaisseur de la plaque (Irwin, 1960, Esnault, 2014).....	97
Figure 63: Représentation schématique du phénomène de déversement antisymétrique (gauche) et symétrique (droite) d'après Yamada et al., 2007.....	98
Figure 64: Marquages obtenus dans le cas des éprouvettes renforcées de manière symétrique à l'aide du procédé de renforcement MN.....	99
Figure 65: Marquage obtenu dans le cas des éprouvettes UHM_NT_S: (a) UHM_NT_S_A1-0; (b) cas des éprouvettes de longueur de fissure initiale A1 et A2.....	100
Figure 66: Amorçage et propagation d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage, cas UHM_NT_S et MN_NT_S.....	101
Figure 67: Marquages obtenus dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS, MN_T_NS et UHM_NT_NS pour différentes longueurs de fissure initiale A1/A2.....	102
Figure 68: Amorçage ou non d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage dans le cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique.....	104
Figure 69: Représentation schématique de l'influence de la non-symétrie initiale du front de fissure sur l'efficacité du renforcement.....	105
Figure 70: Observation de l'influence de la forme du front de fissure initiale pour des éprouvettes de différentes configurations.....	105
Figure 71: Surfaces rompues obtenues dans le cas des éprouvettes en fer puddlé (cas non renforcé et renforcé).....	106
Figure 72: Diagramme représentant respectivement les gains en durée de vie totale (a), et résiduelle (b) obtenus pour les différentes configurations testées.....	111
Figure 73: Rupture cohésive dans la couche de colle pour l'ensemble des éprouvettes en acier renforcées par collage de plats MN (symétrique, non symétrique, tendus et non tendus).....	114
Figure 74: Observation de la zone particulière de décollement autour des lèvres de la fissure.....	114
Figure 75: Faciès de rupture obtenu dans le cas des éprouvettes en acier (à gauche) et en fer puddlé (à droite) pour un renforcement non symétrique par plats UHM.....	116
Figure 76: Observation de la rupture adhésive "mixte" dans les cas des éprouvettes en acier renforcées par plat UHM.....	117
Figure 77: Rupture des plats UHM observée dans le cas des éprouvettes UHM_NT_S.....	118
Figure 78: Déformations des jauges en fonction du nombre de cycles appliqués.....	119
Figure 79: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement MN dans le cas d'un renforcement symétrique (sur les deux faces de la plaque).....	121
Figure 80: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement UHM dans le cas d'un renforcement symétrique (sur les deux faces de la plaque).....	121
Figure 81: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement MN dans le cas d'un renforcement non symétrique et non tendu, pour les deux longueurs de fissure initiale A1/A2.....	123

Figure 82: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement MN dans le cas d'un renforcement non symétrique et dans le cas d'une mise en pré-tension du plat composite avant collage, pour les deux longueurs de fissure initiale A1/A2.....	123
Figure 83: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement UHM dans le cas d'un renforcement non symétrique, pour les deux longueurs de fissure initiale A1/A2	124
Figure 84: Comparaison des courbes de propagation obtenues dans le cas UHM_NT_NS et MN_T_NS : (a) longueur de fissure initiale A1; (b) longueur de fissure initiale A2	125
Figure 85: Avancée de la fissure en face renforcée et non renforcée dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS_A1: (a) configuration initiale (X); (b) configuration initiale (Y).	126
Figure 86: Avancée de la fissure en face renforcée et non renforcée dans le cas des éprouvettes MN_T(10kN)_NS_A1/A2: (a) configuration initiale (X); (b) configuration initiale (Y)	126
Figure 87: Avancée de la fissure en face renforcée et non renforcée dans le cas des éprouvettes UHM_NT_NS_A1: (a) configuration initiale (X); (b) configuration initiale (Y)	126
Figure 88: Avancée de la fissure en fonction du nombre de cycles appliqués dans le cas des éprouvettes en fer puddlé UHM_NT_NS_A1	128
Figure 89: Avancée de la fissure en fonction du nombre de cycles appliqués dans le cas des éprouvettes en fer puddlé UHM_NT_NS_A2.....	128
Figure 90: Dimensions considérées pour l'ensemble des formulations analytiques présentées	134
Figure 91: Comparaison des résultats obtenus par Palmberg, 2001b, dans le cas d'une détermination du FIC par méthode analytique et EF	135
Figure 92: Illustration du phénomène de fermeture de fissure induit par plasticité.....	136
Figure 93: Evolution des différents FICs locaux obtenus dans l'étude EF menée par Fiordalisi, 2014.....	137
Figure 94: Procédure de calcul du FIC retenue.....	138
Figure 95: Détermination des paramètres de Paris C et m – éprouvettes en acier S235.....	139
Figure 96 : Détermination des paramètres de Paris C et m – éprouvettes en fer puddlé.....	140
Figure 97: Application de la méthode de James-Anderson à l'éprouvette MN_NT_S_A1-3142	
Figure 98: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes MN_NT_S: (a) cas A1; (b) cas A2	143
Figure 99: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes UHM_NT_S: (a) cas A1; (b) cas A2	144
Figure 100: Représentation schématique du facteur correctif empirique F_{PRFC} obtenu dans le cas des éprouvettes symétriques MN et UHM en fonction de la longueur de fissure.....	145
Figure 101: Evolution du facteur correctif FDW obtenu dans l'étude de Wu et al., 2012c...	146
Figure 102: Troisième facteur correctif proposé par Wu et al., 2012d, tenant compte de la position du plat PRFC	147
Figure 103: Application de la méthode de James-Anderson à l'éprouvette MN_NT_NS et calcul des FICs modifiés ΔKR_{max} et ΔKR_{Ze}	149
Figure 104: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes MN_NT_NS pour une mesure en surface non renforcée et à une distance Z_e de la surface non renforcée le long du front de fissure: (a) cas A1; (b) cas A2	150
Figure 105: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes MN_T(10kN)_NS pour une mesure en surface non renforcée et à une distance Z_e de la surface non renforcée le long du front de fissure: (a) cas A1; (b) cas A2	151
Figure 106: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes UHM_NT_NS pour une mesure en surface non renforcée et à une distance Z_e de la surface non renforcée le long du front de fissure: (a) cas A1; (b) cas A2	152

Figure 107: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes UHM_NT_NS et MN_T(10kN)_NS pour une mesure à une distance Z_e de la surface non renforcée le long du front de fissure: (a) cas A1; (b) cas A2	154
Figure 108: Schéma représentant l'équilibre des efforts au sein d'une éprouvette renforcée de manière symétrique	155
Figure 109: Efforts appliqués à une section non fissurée de l'éprouvette renforcée de manière non symétrique	157
Figure 110: Prise en compte du facteur correctif F_P pour les courbes empiriques du facteur FPRFC: a) éprouvettes MN symétriques; b) éprouvettes UHM symétriques	159
Figure 111: Détermination de l'expression du facteur correctif F_{GD} dans le cas des éprouvettes symétriques	160
Figure 112: Prise en compte du facteur correctif F_P pour les courbes empiriques du facteur F_{PRFC} : (a) éprouvettes MN_NT_NS; (b) éprouvettes MN_T(10kN)_NS; (c) éprouvettes UHM_NT_NS	162
Figure 113: Détermination de l'expression du facteur correctif F_{GD} dans le cas des éprouvettes non symétriques	162
Figure 114 : Maillage de l'éprouvette	165
Figure 115: Conditions aux limites et application des cycles de charge/décharge	166
Figure 116: Coupure initiale réalisée dans le modèle EF	166
Figure 117: Présentation des différentes étapes nécessaires à la mise en place de la méthode CCT (« Crack Closure Technique »); Krueger, 2002.	167
Figure 118: Modélisation 3D pour la méthode VCCT sous le logiciel de calcul MSC Marc Mentat.....	168
Figure 119: Courbe de propagation de la fissure obtenue via le modèle EF et expérimentalement	169
Figure 120: FIC correspondant aux éprouvettes de référence non renforcées réelles et au modèle EF	170
Figure 121 : Maillage des éléments de renforcement	171
Figure 122: Géométrie du joint de colle le long du chemin de fissuration	172
Figure 123: Formes des courbes TSLC disponibles sous le logiciel Marc Mentat.....	173
Figure 124: Courbes de propagation obtenues à partir des éprouvettes d'essais et du modèle EF - cas des éprouvettes symétriques MN	175
Figure 125 : Début d'endommagement du joint de colle dans le cas des éprouvettes MN_NT_S.....	176
Figure 126: F_{PRFC} dans le cas des éprouvettes MN_NT_S, comparaison du modèle EF et des résultats expérimentaux.....	176
Figure 127: Courbes de propagation correspondant aux éprouvettes MN_NT_NS, comparaison avec le modèle EF.....	177
Figure 128: Courbes de propagation correspondant aux éprouvettes UHM_NT_NS, comparaison avec le modèle EF.....	178
Figure 129: F_{PRFC} dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS, comparaison du modèle EF et des résultats expérimentaux	178
Figure 130: F_{PRFC} dans le cas des éprouvettes UHM_NT_NS, comparaison du modèle EF et des résultats expérimentaux	179
Figure 131: Observation de la variable d'endommagement du joint de colle via la modélisation EF et les résultats expérimentaux	180
Figure 132: Concentration de contrainte de traction à l'autre bord du perçage mettant en évidence la naissance de la fissure coin obtenue expérimentalement	180
Figure 133: Exemple de résultats obtenus concernant les essais DSC - Adhésif Fyfe	203
Figure 134: Exemple de résultats obtenus concernant les essais DSC - Adhésif Freyssinet	204

LISTE DES TABLEAUX

Tableau 1: Propriétés des fibres de carbone utilisées pour la réalisation des plats PRFC (Zhao, 2014).....	29
Tableau 2: Etudes de la littérature concernant le renforcement par composites collés d'éprouvettes à entaille centrale.....	41
Tableau 3 : Caractérisation mécanique des matériaux métalliques de l'étude - résultats d'essais de traction sur éprouvettes haltères	49
Tableau 4 : Caractéristiques des plats PRFC MN et UHM utilisés	51
Tableau 5 : Caractéristiques mécaniques des adhésifs (essais de traction, DL Autun)	52
Tableau 6 : Mesure de la Tg des différents adhésifs (essais DSC, DL Autun).....	54
Tableau 7: Caractéristiques des différentes éprouvettes testées	57
Tableau 8: Résultats d'essais en traction monotone à rupture sur joint à simple recouvrement	58
Tableau 9: Résultats d'essais à rupture avec cycles de charge/décharge sur joint à simple recouvrement.....	59
Tableau 10: Résultats d'essais sur joint à double recouvrement (longueur de collage de 195 mm)	65
Tableau 11: Caractéristiques mécaniques et géométriques des matériaux utilisés dans l'étude de Xia et Teng, 2005	70
Tableau 12: Présentation des différentes séries d'éprouvettes renforcées en acier doux	87
Tableau 13: Présentation des séries d'éprouvettes en fer puddlé renforcées	87
Tableau 14: Résultats d'essais dans le cas des éprouvettes en acier doux (durée de vie et gain en durée de vie)	108
Tableau 15: Résultats d'essais dans le cas des éprouvettes en fer puddlé (durée de vie et gain en durée de vie)	112

Introduction

➤ Motivation du travail de thèse

Le réseau ferré national compte aujourd'hui plus de 7500 ponts métalliques anciens construits entre les années 1850 et 1940. Ces ouvrages datant pour la plupart de l'origine des chemins de fer approchent ou ont atteint leur durée de vie de conception (100 ans) et nécessitent aujourd'hui des réparations lourdes afin de les maintenir en service. Au fil du temps, les modifications importantes du trafic ferroviaire (augmentation des charges et des fréquences) ont eu pour conséquence un endommagement en fatigue important de ces ouvrages, faisant de la fatigue la deuxième cause d'endommagement après la corrosion. Le phénomène de fatigue se manifeste alors par l'apparition de fissures, dans les zones de concentrations de contrainte, se propageant ensuite sous l'action des charges cycliques, correspondant au passage de chaque essieu, et pouvant conduire à terme à une rupture catastrophique de l'ouvrage.

Les ponts métalliques anciens diffèrent beaucoup des structures métalliques récentes tant dans le mode d'assemblage que dans les matériaux métalliques utilisés. Ainsi, les structures les plus anciennes sont constituées de fer puddlé, un matériau présentant une structure métallographique très hétérogène sous forme de feuilletés. Cela confère au matériau une grande anisotropie et des propriétés mécaniques très dispersées et plus faibles que celles des aciers de construction actuels. Le fer puddlé fut ainsi utilisé dans la construction métallique dans les années 1850 à 1900 puis fut ensuite remplacé petit à petit par les premiers aciers dit aciers doux présentant un comportement isotrope et des propriétés mécaniques proches des aciers S235 actuels. Des années 1840 à 1930, le mode d'assemblage principal des ponts métalliques était alors le rivetage. Cette technique repose sur l'utilisation de rivets posés à chaud et permet l'obtention de profilés reconstitués de grandes dimensions ainsi que la connexion des différents éléments structurels.

Dans le cas d'un endommagement en fatigue des ponts métalliques anciens, la présence des perçages des rivets entraîne des concentrations de contraintes importantes, chaque trou représentant alors un site potentiel d'amorce de fissure de fatigue. Dans la pratique, la détection de ces fissures se fait principalement par inspection visuelle. En effet, bien que les techniques de contrôle non destructif aient beaucoup évolué ces dernières années, les matériaux métalliques anciens tel que le fer puddlé, et la géométrie d'assemblage riveté rendent difficile voire impossible l'utilisation de certaines techniques. Par ailleurs, les éléments d'assemblage les plus touchés par le phénomène de fatigue restent les éléments d'angle de type cornière, difficiles d'accès, avec des fissures pouvant être localisées en plaque médiane non visible. Dans ces conditions, la probabilité de détection des fissures de faibles dimensions est mince et l'endommagement est souvent signalé trop tardivement quand les fissures ont déjà atteint des longueurs de propagation considérables (débouchant de la tête des rivets).

Dans le cas des ponts métalliques rivetés, la technique de réparation et de renforcement conventionnelle reste l'ajout de plaques additionnelles de part et d'autre de la section fissurée (on parle de triplure). Ces plaques sont la plupart du temps rivetées ou boulonnées, les matériaux métalliques anciens tolérant mal la soudure. Dans ces conditions, l'ajout de plaques additionnelles est problématique puisque cela implique la réalisation de perçages supplémentaires (zones de concentration de contraintes supplémentaires et réduction de la section nette), accompagnée du remplacement de nombreux rivets (coût en temps et en main d'œuvre avec arrêt temporaire du trafic), et d'un ajout de poids à la structure. Par ailleurs, les plaques additionnelles étant des plaques en acier, celles-ci sont également sujettes aux

mêmes phénomènes de corrosion et de fatigue. Quoi qu'il en soit, la mise en place d'une telle technique de renforcement reste indispensable puisqu'il est évident qu'une politique de remplacement de l'ensemble des anciennes structures n'est pas envisageable, tant d'un point de vue pratique (interruption d'un axe de trafic) que d'un point de vue économique. Néanmoins, le développement de nouvelles techniques de renforcement plus efficaces et répondant aux possibilités limitées des techniques de renforcement actuelles intéresse de plus en plus les gestionnaires d'ouvrages d'art. Ces techniques reposent alors sur l'utilisation de matériaux polymères renforcés de fibres de carbone (PRFC) dont les caractéristiques mécaniques et le mode d'assemblage présentent de nombreux avantages.

Les matériaux PRFC présentent en effet des résistances en traction élevées pour un poids très faible (ce qui facilite leur manipulation), ainsi qu'une très bonne résistance à la fatigue et à la corrosion. De plus, leur assemblage par collage à l'élément fissuré assure une bonne diffusion des efforts et limite les zones de concentration de contraintes préjudiciables vis-à-vis de la fatigue. En génie civil, l'utilisation des matériaux PRFC, présents sous forme de tissus ou de plats, a d'abord concerné le renforcement et/ou la réparation d'ouvrages en béton. Les premières études sur le sujet remontent ainsi aux années 1980 et se sont ensuite multipliées au fil du temps afin de répondre à différents objectifs de réhabilitation d'ouvrages tels que : l'augmentation de la capacité portante, la réhabilitation en zones sismiques, l'augmentation de la durée de vie en fatigue, ou encore l'augmentation de la résistance aux effets de l'environnement (durabilité).

Dans le cas des structures métalliques, les recherches concernant l'utilisation des matériaux PRFC sont plus récentes, la plupart des études ayant davantage visé l'augmentation de la résistance ultime et de la rigidité en vue d'une augmentation des charges de trafic. Ainsi, dans le cas d'un renforcement en fatigue, les recherches sur le sujet ont principalement concerné le renforcement de plaques métalliques à entaille centrale ou à entaille(s) latérale(s) à l'aide de tissus ou de plats de différents modules et selon différentes configurations. Jusqu'à présent, seule une étude s'est intéressée au cas d'un renforcement d'éléments rivetés en acier par plats PRFC collés (Bassetti, 2001) et a alors pu montrer l'efficacité de cette technique. Des plats PRFC de modules 176 GPa et 214 GPa ont été utilisés au cours de cette étude et la mise en précontrainte de ces plats avant collage a également été étudiée.

Récemment, des plats PRFC de module très élevé (460 GPa) ont été mis au point et les études concernant leur utilisation dans le cas d'un renforcement à la fatigue d'éléments métalliques anciens restent très limitées. L'utilisation de ce type de plats présente pourtant une très bonne alternative à l'utilisation de plats PRFC prétendus, de modules plus faibles, dont les conditions de mise en œuvre et d'évolution sur site posent encore de nombreuses questions (perte de précontrainte dans le temps, associée aux effets de l'environnement).

➤ **Objectifs et limites du travail de thèse**

Ce travail de thèse a pour but d'étudier l'efficacité d'un renforcement par composites collés dans le cas d'une fissure émanant d'un trou de rivet, représentative des défauts observés sur ouvrages rivetés réels. Pour cela des essais sur plaques de petites dimensions ont été réalisés en tenant compte des deux matériaux métalliques de l'époque : l'acier et le fer puddlé, et en considérant deux types de procédés de renforcement composite : plats PRFC à Module Normal ($E=165$ GPa) et plats PRFC à Ultra Haut Module (UHM). Plusieurs configurations de renforcement ont également été étudiées et les résultats de ces essais ont permis de répondre aux deux objectifs principaux de ce travail de thèse, à savoir :

- Etude expérimentale de l'efficacité d'un renforcement par composites collés vis-à-vis de la propagation de fissures de fatigue pour des matériaux métalliques anciens de la construction ;
- Formulation analytique simple du facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure correspondant aux différentes configurations de renforcement testées.

Plusieurs aspects ont également été abordés au cours de ce travail et sont les suivants :

- étude du comportement du joint de colle pour les deux procédés de renforcement via la réalisation d'essais de cisaillement à simple recouvrement ;
- caractérisation des propriétés mécaniques des matériaux métalliques et notamment dans le cas du fer puddlé pour lequel des observations métallographiques ont également été effectuées ;
- mise en place d'une procédure de marquage mécanique des éprouvettes en acier permettant le suivi de fissuration ;
- étude de l'efficacité d'un suivi de fissure par jauges de fissuration dans le cas des éprouvettes en fer puddlé ;
- observation et analyse des faciès de rupture associés à chaque procédé de renforcement ;
- définition des limites d'application des formules analytiques correspondant au FIC modifié et associé à chaque configuration de renforcement.

Dans ces conditions, il est important de noter que les principales limites de ce travail de thèse concernent la non-prise en compte de l'aspect durabilité ainsi que de la configuration réelle d'assemblage riveté (interaction entre le rivet et les plaques et entre les plaques elles-mêmes).

➤ **Contenu du travail de thèse**

Ce travail de thèse est organisé principalement en deux parties: la première partie est consacrée à l'étude expérimentale du renforcement par composites collés, tandis que la deuxième partie est consacrée à l'analyse en termes de facteur d'intensité de contrainte permettant une formulation analytique simple de ce dernier pour chaque configuration de renforcement. L'ensemble de cette étude est alors divisé en plusieurs chapitres dont le contenu est le suivant :

- De manière classique, le **chapitre 1** est consacré à l'étude bibliographique du phénomène de fatigue dans le cas des assemblages rivetés et à une présentation de l'état de l'art du renforcement par composites collés dans le cas des structures métalliques. L'objectif de ce chapitre est de présenter les différentes avancées de la littérature, qui seront ensuite utilisées dans la suite de l'analyse, et de justifier les choix effectués (géométrie, configuration de fissuration, schéma de renforcement, ...).
- Les chapitres 2 et 3 concernent la présentation de l'étude expérimentale dans sa globalité avec, dans un premier temps, l'étude des matériaux et du comportement du joint de colle (**Chapitre 2**), et dans un deuxième temps, l'étude de l'efficacité du renforcement par composites collés dans le cas des plaques métalliques percées et fissurées en fatigue (**Chapitre 3**). Ainsi, les caractéristiques mécaniques des matériaux et les résultats d'essais de cisaillement sur joint à simple recouvrement sont présentés dans le chapitre 2, tandis que le chapitre 3 concerne les essais de fissuration des plaques métalliques percées présentant différentes configurations de renforcement. L'analyse des faciès et mode de rupture des éprouvettes fait également l'objet de ce chapitre.

- Les résultats obtenus à partir de l'étude expérimentale précédente sont ensuite utilisés dans le cadre de l'analyse en termes de facteur d'intensité de contrainte (FIC). Cette analyse est présentée sous la forme d'un seul et même chapitre, le **chapitre 4**, dans lequel plusieurs méthodes : empirique, analytique et numérique (MEF) sont présentées et appliquées. Les résultats issus de ce chapitre permettent une formulation analytique simple du FIC correspondant à chaque configuration de renforcement étudiée.
- Enfin, l'ensemble des résultats obtenus grâce à ce travail de thèse pourront être utilisés dans une future étude pour une application sur structures rivetées réelles. Ainsi, l'ensemble des perspectives envisagées ainsi qu'un résumé des conclusions principales de ce travail de thèse font l'objet du **chapitre 5**.

Chapitre 1 : Etude bibliographique

L'utilisation de matériaux polymères renforcés de fibres (PRF) pour le renforcement et la réparation d'éléments métalliques, a déjà fait ses preuves dans de nombreux domaines tels que l'aéronautique, l'automobile ou l'industrie depuis ces 60 dernières années (Erhand, 2006). En Génie Civil, la technique de réparation et de renforcement d'ouvrages en béton armé et béton précontraint par collage de plats ou de tissus composites est, aujourd'hui, de plus en plus mise en œuvre sur ouvrages (Neale, 2000, Nanni et al., 2003, Oehlers et al., 2008) et dispose même de guides de conception tels que l'ACI 440-02 (ACI Committee 440, 2002), le bulletin européen fib 14 (Fib Task Group 9.3, 2001) et le guide AFGC (Recommandations provisoires, 2011).

Depuis quelques années, les recherches se sont orientées vers l'utilisation de ces mêmes matériaux dans le cas du renforcement et de la réparation d'ouvrages métalliques de génie civil. Ces derniers font face aujourd'hui à d'importants besoins en réparation et réhabilitation, d'autant plus lorsqu'il s'agit d'ouvrages très anciens. Dans notre étude, le cas de l'endommagement en fatigue est principalement étudié. Ce phénomène, moins visible que la corrosion et donc moins facilement détectable, représente un risque élevé de rupture brutale des ouvrages par fissuration. Par ailleurs, les techniques de renforcement et de réparation conventionnelles présentent des possibilités limitées et de nombreux inconvénients déjà évoqués précédemment. Les paragraphes suivants s'intéressent ainsi à la présentation du phénomène de fatigue dans le cas des structures métalliques anciennes et à l'état de l'art du renforcement par composites collés dans le cas d'éléments métalliques. Ce chapitre permet de mieux comprendre les besoins réels en pratique et l'intérêt de ce travail de thèse.

1 Endommagement en fatigue des structures métalliques anciennes

1.1 Localisation et détection des fissures dans les assemblages rivetés

- Localisation des fissures :

L'endommagement en fatigue d'un élément de structure fait suite aux sollicitations cycliques variables auxquelles est soumis l'élément. Pour toute structure, l'endommagement en fatigue est caractérisé par trois grandes étapes: l'amorçage de la fissure, sa propagation, et la rupture complète de l'élément. La part de chacune de ces étapes sur la durée de vie totale de la structure va alors dépendre de nombreux paramètres intrinsèques (matériau, géométrie) et extrinsèques (mode de sollicitation, intensité du chargement).

L'amorçage de la fissure correspond dans un premier temps à l'apparition de fissures microscopiques dans des zones de concentration de contraintes (déformation plastique locale importante du matériau) qui vont ensuite coalescer pour donner une fissure de fatigue principale se propageant sous l'action des sollicitations cycliques. Dans les éléments métalliques anciens, de nombreux défauts de petites dimensions sont initialement présents dus au mode de fabrication des matériaux (inclusions), au procédé d'usinage (entailles) et au processus d'assemblage des pièces (perçage ou forage). Ceci est d'autant plus vrai dans le cas des structures métalliques anciennes pour lesquelles les matériaux métalliques anciens présentent un fort taux d'inclusions (notamment le fer puddlé) et pour lesquelles les modes de fabrication

et d'assemblage manuels conduisent à des défauts initiaux pouvant avoir des tailles considérables. A ce sujet, certains auteurs comme Miller et al., 2001, pensent d'ailleurs que la phase d'amorçage de la fissure est négligeable et qu'il existe dès l'origine des microfissures au sein du matériau avant même toute sollicitation. Dans ces conditions, la durée de vie en fatigue d'un élément métallique soumis à un chargement cyclique est surtout caractérisée par la phase de propagation stable de la fissure (cf. figure 1).

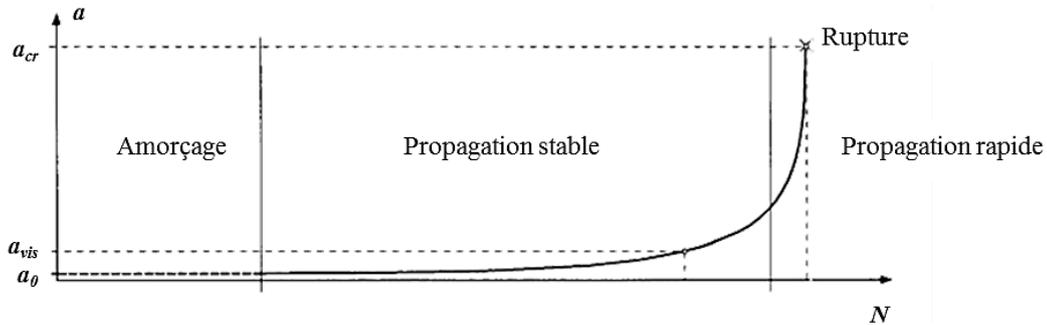


Figure 1: Différentes phases de propagation d'une fissure de fatigue (Bassetti, 2001)

Dans le cas des ouvrages rivetés, une étude menée par Al-Emrani, 2002, concernant la résistance à la fatigue des ponts métalliques et mixtes, a permis de mettre en évidence l'existence de deux causes principales d'endommagement en fatigue des structures rivetées : amorce de fissures directement induites par les charges et amorce de fissures induites par déformation et distorsion locales. Ce dernier type de fissures de fatigue est en réalité le résultat d'interactions inattendues, ou négligées, entre certains éléments de l'ouvrage et représente, selon les auteurs, 90% des fissures observées.

Dans le cas des fissures induites par les charges, la cause principale d'endommagement est directement liée à l'étendue des contraintes dans l'élément, et l'amorce de la fissure est alors constatée dans les zones de concentrations de contraintes, i.e. au niveau des perçages des rivets. Cette amorce de fissure est par ailleurs généralement accompagnée d'une déconsolidation d'assemblage (perte de précontrainte du rivet), mise en évidence sur assemblages rivetés par une ovalisation du perçage et un cisaillement du corps de rivet comme l'illustre la figure 2. Cette ovalisation est le résultat d'un contact entre le corps du rivet et le bord du perçage, engendrant la mise en place d'une pression latérale préjudiciable vis-à-vis de la fatigue (augmentation de la concentration de contraintes en bord de perçage). Fisher et al., 1987 et 1990, lors de la réalisation d'essais de fatigue sur assemblages rivetés de petites dimensions ont également pu mettre en évidence l'influence importante de la force de précontrainte des rivets sur la résistance en fatigue des assemblages rivetés.



Figure 2: Ovalisation du perçage observée sur ouvrage riveté ancien (ouvrage de Pussy, CEREMA Lyon)

Le phénomène de déconsolidation peut également être à l'origine d'un deuxième phénomène d'endommagement en facilitant cette fois le phénomène de corrosion entre les éléments assemblés. Ceci peut alors avoir pour effet une accélération de la propagation de la fissure et peut également être à l'origine d'une nouvelle amorce de fissure (phénomène de fatigue-corrosion).

Dans le cas des fissures induites par déformations ou distorsions locales, l'amorce de la fissure est principalement constatée au niveau des éléments de connexions entre longerons et pièces de ponts (cornières d'angles), là où les déformations et les contraintes sont les plus importantes. La figure 3 représente ainsi un exemple typique de fissures induites par les charges (a) et par les déformations locales (b), (étude de Brühwiler et al., 1989).

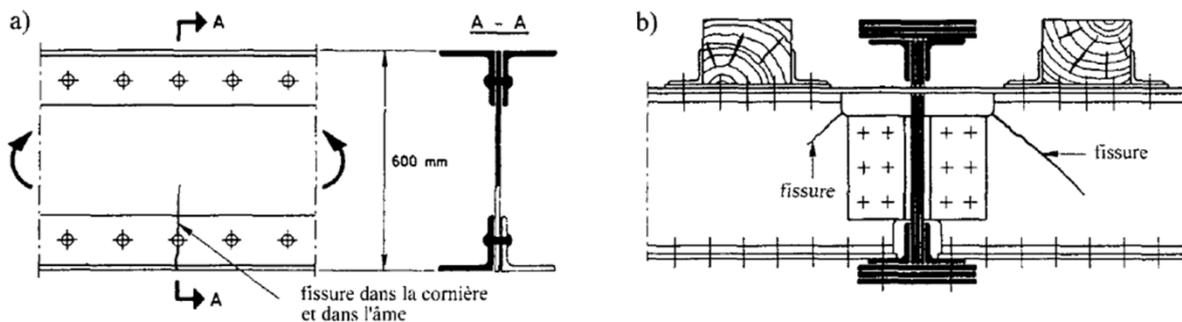


Figure 3: Exemple de fissures induites par: (a) les charges ; (b) par déformations ou distorsions locales (Brühwiler et al., 1989)

Bien que les fissures induites par déformations ou distorsions locales soient plus difficiles à prévoir, elles restent moins dangereuses que les fissures induites par les charges puisque, au fur et à mesure de la propagation de fissure, la perte de rigidité de l'élément va avoir pour effet une diminution des efforts secondaires responsables de sa propagation. Dans ces conditions, il n'est alors pas exclu de constater un ralentissement voire un arrêt de la propagation de la fissure à partir d'une certaine longueur de propagation (cf. figure 4 (a)). Néanmoins, sous l'action des charges directes, les fissures initialement induites par déformation, peuvent bifurquer et poursuivre leur propagation en mode I (mode de fissuration le plus fréquent et le plus préjudiciable, cf. paragraphe suivant). La propagation de ce type de fissure peut alors s'accélérer et avoir des conséquences catastrophiques sur la tenue de l'ouvrage (cf. figure 4 (b)).

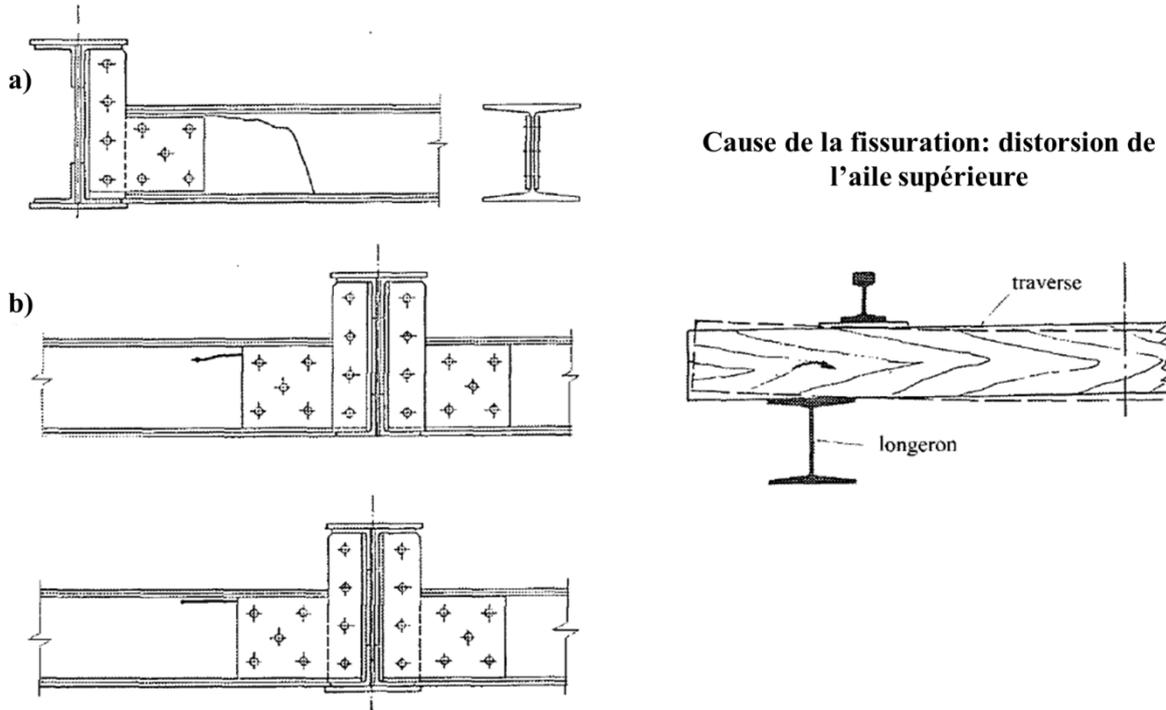


Figure 4: Exemple de fissure initialement induite par distorsion locale puis se propageant ensuite sous l'action directe des charges (SBB, 1983)

Dans ces conditions, on comprend alors que le type de réparation apportée à la structure fissurée doit tenir compte de la cause réelle d'endommagement en fatigue de la structure. Ainsi, dans le cas d'une fissure induite directement par les charges, le renforcement par collage de matériaux composites est une bonne solution puisque cela permet une réduction de l'étendue des contraintes agissant dans la zone fissurée. Dans le cas d'une fissure induite par déformation ou distorsion locale, la technique du trou d'arrêt (perçage en pointe de fissure, cf. Demers et al., 1989) peut être efficace dans la mesure où cela permet une réduction du phénomène de concentration de contrainte en pointe de fissure ainsi qu'une réduction de la rigidité de la pièce (Bassetti, 2001).

- Détection des fissures dans les assemblages rivetés :

Une des principales difficultés liées à l'endommagement en fatigue des assemblages rivetés reste la détection des fissures de fatigue émanant très souvent des trous des rivets. Les méthodes de détection par contrôle non destructif (CND) pouvant être applicables à ce type de structures sont très limitées, par l'état de surface des éléments (présence de corrosion ou de plusieurs couches de revêtement), mais également à cause du matériau métallique lui-même.

Dans la pratique, l'examen visuel reste la première technique de contrôle des ouvrages. On admet alors qu'une longueur de fissure de l'ordre de 5mm est détectable à l'oeil. En réalité, cette longueur de détection sur ouvrages réels reste utopiste, particulièrement dans le cas des assemblages rivetés pour lesquels la présence de plusieurs couches de revêtement et/ou corrosion et de nombreuses pièces de connexion (éléments d'angle difficile d'accès avec présence de nombreux rivets) rend l'examen difficile. Par ailleurs, une détection de la fissure à 5 mm du bord de la tête de rivet signifie en réalité une longueur de fissure supérieure à 10mm à partir du bord du trou du rivet, ce qui rend également la détection relativement tardive.

La mise en place d'autres techniques de contrôle non destructif telles que le ressuage ou la magnétoscopie est également possible sur ouvrages rivetés anciens, mais ne donnent accès là encore qu'à des défauts débouchant en surface, i.e. des fissures ayant déjà dépassé la tête de rivet. De plus, ces méthodes de contrôle nécessitent une bonne préparation de surface des éléments à ausculter (décapage et nettoyage soigneux, notamment dans le cas du ressuage). Un examen de la structure dans son ensemble à l'aide de ces méthodes de contrôle est difficilement envisageable. Dans la pratique, les examens reposant sur la radiographie/gammagraphie sont mis en œuvre sur site bien que très contraignants à réaliser (mesures de radio-protection). L'avantage de cette technique reste toutefois la détection de défaut dans toute l'épaisseur de l'assemblage, i.e. même en plaque médiane non accessible à l'œil.

Enfin, une dernière technique de contrôle envisageable sur ouvrages en acier doux repose sur l'utilisation des ondes ultrasonores. Le principe est alors d'émettre une onde dans le matériau à ausculter et d'observer la réponse de cette onde après avoir traversé le matériau. Aujourd'hui, l'existence de palpeur d'angle (émetteur envoyant une onde inclinée d'un certain angle) peut permettre la détection de fissures sous les têtes de rivet. Néanmoins, cela nécessite une fois encore une bonne préparation de surface des éléments et un examinateur expérimenté. Par ailleurs, cette technique, utilisable dans le cas des ouvrages en acier, ne peut pas être utilisée sur ouvrages en fer puddlé pour lesquels les nombreuses inclusions présentes dans le métal sont autant de sources de dispersion et d'absorption de l'onde émise.

1.2 *Calcul à la fatigue des ouvrages métalliques selon les normes de calcul actuelles*

Le calcul à la fatigue basé sur les normes de dimensionnement actuelles (Eurocode 3-partie 9) consiste à évaluer l'endommagement qu'a provoqué ou que va provoquer une sollicitation répétée de charges sur un temps donné. Les règles de calcul proposées reposent alors sur l'utilisation de courbes de fatigue aussi appelées courbes de Wöhler ou courbes S-N (« Stress- Number of cycles »), ainsi que sur le calcul des dommages selon l'hypothèse de Palmgreen-Miner (cumul des dommages linéaires). Dans la pratique, l'évaluation à la fatigue d'un ouvrage nécessite, au préalable, la sélection d'un nombre limité de sections à considérer (sections les plus critiques). Ces sections sont ensuite divisées en plusieurs détails considérés comme représentatifs. Un calcul mené pour l'ensemble des éléments de l'ouvrage ne serait évidemment pas envisageable en temps et en coût de calcul.

Dans ces conditions, plusieurs critères sont alors à prendre en compte pour permettre l'évaluation à la fatigue de l'ouvrage :

- ❖ détermination du nombre et de l'amplitude des cycles de contraintes subies par la section,
- ❖ détermination d'une « classe de détail » correspondant aux différents éléments de la section considérée et dépendant de leur géométrie.

Dans l'Eurocode 3 – partie 9, une courbe de Wöhler normalisée (issue de nombreux essais en fatigue menés dans différentes études de la littérature) est associée à chaque catégorie de détails. La courbe de Wöhler est obtenue en déterminant le nombre de cycles requis pour entraîner la rupture du détail soumis à un chargement cyclique sous différents niveaux d'amplitudes de contrainte. Ces courbes sont caractérisées par différents paramètres représentés en figure 5.

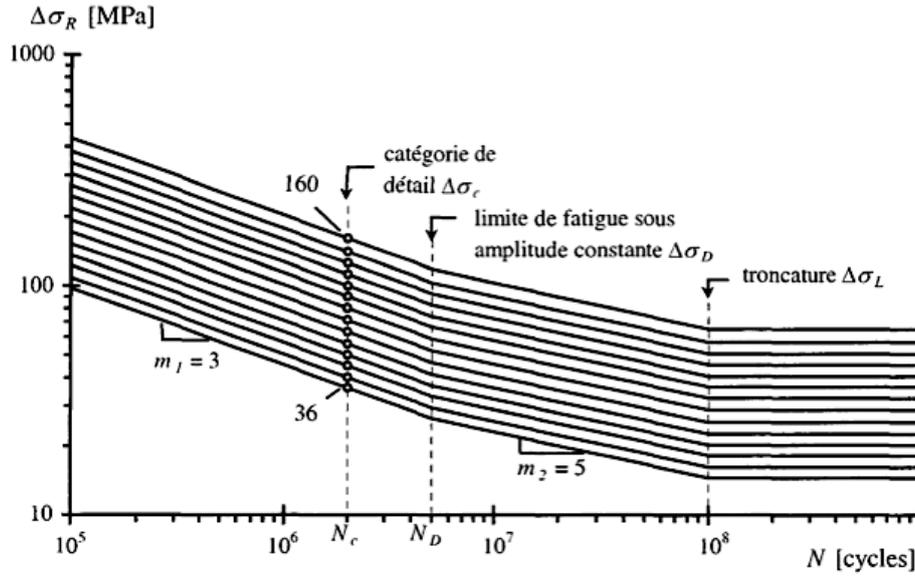


Figure 5: Courbes de fatigue telles que définies dans l'Eurocode 3 - partie 9

La catégorie de détail correspond à la résistance en fatigue du détail à 2 millions de cycles. Deux pentes de la courbe sont également définies ($m=3$ pour $N < 5.10^6$ cycles et $m=5$ pour $5.10^6 < N < 10^8$ cycles), le changement de ces pentes s'effectuant à la limite d'endurance définie par σ_D et mesurée à 5 millions de cycles. Au-delà de 10^8 cycles, l'asymptote horizontale définie par la limite de troncature, σ_L , correspond alors à la limite de fatigue en dessous de laquelle aucune rupture du détail n'est observable quel que soit le nombre de cycles appliqués. On parle alors de domaine d'endurance illimitée.

Dans le cas des assemblages rivetés, aucune classification de détail n'est disponible dans l'Eurocode 3 – partie 9. Dans ces conditions, plusieurs études de la littérature se sont alors intéressées à ce problème en réalisant des essais de fatigue à la fois sur des éléments de petites dimensions (Fisher et al., 1990) et sur des éléments en vraie grandeur (Fisher et al., 1987; Graf, 1937; Out et al., 1984; Baker et al., 1985; Brühwiler et al., 1987). Les recommandations basées sur les résultats de ces différentes études montrent alors que la courbe de fatigue correspondant à la catégorie de détail 71 de l'Eurocode 3 - partie 9, permet une bonne représentation de la résistance à la fatigue des éléments rivetés. Ces résultats montrent également que dans le cas d'assemblages rivetés de bonne qualité présentant une précontrainte élevée dans les rivets, une catégorie de détail supérieure (classe de détail 80) peut être utilisée (Kunz, 1991).

Suite au choix de la catégorie de détail de l'élément riveté, la vérification de la sécurité à la fatigue est alors réalisée en utilisant l'hypothèse de Palmgreen-Miner définie par :

$$d_i = \frac{1}{N_i} = \frac{1}{N_c} \left(\frac{\Delta\sigma_i}{\Delta\sigma_c} \right)^m \quad \text{Eq. (1)}$$

$$D = \sum_{i=1}^k n_i d_i \leq 1 \quad \text{Eq. (2)}$$

Avec,

d_i = dommage individuel dû à un seul cycle d'étendue de contrainte $\Delta\sigma_i$

N_i = nombre de cycles à rupture pour un chargement d'étendue de contrainte $\Delta\sigma_i$

n_i = nombre de cycles appliqués correspondant à l'étendue de contrainte $\Delta\sigma_i$

N_c = nombre de cycles correspondant à la résistance à la fatigue de la catégorie de détail $\Delta\sigma_c$

$\Delta\sigma_c$ = catégorie de détail définie comme la résistance à la fatigue à 2 millions de cycles

$1/m$ = pente de la courbe définissant la résistance à la fatigue

D = dommage total

L'utilisation de cette hypothèse a pour avantage de simplifier le calcul à la fatigue des détails rivetés. Néanmoins, plusieurs études de la littérature ont pu montrer que l'utilisation de cette hypothèse peut conduire, dans certains cas, à une surestimation du dommage et ainsi à une mauvaise estimation de la durée de vie en fatigue. Il s'agit notamment du cas des structures soumises à un grand nombre de cycles contenant des étendues de contraintes inférieures à la limite de fatigue (Hirt et al., 1976, 1979). De plus, le problème de l'évaluation de la sécurité à la fatigue selon cette méthode est également lié à la mauvaise connaissance des charges ayant sollicité la structure au cours de son exploitation. Les règles de dimensionnement, telles que présentées dans les normes actuelles de dimensionnement et destinées aux nouvelles structures, sont en effet peu adaptées au cas des structures anciennes. Le recours à d'autres méthodes de détermination de la durée de vie résiduelle de la structure semble alors nécessaire.

1.3 Application de la MELR

Dans le cas d'une structure sollicitée globalement dans le domaine élastique, sous un chargement cyclique, l'étude de la propagation de fissures dites longues (celles qui se sont propagées sur une grande distance par rapport à la taille des paramètres microstructuraux) entre dans le cadre de la mécanique élastique linéaire à la rupture (MELR).

Dans les conditions habituelles de service, les fissures de fatigue observées se développent, à l'échelle macroscopique, selon une direction perpendiculaire à l'axe de la contrainte principale. Il s'agit du mode I de sollicitation (mode d'ouverture), bien que les modes II et III puissent également être envisageables dans certains cas. La figure 6 représente ces trois modes principaux de sollicitations d'une fissure.

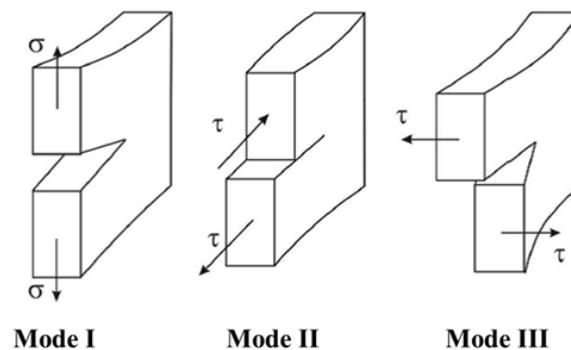


Figure 6: Modes de fissuration pouvant être observés par la fissure au cours de sa propagation

L'ouverture de la fissure en mode I est à l'origine de la création d'une zone de plasticité locale en pointe de fissure pouvant être ramenée à un unique point dans le cadre de la MELR (hypothèse de plasticité confinée). Dans ces conditions, la description analytique de la distorsion du champ de contraintes et de déplacements en pointe de fissure, repose alors sur l'utilisation d'un paramètre fondamental de la MELR: le facteur d'intensité de contraintes (FIC) K_I , correspondant alors au mode I de sollicitation, cf. figure 7.

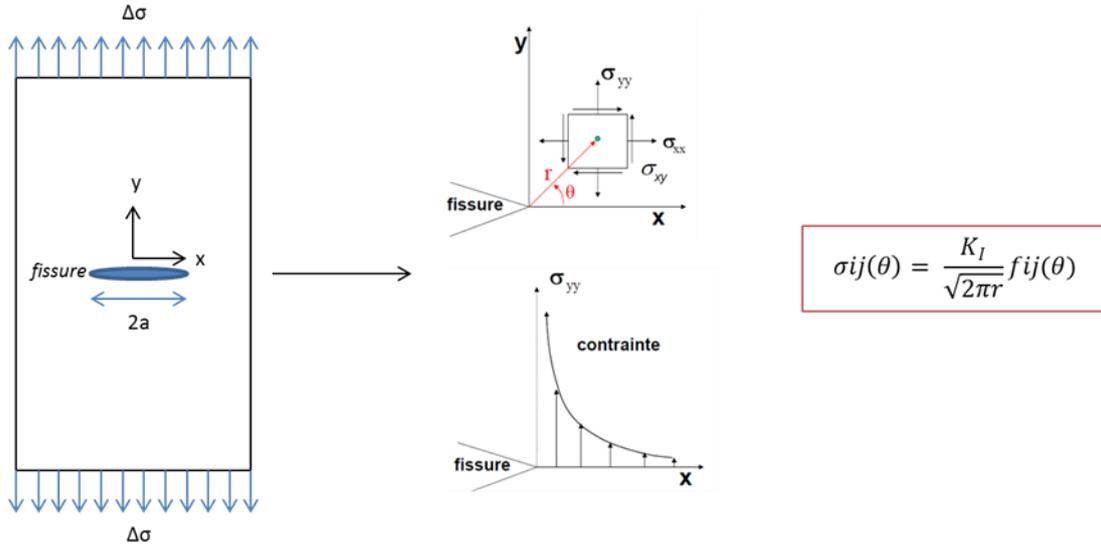


Figure 7: Distorsion du champ de contraintes et de déplacements en pointe de fissure et expression du FIC

D'une manière plus générale, le facteur d'intensité de contrainte peut également être exprimé en fonction de la contrainte lointaine appliquée à l'élément fissuré, σ_∞ et de la longueur de fissure, a :

$$K_I = F \cdot \sigma_\infty \cdot \sqrt{(\pi \cdot a)} \quad \text{Eq. (3)}$$

F correspond au facteur de forme (sans dimension) dépendant de la géométrie de la pièce fissurée, de la forme de la fissure et du chargement.

Plusieurs modèles de prédiction de la propagation de fissures longues ont alors été développés permettant de relier la vitesse de propagation de la fissure, da/dN , à l'étendue du facteur d'intensité de contrainte, ΔK (correspondant à la variation du facteur d'intensité de contrainte au cours du cycle de fatigue, i.e. $\Delta K = K_{max} - K_{min}$). Le premier modèle empirique, encore largement utilisé dans la pratique, a été proposé il y a plus de 50 ans par Paris et Erdogan (Paris et Erdogan, 1963) et est connu sous le nom de loi de Paris :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \quad \text{Eq. (4)}$$

Avec,

N = nombre de cycles

ΔK = étendue du facteur d'intensité de contraintes

C, m = des paramètres intrinsèques au matériau

Cette loi empirique correspondant à une relation linéaire, en échelle double logarithmique, entre la vitesse de propagation de la fissure et l'étendue du FIC. Cette relation est valable dans le domaine de propagation stable de la fissure (appelé domaine de Paris), présenté en figure 8.

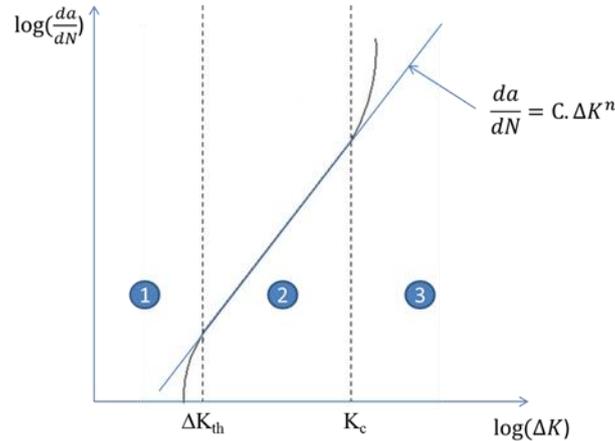


Figure 8: Représentation schématique de la loi empirique de Paris (Paris et Erdogan, 1963)

La figure 8 donne une représentation schématique de la courbe obtenue expérimentalement et met en évidence l'existence de deux seuils de propagation :

- ❖ Une première valeur seuil ΔK_{th} en deçà de laquelle l'endommagement engendré en pointe de fissure par le chargement cyclique devient si faible qu'il est impossible expérimentalement de détecter une avancée de la fissure. L'approche de cette valeur seuil entraîne une rapide diminution de la vitesse de propagation de la fissure longue. Ce domaine a par ailleurs la particularité d'être fortement influencé par la microstructure du matériau, le rapport de charge R et l'environnement (ASM, 1996).
- ❖ Une deuxième valeur seuil K_c , représentant la ténacité du matériau. L'approche de cette valeur seuil entraîne une accélération de la propagation de fissure, et ce jusqu'à rupture brutale de l'éprouvette dès que cette valeur est atteinte. Ce domaine ne concerne alors qu'une très faible partie de la durée de vie de l'ouvrage, le dimensionnement ayant justement pour but d'éviter à la structure de travailler dans ce domaine.

Dans le cas des aciers actuels, la valeur du seuil de propagation ΔK_{th} peut facilement être évaluée à partir du rapport de charge R , selon les relations données par Barsom et al., 1987. Pour rappel le rapport de charge correspond au ratio entre la contrainte minimale et la contrainte maximale du cycle de fatigue. Les relations définies par Barsom et al., 1987, sont alors les suivantes :

$$\Delta K_{th} = 220 \cdot (1 - 0,85 \cdot R) \quad (\text{N} \cdot \text{mm}^{-3/2}) \quad \text{pour } R \geq 0,15 \quad \text{Eq. (5)}$$

$$\Delta K_{th} = 190 \quad (\text{N} \cdot \text{mm}^{-3/2}) \quad \text{pour } R < 0,15 \quad \text{Eq. (6)}$$

Dans le cas des aciers anciens (aciers doux) et fer puddlé, la propagation de fissure va fortement être influencée par la microstructure du matériau ainsi que par sa composition chimique. Pour rappel, le fer puddlé tire son nom de la technique de fabrication utilisée : le « puddlage » (de l'anglais « to puddle » = brasser). De manière très simplifiée, l'opération de puddlage consiste à chauffer la fonte sur la sole d'un four à réverbère permettant alors l'oxydation d'une grande partie des impuretés (STRRES, 2014). Au cours de cette opération de chauffage, la fonte est brassée afin de faciliter l'oxydation mais également pour permettre de regrouper les parcelles de fer sous la forme de loupe (masse de fer d'environ 30kg encore imprégnée de scories). Par la suite, la loupe incandescente est sortie du four et frappée au marteau pilon afin d'expulser une grande partie des scories et de souder les particules de fer entre elles. Ces

éléments sont ensuite passés une première fois au laminoir afin d'homogénéiser le matériau. Puis, l'obtention du produit final (de plus grande dimension) consiste alors à réchauffer et à agglomérer ces éléments avant de les repasser une nouvelle fois au laminoir. Ainsi, le fer puddlé obtenu à partir de cette technique présente peu de carbone et de manganèse mais possède encore des quantités importantes de silicium, soufre et phosphore, rendant le matériau fragile et difficilement soudable (Persy, 1984). La présence de ces inclusions et leur passage au laminoir confère au produit final une structure feuilletée responsable d'une forte anisotropie et d'une grande dispersion des caractéristiques mécaniques (Kelton et al., 2011). Le fer puddlé présente ainsi de bonnes caractéristiques dans le sens du laminage et des propriétés plus médiocres dans le sens perpendiculaire à celui-ci. La structure en forme de feuillet rend également le matériau sensible à la corrosion feuilletante (la corrosion se développe suivant les plans d'inclusions et tend à transformer la tôle en « mille-feuilles »).

Le fer puddlé disparaît définitivement de la construction métallique au début du 20^e siècle au profit des premiers aciers dit aciers doux. Les aciers doux se distinguent du fer puddlé par une plus grande régularité dans leurs caractéristiques grâce à une meilleure élimination des impuretés telles que le soufre et l'azote mais surtout le phosphore qui fragilise le matériau. Ils présentent une microstructure plus homogène et un comportement isotrope avec des caractéristiques mécaniques proches des aciers normalisés actuels S235 (Bassetti, 2001). Dans ces conditions, avant de procéder au re-calcul d'un pont en fer puddlé, il est indispensable de faire une expertise du matériau pour en connaître les qualités réelles qui peuvent varier dans de fortes proportions d'un ouvrage à un autre, ou au sein d'un même ouvrage (type de fonte utilisée, plus ou moins longue décarbonatation, plus ou moins bon cinglage, etc.). Dans certains ouvrages, le fer puddlé de bonne qualité s'apparente même à des aciers doux de type E24 et E28 (actuellement S235 et S275).

Des essais sur éprouvettes de petites dimensions en fer puddlé ont pu être effectués par Tanner et al., 1991 et Wittemann, 1993, dans le cas d'une propagation de fissure perpendiculaire aux plans d'inclusions. Les résultats de ces études ont alors montré une propagation plus lente de la fissure, pour des niveaux de contraintes faibles, que dans le cas d'éprouvette en acier actuel. Il semble ainsi que, dans ce sens de propagation de la fissure, la structure feuilletée du fer puddlé a pour effet un ralentissement de la fissure, les plans d'inclusions représentant des barrières à la propagation de fissures. En revanche, pour des étendues de contraintes plus importantes, la vitesse de propagation de la fissure dans les éprouvettes en fer puddlé devient plus élevée que dans le cas des éprouvettes en acier. Ce phénomène s'explique alors par le comportement à la rupture plus fragile du fer puddlé dû à la présence des inclusions.

Quoi qu'il en soit, l'utilisation de la MELR et d'une loi de propagation de la fissure appropriée, permet une description fiable de la propagation de fissure de fatigue dans un élément soumis à des charges cycliques de différents niveaux. Le seul inconvénient de cette approche reste tout de même la détermination du FIC pouvant devenir très complexe pour certaines géométries d'éléments.

Dans le cas des assemblages rivetés, le tracé de la courbe de propagation est effectué, dans la plupart des études, en tenant compte de la géométrie du détail sans la présence des rivets, soit par exemple en considérant le cas d'une plaque percée ou encore plus simplement le cas d'une plaque avec une entaille centrale. Pourtant, il est évident que la propagation de la fissure dans un assemblage riveté est influencée par la présence même des rivets (effort de précontrainte dans le rivet, pression latérale exercée sur le bord du perçage), ainsi que par la présence des autres éléments assemblés (frottement entre les plaques, limitation des déformations). Néanmoins, certaines études ont pu montrer que le cas d'une plaque percée seule (sans présence de rivets) aboutit à des résultats en fatigue plus défavorables que dans le cas d'assemblages rivetés (Yin et al., 1982; Ghafoori et Motavilli, 2015). Dans ces conditions, l'approche

par la MELR, dans le cas d'une géométrie simple (plaque percée) reste une approche très intéressante permettant une évaluation rapide et simple de la propagation de fissure de fatigue.

- Définition d'intervalles d'inspection :

Outre l'étude de la propagation de fissure, l'avantage de l'approche par la MELR repose sur la possibilité de définir des intervalles d'inspection liés aux nombres de cycles admissibles entre deux inspections successives. En effet, l'intégration de la loi de Paris entre deux longueurs de fissure définies (a_1 et a_2) aboutit à l'équation 7 suivante, et permet alors le calcul du nombre de cycles nécessaires à la propagation de la fissure entre ces deux longueurs :

$$N = \int_{a_2}^{a_1} \frac{da}{C \cdot (\Delta K)^m} \quad \text{Eq. (7)}$$

Contrairement à l'évaluation en fatigue basée sur un calcul des dommages, l'évaluation par intégration de la loi de propagation ne nécessite que la connaissance des étendues de contraintes réelles, mesurables directement sur l'ouvrage, et non pas la connaissance de l'histoire du chargement en général très mal connu.

Cette définition d'intervalle d'inspection peut alors permettre de limiter la fréquence d'inspection de la structure fissurée, en gardant toutefois en tête que la définition de cet intervalle va dépendre : de la longueur de fissure détectable lors de l'inspection (fissure débouchant des têtes de rivets), des cycles de contraintes dus au trafic, et de la dimension critique admissible jusqu'à la prochaine inspection (certains coefficients de sécurité sont notamment à considérer).

1.4 Conclusions intermédiaires

Ce paragraphe a permis de mettre en évidence la difficulté de l'évaluation de la sécurité à la fatigue des anciennes structures rivetées, notamment lors de l'utilisation des normes de dimensionnement actuelles. Une approche basée sur la MELR semble en effet plus adaptée et repose sur la détermination du facteur d'intensité de contraintes, K , contrôlant la propagation de la fissure. La définition d'intervalles d'inspection est également rendue possible par l'utilisation de cette approche, ce qui est particulièrement intéressant pour les gestionnaires d'ouvrages d'art disposant d'un nombre important d'ouvrages à contrôler.

Ainsi, après la détection de la fissure et l'identification des causes de cette fissuration, la mise en place d'un renforcement devient nécessaire afin de prolonger la durée de vie de la structure et ainsi la maintenir en service. Dans le cas des assemblages rivetés, la détection de la fissure le plus tôt possible reste encore un point délicat avec des techniques de contrôle non destructif mal adaptées aux structures anciennes. Dans ces conditions, la proposition d'une nouvelle technique de renforcement telle que le collage de matériau composite doit tenir compte de ces contraintes géométriques (fissures dans des éléments de faibles dimensions et de longueur déjà considérable au moment de la détection), afin de fournir des résultats fiables et facilement utilisables dans la pratique.

2 Caractérisation de l'assemblage collé et durabilité

2.1 Matériaux PRFC et adhésifs structuraux

- Les polymères renforcés de fibres de carbone (PRFC) :

Un matériau dit composite est défini comme l'assemblage de deux ou plusieurs matériaux de nature différente, de telle sorte que l'assemblage obtenu présente des propriétés supérieures aux propriétés de chacun des matériaux pris séparément. Les PRF (polymères renforcés de fibres) sont aujourd'hui très utilisés dans le domaine de la construction et du génie civil. Dans le cas des structures métalliques, les matériaux PRF à fibre de carbone (PRFC) sont préférentiellement utilisés de fait de leur rigidité comparable, voire supérieure, à celle du métal à renforcer.

Comme leur nom l'indique, les PRFC sont obtenus en associant des fibres de carbone à une matrice polymère. Les fibres de carbone jouent le rôle d'ossature et apportent les qualités mécaniques (résistance et rigidité) au matériau PRFC, tandis que la résine assure la cohésion des fibres, protège les fibres de l'environnement (durabilité) et assure le transfert des efforts aux fibres, par cisaillement (Walsh, 2001). Les propriétés principales des fibres de carbone utilisées pour la réalisation de composite structural PRFC sont données dans le tableau 1; une différence est faite entre les fibres à haute résistance (HR), les fibres à haut module (HM) et les fibres à ultra haut module (UHM).

Propriétés	Haute Résistance (HR)	Haut Module (HM)	Ultra Haut Module (UHM)
Densité (g.cm ⁻³)	1.8	1.9	2.1
Module élastique (GPa)	230	390	620-930
Résistance ultime en traction (MPa)*	3400	2900	2600-2700
Allongement ultime (%)	1.5	0.75	0.6
Coefficient d'expansion thermique (1/C)	-1 à 0.4	-1 à 0.4	-1 à 0.4

*(dans le sens des fibres)

Tableau 1: Propriétés des fibres de carbone utilisées pour la réalisation des plats PRFC (Zhao, 2014)

La résistance ultime des fibres de carbone est nettement supérieure à celle des aciers et le module élastique, dans le cas des fibres UHM, peut être jusqu'à 4 fois supérieur. En revanche, contrairement aux aciers, l'allongement à rupture des fibres de carbone reste très faible et leur comportement purement élastique.

Afin d'obtenir le matériau PRFC final, les fibres de carbone sont alors associées à une résine thermodurcissable (matrice polymère), le plus souvent une matrice époxy ou vinylester. Les matrices thermodurcissables offrent de nombreux avantages, à savoir : une résistance à la traction et un module élastique élevés (de l'ordre de 27-90 MPa et 700-3500 MPa respectivement), peu de composants volatils, un faible retrait, une bonne résistance aux agents chimiques, et sont bien adaptées aux différents procédés de réalisation des matériaux PRFC (Zhao, 2014).

Dans le cas d'un renforcement de structures métalliques de génie civil, deux méthodes principales sont alors utilisées pour l'obtention et le collage des matériaux PRFC : le collage de plats pultrudés et le collage de tissus imprégnés.

- ❖ Le procédé de pultrusion consiste à imprégner de résine les renforts (tissus ou fibres conditionnés en bobine), par passage dans un bain chauffé contrôlant la teneur en résine. La pultrusion permet ainsi l'obtention de plats PRFC de section constante, possédant de hautes propriétés dans le sens des fibres (plat unidirectionnel), avec un module élastique maximal dès lors que la fraction volumique de fibres devient supérieure à 65% (Sumerak et al., 2001). Les plats pultrudés bruts peuvent ensuite être coupés en lamelles ou en larges plats avant d'être collés sur la structure. Les avantages principaux de cette méthode restent alors la rapidité et la facilité d'application, ainsi que l'homogénéité de la couche d'adhésif permettant la réalisation d'un assemblage relativement rigide et résistant. Cependant, il est également important de noter que l'utilisation de plats pultrudés ne peut se faire que pour le renforcement ou la réparation de surfaces planes sans défauts géométriques majeurs autres que la présence de fissures.
- ❖ Dans le cas de l'utilisation de tissus PRFC, ceux-ci sont imprégnés et collés sur la structure à l'aide d'une résine polymérique (Jones et Civjan, 2003 ; Xiao et al., 2011). Un rouleau est utilisé afin de réaliser une couche homogène de résine et éviter la présence de vides lors du collage. L'épaisseur moyenne des tissus PRFC étant de l'ordre de 0,15 mm, l'opération doit être reproduite plusieurs fois avec une nouvelle couche de tissu jusqu'à l'obtention de l'épaisseur de matériau PRFC souhaitée. Une autre alternative à cette méthode, est alors le collage de tissus pré-imprégnés (Photiou et al., 2006). L'avantage majeur du collage de PRFC imprégnés et pré-imprégnés, est de pouvoir renforcer des surfaces courbes (par exemple des tubes en acier) ou présentant des discontinuités géométriques importantes. Cependant contrairement aux plats pultrudés, l'utilisation de tissus requiert plus de temps et de soin dans la mise en œuvre. Les tissus peuvent en effet onduler ou se plier durant l'installation créant des zones de faiblesse. Par ailleurs, dans le cas d'un collage sur élément métallique, tout contact entre les fibres de carbone et le métal doit être évité afin d'empêcher la création d'une pile de corrosion. Le problème de positionnement et d'imprégnation des fibres peut toutefois être évité en utilisant une technique de mise sous vide de l'assemblage, mais cette technique induit évidemment des coûts de mise en œuvre plus élevés. Enfin, le renforcement par collage de tissus imprégnés ou pré-imprégnés montre des fractions volumiques de fibres et des rigidités plus faibles que dans le cas de plats pultrudés et est peu souhaité pour la réalisation de fortes épaisseurs de matériaux où des problèmes de délaminage des couches sont facilement observés.

Quel que soit le procédé utilisé, le matériau PRFC obtenu va présenter des propriétés inférieures aux fibres de renfort qu'il contient. La présence de la matrice provoque en effet une diminution des propriétés du matériau PRFC final. Dans le cas des plats PRFC, les modules élastiques homogénéisés des matériaux communément utilisés en génie civil varient alors de 150 à 460 GPa, permettant de définir trois classes de PRFC :

- PRFC à Module Normal (**MN**) : $E_{PRFC} < 250$ GPa,
- PRFC à Haut Module (**HM**) : $250 \text{ GPa} \leq E_{PRFC} < 400$ GPa,
- PRFC à Ultra Haut Module (**UHM**) quand $E_{PRFC} \geq 400$ GPa.

Il faut noter que quelle que soit la classe utilisée, le comportement des PRFC reste élastique parfait (différent du comportement élasto-plastique des aciers), avec des résistances ultimes des matériaux nettement supérieures à celle de l'acier (de l'ordre de 2500 MPa dans le cas des PRFC MN et de l'ordre de 1200 MPa dans le cas des PRFC UHM). Néanmoins, contrairement à l'acier, les matériaux composites présentent des allongements à rupture faibles et d'autant plus dans le cas des plats UHM.

▪ Les adhésifs structuraux

Il existe de nombreuses familles d'adhésifs pouvant être classés selon leur nature, leurs propriétés, leur mode de prise ou encore leur mode d'obtention. Cependant, toutes les familles d'adhésifs ne sont pas utilisables dans le domaine du génie civil en raison de leur faible résistance mécanique. Les adhésifs utilisés en construction sont des adhésifs dits structuraux capables d'assurer une forte résistance mécanique de l'assemblage, dans des conditions environnementales parfois sévères. Couvrat, en 1992, qualifie un adhésif de « structural » dès lors que sa résistance au cisaillement est supérieure à 7 MPa. Le choix de l'adhésif structural est une étape importante lors de la réparation ou du renforcement d'une structure par PRFC collé. Différents paramètres et caractéristiques doivent être pris en compte :

- ❖ la résistance au cisaillement et la ductilité ; afin de permettre un bon transfert de charge et une bonne déformabilité de l'assemblage.
- ❖ la résistance à la fatigue ;
- ❖ la résistance au fluage ; en particulier quand l'ouvrage doit soutenir des charges importantes ou dans le cas de mise en pré-tension des plats composites avant collage.
- ❖ la durabilité et la résistance à l'environnement ;
- ❖ la sensibilité aux changements d'épaisseur de collage ; dans le cas de renforcement ou de réparation de structures avec des discontinuités géométriques en surface ou présentant des zones fortement corrodées.
- ❖ la durée et la température de polymérisation ; afin d'atteindre rapidement la résistance maximale de l'assemblage collé, sans avoir besoin d'apporter un système de chauffage supplémentaire.
- ❖ l'applicabilité ; l'adhésif doit rester suffisamment visqueux pour rester en place durant le collage.
- ❖ la pression de durcissement et la durée de vie en pot ; afin de limiter le besoin en équipement spécial et faciliter l'installation sur de larges surfaces.
- ❖ le coût.

Les adhésifs structuraux les plus largement employés en génie civil sont des adhésifs formulés à base de résines époxy thermodurcissables présentant de bonnes résistances thermomécaniques et aux agents chimiques (Hollaway et al., 2002), mais ayant un comportement plutôt fragile (allongement ultime < 3%). Par ailleurs, la plupart de ces adhésifs polymérisent à température ambiante ce qui implique l'obtention d'une réticulation complète plusieurs jours après leur mise en œuvre. Pour réduire cette durée, il est alors possible de faire subir à l'assemblage collé une post-cuisson (ou post-réticulation) à température élevée. Dans ce cas, la température de post-cuisson doit être contrôlée avec précaution pour ne pas dépasser la température de transition vitreuse de l'adhésif, notée T_g . En effet, dans le cas où la température de transition vitreuse est dépassée, l'adhésif passe d'un comportement vitreux à un comportement caoutchouteux, ce qui a pour effet une réduction de la résistance du joint collé. Quoiqu'il en soit, une post-cuisson contrôlée du joint de colle présente également l'avantage d'augmenter la température de transition vitreuse de l'adhésif, ce qui est intéressant dans le cas d'une application sur structures métalliques pour lesquelles de fortes amplitudes de températures de service peuvent être constatées.

Ainsi, le choix d'un adhésif structural adéquat est indispensable à une bonne adhésion entre les substrats et permettra un transfert optimal des efforts entre les matériaux assemblés. Par ailleurs, cela permettra également d'assurer une bonne durabilité de l'assemblage collé PRFC/métal.

2.2 L'assemblage collé PRFC/métal

▪ Caractérisation du comportement du joint de colle

Le comportement du joint de colle entre PRFC et métal a largement été étudié dans la littérature d'un point de vue expérimental et théorique (Xia et Teng, 2005; Fawzia et al., 2006 et 2010; Wu et al, 2012a; Yu et al, 2012a; Teng et al, 2012). L'étude du transfert des efforts dans l'assemblage PRFC/métal s'est alors largement inspiré des études sur l'assemblage collé PRFC/béton, et fait appel à deux types d'essais illustrés en figure 9 :

- ❖ Les essais de cisaillement sur joint à simple recouvrement
- ❖ Les essais de cisaillement sur joint à double recouvrement

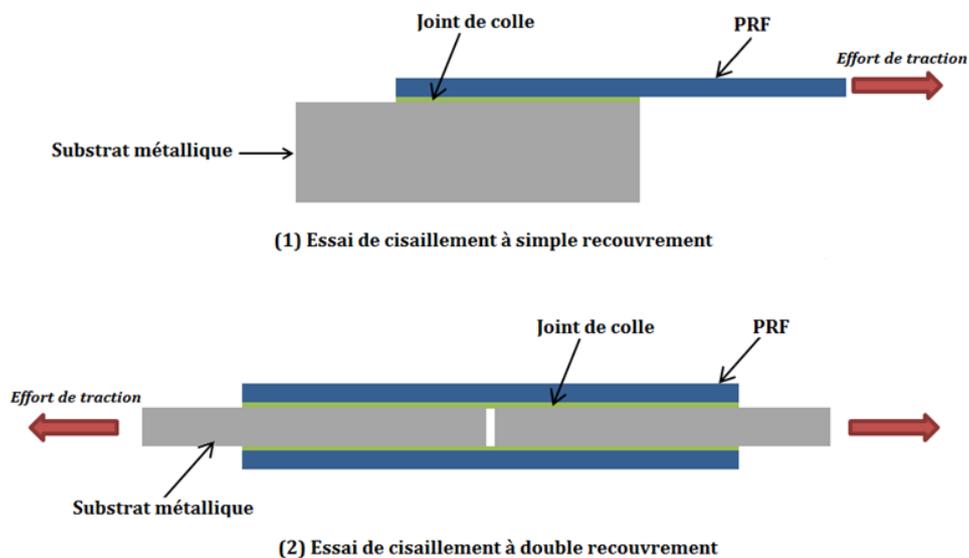


Figure 9: Configurations d'essais de cisaillement : (1) à simple recouvrement; (2) à double recouvrement

Lors d'un essai de cisaillement à simple recouvrement (respectivement à double recouvrement), l'effort de traction appliqué au PRFC collé (respectivement aux plaques métalliques) est transféré entre les éléments collés, principalement par cisaillement à travers la couche d'adhésif. Dans le cas de l'essai de cisaillement à simple recouvrement, la principale difficulté reste cependant l'alignement de l'assemblage et surtout de la charge appliquée. Dans le cas contraire, la création d'un moment fléchissant important en extrémité du joint de colle va être à l'origine de contraintes normales (ou de pelage) élevées et très préjudiciables à la résistance de l'assemblage collé. Pour cette raison, les études de la littérature font très souvent appel aux essais de cisaillement à double recouvrement (Schnerch et al., 2004 ; Fawzia et al., 2006 ; Colombi et Poggi, 2006). Le principal désavantage de cette configuration d'assemblage reste néanmoins la localisation de la rupture. En effet, quatre localisations de la rupture sont possibles, ce qui rend l'instrumentation et l'observation du comportement réel du joint de colle beaucoup plus complexes. Afin de palier à une partie de ce problème, il est toutefois possible de réaliser des éprouvettes dissymétriques comme celles réalisées par Fawzia, 2013 et représentées en figure 10. Dans ces conditions, la rupture se produit dans la longueur de collage la plus faible. Par ailleurs, des systèmes d'ancrage mécanique peuvent être mis en place aux extrémités afin d'éviter tout décollement prématuré du plat composite (mors de serrage, strap de tissu PRFC).

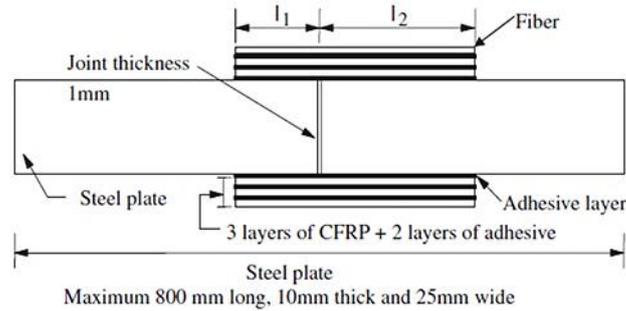


Figure 10: Eprouvettes dissymétriques considérées dans l'étude de Fawzia, 2013

Une représentation schématique de la distribution de contrainte de cisaillement le long du joint de colle observée pour les deux configurations d'essais est illustrée en Figure 11. Cette distribution est obtenue expérimentalement en collant des jauges de déformation le long du joint de colle dont les mesures sont ensuite reliées à la contrainte de cisaillement dans le joint de colle.

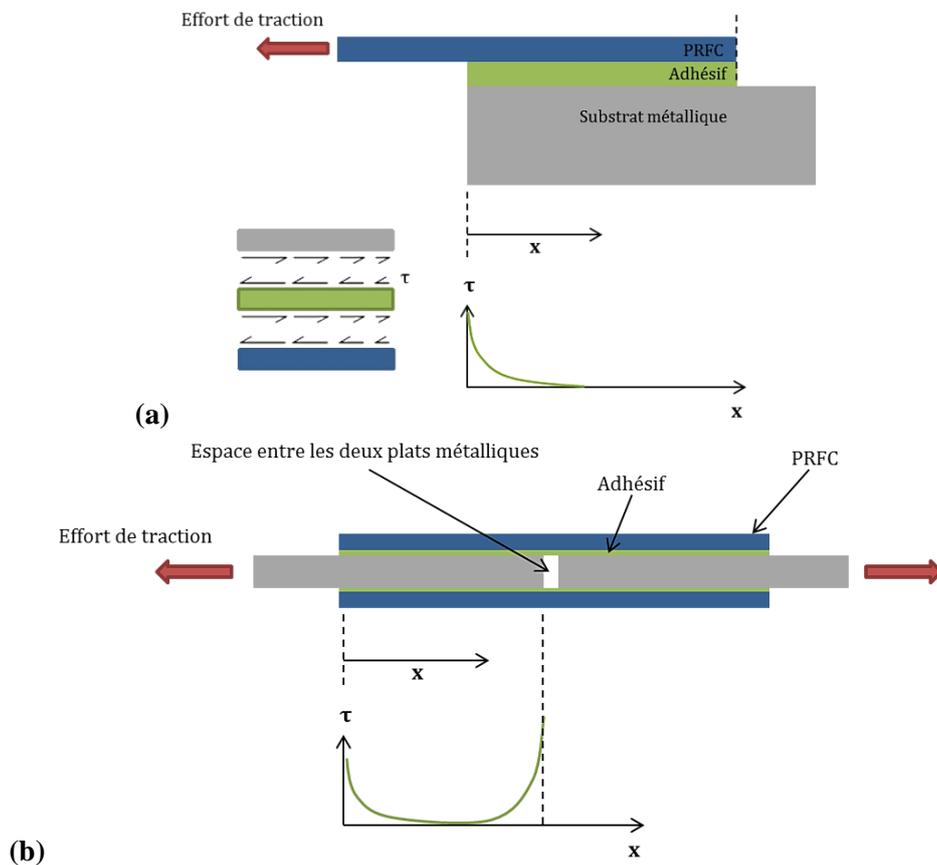


Figure 11: Profil des contraintes de cisaillement dans le joint de colle: (a) essai de cisaillement à simple recouvrement; (b) essai de cisaillement à double recouvrement

On observe ainsi une distribution non uniforme de la contrainte de cisaillement le long du joint de colle. En effet, de manière classique, la contrainte de cisaillement est maximale au niveau du bord chargé puis diminue le long du joint de colle jusqu'à devenir presque inexistante passée une certaine longueur de collage. Cela met alors en évidence la notion de longueur effective de collage, L_{eff} , au-delà de laquelle peu d'augmentation de la résistance mécanique du joint collé est constatée (seule une augmentation de

la ductilité du processus de rupture est obtenue). En d'autres termes, il s'agit de la longueur du joint sur laquelle est transférée la plus grande partie des efforts appliqués à l'assemblage.

Ainsi, les principales observations faites lors des essais de cisaillement à simple ou double recouvrement concernent la résistance ultime du joint (valeur de chargement maximale en traction pouvant être appliqué avant rupture de l'assemblage), ainsi que la distribution des contraintes le long du joint de colle pouvant être obtenue via le collage de jauges de déformation en surface du plat composite collé. Dans le cas d'un renforcement de structures métalliques il est évident que le comportement du joint de colle va être similaire à celui observé à l'aide des essais précédents, ce qui rend indispensable cette première étape de caractérisation du joint de colle. Plus de détails concernant l'exploitation des résultats dans le cas d'essais de cisaillement sur joint à simple recouvrement seront donnés dans la **Chapitre 2 (Matériaux et techniques)** traitant des procédés de renforcement utilisés tout au long de ce travail de thèse.

- Mode de rupture

Les connaissances actuelles concernant le collage PRFC/béton ne peuvent être appliquées au système PRFC/métal principalement à cause des modes de rupture très différents pour les deux systèmes. Dans le cas du collage PRFC/béton, l'élément faible de l'assemblage est le béton tandis que dans le cas du collage PRFC/métal, l'élément faible est l'adhésif. Par ailleurs, certains modes de rupture sont propres aux assemblages collés PRF/métal tels que le flambement local ou global (cas d'un renforcement de poutre) ou la plasticité. Les différents modes de rupture observables dans le cas du renforcement d'une structure métallique sont représentés en figure 12 (Teng et al., 2012).

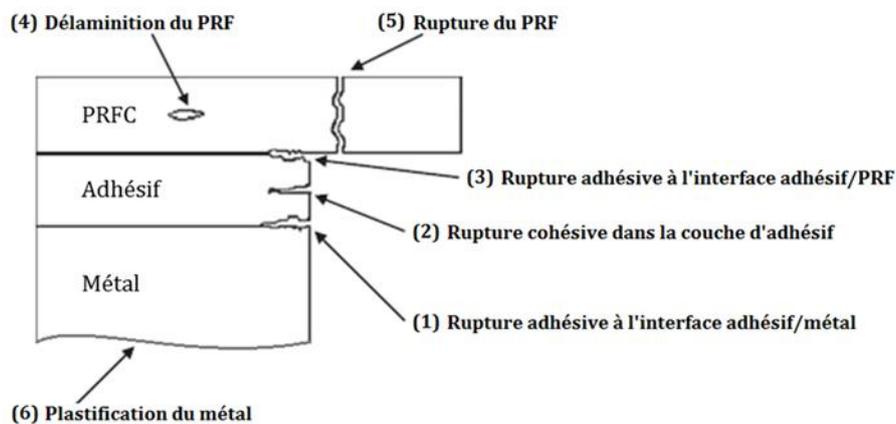


Figure 12: Modes de rupture observables dans le cas d'un assemblage collé PRF/substrat métallique, Teng et al., 2012

D'une manière générale, la rupture adhésive à l'interface entre les adhérents témoigne d'une mauvaise adhésion entre le substrat et la colle. Cette adhésion résulte d'une adhésion chimique mais aussi mécanique entre les deux éléments. L'adhésion chimique dépend principalement de la composition chimique des adhérents et de leur compatibilité (Baldan, 2004), tandis que l'adhésion mécanique dépend de la rugosité et de la topographie de la surface métallique. Des études ont montré qu'une augmentation de la rugosité de surface permet d'améliorer l'adhésion mécanique (Packham, 2003) mais que, passé un certain niveau, cela peut nuire au contact entre les deux adhérents (Tamai et al., 1972 ; Hitchcock et al., 1981). Un traitement de surface adéquat ainsi que le choix d'un adhésif approprié, doivent permettre

d'éviter toute rupture à l'interface entre les éléments témoignant dans tous les cas d'une mauvaise adhésion entre les substrats.

Dans le cas de plats pultrudés PRFC, les études menées par Xia et Teng, 2005, et Yu et al., 2012a, ont montré que le mode de rupture de l'assemblage collé dépend principalement des propriétés mécaniques des matériaux. Ainsi, dans le cas de plats PRFC MN, le mode de rupture souvent observé correspond à une rupture cohésive dans le joint de colle (mode 2). Dans le cas de plats PRFC HM et UHM, le mode de rupture principal est la rupture du plat PRFC lui-même (mode 5), à condition que la longueur de collage soit suffisante (i.e. supérieure à la longueur effective de collage, L_{eff}). Par ailleurs, l'épaisseur du joint de colle a également une influence sur le mode de rupture dans le cas des assemblages collés plats PRFC/métal. Ainsi, Xia et Teng, 2005, réalisèrent des essais de cisaillement à simple recouvrement en considérant trois types d'adhésifs ainsi que quatre épaisseurs du joint de colle (1, 2, 4 et 6 mm). Les plats pultrudés utilisés dans cette étude présentent un module de 165 GPa et sont collés sur une longueur de 350 mm (très supérieure à la longueur effective de collage). Les deux premières épaisseurs (1 et 2 mm) sont alors représentatives des conditions réelles de réalisation d'un renforcement par composite collé, tandis que les épaisseurs de 4 et 6 mm permettent de mettre en évidence l'influence de l'épaisseur du joint de colle sur le mode de rupture de l'assemblage. Les résultats de l'étude ont ainsi montré une rupture de type cohésive dans le joint de colle dans le cas des épaisseurs faibles (1 et 2 mm) et une rupture par délamination du plat PRFC dans le cas des fortes épaisseurs de colle (4 et 6 mm). L'absence de rupture de type adhésive pour l'ensemble des essais témoigne dans tous les cas d'un traitement de surface adéquat des matériaux assemblés.

Dans le cadre de ce travail de thèse, l'observation des modes de rupture sera également effectuée pour les éprouvettes d'essais de cisaillement à simple recouvrement mais également dans le cas des éprouvettes fissurées renforcées. Il est donc important de garder en tête ces différentes observations concernant la bonne préparation de surface des éléments ainsi que la notion d'influence de l'épaisseur du joint de colle.

2.3 Notion de durabilité du joint de colle

L'impact de l'environnement et l'évolution du comportement de l'assemblage collé au cours du temps sont des notions importantes à considérer, notamment lors de la mise en place d'un renforcement par composite collé sur ouvrages réels. Pour cette raison, quelques résultats intéressants, issus de différentes études sur le sujet, sont présentés dans ce paragraphe.

Plusieurs études de la littérature témoignent de l'importance et de la difficulté à prendre en compte les phénomènes de durabilité dans le cas des assemblages collés (Karbhari et al., 2003; Hollaway, 2009). Ces problèmes sont principalement liés à l'environnement avec, en grande partie, l'influence des modifications de température et des taux d'humidité, ou encore la présence de milieux agressifs tels que les milieux alcalins.

En fonction des saisons et des conditions d'exposition de l'ouvrage, celui-ci va être soumis tout au long de sa vie à des cycles de températures parfois sévères. Les températures les plus critiques dans le cas d'un assemblage collé correspondent aux températures élevées, particulièrement celles avoisinant la température de transition vitreuse de l'adhésif. Pour rappel, la température de transition vitreuse d'un adhésif, notée T_g , correspond à la température de changement d'état de l'adhésif (passage d'un état vitreux à un état caoutchouteux). Passée cette valeur, les caractéristiques mécaniques de l'adhésif sont

alors fortement dégradées (Hollaway et Teng, 2008). Cette température de transition vitreuse peut être estimée à l'aide de différents essais de laboratoire : Analyse Mécanique Dynamique (DMA), Calorimétrie Différentielle à Balayage (DSC), Analyse Thermomécanique (TMA). Selon le type d'essais, l'évolution du module élastique, du flux thermique ou encore du volume va être mesurée en fonction de l'élévation de température.

L'impact d'une élévation de température sur les propriétés et la résistance du joint de colle a été étudié par Nguyen et al., 2011, à partir d'essais de cisaillement à double recouvrement tissus PRFC/acier, en considérant un adhésif non linéaire (Araldite 420) de $T_g = 42^\circ\text{C}$. Les températures d'essais s'étalent de $+20^\circ\text{C}$ (température ambiante de référence) à $+60^\circ\text{C}$. Les résultats obtenus par Nguyen et al., 2011, montrent alors une augmentation significative de longueur effective de collage en fonction de la température : à $T=40^\circ\text{C}$, $L_{eff} = 1,5.L_{ref}$ et à $T=50^\circ\text{C}$, $L_{eff} = 2,5.L_{ref}$; L_{ref} étant la longueur de collage effective de référence obtenue à température ambiante de $+20^\circ\text{C}$. Par ailleurs, une perte de rigidité de 18% du joint collé est également observée pour une élévation de température de $+20^\circ\text{C}$ à $+40^\circ\text{C}$ (près de la T_g de l'adhésif). Puis, lorsque $T > T_g = 42^\circ\text{C}$, la perte de rigidité s'accélère et une perte de rigidité de 80% est observée lorsque la température passe de $+40^\circ\text{C}$ à $+60^\circ\text{C}$. Enfin, concernant la résistance du joint collé, des pertes de 15, 50 et 80% ont été mesurées pour des températures respectivement égales à T_g , $T_g+10^\circ\text{C}$ et $T_g+20^\circ\text{C}$. Les pertes de résistance du joint collé sont alors liées à la perte de résistance de l'adhésif ainsi qu'à l'augmentation de la longueur effective de collage lorsque la température augmente.

Dans le cas d'assemblages collés présentant de faibles longueurs de collage initiales (proches de la longueur effective de collage de l'assemblage), une augmentation de température provoque une perte de résistance beaucoup plus rapide et beaucoup plus importante, pour de mêmes valeurs de température, que dans le cas où la longueur de collage initiale est très supérieure à L_{eff} . En effet, l'augmentation de la température provoque une augmentation de la longueur effective rendant la longueur de collage initiale inférieure à celle-ci ($L \leq L_{eff}$). En conclusion, lors du dimensionnement d'un renforcement par PRFC collés de structures métalliques soumises à de fortes élévations de température, il est préférable de réaliser une longueur de collage bien plus importante que la longueur effective de collage de l'assemblage.

Enfin, la dernière observation de l'étude de Nguyen et al., concerne la modification du mode de rupture provoquée par une augmentation de température. Pour une température inférieure à T_g , la rupture du joint collé se produit par délamination du tissu PRFC (mode 4), tandis que lorsque la température devient proche ou excède la T_g , la rupture devient cohésive dans le joint de colle (mode 2). Cette modification du mode de rupture s'explique par la différence de comportement de l'adhésif et du PRFC en fonction de la température, l'adhésif se dégradant beaucoup plus rapidement que le PRFC dans ces conditions.

L'impact des températures négatives (inférieures à 0°C) sur le comportement de l'assemblage collé a également pu être étudié par Al-Shawaf et al., en 2005 et 2006, et Al-Shawaf et Zhao, 2013. Les essais menés au cours de ces études ont porté sur des tissus PRFC MN et sur trois types d'adhésifs (Araldite 420, Sikadur 30 et MBraceSaturant).

Dans le cas des tissus PRFC seuls, les résultats montrent une augmentation de la fragilité avec la diminution de la température (0°C , -20°C , -40°C). En revanche, le module élastique, la résistance ultime et la déformation ultime en traction varient très peu avec la diminution de température de $+20^\circ\text{C}$ à -40°C .

Concernant les adhésifs, tous montrent une augmentation de leur module élastique en traction lorsque la température diminue de +20°C à -40°C. Une augmentation de 50%, 15% et 90% est constatée pour l'Araldite 420, la Sikadur 30 et la MBraceSaturant, respectivement (Al-Shawaf et Zhao, 2013). En revanche, les résultats diffèrent en ce qui concerne la résistance ultime en traction. L'adhésif Sikadur 30 montre une augmentation de 45% de sa résistance ultime lors d'une diminution de la température (+20°C à -40°C), tandis que l'Araldite 420 montre une diminution de 40%. L'adhésif MBraceSaturant ne montre quant à lui aucune modification. Enfin, la déformation ultime de l'Araldite 420 et de la MBraceSaturant diminue d'environ 60% et 80% respectivement, en fonction de la diminution de température. La résine Sikadur 30 ne montre pas de modification significative.

L'étude de 2013 d'Al-Shawaf et Zhao, s'est concentrée davantage sur le comportement du joint collé. Les auteurs montrent alors qu'aucune perte de résistance n'est observée, pour des températures inférieures à 0°C allant jusqu'à -40°C, dans le cas d'assemblages collés utilisant l'Araldite 420 et la Sikadur 30. En revanche, pour des assemblages collés utilisant l'adhésif MBraceSaturant, une perte de l'ordre de 40% de la résistance du joint collé est obtenue pour une diminution de température de +20°C à -40°C.

Ainsi, l'impact des températures négatives sur la résistance des assemblages collés PRFC/métal semble moins important que dans le cas de températures élevées, approchant ou excédant la température de transition vitreuse de l'adhésif. En effet, pour ces niveaux de température, un endommagement rapide et important de la qualité du joint de colle est constaté. Lors d'un renforcement ou d'une réparation d'ouvrage métallique, il est alors important de tenir compte de ces différentes observations afin de garantir l'efficacité et la durabilité de l'assemblage collé durant la totalité de la durée de vie de l'ouvrage.

L'étude menée par Chataigner et al., 2011, s'est intéressée à l'impact d'un vieillissement accéléré pour des éprouvettes de cisaillement à simple recouvrement PRFC/métal. Les plats PRFC présentent un module $E = 165\text{GPa}$ et un adhésif époxy linéaire est utilisé. Les conditions de vieillissement accélérées correspondent à une température de +40°C et à une humidité relative de plus de 95%. Les éprouvettes réalisées ont alors été soumises à ces différentes conditions pour différentes périodes de temps allant jusqu'à 22 mois.

Les principaux résultats de cette étude montrent un maintien du mode de rupture (rupture cohésive dans le joint de colle) pour toutes les éprouvettes testées, quelle que soit la durée de vieillissement considérée. De même, après rupture par cisaillement, l'analyse de la surface de rupture ne montre aucune dégradation des adhérents sous la zone de collage (pas de pénétration d'humidité à l'intérieur du joint). La figure 13 donne les mesures de résistance ultime en fonction de la durée de vieillissement des éprouvettes. Celle-ci ne montre alors aucune perte au cours du temps. Cependant, même si la résistance ultime du joint de colle n'évolue pas, il peut être observé une évolution de la distribution des contraintes dans le joint de colle. En effet, l'observation des déformations dans le joint de colle pour l'éprouvette vieillie à 22 mois et soumise à des cycles de charge-décharge (0-10kN, 0-20kN, 0-30kN) montre l'apparition de déformations irréversibles en extrémité du joint de colle (cf. figure 13(b)). Ces déformations irréversibles témoignent ainsi d'une plastification de l'adhésif dans le cas d'un assemblage ayant subi un vieillissement accéléré. Des observations similaires ont déjà été faites dans d'autres études de la littérature concernant le collage PRFC/béton (Benzarti et al., 2008 et 2011).

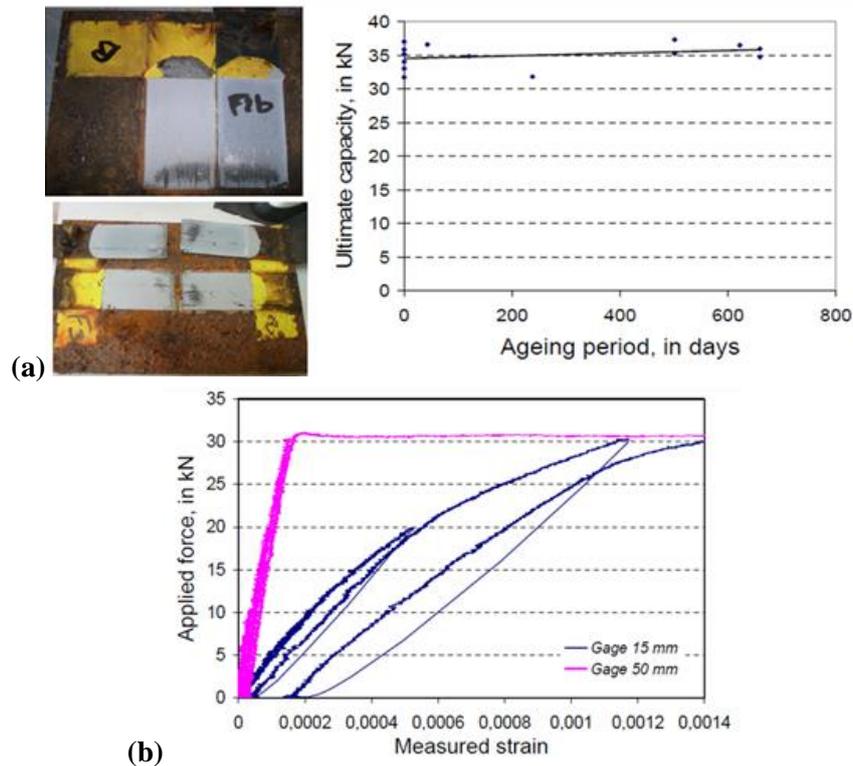


Figure 13: Résultats issus de l'étude de Chataigner et al., 2011: (a) évolution de la résistance ultime; (b) cycles de charge/décharge pour l'éprouvette vieillie à 22 mois

Les études précédentes concernent le collage de plats pultrudés PRFC sur acier mais ne se sont pas intéressées au cas du collage de tissus PRFC. Dans ce cas, un problème supplémentaire peut également intervenir, celui de la corrosion galvanique dû au contact possible entre les fibres de carbone et le métal (création d'une pile de corrosion). Par ailleurs, une mauvaise imprégnation des fibres peut également subvenir dans le cas du collage de tissus PRFC sur acier, ce qui laisse des vides entre les fibres et l'adhésif très préjudiciables à la durabilité de l'assemblage.

3 L'utilisation des PRFC dans le renforcement à la fatigue des structures métalliques

Les études menées sur le renforcement d'éléments métalliques par collage de matériaux composites peuvent être regroupées en différentes catégories : le renforcement de plaques métalliques (Colombi et al., 2003c; Jones et Civjan, 2003), le renforcement de poutres « I » classiques (Tavakkolizadeh et Saadatmanesh, 2003; Jiao et al., 2012), et le renforcement d'éléments de connections, majoritairement des assemblages soudés (Nakamura et al., 2009; Chen et al., 2012). Toutes ces études attestent alors de l'efficacité des matériaux PRF dans le renforcement à la fatigue d'éléments métalliques. Dans la suite nous nous intéresserons aux études portant sur le renforcement de plaques métalliques et sur le renforcement de poutres métalliques anciennes, proches de notre sujet d'étude.

3.1 Renforcement de plaques entaillées

Les plaques métalliques entaillées et renforcées par composite collé représentent une configuration idéale de renforcement. Leur étude permet la mise au point de modèles analytiques simplifiés de propagation de fissure de fatigue et de prédiction de la durée de vie. L'étude du renforcement de poutres ou d'assemblages plus complexes fournit quant à elle des résultats plus applicables aux structures réelles mais difficilement modélisables.

La réalisation d'entailles initiales dans les éléments métalliques à renforcer est très souvent utilisée afin de simuler différents niveaux d'endommagement de l'élément et d'assurer une meilleure reproductibilité des résultats. Les plaques métalliques entaillées de la littérature présentent souvent les mêmes configurations, représentées sur la figure 14, à savoir : (a) un trou central avec entailles minces de part et d'autres du trou (appelée dans la suite plaque à entaille centrale), (b) des entailles en bord de plaque. Dans notre cas, la configuration d'éprouvette présentant une entaille centrale est la plus proche de celle qui sera considérée dans la suite de notre étude. C'est pourquoi l'état de l'art présenté dans ce paragraphe s'intéressera principalement aux résultats associés à cette configuration d'éprouvettes.

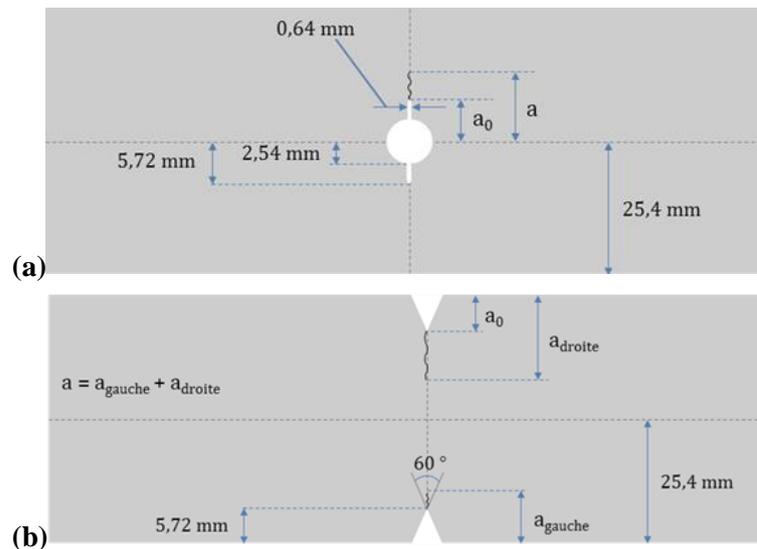


Figure 14: Entailles initiales typiques des études de renforcement de plaques métalliques renforcées par PRFC collé, d'après l'étude de Jones et Civjan, 2003

L'augmentation de la durée de vie en fatigue obtenue par collage de matériaux PRFC sur plaques entaillées va alors dépendre de nombreux facteurs pouvant être résumés comme suit :

- ❖ la configuration d'entaille initiale (entaille centrale ou en bord de plaque);
- ❖ le type de matériau PRFC utilisé (tissus ou plats pultrudés);
- ❖ le module élastique du PRFC;
- ❖ l'étendue des contraintes appliquées ;
- ❖ la mise en place d'une force de pré-tension ou non dans le composite avant collage;
- ❖ le nombre de couches dans le cas de tissus PRF;
- ❖ la configuration de renforcement : symétrique ou non symétrique (i.e. collage des plats sur une seule ou sur les deux faces de la plaque)
- ❖ le schéma de renforcement retenu.

Dans le cas idéalisé d'une plaque à entaille centrale, plusieurs schémas de renforcement ont pu être testés dans la littérature (variation de la localisation et de la largeur du PRFC collé) et sont regroupés dans l'étude de Wu et al., 2012a, sous la forme de cinq schémas présentés en figure 15. Dans la réalité, le choix du schéma de renforcement va dépendre de la géométrie de la pièce à renforcer. Par exemple, dans le cas d'un assemblage riveté, l'encombrement de la tête de rivet ne permettra pas un collage du plat composite directement au droit du perçage.

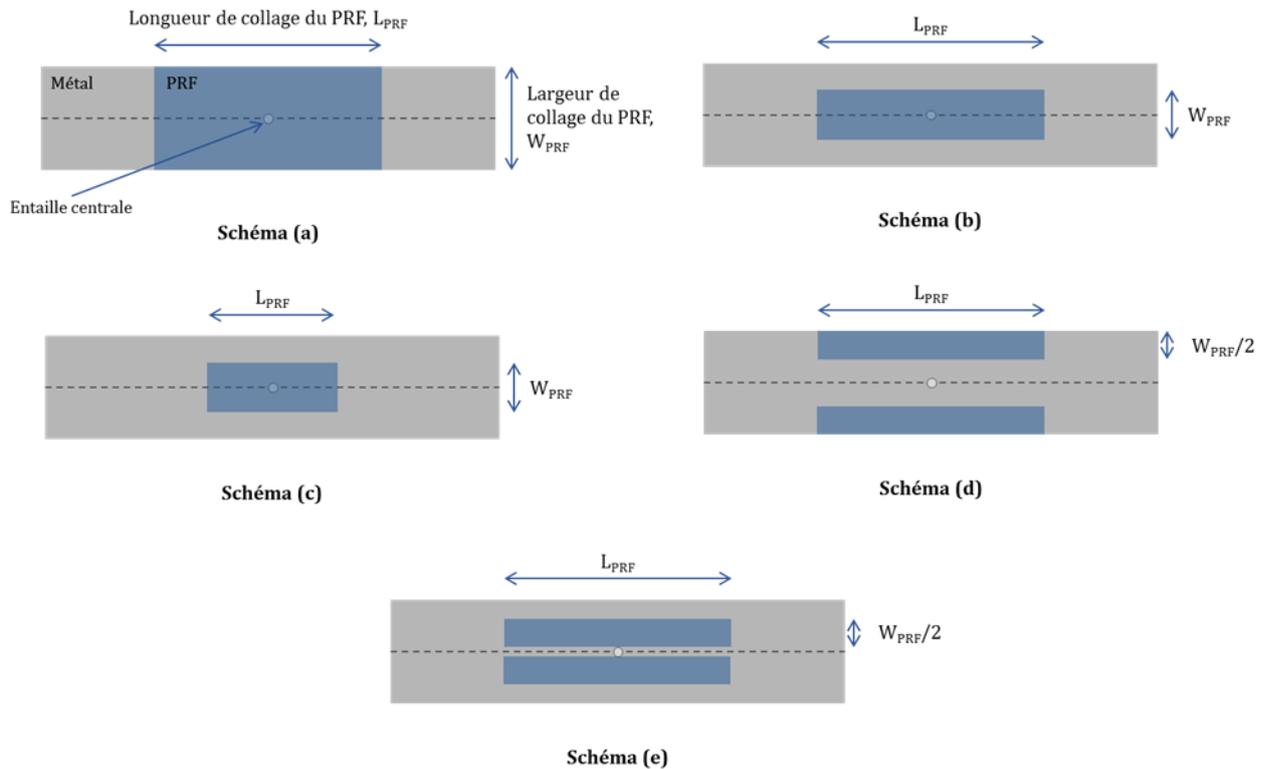


Figure 15: Ensemble des schémas de renforcement considéré dans la littérature (Wu et al., 2012a)

Plusieurs auteurs ont contribué à l'étude du renforcement par composites collés dans le cas de plaques à entaille centrale. Dans la majorité des cas, ces études ont portées sur un renforcement symétrique, c'est-à-dire en considérant un collage des plats composites sur chaque face de l'élément fissuré. Le tableau 2 présente les résultats obtenus, en termes de durée de vie, pour différentes études de la littérature en se focalisant sur le cas d'un renforcement symétrique de plaques métalliques à entaille centrale. Dans ces études, différents matériaux PRFC sont considérés (plats et tissus), pour les trois classes de modules (MN, HM et UHM). Par ailleurs, dans le cas des plats PRFC MN, possédant un allongement à rupture plus élevé que les plats HM et UHM, la mise en précontrainte du plat avant collage est rendue possible. Certaines études s'étant intéressées à cette configuration de renforcement sont également présentées ici.

Références	Schéma (a)-(e)	Matériau PRFC	Gain en durée de vie
		Plat MN, E=174GPa, Non tendu	x 3
Colombi et al., 2003c	(e)	Plat MN, E=174GPa, Tendu, P=42kN	x 5
		Plat MN, E=216GPa, Tendu, P=42kN	x 16
Jones et Civjan, 2003	(b)	Plat MN, E=165GPa, Non tendu	x 2,2

Zheng et al., 2006	(a)	Plat MN, E=165GPa, Non tendu	x 3,6
		Plat HM, E=320GPa, Non tendu	x 5,5 à 6,8
Liu et al., 2009	(a)	Tissus, E=240GPa, 3 couches	x 2,2
		Tissus, E=240GPa, 5 couches	x 2,7
		Tissus, E=640GPa, 3 couches	x 6,6
		Tissus, E=640GPa, 5 couches	x 7,9
	(b)	Tissus, E=640GPa, 5 couches	x 4,7
(e)	Tissus, E=640GPa, 5 couches	x 5	
Täljsten et al., 2009	(e)	Plat MN, E=155Pa, Non tendu	x 2,9
		Plat HM, E=260GPa, Non tendu	x 3,7
		Plat MN, E=155GPa, Tendu, P=15kN	x 10
		Plat HM, E=260GPa, Tendu, P=15kN	arrêt de fissuration
Yu et al., 2012c	(e)	Plat MN, E=191GPa, Non tendu	x 2,75
Wu et al., 2012a	(a)	Plat UHM, E=477GPa, Non tendu	Pas de rupture
	(b)	Plat UHM, E=477GPa, Non tendu	x 7,5
	(d)	Plat UHM, E=477GPa, Non tendu	x 3,3
	(e)	Plat UHM, E=477GPa, Non tendu	x 5,8

Tableau 2: Etudes de la littérature concernant le renforcement par composites collés d'éprouvettes à entaille centrale

La lecture des résultats précédents montre alors que le choix d'un renforcement par plats PRFC permet une augmentation de la durée de vie importante et ce pour l'ensemble des schémas de renforcement considérés. Par ailleurs, le choix du module et d'une mise en précontrainte ou non du plat PRFC avant collage montre également un impact important sur l'augmentation de la durée de vie.

Dans le cas d'un renforcement par PRFC MN, l'augmentation des durées de vie reste faible, le résultat le plus important étant obtenu dans le cas où le renforcement composite recouvre complètement l'entaille centrale (schéma de renforcement (a)). Dans le cas de plats PRFC de modules plus élevés (HM et UHM) en revanche, les augmentations de durée de vie constatées deviennent très significatives. Wu et al., 2012a, ont ainsi montré une absence de rupture de l'éprouvette, après plus de 100 millions de cycles, dans le cas d'un renforcement UHM (E=477 GPa) toujours pour un schéma de renforcement (a). Dans le cas de schémas de renforcement plus défavorables (schémas (d) et (e)) en revanche, des gains en durée de vie plus faibles ont été obtenus (3,3 et 5,8 respectivement). Dans ces conditions, il est alors intéressant de noter que la mise en précontrainte du plat composite avant collage permet d'obtenir des gains en durée de vie très élevés, même dans le cas de schémas de renforcement plus défavorables. Ainsi, Colombi et al., 2003c ont observé une augmentation de la durée de vie d'un facteur 16 dans le cas de plaques renforcées par plats MN prétendus et de module 216 GPa. L'effort de précontrainte appliqué est de 42kN, ce qui correspond à une contrainte dans le plat composite de 632 MPa. Dans le cas de plats de module plus élevé (260 GPa) prétendus à un effort plus faible de 15 kN, Täljsten et al., 2009, ont quant à eux constaté un arrêt de la fissuration, toujours dans le cas du schéma de renforcement (e).

Ainsi, il semblerait, à la vue de ces résultats, que la mise en précontrainte des plats composites avant collage soit la méthode de renforcement la plus efficace. Cette méthode permettrait même un arrêt de la fissuration, dans certains cas, fonction du module du plat composite et de l'effort de précontrainte

appliquée. Cette efficacité plus importante du renforcement dans ce cas est en grande partie liée au mode d'action du renforcement par composite collé. En effet, dans le cas d'un renforcement par composite collé, les contraintes appliquées à l'éprouvette vont être en partie reprises par le PRFC collé, diminuant le niveau de contraintes dans l'élément fissuré. De plus, le renforcement tendra à limiter l'ouverture des lèvres de la fissure. Dans le cas d'une mise en pré-tension du plat composite avant collage, ces deux actions vont être accentuées, d'autant plus que l'effort de précontrainte avant collage sera élevé. Ainsi, l'action des plats PRFC prétendus peut être vue sous deux angles :

- ❖ une **action locale** avec une réduction locale de l'ouverture de fissure et du niveau de contrainte autour de la pointe de fissure;
- ❖ une **action globale** avec une application de contraintes de compression à tout l'élément.

Bien que la mise en précontrainte des plats composite, avant collage, semble être une méthode très prometteuse dans le ralentissement voire l'arrêt de la fissuration, il est important de soulever la question du comportement à long terme de ce type d'assemblage collé. En effet, l'action combinée de l'environnement et des charges de sollicitations risque, sur le long terme, de provoquer une perte importante de la précontrainte dans l'assemblage collé et ainsi une perte importante de l'efficacité initialement prévue. Dans le cas d'un effort de précontrainte élevé, ce risque est d'autant plus grand que la précontrainte va être à l'origine d'une concentration de contraintes importante en extrémité du plat composite (nécessité d'ancrages mécaniques). Ainsi, la mise en place sur ouvrage de cette méthode de renforcement soulève encore de nombreuses questions et nécessite de nombreuses investigations. Pour toutes ces raisons, l'utilisation de plats PRFC UHM semble être un bon compromis même si les études concernant ce type de plats PRFC restent encore aujourd'hui très limitées.

Dans le cas d'une structure rivetée réelle, la configuration de renforcement symétrique (i.e. collage des plats PRFC sur les deux faces de la plaque) est rarement possible du fait de la géométrie de l'assemblage riveté lui-même (accès impossible aux deux faces de l'élément fissuré). De même, la présence des rivets implique également un schéma de renforcement ressemblant davantage au schéma de renforcement (d) présenté en figure 15 (plats PRFC collés à une certaine distance de l'entaille centrale tenant compte de l'encombrement de la tête de rivet). Parmi les études précédentes, seules les études de Zheng et al., 2006, Liu et al., 2009 et Wu et al., 2012a se sont intéressées au cas d'un renforcement sur une seule face de la plaque. Ainsi, Zheng et al., 2006 et Wu et al., 2012a ont considéré un schéma de renforcement (a) et (b) respectivement, correspondant à un recouvrement total de l'entaille. Dans ces conditions, Wu et al., 2012a ont obtenu un gain en durée de vie de 3,37, pour les plats UHM ($E=477$ GPa), tandis que Zheng et al., 2006, ont obtenu un gain en durée de vie de 2,55 pour des plats de module $E=320$ GPa. Dans le cas de tissus PRFC, Liu et al., 2009, se sont également intéressés au schéma de renforcement (e) en plus des schémas (a) et (b). Des gains en durée de vie de 1,4, 1,8 et 1,6 ont respectivement été obtenus pour un collage de 5 couches de tissus de module 640 GPa. Ainsi, il est évident que le renforcement sur une seule face de la plaque conduit à une réduction significative du gain en durée de vie par rapport au cas d'un renforcement symétrique. La non-symétrie du renforcement est en effet à l'origine d'un moment fléchissant dans la plaque préjudiciable à l'efficacité globale du renforcement.

3.2 Renforcement de poutres métalliques anciennes

Très peu d'études se sont intéressées à l'utilisation de matériaux PRFC pour un renforcement à la fatigue d'éléments de poutre de grandeur réelle, et d'autant moins dans le cas de poutres rivetées. Dans le cas de poutres métalliques classiques (en forme de I), le renforcement à la fatigue consiste à appliquer un ou plusieurs plats PRFC en semelle inférieure de la poutre (partie tendue). Plusieurs niveaux d'endommagement peuvent alors être considérés comme dans l'étude de Tavakkolizadeh et Saadatmanesh, 2003, ainsi que différentes étendues de contrainte comme dans l'étude de Kim et Harries, 2011. Dans ces conditions, l'application des plats PRFC collés nécessite une bonne préparation de surface de la semelle à renforcer (sablage et nettoyage soigneux à l'aide d'un solvant). Plus récemment, Ghafoori et al., 2012, étudièrent également la possibilité d'appliquer des plats PRFC prétendus non collés, l'assemblage étant réalisé à l'aide d'ancrages mécaniques à chaque extrémité des plats PRFC. Cette technique de renforcement est très intéressante dans le cas d'ouvrages présentant d'importantes irrégularités de surface (présence de rivets et/ou de zones fortement corrodées) et permet également de s'affranchir des problèmes de durabilité du joint de colle liés aux conditions environnementales (haute température, humidité, milieu marin, etc).

Seule l'étude de Bassetti, 2001, s'est intéressée au renforcement à la fatigue par composites collés de structures métalliques anciennes rivetées. Dans cette étude, trois éléments de poutres, issus de la déconstruction d'un pont en acier doux âgé de 91 ans, ont alors été renforcés à l'aide de plats PRFC MN, puis testés en fatigue. Les dimensions et géométries des éléments sont données en figure 16.

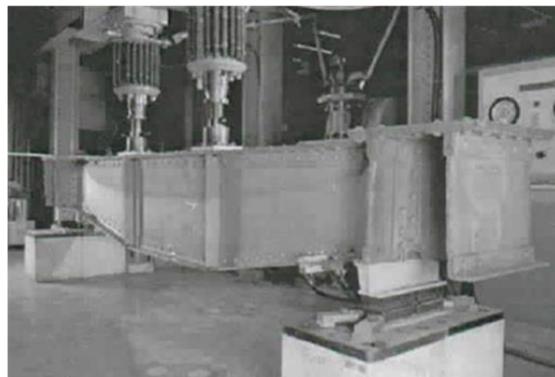
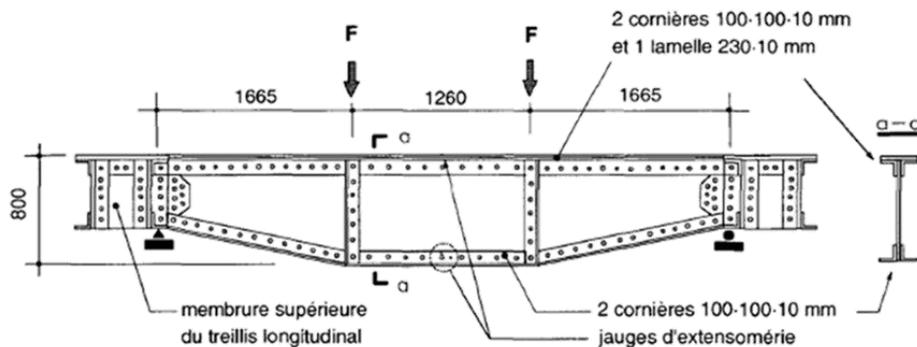


Figure 16: Géométrie des poutres rivetées testées par Bassetti, 2001

Les essais menés consistent alors à pré-fissurer les poutres, sous chargement cyclique avec une étendue de contraintes constante, puis à les renforcer par collage de lamelles PRFC. La première poutre étudiée

fut soumise à une étendue de contrainte de 80 MPa pour un rapport de charge $R=0,1$ pendant 3,5 millions de cycles. Les longueurs de fissures mesurées s'étendaient alors de 4 à 10 mm à partir de la tête de rivet (diamètre d'environ 40 mm). Un renforcement par collage de 5 lamelles de PRFC tendues et non-tendues sur la semelle inférieure de la poutre fut mis en place (cf. figure 17). Ainsi, les lamelles supérieures, non tendues, sont destinées à limiter la propagation de la fissure dans la semelle inférieure et à réduire l'étendue des contraintes dans la section fissurée, tandis que les lamelles inférieures prétendues ($P=75$ kN) permettent la mise en place d'une contrainte de compression dans la semelle (contrainte estimée à -36 MPa).

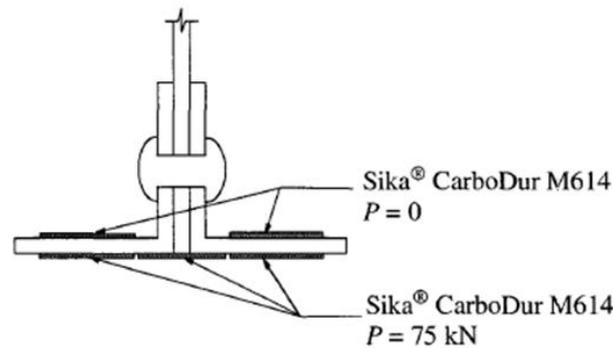


Figure 17: Configuration du renforcement de poutres rivetées adoptée par Bassetti, 2001

Après mise en œuvre du renforcement, la poutre est à nouveau testée en fatigue selon les mêmes paramètres. Les résultats obtenus montrent une réduction de l'étendue des contraintes dans la semelle inférieure et une réduction significative du rapport de charge dans la section fissurée ($R=-0,5$), et donc une augmentation des phénomènes de fermeture de fissure. L'essai de fatigue fut mené jusqu'à 20 millions de cycles sans propagation de fissures constatée. Les essais menés sur les deux autres poutres restantes montrèrent également un arrêt de la propagation de fissures et ce pour des fissures de fatigue initialement plus longues (jusqu'à 200 mm). Toutefois, il est important de noter ici que la semelle inférieure renforcée ne présente pas de rivet venant gêner la mise en place des plats PRFC. En effet, il s'agit ici de cornières en L de grande dimension permettant la mise en place d'un renforcement sur les deux faces de l'élément fissuré.

3.3 Guides de conception et recommandations

Quelques guides et recommandations concernant le renforcement par collage de matériau PRF sur structures métalliques ont été proposés par différents pays : le guide anglais ICE (Institution of Civil Engineers) de dimensionnement et de mise en œuvre sur site (Moy, 2001), le guide de dimensionnement CIRIA (Construction Industry Research and Information Association) (Cadei et al., 2004), le guide de dimensionnement américain (Schnerch et al., 2007), et le rapport CNR-DT 202/2005 italien (Italian Research Council, CNR, 2007). Ces différentes recommandations émanent de recherches, menées en laboratoire mais aussi sur site, dans le cas d'un renforcement de structures métalliques récentes, principalement en acier, par collage de matériau composite.

Ces différents guides fournissent ainsi les premières lignes directives pour le dimensionnement, la mise en œuvre et l'évaluation du renforcement par composite collé de structures métalliques. Les caractéristiques des matériaux PRF sont rappelées et des critères de sélection du système de renforcement adéquat sont donnés. De même, une méthode d'analyse et un cadre de conception et de

mise en œuvre associée sont également proposés. Ainsi, dans le cas d'un renforcement à la flexion d'une poutre I métallique, ces guides proposent une analyse aux états limites, en considérant l'état de contrainte initial de la poutre au moment du renforcement et en supposant que le matériau PRFC est parfaitement collé au métal. Des coefficients partiels de sécurité sont alors proposés tenant compte des incertitudes liées au chargement, aux propriétés mécaniques des matériaux, ainsi que des effets de l'environnement et du comportement à long terme du renforcement. Par ailleurs, ces guides recommandent également une analyse du joint de colle (détermination de la distribution des contraintes normales et de cisaillement) avec notamment l'analyse du mode de rupture.

La mise en place des premiers guides de conception montre la place importante qu'occupent aujourd'hui les PRF dans le renforcement des ouvrages métalliques. Néanmoins, ces guides restent peu nombreux et les différentes pathologies, notamment le cas de la fatigue, ne sont pas encore assez développés d'un point de vue renforcement. Par ailleurs, ces guides restent également destinés au cas d'un renforcement de structures métalliques récentes, c'est-à-dire en acier et assemblées par soudage. Il est évident que dans le cas de poutres rivetées, l'application de larges plats PRFC, sur toute la longueur de la semelle inférieure tendue, est très difficile étant donné la présence de nombreux rivets. De plus, dans le cas des structures métalliques anciennes, les guides de conception et de dimensionnement actuels excluent le renforcement de structures en fer puddlé du fait des risques importants de délamination du matériau. Pourtant, certaines recherches ont pu montrer que ces craintes étaient infondées étant donné la résistance inter-laminaire du fer puddlé, au moins deux fois égale à la résistance du joint de colle. Aujourd'hui, il existe encore très peu de renforcement de structures de grandeurs réelles en fer puddlé par collage de PRF (aucune en France), même si une étude menée par Farmer et al., 2001, a montré que les bénéfices potentiels sont les mêmes que dans le cas de structures en acier.

4 Conclusions

Ce premier chapitre a permis de développer la littérature mettant en évidence l'efficacité d'un renforcement par composites collés dans le cas de structures métalliques endommagées en fatigue. Le phénomène de fatigue dans le cas des structures anciennes reste un problème majeur pouvant avoir des conséquences catastrophiques. La détection des fissures émanant des têtes de rivet se fait principalement par examen visuel ce qui conduit à une détection et à un renforcement tardifs de la structure. Par ailleurs, les éléments les plus sujets à la fissuration en fatigue restent des éléments de petites dimensions présentant une quantité importante de rivets ce qui, dans le cas d'un renforcement par composites collés, limite la taille des plats PRFC appliqués.

Dans la littérature, des essais sur éprouvettes de petites et de grandes dimensions ont pu être réalisés et différents procédés de renforcement ont été testés. Les résultats de ces différentes études montrent une efficacité importante d'un renforcement par plats MN prétendus et par plats UHM. Ces deux procédés de renforcement nécessitent encore à ce jour des investigations expérimentales supplémentaires notamment dans le cas des plats PRFC prétendus, pour lesquels la durabilité et le comportement à long terme du joint de colle posent encore de nombreuses questions. Quoiqu'il en soit, une bonne préparation de surface des éléments à assembler reste indispensable. Cela assure une bonne résistance et une bonne durabilité du joint de colle même s'il est évident que l'impact de l'environnement est un enjeu majeur à prendre en compte dans le cas des assemblages collés. Dans le cas des structures métalliques anciennes, la préparation de surface peut devenir problématique du fait de la présence d'épais couches de

peinture sur l'ouvrage (minium de plomb pour les structures les plus anciennes représentant un danger pour la santé et l'environnement). Le sablage avant collage d'un ouvrage ancien en fer puddlé ou en acier doux nécessite alors des précautions particulières. De même, une inspection soignée de l'ouvrage doit également être réalisée au préalable et les zones corrodées doivent être clairement identifiées.

Dans le cas d'un renforcement de structures métalliques anciennes, la présence des rivets représente également une contrainte importante à prendre en compte lors du choix du procédé de renforcement. La solution la plus efficace reste le collage de plats PRFC étroits entre les lignes de rivets. Ainsi, dans la suite de ce travail, il va alors s'agir de s'intéresser au renforcement par composites collés de plaques de petites dimensions représentatives des dimensions rencontrées sur ouvrages rivetées et tenant compte des contraintes géométriques déjà évoquées (présence de la tête de rivet, faible espacement entre les rivets, éléments cornières de petites dimensions, détection tardive et donc renforcement tardif de la fissure). L'objectif principal est de fournir des résultats fiables en vue d'une application aux structures métalliques rivetées réelles. Le chapitre suivant s'intéresse dans un premier temps à la caractérisation des matériaux utilisés et de l'assemblage collé lui-même. Les différents essais réalisés ainsi que les résultats associés y seront présentés.

Chapitre 2 : Matériaux et techniques

Ce chapitre apporte les données nécessaires en termes de connaissance des différents matériaux de l'étude et des travaux effectués lors de ce travail de thèse. Il se découpe en trois parties. La première est dédiée à la définition des caractéristiques et des propriétés mécaniques des matériaux étudiés: matériaux métalliques, plats composites PRFC et adhésifs associés. Ces données sont indispensables pour la bonne compréhension du comportement des assemblages métal/PRFC mais ne suffisent pas à caractériser le comportement de l'assemblage collé final. Pour cela, des essais de caractérisation sur assemblage collé métal/PRFC doivent être réalisés et font l'objet de la deuxième partie. Une description des essais de cisaillement menés sur joint à simple recouvrement ainsi que les résultats obtenus y sont présentés. Enfin, la dernière partie concerne la réalisation d'essais de fissuration d'éprouvettes métalliques renforcées par composite collé. La mise en place du protocole d'essais y est décrite ainsi que les différentes méthodes utilisées pour le suivi de fissuration.

1 Matériaux

1.1 Matériaux métalliques

Deux matériaux métalliques font l'objet de cette étude, l'acier S235 (acier doux) et le fer puddlé. Ces deux matériaux ont été très largement utilisés en construction métallique à la fin du 19^e – début du 20^e siècle et sont encore présents aujourd'hui sur certains ouvrages en service.

L'acier S235 a été choisi pour cette étude du fait de ces propriétés mécaniques proches de celles des aciers doux de construction de l'époque (Bassetti, 2001; Sustainable Bridges, 2007; Maraveas et al., 2013). Le fer puddlé provient quant à lui d'éléments d'un ancien ouvrage fourni par la SNCF : le Pont de l'Adour déconstruit en 2013 (cf. Figure 18 et Figure 19). Le paragraphe suivant donne les résultats de caractérisation des matériaux métalliques de l'étude.



Figure 18: Pont de l'Adour, pont-rail SNCF

(Photo : <https://structurae.info/photos/39387-pont-de-ferbayonne-pyrenees-atlantiques-64-aquitaine-france>)



Figure 19: Poutrelles du pont de l'Adour fournies par la SNCF, décapées avant prélèvement de plaque pour essais

Des essais de traction uniaxiale à température ambiante ont été réalisés pour les deux matériaux métalliques de l'étude. Des éprouvettes haltères ont été usinées et instrumentées par deux jauges de déformations (sens longitudinal J1 et transversal J2). Les essais sont réalisés sur une machine INSTRON de capacité 250kN, à vitesse de déplacement constante de 1mm/min jusqu'à rupture complète de l'éprouvette. Les jauges de déformations utilisées proviennent de chez HBM. Leurs caractéristiques sont fournies en Annexe 1.A).

Dans le cas du fer puddlé, du fait du comportement anisotrope du matériau, deux sens de prélèvement des éprouvettes haltères ont été choisis : le sens du laminage et le sens perpendiculaire au laminage. Pour chaque matériau et chaque sens de prélèvement, trois éprouvettes sont réalisées. Les dimensions de ces éprouvettes (NF EN ISO 6892-1) ainsi que les courbes de traction obtenues sont présentées sur les figures 20 et 21.

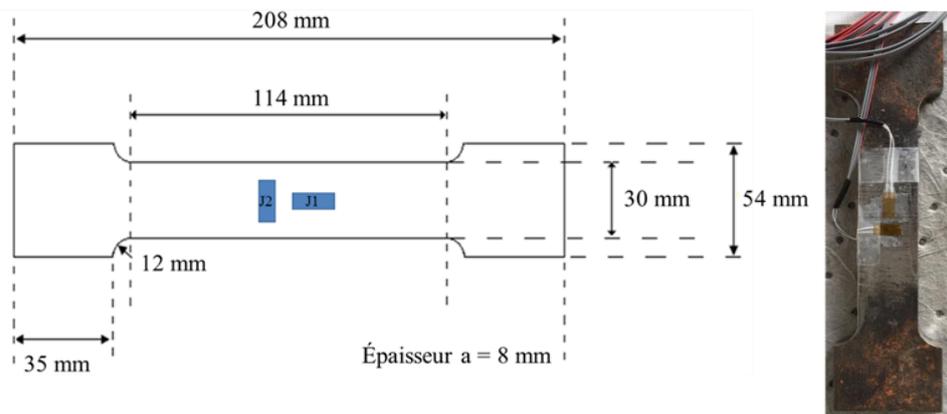


Figure 20: Eprouvettes haltères de traction uniaxiale (NF EN ISO 6892-1)

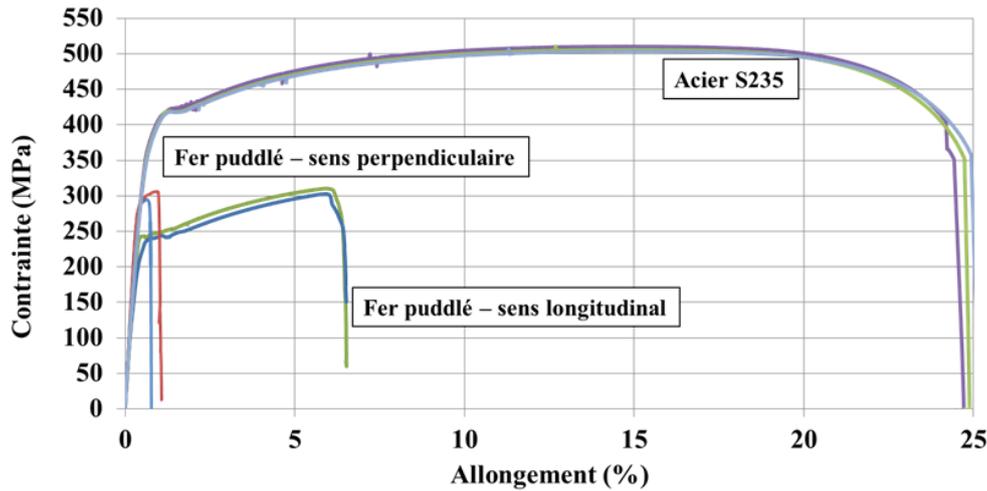


Figure 21: Courbe de traction, acier S235 et Fer puddlé

L'acier S235 présente un comportement beaucoup plus ductile et des propriétés mécaniques (limite d'élasticité et résistance ultime) plus élevées que le fer puddlé quel que soit le sens de prélèvement du matériau. Dans le cas d'un prélèvement transverse au laminage, le matériau fer puddlé montre une perte non négligeable de ductilité, les autres propriétés restant sensiblement identiques au cas du prélèvement dans le sens du laminage. Les propriétés mécaniques moyennes obtenues pour les différents matériaux sont résumées dans le tableau 3. L'écart-type pour chaque mesure est indiqué entre parenthèses.

Eprouvettes	Module d'Young (MPa)	Coefficient de Poisson	Limite élastique (MPa)	Résistance ultime (MPa)	Allongement ultime (%)
S235_1/2/3	199 135 (1478,4)	0,28 (0,008)	243,5 (2,4)	506,6 (3,4)	24,75 (0,25)
Fer_L_1/2/3 (sens du laminage)	187 450 (396)	0,23 (0,011)	186,4 (4,37)	306,7 (5,37)	6,52 (0,004)
Fer_T_1/2/3 (perpendiculaire au laminage)	189 417 (1184,7)	0,22 (0,02)	213,9 (14,88)	298,7 (6,51)	1,32 (0,7)

Tableau 3 : Caractérisation mécanique des matériaux métalliques de l'étude - résultats d'essais de traction sur éprouvettes haltères

Les résultats obtenus pour l'acier S235 sont conformes aux caractéristiques mécaniques minimales attendues pour cette nuance d'acier (NF EN 10025-2). Les études de la littérature s'étant intéressées au fer puddlé montrent des intervalles très larges concernant les caractéristiques mécaniques du matériau, attestant de sa grande hétérogénéité (Bowman et Piskorowski, 2004; Larsson, 2009; Poineau et al., 2010; Kelton et al., 2011; Collette, 2014; STRRES, 2014). Selon ces différentes études, les intervalles suivants peuvent être retenus (sens du laminage) : 170 – 300 MPa pour la limite élastique, 260 – 400 MPa pour la résistance ultime et 5 – 25% pour l'allongement ultime. Le matériau d'étude présente donc des caractéristiques mécaniques se trouvant plutôt dans la fourchette basse de chaque intervalle. L'observation au microscope optique du matériau fer puddlé peut permettre d'expliquer les faibles

propriétés mécaniques obtenues. La figure 22 représente ainsi une photographie faite au microscope optique pour différents grossissements.

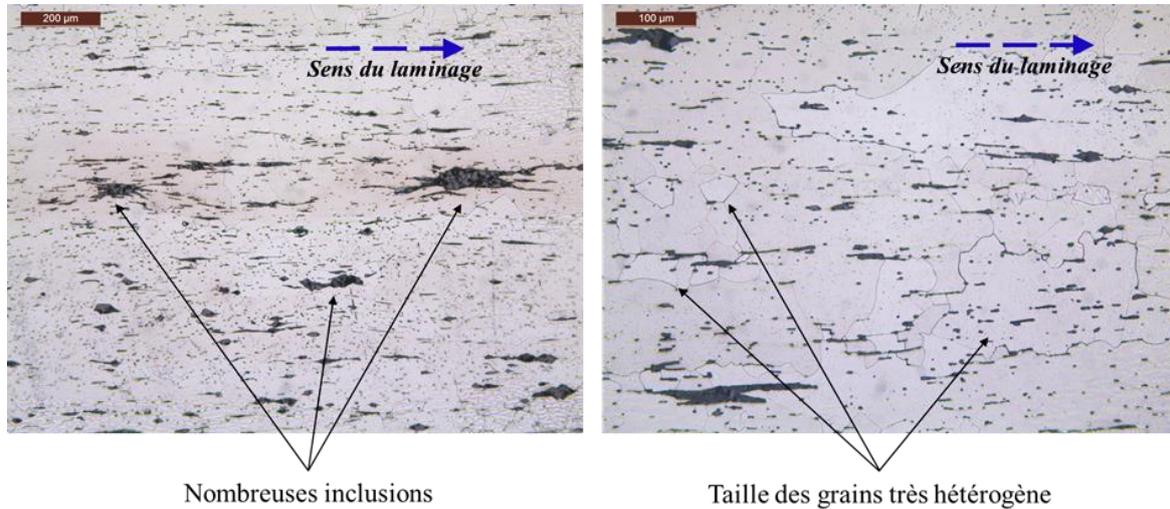


Figure 22: Observations du fer puddlé étudié au microscope optique: mise en évidence de la présence de nombreuses inclusions et de tailles de grains très hétérogènes

Le matériau présente une densité variable d'inclusions toutes parallèles au sens du laminage. Ces inclusions, constituées d'oxydes de fer et d'impuretés telles que le silicium et le phosphore, entraînent des discontinuités dans la matrice ferritique, conférant au matériau un aspect lamellaire (structure en feuillet). On remarque également une taille des grains très hétérogène avec la présence de gros grains représentant un facteur de fragilité.

1.2 Plats PRFC

Deux types de plats pultrudés PRFC unidirectionnels (polymère renforcé de fibres de carbone) sont utilisés dans cette étude. Pour rappel, ce type de plat est obtenu grâce au procédé de pultrusion qui consiste à imprégner de résine les renforts (tissus ou fibres conditionnés en bobine) par passage dans un bain chauffé contrôlant la teneur en résine. Ce procédé permet ainsi l'obtention de plats de section constante possédant de hautes propriétés dans le sens des fibres (on parle de plats unidirectionnels).

Le choix de plats pultrudés dans le cadre de cette étude repose sur les propriétés mécaniques de ces matériaux, et plus particulièrement sur le module d'Young pouvant aller de 150 à 460 GPa. En effet, le renforcement de structures métalliques a pour objectif de transférer la charge du métal au matériau PRFC collé, avant et/ou après plastification de la partie métallique renforcée. Pour cette raison, il est intéressant d'utiliser des plats PRFC présentant des modules élastiques supérieurs ou équivalents à celui du matériau métallique à renforcer. Néanmoins, le principal inconvénient des plats PRFC repose sur leur application qui ne peut se faire que sur une surface plane sans défauts géométriques majeurs, contrairement à l'utilisation de tissus imprégnés pouvant être plus facilement appliqués sur des surfaces courbes.

Comme déjà évoqué au chapitre précédent, les plats PRFC présentent un comportement purement élastique avec un allongement à rupture très faible par rapport aux matériaux métalliques. Les différents paramètres définissant les propriétés des matériaux PRFC (module d'Young, résistance ultime et allongement ultime) vont dépendre du type de plat utilisé (dépendant principalement des propriétés des

fibres de carbone constituant le plat). Ainsi, dans notre étude, deux types de plats sont utilisés: un plat MN présentant un module élastique de 165 GPa (gamme Freyssinet, données fournisseur) et un plat UHM présentant un module élastique de 460 GPa (gamme Fyfe, données fournisseur). La figure 23 donne une représentation schématique du comportement mécanique des deux types de plats PRFC étudiés en comparaison avec l'acier doux.

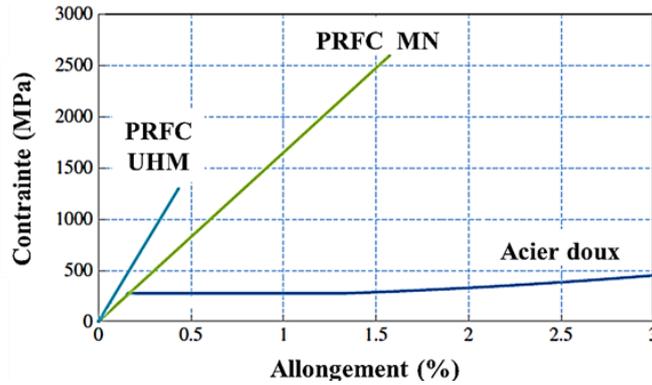


Figure 23: Courbes de comportement typiques des matériaux PRFC de l'étude et de l'acier doux (Teng et al., 2012)

D'une manière générale, les plats MN présentent une résistance en traction et un allongement supérieurs à ceux des plats de module supérieur (HM et UHM). Ces propriétés sont bien évidemment dépendantes de la résistance et de la rigidité des différents composants (fibres + matrice), et de la densité de fibres du produit final.

Lors des différents essais menés dans la suite de cette étude, une évaluation du module d'Young des plats MN et UHM utilisés, a pu être réalisée. Les valeurs obtenues sont cohérentes avec les données fournisseurs. Le tableau 4 résume alors les caractéristiques géométriques et mécaniques des plats MN et UHM utilisés.

	Module d'Young (MPa)	Largeur du plat (mm)	Epaisseur du plat (mm)
Plat MN	165 000	50	1,2
Plat UHM	460 000	52	2,3

Tableau 4 : Caractéristiques des plats PRFC MN et UHM utilisés

1.3 Adhésifs associés

Chaque procédé de renforcement est constitué d'un plat PRFC et d'un adhésif propre au plat composite étudié. Ainsi, deux types d'adhésifs sont utilisés dans cette étude. Il s'agit dans les deux cas d'adhésifs époxy bi-composants polymérisant à température ambiante : Foreva Epx SC980 (gamme Freyssinet) appelé adhésif A et Tyfo TC (gamme Fyfe) appelé adhésif C. La caractérisation de ces deux types d'adhésif a fait l'objet de deux types d'essais réalisés au laboratoire d'Autun (CEREMA, Direction Territoriale Centre-Est): un essai de traction uniaxiale sur haltère de colle et un essai DSC (Differential Scanning Calorimetry) de détermination de la température de transition vitreuse.

Les éprouvettes sont réalisées à l'aide d'un moule spécifique (remplissage manuel des moules) et dans les conditions environnementales de laboratoire (20°C, 60% HR). Deux séries d'éprouvettes ont ainsi été réalisées, l'une à partir de l'adhésif Foreva Epx SC980 (associé au procédé Freyssinet, on parlera dans la suite de procédé de renforcement MN), l'autre à partir de l'adhésif Tyfo TC (associé au procédé Fyfe, appelé procédé de renforcement UHM). Chaque série est constituée de 5 éprouvettes.

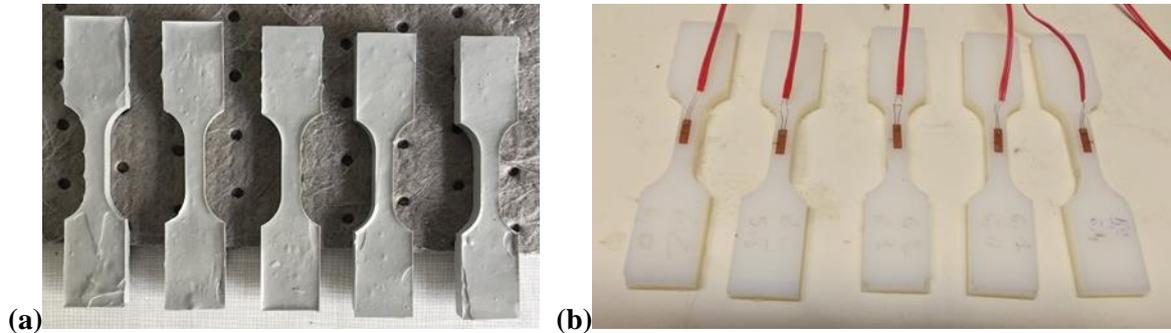


Figure 24: Eprouvette haltère de colle: (a) Foreva Epx SC980; (b) Tyfo TC

Les essais de traction sur haltères d'adhésif ont été réalisés à l'aide d'une presse ZWICK à vitesse de déplacement imposée de 1mm/min. Les déformations de l'éprouvette au cours de l'essai sont enregistrées à l'aide d'une jauge de déformations collée au centre de la partie utile de l'éprouvette (cf. figure 24(b)).

Les caractéristiques principales moyennes (module d'élasticité et contrainte maximale) sont résumées dans le tableau 5. L'écart-type pour chaque mesure est indiqué entre parenthèses.

Adhésif	Fournisseur	Module d'Young (MPa)	Résistance Ultime (MPa)	Allongement ultime (%)
A	Foreva Epx SC980 -Freyssinet	3653,6 (290,68)	21,45 (2,92)	0,46 (0,063)
C	Tyfo TC - Fyfe	2412,2 (56,08)	29,5 (0,75)	3,4 (0,98)

Tableau 5 : Caractéristiques mécaniques des adhésifs (essais de traction, DL Autun)

L'analyse des courbes de traction révèle un comportement élasto-plastique dans le cas de l'adhésif Tyfo TC et un comportement plutôt élastique fragile dans le cas de l'adhésif Foreva Epx SC980, à 20°C (cf. figure 25).

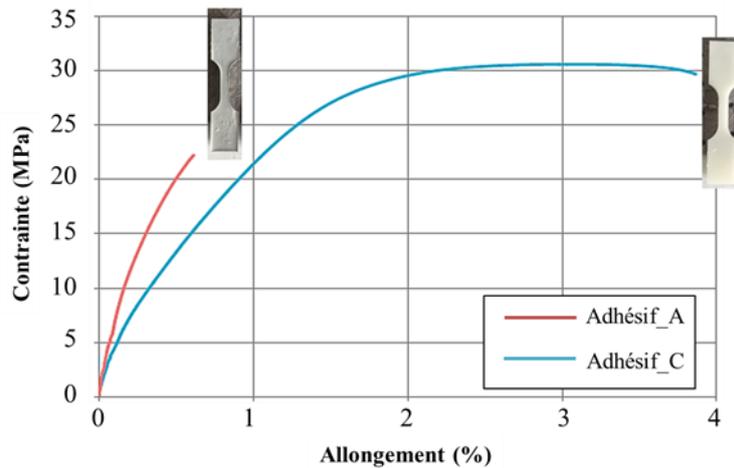


Figure 25: Courbes de caractérisation du comportement des adhésifs A et C de l'étude

L'adhésif Tyfo TC présente également un module élastique plus faible que l'adhésif Foreva Epx SC980. Cette différence de modules entre les deux adhésifs aura des conséquences sur les propriétés mécaniques de l'assemblage collé. En effet, une colle plus souple aura tendance à transférer les efforts sur une longueur plus importante, augmentant ainsi la longueur effective de collage et diminuant les niveaux de concentration de contrainte en bord de joint collé. Cette diminution des contraintes au niveau du bord chargé permettra un niveau de chargement à rupture plus important et augmentera alors la résistance ultime de l'assemblage collé. De plus, la plasticité de l'adhésif augmente considérablement la résistance à la rupture de l'assemblage collé. En effet, le comportement élasto-plastique de la colle devrait permettre une rupture de l'assemblage collé plus ductile que dans le cas d'un adhésif présentant une rupture finale fragile, en tenant compte du fait que la rupture ait bien lieu dans la couche d'adhésif (Chataigner et al., 2010).

L'analyse du faciès de rupture des éprouvettes haltères révèle une faible population de pores pour les deux types d'adhésif, ce qui témoigne d'une bonne réalisation des éprouvettes (cf. figure 26).

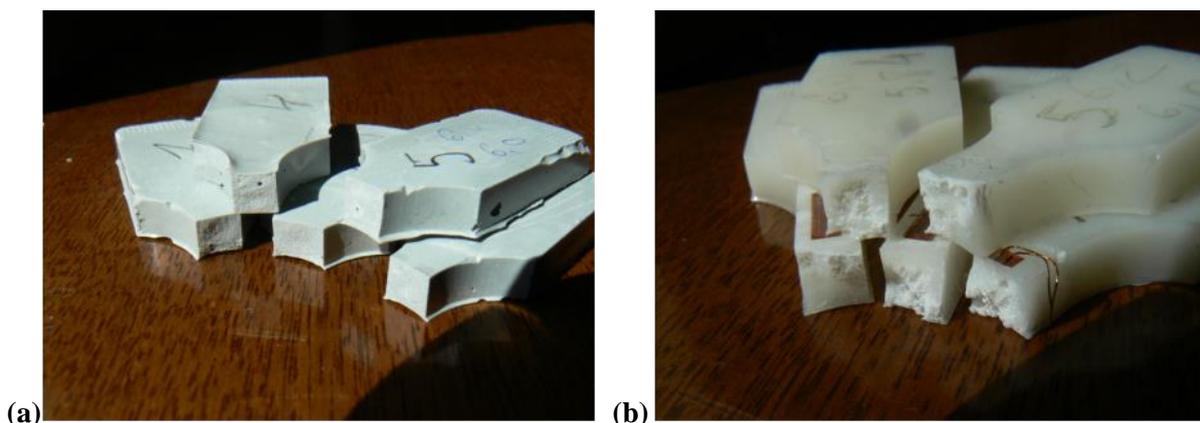


Figure 26: Analyse des faciès de rupture des éprouvettes haltères de colle: (a) adhésif A; (b) adhésif C

La détermination de la température de transition vitreuse de l'adhésif se fait via l'essai DSC (Norme NF-EN 12614) qui consiste à mesurer le flux de chaleur nécessaire pour maintenir le matériau à la même température qu'un échantillon référence, les deux échantillons étant soumis simultanément à une

augmentation de la température. On observe alors un saut de chaleur spécifique, associé à la température de transition vitreuse (le point d'inflexion de la courbe caractérise la T_g). La température de transition vitreuse marque ainsi le passage de l'état vitreux à l'état caoutchouteux de l'adhésif. Passée cette température, les propriétés mécaniques de l'adhésif sont fortement modifiées (pertes de performances adhésives et mécaniques).

Trois échantillons ont été réalisés puis testés (2 passages). La réalisation de deux passages permet de déterminer la T_g de la résine à l'état de mise en œuvre (1^{er} passage) et lorsque celle-ci a atteint 100% de réticulation (2^e passage, $T_{g,max}$ correspondant à la résine). Les résultats de ces essais sont présentés dans le tableau 6 pour les deux adhésifs. Les courbes DSC obtenues sont quant à elles jointes en Annexe 1.B).

	Tg (°C)	Essai 1	Essai 2	Essai 3	Moyenne	Ecart-type
Foreva Epx SC980	1 ^{er} passage	53,78	52,54	49,15	51,82	1,96
	2 ^{eme} passage	54,68	52,76	52,11	53,18	1,09
Tyfo TC	1 ^{er} passage	48,64	50,40	49,38	49,47	0,72
	2 ^{eme} passage	56,33*	52,87	51,32	52,10	0,77

**mesure écartée de la moyenne du fait de sa trop grande dispersion*

Tableau 6 : Mesure de la Tg des différents adhésifs (essais DSC, DL Autun)

La connaissance des valeurs de température de transition vitreuse des adhésifs est importante dans le cadre de leur utilisation sur ouvrage. Un ouvrage métallique voit sa température évoluer en fonction des conditions environnementales auxquelles il est soumis. En été, lors de fortes montées en température et pour des zones d'ouvrage soumises à un ensoleillement important, les températures peuvent atteindre des niveaux élevés pouvant dépasser la T_g de l'adhésif constitutif de l'assemblage collé. Dans ce cas très préjudiciable, l'assemblage collé peut alors perdre jusqu'à 100% de ses capacités mécaniques et ce de manière irréversible (cf. Chapitre 1). Dans le cadre de cette étude, les adhésifs utilisés présentent des températures de transition vitreuse plutôt faibles. Leur utilisation sur ouvrages métalliques devra donc se faire dans des zones très faiblement ensoleillées et ne subissant pas d'élévation de température trop importante. Une autre solution dans le cas du renforcement de structures métalliques serait l'utilisation d'un adhésif présentant une température de transition vitreuse élevée capable de supporter des variations de température importantes.

2 Caractérisation de l'assemblage collé

La connaissance des propriétés des matériaux assemblés et de l'adhésif est importante mais ne suffit pas à caractériser le comportement de l'assemblage collé final. Pour cela, des essais mécaniques sur assemblages collés doivent être réalisés. Alors que de nombreuses recherches ont été menées dans le cas d'assemblages collés béton/PRF (Chen et Teng, 2001; Yuan et al., 2004), les études concernant le comportement des assemblages métal/PRF sont plus limitées (Xia et Teng, 2005; Zhao et Zhang, 2007; Teng et al., 2009). La principale différence entre ces deux types de joints collés repose sur l'élément faible de l'assemblage. Dans le cas des assemblages béton/PRF, l'élément faible est le béton (Chataigner et al., 2011). Tandis que dans le cas des assemblages métal/PRF, l'élément faible attendu est la couche

d'adhésif, nécessitant un choix d'adhésif et une préparation de surface des adhérents adéquats (cf. Chapitre 1).

Pour rappel, dans le cas d'un renforcement par composite collé de structure métallique (renforcement en flexion ou à la fatigue), les contraintes de traction qui affectent l'élément métallique vont être transmises au renfort composite collé via la couche d'adhésif sollicitée majoritairement en cisaillement. Afin d'étudier ce mode de sollicitation de la couche d'adhésif, deux configurations d'essais sont couramment utilisées : les essais sur joint à simple et double recouvrement, représentés en figure 11 (Chapitre 1). Ces essais d'abord mis en œuvre dans le cas d'assemblages béton/composite (Guide AFGC, 2011) ont par la suite été utilisés dans le cas d'assemblages métal/composite. Du fait de sa facilité de mise en œuvre et de l'existence de la machine d'essai LCPC, l'essai de cisaillement à simple recouvrement a été utilisé dans le cadre de cette étude. Par ailleurs, des études de la littérature recommandent cette configuration d'essai à simple recouvrement pour la caractérisation du joint de colle (Yao et al., 2005 ; Teng et al., 2009). La présentation des essais à simple recouvrement menés et les résultats obtenus font l'objet de cette partie.

2.1 Principe de l'essai de cisaillement sur joint à simple recouvrement

L'essai de cisaillement sur joint à simple recouvrement a été réalisé au Laboratoire d'Autun. La machine d'essai utilisée repose sur le protocole d'essai LPC n°72 dont une description détaillée est donnée dans les références suivantes : Sudret, 2005 et Chataigner et al., 2009. Le principe de l'essai ainsi qu'une photo du dispositif sont représentés sur la figure 27. L'interface collée est sollicitée en cisaillement grâce à l'effort de traction appliqué au plat composite. Pour cela des mors coniques ainsi qu'un vérin hydraulique d'une capacité maximale de 100kN sont utilisés. L'alignement de l'effort appliqué au plat composite est vérifié de sorte à limiter les contraintes de pelage (contrainte d'arrachement) au niveau du bord chargé. La force appliquée au plat composite ainsi que le déplacement des mors par rapport au corps de la machine sont enregistrés au cours de l'essai.

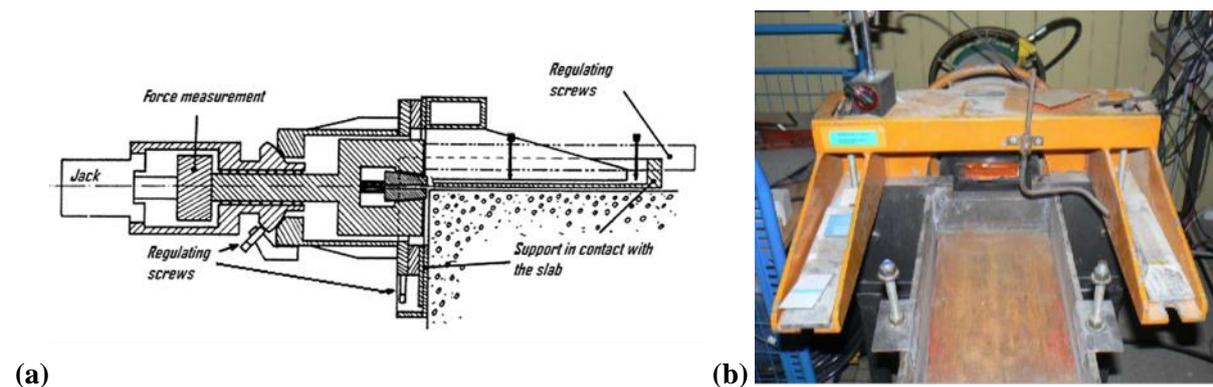


Figure 27 : (a) principe de l'essai de cisaillement à simple recouvrement ; (b) machine d'essai associée (Chataigner et al., 2011)

2.2 Géométrie des éprouvettes et réalisation

La géométrie ainsi qu'une photo des assemblages collés réalisés sont données sur la figure 28.

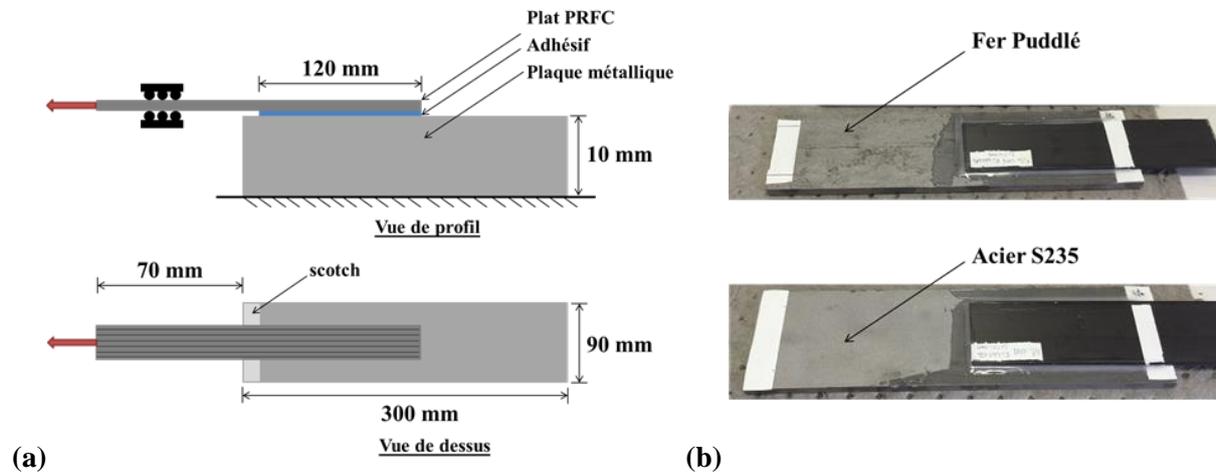


Figure 28: Réalisation des assemblages collés simple recouvrement: (a) géométrie; (b) photo des assemblages

Une longueur de collage de 120 mm est utilisée pour l'ensemble des essais. Les dimensions des plaques métalliques sont identiques pour l'acier et le fer puddlé, tandis que les épaisseurs et largeurs des plats composites sont propres à chaque procédé. Afin de limiter les effets de bord indésirables (Nguyen et al., 2006 ; Chataigner, 2008), les plats sont collés à 10 mm du bord de la plaque métallique pour chaque éprouvette (ruban adhésif en bord de plaque métallique, cf. figure 28(a)).

La méthode d'application du plat PRFC suit les recommandations des fiches techniques propres à chaque procédé et les essais sont effectués après polymérisation de l'adhésif (temps de polymérisation, indiqué par le fournisseur, de 48h à température ambiante). Dans le cas des plats PRFC MN un ponçage suivi d'un nettoyage soigneux à l'acétone de la surface des plats est réalisé avant double encollage. Pour les plats PRFC UHM, le peel-ply est retiré puis, comme pour les plats PRFC MN, un nettoyage soigneux à l'acétone est réalisé avant double encollage. Concernant les plaques métalliques la préparation est identique quel que soit le matériau métallique considéré, à savoir un sablage de la surface (degré de soin SA2.5, cf. NF EN ISO 8503) suivi d'un dégraissage soigneux à l'acétone. Une étude menée par Chataigner et al., 2012a, considérant trois degrés de sablage des plaques métalliques avant collage (7 μm , 10 μm et 13 μm mesurées à l'aide d'un rugosimètre et correspondant à 3 classes de préparation de surface couvertes par la norme NF EN ISO 8503), a montré que l'élément faible de l'assemblage reste dans tous les cas la couche d'adhésif. De plus, aucune influence n'a été constatée sur la résistance ultime obtenue pour ces trois éprouvettes.

Les caractéristiques des différentes éprouvettes sont résumées dans le tableau 7. Les différentes configurations d'essais sont désignées de la manière suivante : « S235/Fer » pour le matériau métallique, « MN/UHM » pour le type de plat composite, « A/C » pour l'adhésif, enfin « 1-2-3 » désigne le numéro de l'éprouvette.

Eprouvettes	Plaque métallique	Plat PRFC	Adhésif
S235_MN_A_1/2/3	S235	E = 165 GPa, e=1,2 mm, w=50 mm	A
S235_UHM_C_1/2/3	S235	E = 460 GPa, e=2,3 mm, w=52 mm	C
Fer_MN_A_1/2/3	Fer puddlé	E = 165 GPa, e=1,2 mm, w=50 mm	A
Fer_UHM_C_1/2/3	Fer puddlé	E = 460 GPa, e=2,3 mm, w=52 mm	C

Tableau 7: Caractéristiques des différentes éprouvettes testées

2.3 Description des essais

Trois éprouvettes par procédé et pour chaque matériau métallique sont réalisées. Parmi ces trois éprouvettes, deux d'entre elles subissent une traction monotone du plat composite collé jusqu'à rupture complète de l'assemblage (éprouvettes 1 et 3). La force appliquée au plat composite collé et le déplacement au niveau de l'extrémité du renfort sont mesurés au cours de l'essai (capteur LVDT placé entre les mors et la plaque métallique).

La dernière éprouvette de chaque série subit différents niveaux de cycles de charge/décharge avant d'être menée à rupture. Pour ces dernières éprouvettes, une instrumentation par jauges de déformations, collées en surface du plat composite le long du joint collé, est mise en place. L'utilisation de jauges de déformations collées sur la face supérieure du plat composite permet d'obtenir la répartition des déformations le long du joint de colle. Les jauges situées près du bord chargé permettent plus particulièrement l'observation du phénomène de concentration de contraintes, dans cette zone, mis en évidence la première fois par Volkersen, 1938. Le schéma de positionnement des jauges ainsi qu'une photo d'éprouvette instrumentée sont illustrés sur la figure 29.

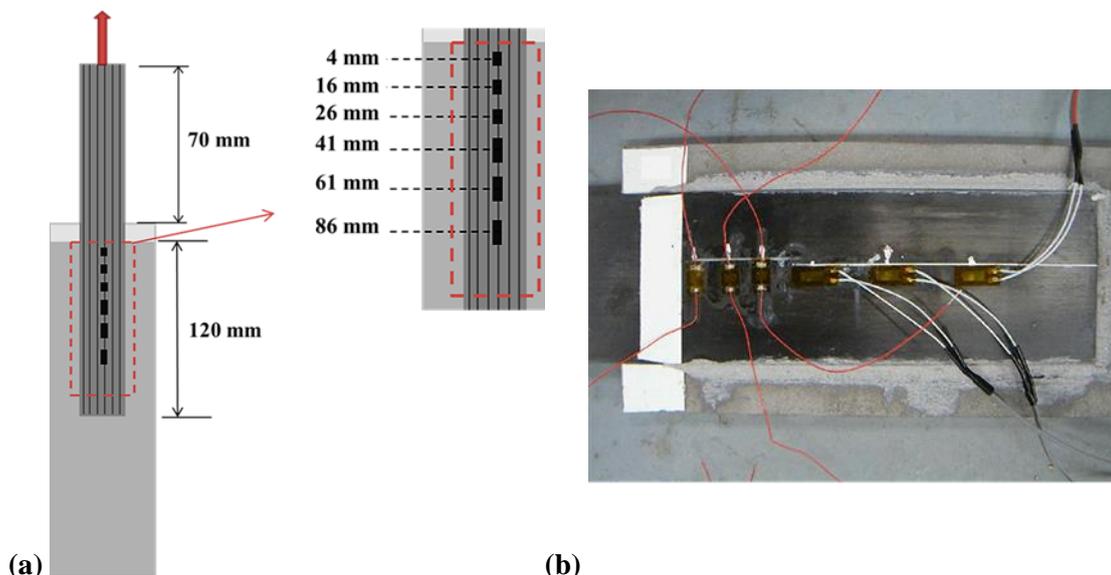


Figure 29 : (a) Schéma de positionnement des jauges de déformations collées sur la face supérieure du plat composite le long du joint de colle; (b) Photo d'éprouvette instrumentée

Les cycles de charge/décharge retenus pour chaque série dépendent des résultats à rupture obtenus lors des premiers essais de traction monotone. Pour le procédé MN, les cycles sont alors les suivants : 10kN,

20kN, 30kN, 45kN, rupture. Pour le procédé UHM, les cycles correspondent à : 10kN, 30kN, 50kN, 70kN, 80kN rupture. Entre chaque cycle de charge/décharge un temps de pause de 5 minutes est respecté afin de pouvoir observer les phénomènes visqueux.

2.4 Exploitations des résultats d'essais

- capacité ultime et mode de rupture

(A) : Essais monotones à rupture

Le tableau 8 résume les résultats d'essais obtenus pour l'ensemble des éprouvettes testées en traction monotone en termes de capacité ultime et de mode de rupture.

Eprouvettes	N°	Charge à rupture (kN)	Capacité ultime (MPa)	Mode de rupture
S235_MN_A	1	41,89	698,17	Cohésif dans la couche d'adhésif
	3	44,41	740,17	
S235_UHM_C	1	94,31	788,55	Délamination du plat PRFC
	3	99,95	835,7	
Fer_MN_A	1	35,77	596,17	Cohésif dans la couche d'adhésif
	3	39,89	664,83	
Fer_UHM_C	1	> 100	> 836,12	Délamination du plat PRFC
	3	91,77	767,31	

Tableau 8: Résultats d'essais en traction monotone à rupture sur joint à simple recouvrement

La lecture du tableau 8 montre une faible variation des résultats d'essais en fonction du matériau métallique utilisé et ce pour chaque procédé de renforcement testé. Le choix du matériau métallique ne semble pas avoir une influence significative sur la capacité ultime du joint collé. Les essais menés sur le procédé MN montrent une charge à rupture moyenne de 40,5kN avec une dispersion de 8% portant sur l'ensemble des essais acier S235 et fer puddlé. Dans le cas du procédé UHM, celle-ci s'élève à 95,3kN avec une dispersion de 9% (toujours en considérant les résultats sur acier et sur fer puddlé). Dans le cas du procédé UHM, un des essais sur fer puddlé a atteint la limite en capacité de l'appareil et n'a pu être mené à rupture, il n'a alors pas été pris en compte dans le calcul de la moyenne.

Dans un deuxième temps, l'observation des modes de rupture met en évidence des différences entre procédés de renforcement mais pas entre matériaux métalliques supports. Ainsi, quel que soit le matériau métallique utilisé, on constate une rupture cohésive dans la couche d'adhésif pour le procédé MN et une rupture par délamination dans le plat composite pour le procédé UHM (certaines fibres restent collées sur la plaque métallique). Ces deux modes de rupture sont représentés en figure 30. Pour toutes les éprouvettes il est intéressant de noter que la préparation de surface est suffisante puisqu'aucune rupture adhésive à l'interface d'un des adhérents n'a été constatée (les efforts d'adhésion sont suffisants). Dans le cas du procédé MN, l'adhésif est l'élément faible de l'assemblage tandis que dans le cas du procédé UHM il s'agit plutôt de la matrice entourant les fibres de carbone.

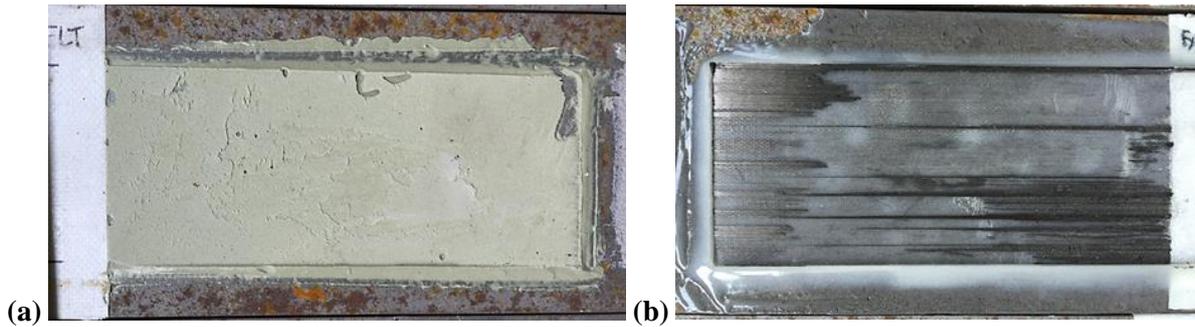


Figure 30: Mode de rupture observé: (a) assemblage métal/PRFC MN; (b) assemblage métal/PRFC UHM

(B) : Essais avec cycles de charge/décharge

Le tableau 9 résume les résultats obtenus dans le cas des éprouvettes soumises à des cycles de charge/décharge avant rupture.

Eprouvettes	Charge à rupture (kN)	Capacité ultime (MPa)	Mode de rupture
S235_MN_A-2	50,35	839,17	Cohésif dans la couche d'adhésif
S235_UHM_C-2	88,15	737,04	Rupture du plat PRFC près des mors
Fer_MN_A-2	49	816,67	Cohésif dans la couche d'adhésif
Fer_UHM_C-2	82,81	692,39	Rupture du plat PRFC près des mors

Tableau 9: Résultats d'essais à rupture avec cycles de charge/décharge sur joint à simple recouvrement

L'application de cycles de charge/décharge aux éprouvettes utilisant les deux procédés de renforcement montre une influence sur la capacité ultime du joint collé ainsi que sur le comportement. Une fois encore, le choix du matériau métallique support montre une influence peu significative sur les résultats obtenus.

Dans le cas du procédé MN, on constate une augmentation de la capacité ultime obtenue de +23% par rapport à la moyenne des essais menés en traction monotone. Tandis que dans le cas du procédé UHM, une diminution de 10% est enregistrée. Par ailleurs, le mode de rupture dans le cas du procédé UHM est également différent des essais monotones (cf. figure 31). En effet, la rupture a lieu dans le plat composite, près des mors, indiquant vraisemblablement une rupture par fatigue du plat composite due au poinçonnement du plat à cet endroit. Dans le cas du procédé MN, en revanche, le mode de rupture reste inchangé.



Figure 31: Rupture près des mors pour l'essai sur assemblage métal/PRFC UHM soumis à des cycles de charge/décharge

Pour ces deux types d'essais (traction monotone et application de cycles de charge/décharge), il est également intéressant de comparer les courbes effort/déplacement afin d'observer la différence de comportement pour les deux procédés de renforcement testés, ainsi que l'impact de cycles de charge/décharge. Les figures 32(a) et 32(b) représentent respectivement les courbes effort/déplacement obtenues pour les procédés MN et UHM.

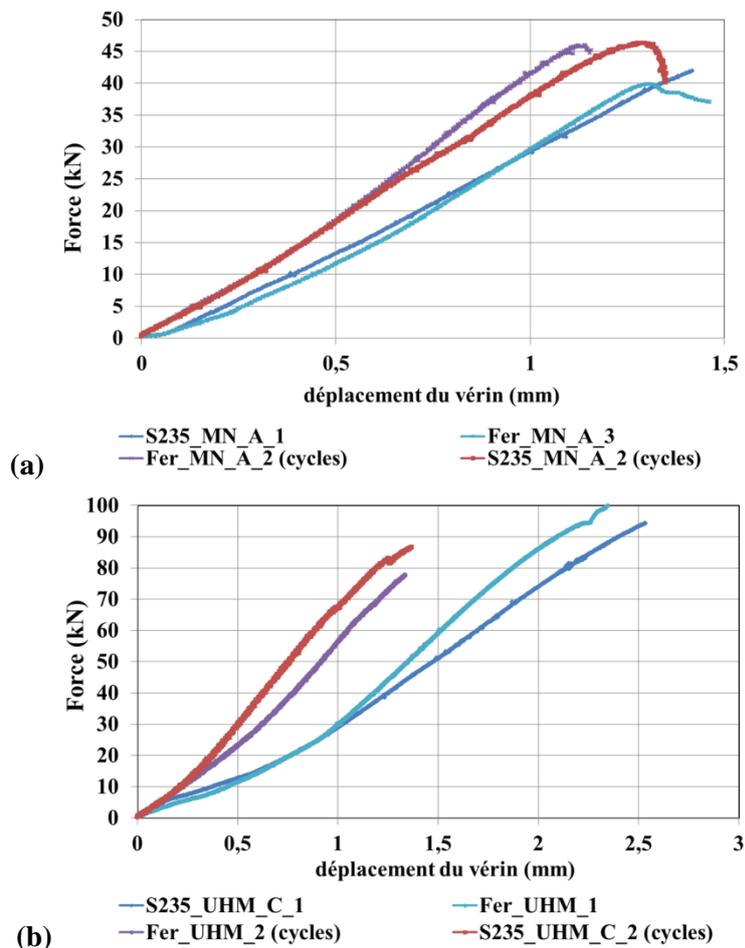


Figure 32: Impact des cycles de charge/décharge sur les courbes effort/déplacement: (a) procédé MN; (b) procédé UHM

Les courbes effort/déplacement sont tracées pour chaque matériau métallique et pour chaque procédé de renforcement testé. Une fois encore, le comportement de l'assemblage semble indépendant du choix du matériau métallique.

L'adhésif utilisé dans le cas du procédé MN ayant un comportement élastique, ce même type de comportement a été observé pour l'assemblage collé pour la longueur de collage considérée (cf. figure 32(a)). De même, l'adhésif utilisé dans le cas du procédé UHM présentant un comportement élasto-plastique, un comportement non linéaire de l'assemblage collé a pu être observé (cf. figure 32(b)).

La raideur des assemblages montre une différence notable entre les essais menés en traction monotone et les essais avec cycles de charge/décharge. Ainsi, quel que soit le procédé utilisé, la réalisation de cycles de charge/décharge a pour effet une augmentation de la raideur de l'assemblage collé. Cette augmentation est d'ailleurs plus significative dans le cas du procédé UHM.

Enfin, il est également intéressant de noter les raideurs similaires pour les deux procédés testés en traction monotone. Comme abordé dans Chataigner, 2008, la raideur de l'assemblage collé est alors peu affectée par la raideur de l'adhésif.

- Longueur effective de collage et profil de déformations le long du joint

Lorsque la longueur collée est suffisamment grande par rapport à la longueur effective de collage, le phénomène de longueur effective de collage peut être visualisé directement en utilisant les courbes effort/déplacement. Dans ce cas, un plateau en effort est observable correspondant à l'endommagement du joint collé (Chataigner et al., 2012b). Les essais précédents n'ont pas permis l'observation de ce plateau car la longueur de collage choisie ($L=120$ mm) était très proche voire inférieure à la longueur effective de collage (cf. paragraphe suivant). Par ailleurs, dans le cas du procédé UHM, le mode de rupture par délamination s'effectue de manière brutale contrairement à la rupture cohésive dans le joint de colle pour laquelle la propagation de la fissure peut être observée (correspondant au plateau en effort). Néanmoins, la détermination de la longueur effective de collage peut également être effectuée via l'exploitation des données des jauges de déformations collées sur le plat composite. En effet, le profil de déformations, obtenu pour l'effort maximal à rupture de l'assemblage, donne la longueur sur laquelle la majeure partie des déformations et donc des contraintes a lieu le long du joint collé, ce qui correspond à la longueur effective de collage. Cette dernière méthode est utilisée pour l'exploitation de nos résultats.

(A) : Procédé de renforcement MN

L'instrumentation par jauges de déformations n'a été effectuée que dans le cas des éprouvettes soumises à des cycles de charge/décharge. L'observation des données en termes de courbes $J_i=f(F)$ (J_i représentant la déformation enregistrée par la jauge i et F l'effort appliqué) n'a pas montré d'endommagement prématuré ni de plastification du joint de colle au cours des cycles de charge/décharge avant essai à rupture. Les données recueillies par les jauges de déformation lors du dernier essai à rupture peuvent donc être utilisées pour l'analyse en termes de profil de déformations et de contraintes le long du joint de colle. Le profil de déformations le long du joint de colle pour différents niveaux de chargement est représenté sur les figures 33(a) et 33(b) pour les deux matériaux métalliques étudiés. Le niveau de chargement est défini comme le ratio entre le chargement appliqué et le chargement maximum à rupture de l'éprouvette.

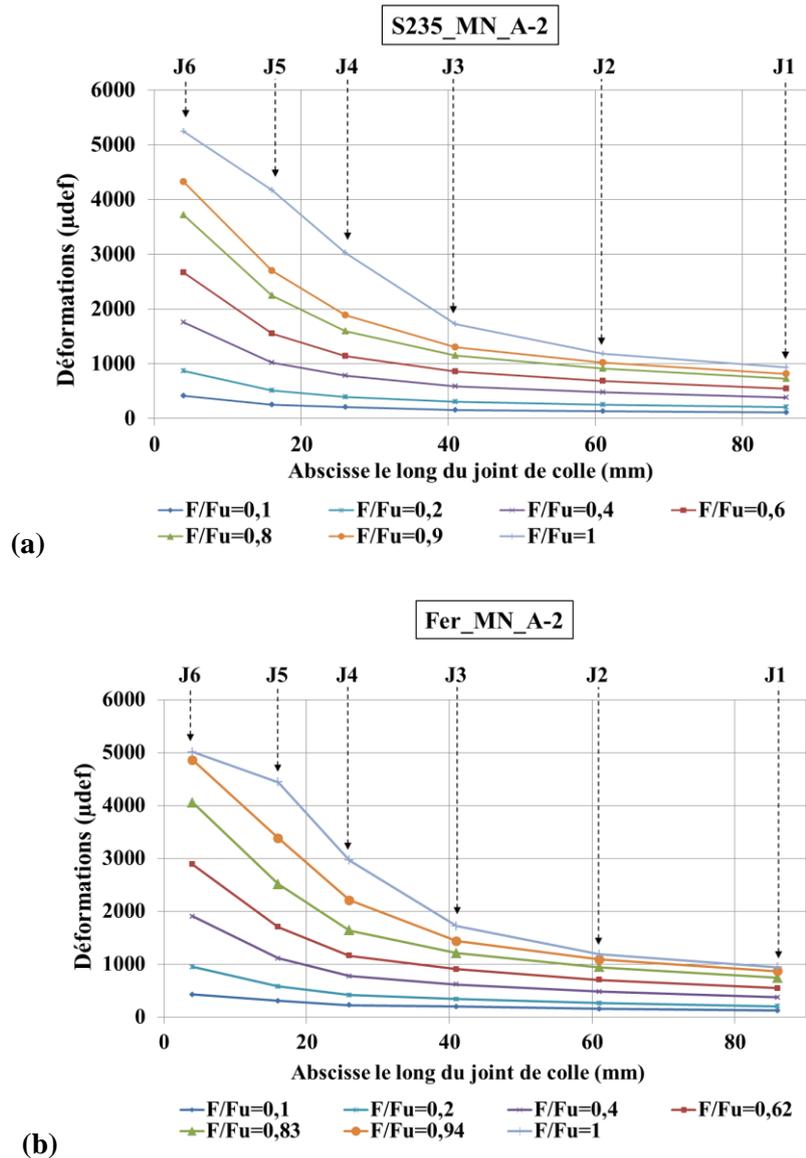


Figure 33: Profil de déformations le long du joint de colle pour le procédé de renforcement MN: (a) assemblage S235/PRFC MN; (b) assemblage Fer puddlé/PRFC MN

A mesure que le niveau de chargement augmente, le niveau de déformation enregistré par les différentes jauges augmente également, notamment près du bord chargé (Jauge J6) où l'on observe une concentration des déformations et donc des contraintes. Ce profil de déformations a également été obtenu dans d'autres études portant sur l'utilisation de tissus PRFC (Fawzia et al., 2005), de plats PRFC MN (Xia et Teng, 2005) et de plats PRFC UHM (Wu et al., 2012b). Les profils de déformations obtenus pour les deux matériaux métalliques sont similaires et mettent en évidence une longueur effective de collage de l'ordre de 80 mm. Une étude menée par Xia et Teng, 2005, dans le cas d'essais à simple recouvrement métal/PRFC, pour un plat PRFC MN et un adhésif présentant des caractéristiques mécaniques proches de celles de l'adhésif utilisé dans notre étude, a montré une longueur effective de collage de l'ordre de 100 mm, cohérente avec nos résultats.

La figure 34 met en évidence la propagation de l'endommagement le long du joint de colle (fissuration dans la couche d'adhésif) lorsque la capacité ultime du joint est atteinte. Les résultats étant similaires pour l'acier et le fer puddlé, seule la courbe dans le cas du joint collé S235/PRFC est représentée.

L'existence du palier en effort, non observable sur les courbes effort/déplacement, est mise en évidence par l'enregistrement des déformations.

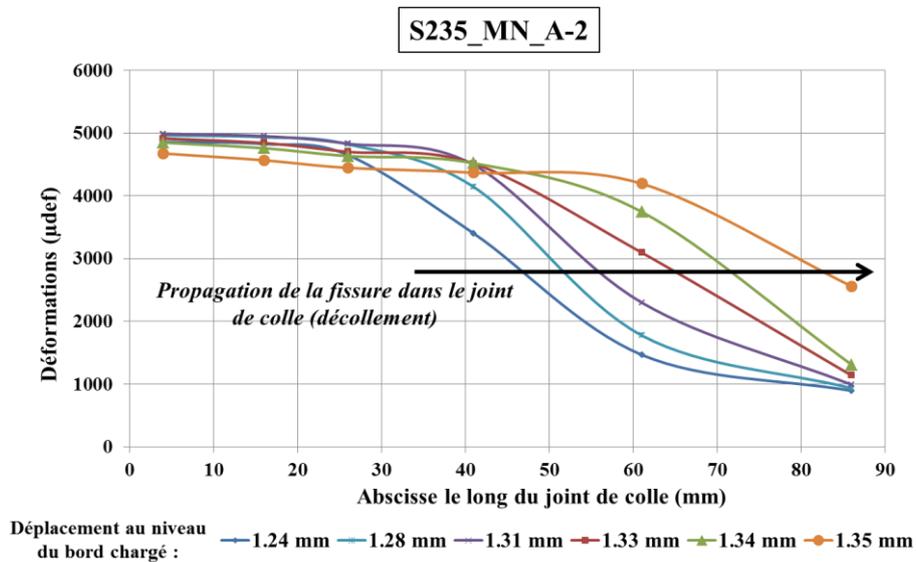
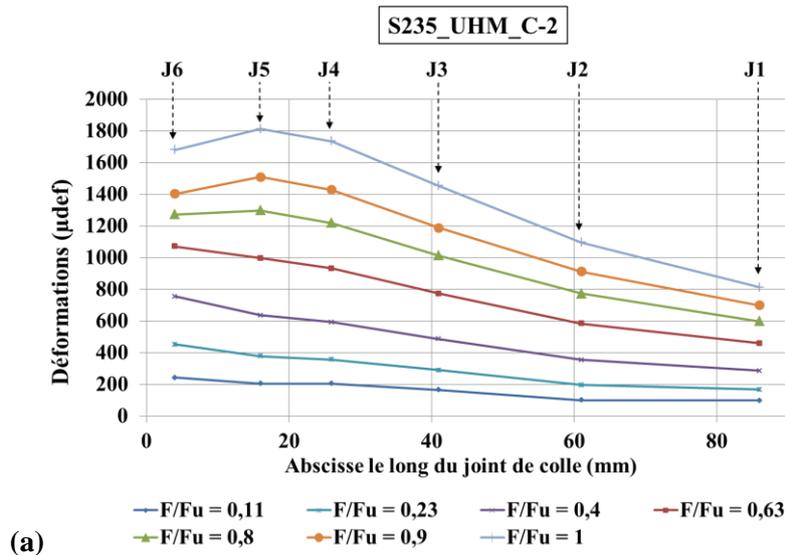


Figure 34: Propagation de l'endommagement (fissuration et décollement) le long du joint de colle pour l'assemblage S235/PRFC MN

(B) : Procédé de renforcement UHM

Les profils de déformations dans le cas du procédé UHM pour les deux matériaux métalliques sont donnés en Figure 35(a) et 35(b).



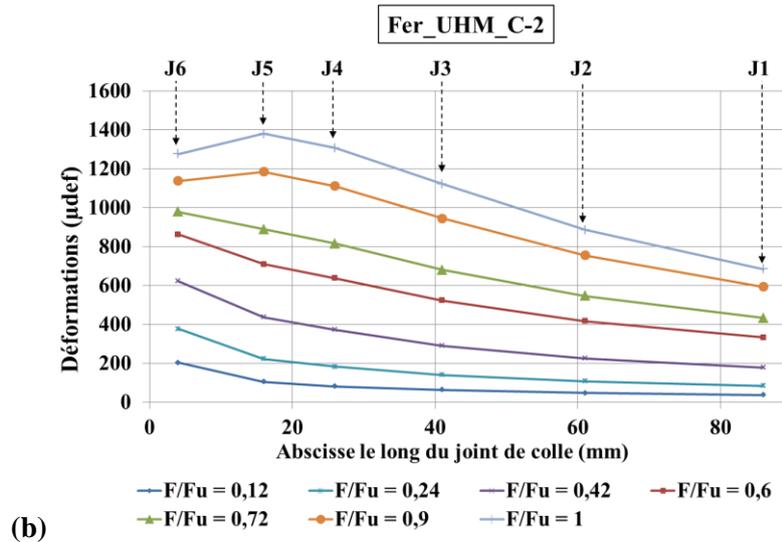


Figure 35: Profil de déformations le long du joint de colle pour le procédé de renforcement UHM: (a) assemblage S235/PRFC UHM; (b) assemblage Fer puddlé/PRFC UHM

Comme pour le procédé MN, les déformations sont maximales près du bord chargé et diminuent ensuite le long du joint de colle. Néanmoins, le niveau de déformations enregistrées par les jauges montre des valeurs beaucoup plus significatives même pour les jauges les plus éloignées du bord chargé. Un très faible plateau en déformation est observable même pour de faibles valeurs de chargement près du bord chargé pouvant être le signe d'un endommagement local du joint collé. Les niveaux de déformations élevés pour toutes les jauges positionnées le long du joint de colle témoignent d'un transfert des efforts sur l'ensemble de la longueur collée étudiée ici ($L=120$ mm), et donc d'une longueur effective de collage supérieure à la longueur collée testée. De plus, la délamination du plat PRFC UHM étant une rupture soudaine, aucune propagation de l'endommagement le long du joint de colle ne peut être observée.

Des essais de cisaillement sur assemblage symétrique à double recouvrement portant sur le même procédé ont été menés au Laboratoire SMC pour une longueur de collage $L=195$ mm et pour un acier S355. Deux éprouvettes ont été réalisées et instrumentées par jauges de déformations. Ces deux éprouvettes ont subi des cycles de charge/décharge avant rupture. Les cycles retenus sont les suivants : 100kN, 150kN, 200kN, 250kN, 300kN, 350kN, rupture. La géométrie des éprouvettes ainsi que le schéma de positionnement des jauges sont illustrés sur la figure 36, tandis que le tableau 10 donne les résultats en termes de capacité ultime et de mode de rupture obtenus pour ces deux essais.

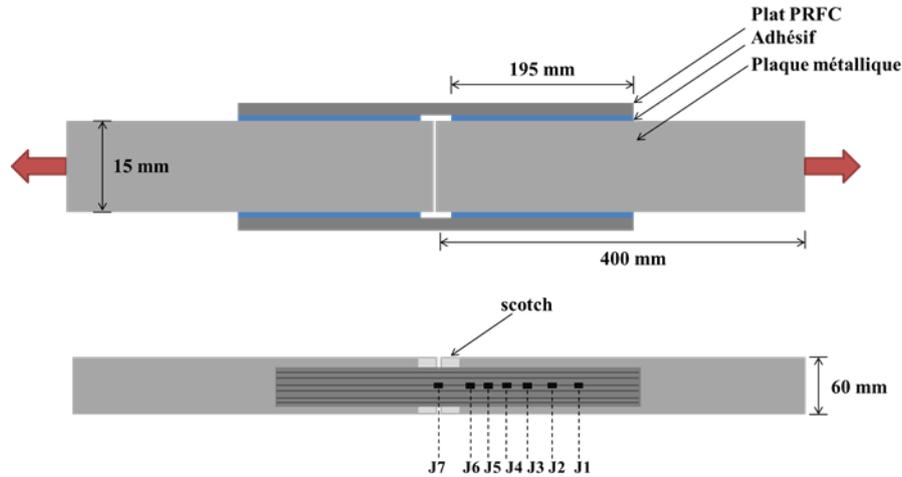


Figure 36: Géométrie des éprouvettes et schéma de positionnement des jauges de déformations pour l'essai sur joint à double recouvrement ($L_{\text{collée}} = 195 \text{ mm}$)

Eprouvettes	Charge à rupture (kN)	Capacité ultime (MPa)	Mode de rupture
S355_UHM_C-1	389,6	1626,25	Rupture du plat PRFC
S355_UHM_C-2	402,33	1682	Rupture du plat PRFC

Tableau 10: Résultats d'essais sur joint à double recouvrement (longueur de collage de 195 mm)

La charge à rupture obtenue est très élevée entraînant, au cours de l'essai, une plastification de l'acier avant rupture complète de l'éprouvette, pour un niveau de chargement supérieur à 300kN.

Du fait de la géométrie à double recouvrement, la résistance ultime doit être divisée par 2 pour être comparée aux résultats sur joint à simple recouvrement. Ainsi, une résistance ultime deux fois plus importante a été obtenue dans le cas des essais à double recouvrement présentant une longueur de collage de 195mm. L'obtention d'une résistance ultime plus importante pour les essais à double recouvrement, atteste bien d'une longueur de collage trop faible dans le cas des essais à simple recouvrement. L'observation des déformations enregistrées par les jauges au cours de l'essai montre un transfert des déformations sur une longueur importante (cf. figure 37). Le profil de déformations semble indiquer une longueur effective de collage de l'ordre de 120 à 140 mm.

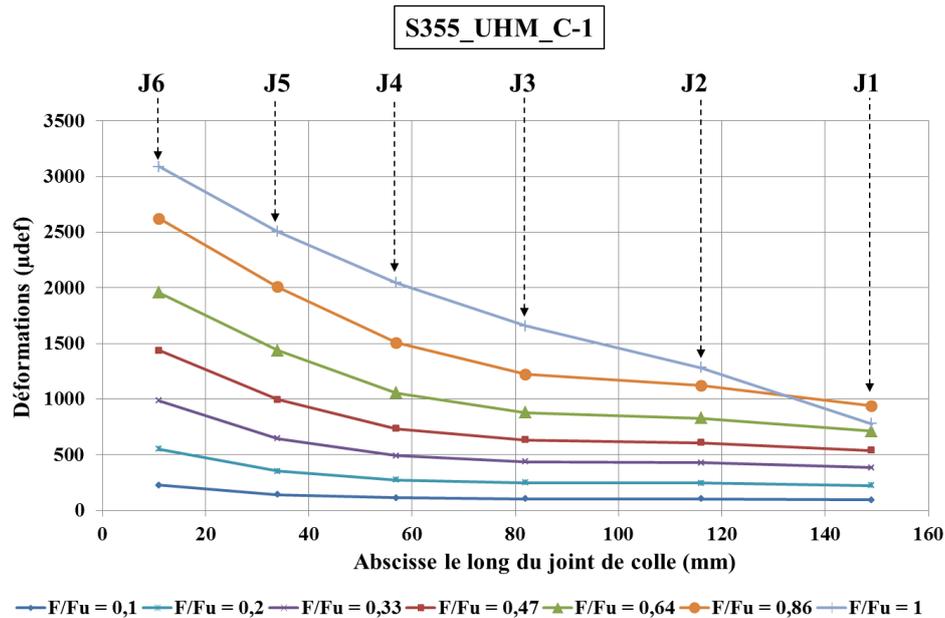


Figure 37: Profil de déformations le long du joint de colle pour le joint collé à double recouvrement S355/PRFC UHM

Pour les deux essais à double recouvrement, la rupture a lieu dans le plat composite UHM au niveau de la partie centrale non collée (rupture en traction du plat composite). Le plat composite représente l'élément faible de l'assemblage du fait de sa rigidité importante (faible déformation à rupture). Des résultats similaires ont été obtenus dans la littérature dans le cas d'essais portant sur des plats UHM (Yu et al., 2012a; Wu et al., 2012b). Wu et al., 2012b, se sont ainsi intéressés à des assemblages acier/PRFC UHM double recouvrement utilisant deux types d'adhésif (Sikadur 30 et Araldite 420). Les propriétés de l'adhésif Araldite 420 sont très proches de celles de l'adhésif C (capacité ultime, module d'Young et allongement ultime, comportement non linéaire). Ces auteurs ont alors obtenu une longueur effective de collage de l'ordre de 100-120 mm, cohérente avec les résultats obtenus dans notre cas.

Dans l'étude de Yu et al., 2012a, des assemblages à simple recouvrement acier/PRFC MN ($E=150$ GPa) et acier/PRFC HM ($E=340$ GPa) ont été considérés avec utilisation d'un adhésif linéaire et non linéaire. Ils ont ainsi montré, dans le cas de l'adhésif non linéaire présentant un allongement ultime plus important, qu'une plus grande partie du joint collé est mobilisée lors de l'application de l'effort. Cela conduit à un effort à rupture beaucoup plus important (de l'ordre de 3 fois celui obtenu pour l'adhésif linéaire dans cette étude). D'autres études portant sur des adhésifs linéaires ont également montré qu'un allongement ultime plus important de l'adhésif conduit à un transfert des efforts sur une longueur plus importante (longueur effective de collage plus élevée): Xia et Teng, 2005, Fawzia et al., 2004 et Chataigner et al., 2010. Ainsi, les adhésifs non linéaires présentant généralement des allongements ultimes supérieurs à ceux des adhésifs linéaires, il est normal d'obtenir des longueurs effectives de collage supérieures.

- Courbe contrainte/glissement

Le comportement en cisaillement d'un joint collé est souvent caractérisé par la courbe contrainte/glissement (« bond-slip curve ») donnant la relation entre la contrainte locale à l'interface et le glissement relatif entre les deux adhérents. Les contraintes de cisaillement dans le joint de colle peuvent être déduites de la lecture des jauges de déformations collées sur la face supérieure du plat

composite. Dans le cas du joint à simple recouvrement, la contrainte de cisaillement moyenne mesurée expérimentalement entre 2 jauges de déformations collées le long du joint de colle est donnée par la relation (Pham et Al-Mahaidi, 2005) :

$$\tau_{i+\frac{1}{2}} = \frac{\varepsilon_{i+1} - \varepsilon_i}{x_{i+1} - x_i} \cdot E_{PRFC} \cdot t_{PRFC} \quad \text{Eq. (8)}$$

Avec,

$\tau_{i+\frac{1}{2}}$ = contrainte de cisaillement moyenne entre les jauges i et i+1

ε_i = déformation mesurée par la ième jauge;

x_i = distance de la ième jauge par rapport à l'extrémité libre du plat PRFC;

E_{PRFC} = module d'Young du plat PRFC ;

t_{PRFC} = épaisseur du plat PRFC.

Tandis que le glissement relatif entre les adhérents est donné via l'expression (Pham et Al-Mahaidi, 2005) :

$$\delta_{i+\frac{1}{2}} = \frac{\varepsilon_i + \varepsilon_{i-1}}{4} \cdot (x_i - x_{i-1}) + \frac{\varepsilon_{i-1} + \varepsilon_{i-2}}{2} \cdot (x_{i-1} - x_{i-2}) + \sum_{i=3}^i \frac{\varepsilon_{i-2} + \varepsilon_{i-3}}{2} \cdot (x_{i-2} - x_{i-3}) \quad \text{Eq. (9)}$$

La courbe contrainte/glissement permet de caractériser le comportement de l'adhésif et ne peut donc être tracée dans sa globalité que pour des assemblages montrant une rupture cohésive dans la colle (rupture entièrement gouvernée par l'adhésif). Dans le cas d'assemblages présentant une rupture par délamination ou par rupture du plat PRFC, la rupture finale fragile est gouvernée par le plat composite lui-même. Dans ce cas, le tracé de la courbe contrainte/glissement n'est que partiel et n'apporte que peu d'informations. Nous nous intéressons donc dans ce paragraphe au tracé de la courbe contrainte/glissement uniquement pour le procédé MN. L'observation de la répartition et du niveau des contraintes de cisaillement dans le joint de colle au cours de l'essai sera, en revanche, réalisée pour les deux procédés de renforcement.

(A) : Procédé de renforcement MN

Le profil des contraintes le long du joint de colle est représenté sur la figure 38 en fonction de la courbe effort/déplacement obtenue dans le cas du joint acier S235/PRFC MN. Pour plus de lisibilité, le plateau en effort a été prolongé (courbe en pointillé) même s'il n'a pas été observé du fait de la longueur de collage très proche de la longueur effective de collage.

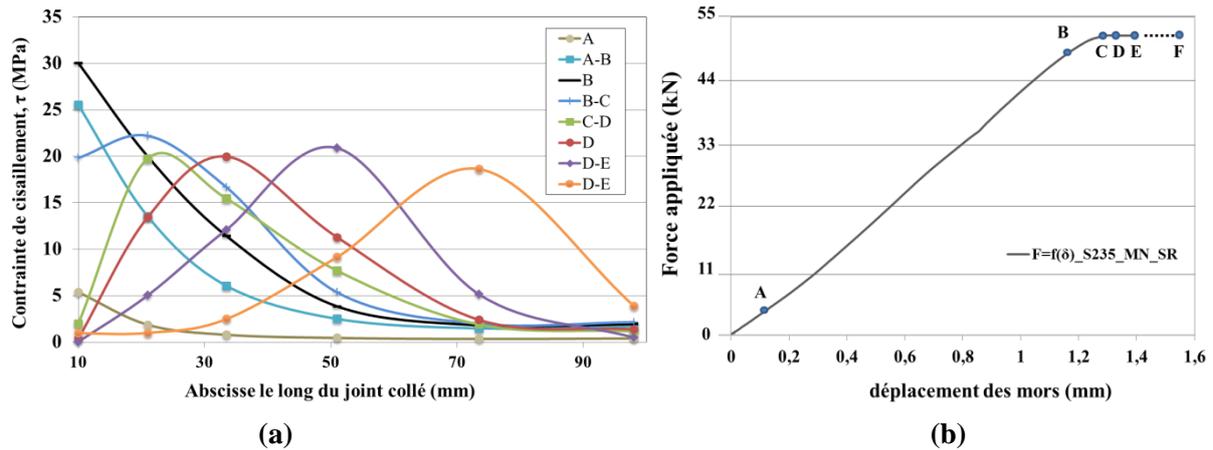


Figure 38: (a) Profil des contraintes de cisaillement le long du joint collé S235/PRFC MN; (b) Courbe effort/déplacement associée

Le développement des contraintes de cisaillement montre trois phases distinctes :

- ❖ La phase initiale élastique (partie A-B de la courbe effort/déplacement) pour laquelle les contraintes de cisaillement sont les plus importantes au niveau du bord chargé et diminuent ensuite le long du joint de colle.
- ❖ La phase d'adoucissement (perte de rigidité, partie B-C de la courbe effort/déplacement) où l'on constate une diminution de la contrainte de cisaillement au niveau du bord chargé après que celle-ci ait atteint sa valeur maximale. La charge appliquée continue alors d'augmenter mais la courbe effort/déplacement devient non linéaire.
- ❖ La phase d'endommagement (fissuration du joint de colle) lorsque la contrainte de cisaillement, au niveau du bord chargé, devient nulle (point D de la courbe effort/déplacement correspondant à l'effort maximale du joint collé). Le plateau en effort est atteint (partie D-E), la fissuration va alors se propager, accompagnée par le déplacement du pic de contrainte de cisaillement le long du joint de colle, jusqu'à rupture complète de l'éprouvette (point F).

Ce processus d'endommagement du joint de colle est caractérisé par la courbe contrainte/glissement représentée en figure 39. Les données obtenues pour les assemblages acier S235/PRFC MN et Fer puddlé/PRFC MN présentant un comportement similaire (indépendant du choix du matériau métallique) sont utilisées pour le tracé de cette courbe.

En théorie, cette courbe peut être tracée pour les différentes jauges positionnées le long du joint de colle (l'endommagement se propage de manière identique le long du joint de colle après fissuration du bord chargé). Dans la pratique, plusieurs études portant sur des essais simple recouvrement recommandent de ne pas traiter les données de la première jauge située au niveau de bord chargé (Yu et al., 2012a; Fernando, 2010). Selon ces auteurs, l'existence de contraintes d'arrachement (contraintes de pelage) importantes vient modifier l'état de contrainte en cisaillement. Ceci est d'ailleurs d'autant plus vrai lorsque l'épaisseur du joint de colle est plus importante entraînant alors une augmentation du moment fléchissant dans le plat PRFC et favorisant une rupture par délamination du plat composite au niveau du bord chargé (Yu et al., 2012a). Pour cette raison, les données de la jauge J6, située au niveau du bord chargé, n'ont pas été utilisées pour le tracé de la courbe contrainte/glissement.

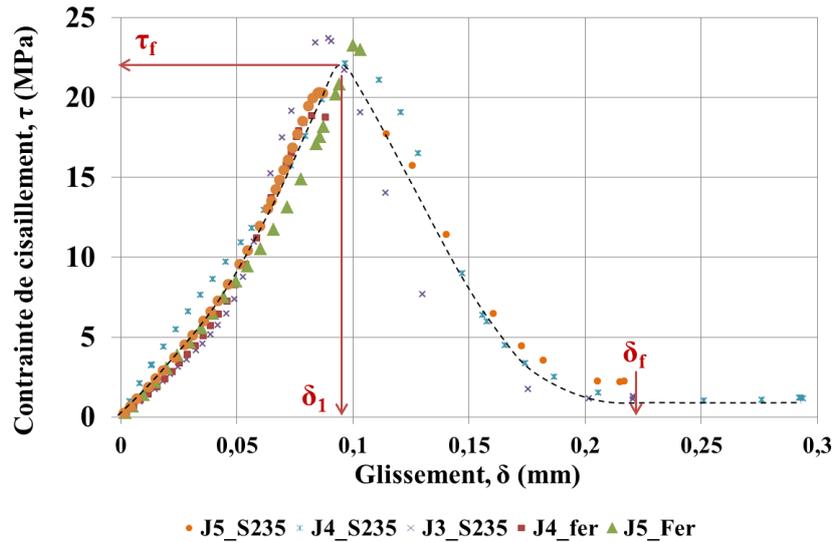


Figure 39: Courbe contrainte/glisement dans le cas du procédé de renforcement MN

La courbe de contrainte/glisement montre une forme bilinéaire caractérisée par plusieurs paramètres :

- ❖ la contrainte maximale en cisaillement τ_f (résistance au cisaillement de l'adhésif) ;
- ❖ le glissement initial, δ_1 ;
- ❖ le glissement final, δ_f ;
- ❖ l'énergie à rupture du joint de colle, G_f , correspondant à l'aire sous la courbe contrainte/glisement.

La forme bilinéaire de la courbe contrainte/glisement est caractéristique des adhésifs linéaires. Plusieurs études portant sur des essais de cisaillement à simple ou à double recouvrement utilisant un adhésif linéaire ont mis en évidence cette même forme de courbe (Fawzia et al., 2010; Yu et al., 2012a; Fernando, 2010; Xia et Teng, 2005; Chataigner et al., 2011; Wu et al., 2012b).

Les différents paramètres de la courbe contrainte/glisement vont être influencés par les caractéristiques mécaniques de l'adhésif ainsi que par l'épaisseur du joint de colle. Fawzia et al., 2010, menèrent une étude sur des joints à double recouvrement (étude expérimentale et numérique (EF)) et étudièrent l'influence de différents paramètres relatifs à l'adhésif sur les courbes contrainte/glisement. Ils montrèrent ainsi que l'allongement ultime de l'adhésif a un impact direct sur le glissement final, δ_f . Selon leur étude, un adhésif plus ductile conduit à un glissement final plus important et donc à une énergie à rupture plus importante. De même, ils montrèrent qu'une augmentation de l'épaisseur de la couche d'adhésif conduit à des glissements initial et final plus élevés (3 épaisseurs : 0,1 mm, 0,47 mm et 1 mm, ont été considérées dans cette étude paramétrique). L'impact de l'épaisseur du joint de colle sur les glissements caractéristiques a également été observé par Yu et al., 2012a, pour des épaisseurs de joint de 1 mm, 1,5 mm et 2 mm dans le cas d'essais sur joints à simple recouvrement utilisant un adhésif linéaire. Ils montrèrent également le très faible impact de la rigidité du plat PRFC sur la courbe contrainte/glisement pour un joint collé utilisant un même adhésif et ayant une même épaisseur de joint de colle.

Dans notre cas, la courbe contrainte/glisement et les paramètres caractéristiques obtenus en figure 39 peuvent être comparés à ceux obtenus par Xia et Teng, 2005, dans le cas d'un essai à simple recouvrement sur assemblage collé acier/PRFC MN, utilisant un procédé de renforcement MN similaire.

La longueur collée est de 350 mm dans cette étude. Le tableau 11 et la figure 40 représentent respectivement les caractéristiques des matériaux de l'étude menée par Xia et Teng, 2005, et la courbe contrainte/glisement obtenue pour une épaisseur d'adhésif de 1 mm (dans notre cas une épaisseur inférieure à 1 mm a été constatée pour l'ensemble de nos éprouvettes).

Matériau	Module d'Young (MPa)	Dimensions (mm)	Résistance en traction (MPa)	Allongement ultime (%)
Plat PRFC	165 000	L=50 mm, e=1,2 mm	-	-
Adhésif	4013	e = 1 mm	22,53	0,5614

Tableau 11: Caractéristiques mécaniques et géométriques des matériaux utilisés dans l'étude de Xia et Teng, 2005

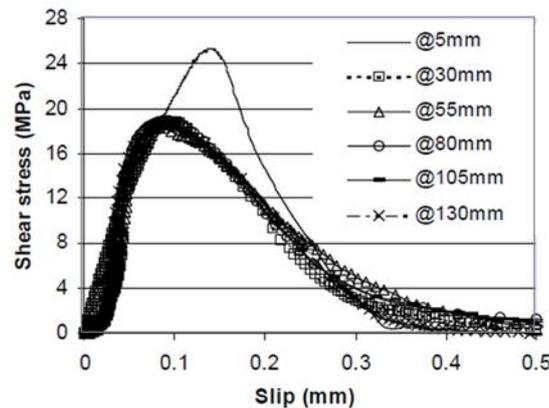


Figure 40: Bond-slip curve obtenue expérimentalement dans l'étude de Xia et Teng, 2005, pour un assemblage simple recouvrement acier/PRFC MN avec adhésif linéaire

Les résultats obtenus dans notre étude sont alors très similaires à ceux obtenus par Xia et Teng, 2005. Il est important de noter que la lecture des données enregistrées par les jauges collées en surface du plat composite, et non directement sur la surface de l'adhésif, entraîne un biais en termes de profil de déformations et donc de contraintes dans le joint de colle (répartition des contraintes non constante dans l'épaisseur du plat PRFC). De même, l'écart entre les jauges collées, qui peut être plus ou moins important selon les études de la littérature, participe également de manière significative à la mauvaise approximation des contraintes de cisaillement dans le joint de colle. Ainsi, la distance de 25 mm entre les jauges collées considérées dans l'étude de Xia et Teng, 2005, peut expliquer les quelques différences obtenues avec les résultats de notre étude.

(B) : Procédé de renforcement UHM

Le profil des contraintes dans le cas du procédé de renforcement UHM (en utilisant un adhésif linéaire et présentant un mode de rupture parfaitement cohésif dans la colle) est très différent de celui obtenu dans le cas du procédé MN. La rupture ayant lieu de manière brutale, par délamination ($L_{collée} = 120$ mm, essai simple recouvrement) ou par rupture du plat composite ($L_{collée} = 195$ mm, essai double

recouvrement), aucun plateau en effort n'est observable et le niveau de contrainte maximale obtenu ne correspond pas à la résistance ultime du joint de colle (rupture non gouvernée par l'adhésif).

Dans le cas des essais simple recouvrement (acier et fer puddlé), le profil des contraintes montre un endommagement au niveau du bord chargé pour des niveaux de chargement inférieurs à la capacité ultime obtenue. Il semblerait qu'une délamination du joint ait lieu localement du fait des concentrations de contraintes importantes dans cette zone (contrainte de cisaillement et de pelage). Cet endommagement local explique d'ailleurs le profil de déformation obtenu (cf. figure 35), pour lequel un plateau en déformation est observé au niveau du bord chargé avant d'avoir atteint la charge maximale à rupture de l'éprouvette. L'observation du profil des contraintes de cisaillement dans le cas de l'essai à double recouvrement ne met pas en évidence ce phénomène d'endommagement local et montre des niveaux de cisaillement plus élevés que pour l'essai à simple recouvrement (explicable par la longueur de collage plus importante et donc la résistance ultime plus élevée du joint).

Les profils des contraintes de cisaillement le long du joint de colle pour les assemblages collés à simple et à double recouvrement acier/PRFC UHM sont donnés en figure 41.

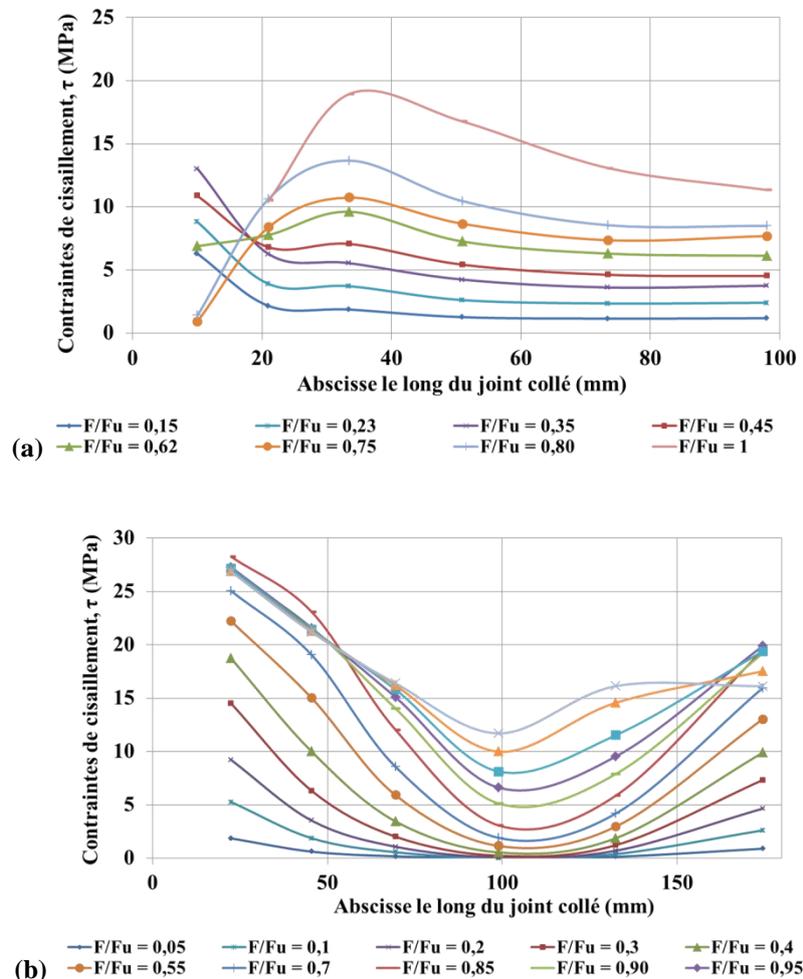


Figure 41: Profil des contraintes de cisaillement le long du joint collé: a) joint à simple recouvrement; b) joint à double recouvrement

Il est alors intéressant de noter que, pour les deux types d'essais, et pour plusieurs niveaux d'effort proches de l'effort maximal à rupture, une longueur importante du joint collé est mobilisée et subit des

contraintes de cisaillement similaires. Ce profil de déformations particulier dans le cas d'un adhésif non linéaire a déjà observé par Yu et al., 2012a et Fernando, 2010 pour des assemblages acier/PRFC et par Yuan et al., 2004, dans le cas d'assemblages béton/PRFC. Il est responsable de la forme trapézoïdale de la courbe contrainte/glissement généralement obtenue dans le cas d'adhésifs non linéaires, et mise en évidence dans ces mêmes études. Ainsi, dans le cas d'assemblages collés métal/plat PRFC, Yu et al., 2012a, proposèrent deux modèles simples pour la courbe contrainte/glissement : un modèle bilinéaire dans le cas d'un adhésif linéaire et un modèle trapézoïdal dans le cas d'un adhésif non linéaire; dont les paramètres caractéristiques s'expriment en fonction de la résistance maximale en traction de l'adhésif et de son épaisseur.

2.5 Conclusions

L'étude du comportement de l'assemblage collé métal/PRFC a été menée dans ce paragraphe via la réalisation d'essais de cisaillement sur joints à simple recouvrement. Les paramètres étudiés concernaient l'influence du matériau métallique (acier S235 et fer puddlé) et du procédé de renforcement utilisé (PRFC MN et adhésif linéaire d'une part, PRFC UHM et adhésif non linéaire d'autre part). Dans le cas du procédé de renforcement UHM, des essais complémentaires sur joint à double recouvrement avec une longueur de collage plus importante ont également été présentés. Les différents résultats obtenus et les conclusions pouvant être apportées à la suite de cette étude sont les suivants :

- ❖ Le **choix du substrat métallique** ne montre pas de différences significatives (en termes de résistance ultime, longueur de collage, mode de rupture, comportement de l'assemblage et du joint de colle), pour les différents procédés de renforcement testés avec et sans cycles de charge/décharge.
- ❖ La réalisation de **cycles de charge/décharge** a pour conséquence une augmentation de la raideur de l'assemblage, quel que soit le procédé de renforcement MN ou UHM. Cette augmentation est faible dans le cas des assemblages métal/PRFC MN et beaucoup plus significative dans le cas du procédé UHM. Par ailleurs, une augmentation de la résistance ultime de +23% par rapport aux essais monotones est constatée dans le cas d'essais avec cycles de charge/décharge pour le procédé MN, tandis que pour le procédé UHM, une diminution de -10% de la résistance ultime est constatée.
- ❖ Les **modes de rupture** sont différents selon les procédés de renforcement testés. Les assemblages métal/PRFC MN montrent tous un mode de rupture de type cohésif dans le joint de colle, pour les essais en traction monotone comme pour les essais avec cycles de charge/décharge. Dans le cas du procédé UHM, les assemblages collés simple recouvrement ont montré un mode de rupture par délamination pour les essais monotones et par rupture du plat composite, près des mors, pour les essais avec cycles de charge/décharge. Dans ce dernier cas, ce mode de rupture peut être expliqué par le poinçonnement du plat au niveau des mors associé à la fatigue du plat composite au cours des cycles. Des essais complémentaires sur joint à double recouvrement avec une longueur de collage $L=195\text{mm} > L=120\text{mm}$ (essais à simple recouvrement), ont montré une rupture du plat composite en section courante non collée ainsi qu'une résistance ultime deux fois supérieure à celle obtenue lors des essais à simple recouvrement attestant d'une longueur de collage trop faible dans ce dernier cas. Du fait de sa rigidité importante, le plat UHM reste l'élément faible de l'assemblage.
- ❖ Une **résistance ultime** du joint collé beaucoup plus importante a été obtenue pour le procédé de renforcement UHM quel que soit le type d'essais (cyclés ou monotones). Cette résistance est

d'autant plus importante pour les essais à double recouvrement présentant une longueur de collage de 195 mm.

- ❖ Une **longueur effective de collage** comprise entre 70 et 90 mm a été obtenue pour le procédé MN et semble cohérente avec une autre étude de la littérature utilisant ce même type d'adhésif (Xia et Teng, 2005). Dans le cas du procédé UHM, celle-ci semble comprise entre 120 et 140 mm. Quoi qu'il en soit, l'utilisation d'un adhésif non linéaire dans le cas du procédé UHM conduit à un transfert des efforts sur une longueur de collage plus importante que dans le cas d'un adhésif linéaire. L'utilisation d'un plat composite UHM plus rigide conduit par ailleurs à un niveau de contrainte de cisaillement en bord chargé, à niveau de chargement équivalent, plus faible que dans le cas d'un plat MN de rigidité moindre.
- ❖ Dans le cas des assemblages métal/PRFC MN, une forme bilinéaire de la **courbe contrainte/glissement** est obtenue, une comparaison des paramètres caractéristiques de cette courbe avec une étude portant sur le même type d'adhésif (Xia et Teng, 2005) montre des résultats cohérents.

3 Fatigue et suivi de fissuration en mode I des éprouvettes percées renforcées

Comme déjà évoqué dans le chapitre 1 (étude bibliographique), les études menées sur le renforcement d'éléments métalliques fissurés par collage de matériaux composites, ont pu montrer l'efficacité des PRFC dans l'augmentation de la durée de vie et dans le ralentissement de la propagation de fissures. Différentes configurations de renforcement ont été étudiées et notamment le cas du renforcement de plaques métalliques à entailles centrales (Yu et al., 2014a et 2014b; Wu et al., 2012a; Liu et al., 2009). Toutes les études portant sur cette géométrie d'éléments entaillés ont conclu à une efficacité maximale du renforcement composite quand celui-ci est collé directement sur la partie fissurée et sur chaque face de l'élément entaillé (on parlera ici de renforcement symétrique, le renforcement non symétrique représentant le collage d'un plat composite sur une seule face de l'élément).

Ce travail de thèse s'intéresse particulièrement à l'application de la technique de collage de plats PRFC dans le renforcement à la fatigue d'assemblages rivetés. La particularité de ces assemblages, outre le matériau métallique utilisé (fer puddlé et acier doux), est la présence de nombreux rivets limitant la détection et l'accès aux zones fissurées. Dans le cas des assemblages rivetés, la zone de perçage du trou de rivet représente une zone de concentration de contraintes favorable à l'amorce et à la propagation de fissure de fatigue (Bassetti, 2001; De Jesus et al., 2011; Collette, 2014; Marmo, 2011; Ghafoori et al., 2014). Un renforcement par composites collés de fissure émanant d'un ou plusieurs trous de rivets ne peut donc pas se faire par recouvrement total de la zone fissurée.

Sur ouvrages rivetés réels, l'amorce et la propagation de fissure de fatigue a majoritairement lieu à un des bords du trou de rivet, c'est-à-dire de manière non symétrique par rapport au perçage (cas différent des plaques à entaille centrale où les fissures se propagent de part et d'autre du perçage central de manière symétrique). La figure 42 représente ainsi un cas de fissure réelle sur ouvrage au niveau d'une cornière (Zhou, 2003).

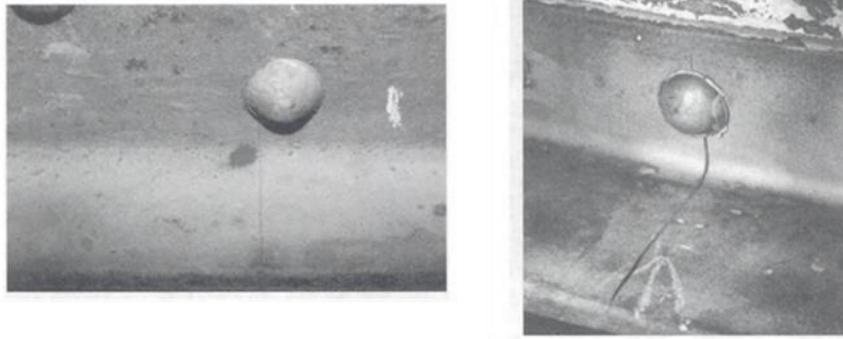


Figure 42: Exemple de fissure sous tête de rivet constatée sur ouvrage riveté (Zhou, 2003)

Bien que le niveau de précontrainte des rivets et les efforts de frottement entre les différents éléments assemblés influencent la propagation de fissures, un modèle simplifié de plaque entaillée peut être considéré pour l'étude de la fissuration, comme le mentionne Hensen, 1992 (cf. figure 43). De cette manière, l'auteur a alors proposé différents modèles simplifiés de plaques entaillées correspondant à différents types de détails rivetés. Ces différents modèles sont présentés en Annexe 2.

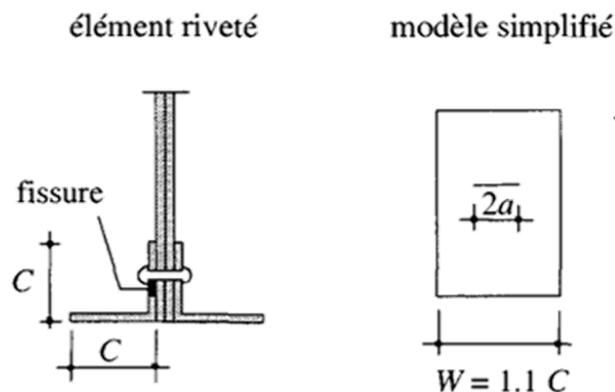


Figure 43: Exemple de modèle simplifié proposé par Hensen, 1992 (cf. Annexe 2)

Bien que cette approche simplifie alors considérablement l'étude de la fissuration, les résultats obtenus restent très conservateurs car très différents des conditions réelles de fissuration. Ainsi, contrairement aux nombreuses études traitant du renforcement de plaques métalliques à entaille centrale, nous nous intéressons ici au cas de plaques percées (dont les dimensions du perçage sont représentatives du cas réel des assemblages rivetés), ainsi qu'à une propagation de fissure émanant d'un seul bord du perçage (représentant là encore le cas le plus proche de la réalité).

Les essais sont alors réalisés dans le cas de plaques en acier et en fer puddlé (cas jamais étudié dans la littérature). Par ailleurs, différentes configurations de renforcement sont également étudiées et notamment le cas d'un renforcement non symétrique, c'est-à-dire mis en place uniquement sur une face de l'élément fissuré. Une fois encore, cette configuration de renforcement est très peu étudiée dans la littérature, le renforcement étant souvent réalisé sur les deux faces de l'élément fissuré (Bassetti, 2001). L'étude du renforcement non symétrique (sur une seule face) est d'une grande importance dans notre cas puisque, sur ouvrages rivetés réels, une seule face de l'élément fissuré est accessible (l'assemblage avec les autres éléments de l'ouvrage rendant impossible l'accès à l'autre face). Le paragraphe suivant

présente la géométrie des éprouvettes utilisées pour l'étude de la fissuration et du renforcement par composite collé. Les différentes méthodes de suivi de fissuration y sont également présentées ainsi que le protocole de fissuration en fatigue.

3.1 Géométrie des éprouvettes

Avant d'étudier l'efficacité du collage de plats composite PRFC sur le ralentissement de la propagation de fissure de fatigue, des essais de fatigue ont été réalisés sur éprouvettes percées. Pour rappel, les dimensions des éprouvettes ont été choisies de sorte à être représentatives des dimensions rencontrées sur assemblages rivetés réels (éléments type cornière ou semelles inférieures), elles sont données sur la figure 44.

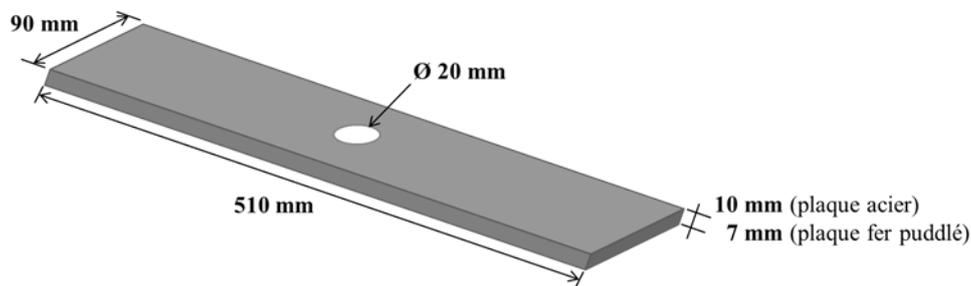


Figure 44: Géométrie des plaques percées pour essais de fissuration en fatigue

Les éprouvettes en acier S235 ont une épaisseur de 10 mm, tandis que les éprouvettes en fer puddlé ont une épaisseur de 7 mm (épaisseur des âmes des poutres provenant du pont de l'Adour à partir desquelles les plaques ont été prélevées).

Comme évoqué précédemment, on s'intéresse ici au cas le plus rencontré sur ouvrage réel, à savoir l'amorce et la propagation d'une fissure de fatigue à un des bords du trou de rivet. Deux longueurs de fissure initiale avant renforcement sont étudiées. Ces deux longueurs de fissure représentent deux stades d'endommagement pouvant être constatés sur assemblages rivetés réels :

- ❖ A1 = 7 mm correspondant à une fissure se trouvant sous la tête de rivet et qui ne peut être détectée que par l'utilisation de techniques de contrôle non destructif (US classiques et/ou multiéléments, radiographie/gammagraphie, ...).
- ❖ A2 = 13 mm correspondant à une fissure propagée au-delà de la tête de rivet et qui peut être détectée par examen visuel ou par ressuage, magnétoscopie.

La réalisation de ces deux longueurs de fissure nécessite dans un premier temps de pouvoir localiser le défaut à un seul des bords du trou et ensuite de contrôler l'amorce et le début de propagation de la fissure jusqu'à la longueur initiale souhaitée (A1 ou A2). Pour cela, une entaille de 0,6 mm de long sur 0,3 mm de large dans toute l'épaisseur de la plaque, a été usinée par électroérosion, à un des bords du perçage (Figure 45). La technique d'électroérosion présente l'avantage de réaliser des défauts reproductibles de petites dimensions en limitant la zone de déformation plastique autour de l'entaille (Chaix, 2014).

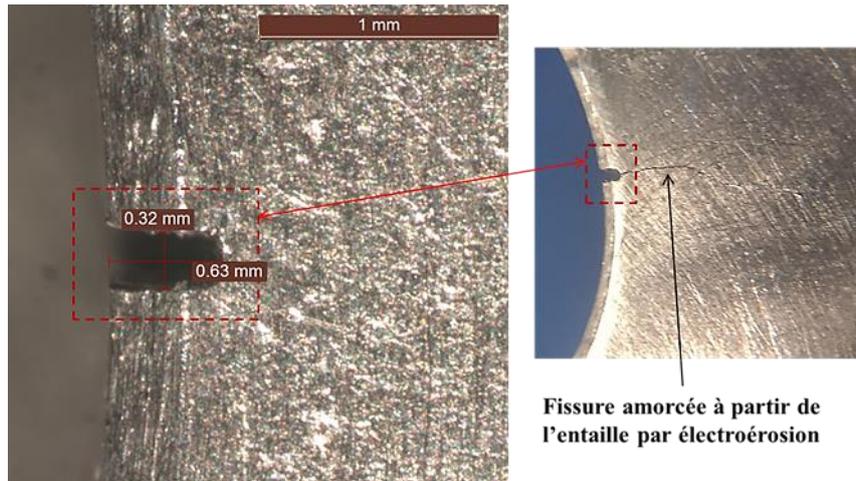


Figure 45: Entaille réalisée à l'aide de la technique d'électroérosion par fil à arc électrique sous vortex d'eau

3.2 Pré-fissuration en fatigue

- intérêt de la pré-fissuration

Une première étape de pré-fissuration est réalisée, afin d'amorcer la fissure de fatigue à partir de l'entaille obtenue par électroérosion. L'objectif est d'obtenir une fissure très aiguë de longueur suffisante, dite fissure « longue », pour laquelle le principe de la MELR (Mécanique Élastique Linéaire à la Rupture) est applicable.

L'application de la MELR impose une sollicitation de l'élément dans le domaine élastique du matériau. La contrainte nominale dans la section nette (i.e. en enlevant la surface du perçage) doit être inférieure à 80% de la limite élastique du matériau. Par ailleurs, la MELR impose également une taille de la zone plastique en pointe de fissure relativement faible par rapport à la taille de la fissure et aux dimensions géométriques de l'élément.

Dans notre cas, la présence du perçage va être à l'origine d'une concentration des contraintes dans une zone proche du bord du perçage entraînant alors une redistribution des contraintes. L'entaille par électroérosion étant de très faible dimension par rapport au perçage, son champ plastique va être englobé par le champ plastique du perçage. La figure 46 représente la distribution des contraintes dans la plaque percée ainsi que l'effet du perçage sur la fissure (on parle dans la littérature d'effet d'entaille). Le champ plastique en bord de perçage conduit à des contraintes résiduelles de compression qui ont pour conséquence un ralentissement de la fissuration. Ainsi, dans cette zone, la propagation de la fissure n'est pas régie par sa propre zone plastique (Geuffrard, 2010; Suresh et Ritchie, 1984) et la MELR n'est pas applicable.

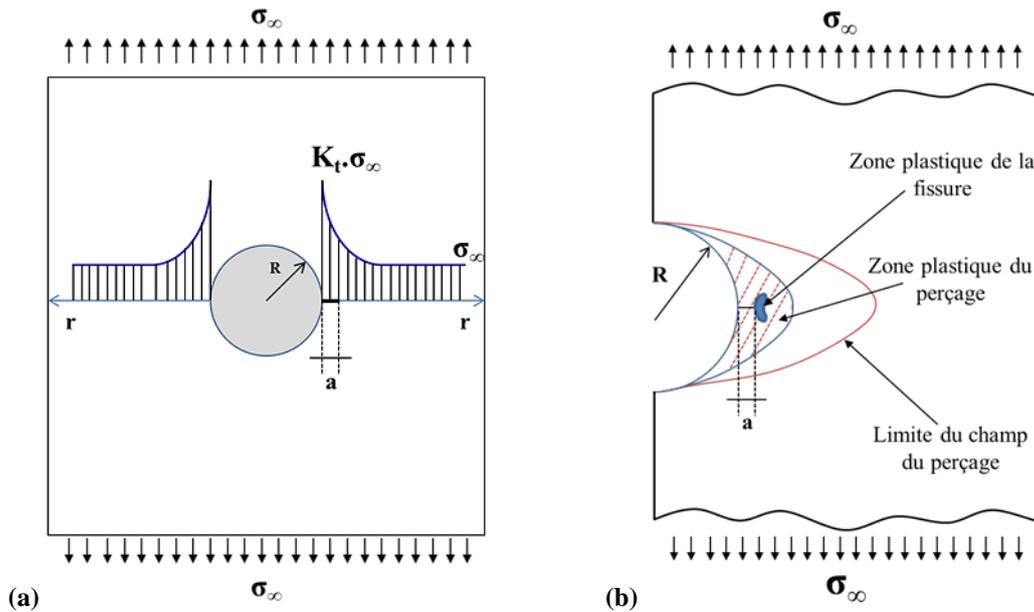


Figure 46: Représentation schématique : (a) concentration de contrainte en bord de perçage ; (b) effet d'entaille sur la propagation de fissures de petites dimensions (Suresh et Ritchie, 1984)

La propagation de la fissure à partir de l'entaille peut alors être décomposée en plusieurs étapes : l'amorce de la fissure à partir de l'entaille réalisée par électroérosion, la propagation de la fissure «courte» dans le champ plastique de l'entaille et du perçage, et enfin la propagation de la fissure dite «longue» ayant quitté le champ plastique du perçage dont la propagation suit le principe de la MELR (Loi de Paris applicable).

La notion de fissures «courte» et «longue» ainsi que le concept de longueur de transition entre ces deux longueurs ont fait l'objet de plusieurs études (Kitagawa et Takahashi, 1976; Taylor, 1982; Miller, 1982; Suresh et Ritchie, 1984; James et Knott, 1985). Concernant les fissures «courtes», plusieurs définitions sont données et trois catégories sont identifiées (ASTM E647, 1995) :

- ❖ les fissures micro-structurellement courtes ayant une longueur comparable aux dimensions de la microstructure du matériau (e.g. la taille des grains),
- ❖ les fissures physiquement courtes dont la longueur est comprise entre 0,1 et 1 mm,
- ❖ les fissures mécaniquement courtes pour lesquelles la longueur est petite par rapport à la taille de la zone plastique (cas de fissures émanant d'entailles ou de sollicitation importante entraînant une zone plastique élevée en début de propagation).

Dans le cas d'une fissure émanant d'une entaille, Dowling, 1979, a proposé une détermination de la longueur de transition entre fissure « courte » et fissure « longue », alors estimée de l'ordre de 10% du rayon du perçage, soit dans notre cas 1mm.

La pré-fissuration à partir de l'entaille étant réalisée ici sur une longueur d'environ 3 mm à partir du bord du trou (i.e. comprenant l'entaille), cette longueur est bien supérieure à la longueur de transition entre fissure «courte» et fissure «longue» établie par Dowling, 1979. Cela garantit ainsi une longueur de fissure suffisante à partir de laquelle les essais de fissuration dans le domaine de Paris pourront être menés.

- procédure de pré-fissuration retenue

L'essai de pré-fissuration a été mené en fatigue à ΔK_0 quasi constant sur une presse INSTRON de capacité 250kN. Un rapport de charge $R = 0,1$ (communément utilisé dans les essais de fatigue, Mashiri et al., 2002) et une fréquence de 10 Hz sont maintenus constants tout au long de l'essai. L'intérêt d'une pré-fissuration à ΔK_0 quasi constant est de limiter l'effet de gradient du sillage plastique sur la propagation de la fissure; la zone plastique reste ainsi uniforme tout au long de la fissuration. La valeur de ΔK_0 a alors été choisie supérieure au ΔK_{th} (seuil de propagation) pour pouvoir amorcer la fissure et se trouver dans le domaine de propagation stable de Paris (Vor, 2010). Une valeur de $17 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ a ainsi été retenue pour ΔK_0 . Pour cette valeur, la vitesse de propagation de la fissure est lente ($\sim 10^{-8}$ m/cycle) et la fissure se trouve au début du domaine de propagation stable de Paris (cf. figure 47).

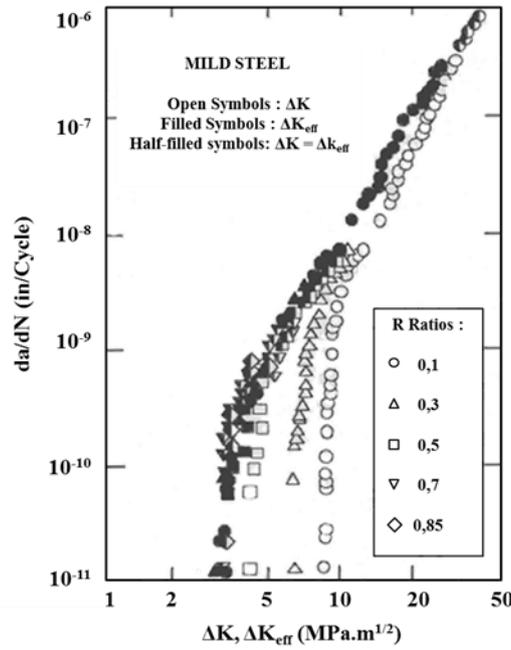


Figure 47: Courbes de fissuration pour différents rapports de charge dans le cas d'un acier doux (Elber, 1971; Walker et Beevers, 1979)

Pour maintenir l'amplitude ΔK constante, l'amplitude du chargement appliquée est diminuée progressivement au cours de l'avancée de la fissure. L'effort appliqué pour maintenir une amplitude ΔK constante a été déterminé à l'aide de l'équation de Bowie et Newman (Newman, 1976), établie dans le cas d'une plaque trouée comportant une seule fissure de longueur initiale a_0 (a_0 correspondant ici à la longueur de l'entaille réalisée par électroérosion, soit 0.6 mm).

$$K = \left[\Delta\sigma\sqrt{\pi a} \right] \varphi_1 \cdot f_1 \quad \text{Eq. (10)}$$

$$\varphi_1 = 0.707 - 0.18 \cdot \lambda + 6.55 \cdot \lambda^2 - 10.54 \cdot \lambda^3 + 6.85 \cdot \lambda^4$$

$$\lambda = \frac{1}{(1 + a/R)}$$

$$f_1 = \sqrt{\sec\left[\left(\frac{\pi}{2}\right) \cdot \frac{2R + a}{W - a}\right]} \times \sqrt{\sec\left[\left(\frac{\pi}{2}\right) \cdot \frac{2R}{W}\right]}$$

Avec,

R = rayon du perçage (10 mm)

W = largeur de la plaque (90 mm)

a = longueur de la fissure

$\Delta\sigma$ = amplitude de contrainte appliquée

140 000 cycles sont nécessaires pour réaliser la pré-fissure comprise entre 2 et 3 mm (mesurée en surface de la plaque). L'effort appliqué est diminué par palier de 7% tous les 20 000 cycles avec un chargement maximal initial de 110kN. L'examen post-mortem du faciès de rupture de l'éprouvette permettra, par la suite, de déterminer précisément la longueur de pré-fissure initiale réalisée à l'aide de cette procédure.

3.3 Fissuration en fatigue des éprouvettes

- Cas des éprouvettes en acier S235 :

Après la première étape de pré-fissuration, permettant l'obtention d'une fissure vraie de fatigue d'une longueur d'environ 3 mm à partir du bord du perçage, les essais de fissuration des plaques non renforcées et renforcées sont menés.

Tout comme pour la première étape de pré-fissuration, les essais de fatigue sont menés en mode I (traction pure), à une fréquence de 10 Hz et pour un rapport de charge $R = 0,1$. Les essais sont réalisés à ΔF (étendue de chargement appliqué) constant jusqu'à rupture complète de l'éprouvette. La propagation a ainsi lieu à ΔK croissant permettant l'obtention de la courbe de propagation de la fissure.

La contrainte maximale appliquée à l'éprouvette lors des chargements cycliques a été choisie de manière à être représentative des niveaux de contrainte réelle rencontrés sur ouvrage, soit 100 MPa. Ainsi, le rapport de charge étant de 0,1, l'étendue de contrainte appliquée est de 90 MPa, correspondant à un effort appliqué ΔF allant de 9 à 90 kN.

- Cas des éprouvettes en fer puddlé :

Les plaques en fer puddlé présentent une épaisseur de 7 mm plus faible que dans le cas des plaques en acier S235 (10 mm). L'étendue de contraintes appliquées a été choisie identique au cas acier S235 pour les deux étapes de pré-fissuration et de fissuration (l'étendue de chargement a alors été modifiée en tenant compte du ratio entre les deux épaisseurs).

Etant donné la dispersion des résultats dans le cas du matériau fer puddlé, des premiers essais ont permis de valider l'étendue de contraintes ainsi que le nombre de cycles appliqués. Pour l'étape de pré-fissuration, des fissures de longueurs différentes ont été obtenues pour le même nombre de cycles appliqués, témoignant bien de la grande hétérogénéité des résultats.

Néanmoins, malgré la grande dispersion des résultats, les essais ont permis de vérifier que l'amorce et la propagation de fissure avait bien lieu au niveau de l'entaille mais aussi que l'étape de propagation de la fissure n'avait pas lieu trop rapidement ce qui permet par la suite un meilleur suivi de la propagation de fissure (cf. paragraphe suivant).

3.4 Suivi de fissuration des éprouvettes percées

- Cas des éprouvettes en acier S235 :

Le suivi de fissuration des éprouvettes en acier S235 a été réalisé par marquage mécanique (en anglais « beach-marking technique »). Cette technique a été utilisée dans plusieurs études récentes qui ont servi de base pour la mise en place de nos essais (Liu et al., 2009; Wu et al., 2012a; Wu et al., 2013; Yu et al., 2013; Doremus et al., 2015). Le principe du marquage mécanique consiste à diminuer l'étendue de contraintes appliquées pendant un certain nombre de cycles au cours de la propagation de la fissure. Dans notre cas, la contrainte maximale est maintenue tandis que la contrainte minimale est augmentée ce qui permet d'éviter tout arrêt de la fissuration durant les cycles de marquage. Ainsi, cette modification de l'étendue de contraintes appliquées revient à augmenter le rapport de charge R . Cela a pour effet une modification du facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure, conduisant à une réduction de la vitesse de propagation de la fissure, et laissant des marques visibles sur la surface de rupture.

L'examen post-mortem de l'éprouvette permet ainsi la lecture des marques laissées, sur la surface de rupture du matériau, suite à l'augmentation périodique du rapport de charge. Les conditions de chargement se composent alors des deux phases suivantes appliquées alternativement avec un nombre de cycles différent (cf. figure 48) :

- ❖ **Cycles de propagation de la fissure :** chargement sinusoïdal d'amplitude de charge constante $\Delta F = F_{max} - F_{min} = 9-90\text{kN}$, rapport de charge $R = 0,1$ et fréquence de 10Hz.
- ❖ **Cycles de marquage mécanique :** chargement sinusoïdal gardant la même amplitude de chargement maximal $F_{max}=90\text{kN}$, la même fréquence de 10 Hz, mais avec un rapport de charge $R = 0.55$ ($F_{min} = 49.5\text{kN}$).

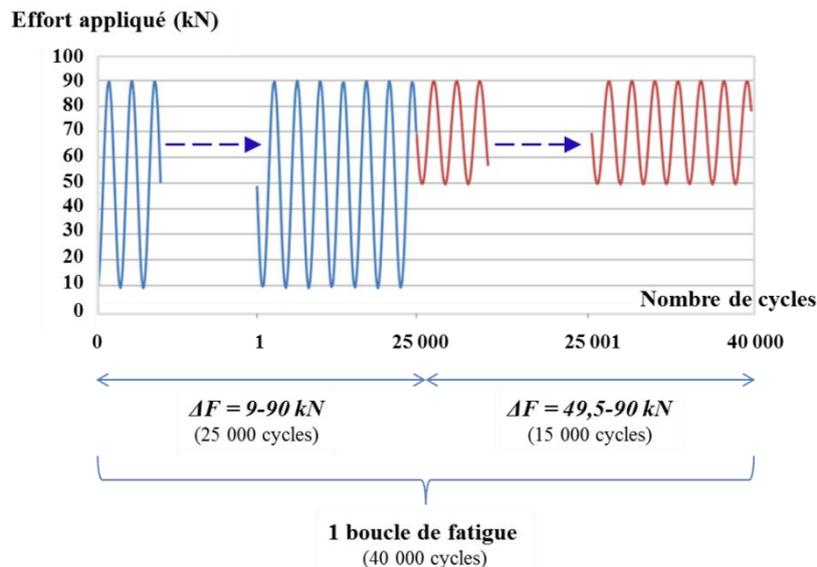


Figure 48: Cycles de fatigue appliqués permettant le suivi de propagation de la fissure par marquage mécanique

Lors du cycle de marquage, la fissure se propage sur une très faible longueur pour les premiers marquages (de l'ordre de $100\mu\text{m}$, estimée par observation au microscope optique) et sur une longueur plus importante pour les derniers cycles proches de la rupture finale de l'éprouvette.

La figure 49 représente un exemple d'observation de marquage mécanique effectuée au microscope optique, dans le cas d'une éprouvette de référence non renforcée, permettant notamment l'observation des différentes zones: entaille, pré-fissure à ΔK_0 quasi constant, propagation de la fissure avec marquages mécaniques.

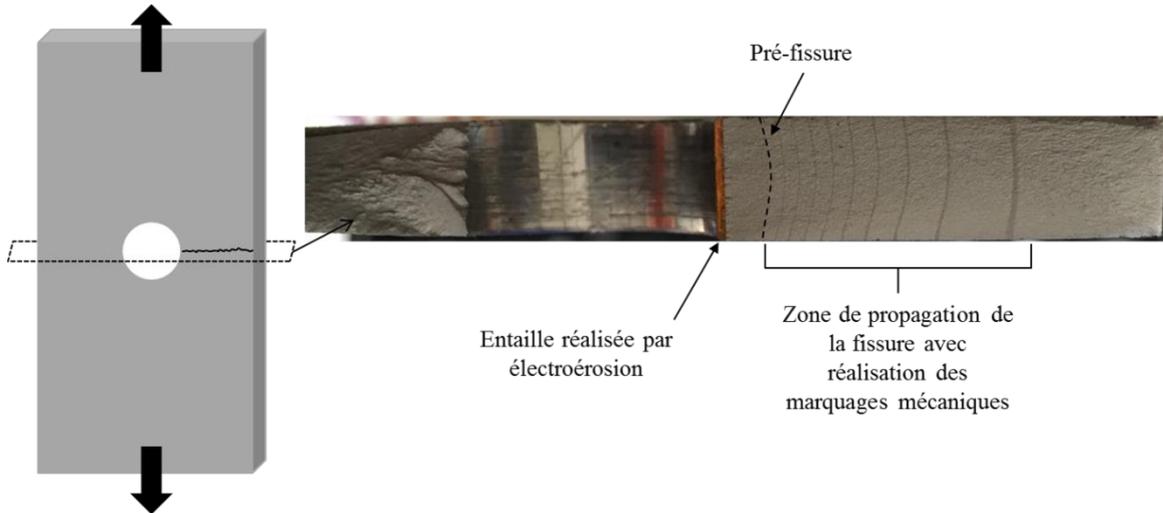


Figure 49: Observation au microscope optique du front de fissure au cours de la propagation grâce à la technique de marquage mécanique

Le suivi par marquage mécanique donne des informations très intéressantes en termes d'observation du trajet et du front réel de la fissure au cours de sa propagation (effet tunnel observé et qui sera discuté dans le chapitre suivant). Par ailleurs, cette technique permet également une évaluation de la vitesse de propagation de la fissure en tout point du front de fissure, ce qui n'est pas possible avec un simple suivi en surface.

- Cas des éprouvettes en fer puddlé :

Dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, le suivi par marquage mécanique de la propagation de fissure ne peut être réalisé du fait de la microstructure et du caractère fragile du matériau (dû à la présence d'un grand nombre d'inclusions). La figure 50 montre un exemple de surface de rupture obtenue dans le cas d'une éprouvette en fer puddlé sollicitée en fatigue et sous les mêmes conditions de chargement que les éprouvettes en acier S235 précédentes.

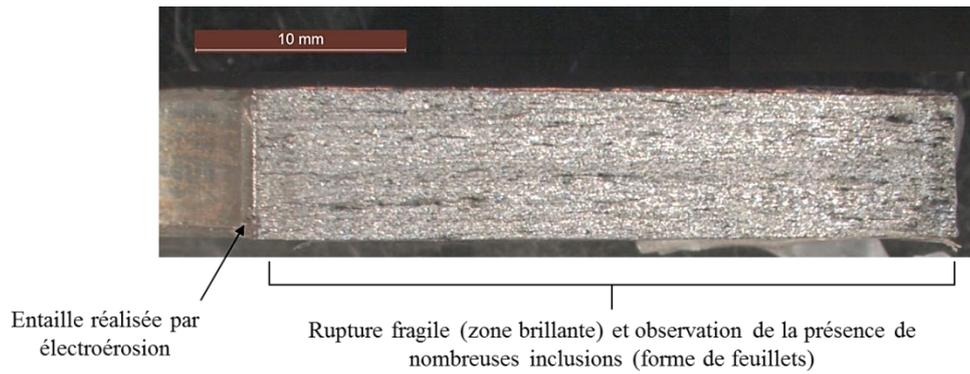


Figure 50: Observation au microscope optique de la surface de rupture d'une éprouvette en fer puddlé

Pour les éprouvettes en fer puddlé, la mesure de l'avancée de la fissure a alors été réalisée à l'aide d'une jauge de fissuration (jauge à brins) collée, en surface de la plaque, sur le trajet de la fissure. Le nombre de brins qui composent la jauge est relié directement à la résistance globale de cette dernière. Ainsi, lorsqu'un brin se rompt, du fait de l'avancée de la fissure, la résistance globale de la jauge diminue et la tension mesurée augmente. On obtient alors des paliers en tension au cours du temps (relié au nombre de cycles appliqués) correspondant à la rupture progressive de chaque brin, elle-même reliée à la longueur de la fissure propagée. L'acquisition des données a été réalisée sous le logiciel CATMAN, pour une fréquence d'échantillonnage de 300 Hz. Différentes jauges de différents constructeurs ont été testées et les jauges Kyowa ont été retenues. Ces jauges sont composées de 26 brins espacés de 1 mm. La figure 51 représente un exemple de suivi de propagation de fissure sur plaque en fer puddlé par jauge de fissuration Kyowa.

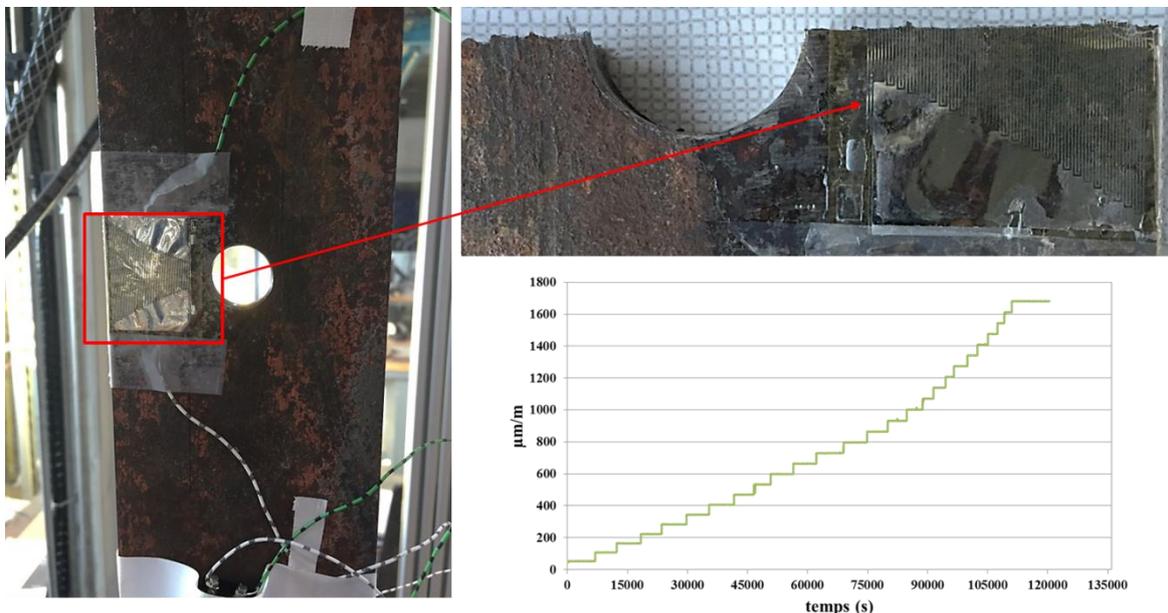


Figure 51: Suivi de propagation de fissure sur éprouvette en fer puddlé par jauge de fissuration Kyowa

4 Conclusions

La première partie de ce chapitre s'est intéressée à la présentation des matériaux d'étude et de leur comportement mécanique (matériaux métalliques, plats PRFC et adhésifs associés). Les matériaux métalliques utilisés ont été choisis de sorte à être représentatifs des matériaux métalliques de l'époque: acier doux et fer puddlé. Pour l'acier doux, l'acier actuel S235 a été utilisé du fait de ses caractéristiques mécaniques très proches. Le fer puddlé provient quant à lui de la déconstruction d'un ancien ouvrage ferroviaire fourni par la SNCF.

Deux types de procédés de renforcement PRFC (plats unidirectionnels + adhésifs associés) ont également été choisis pour cette étude. Un plat PRFC à Module Normal ($E = 165$ GPa) associé à un adhésif linéaire de la gamme Freyssinet et un plat à Ultra Haut Module ($E = 460$ GPa) associé à un adhésif non linéaire de la gamme Fyfe. La caractérisation des adhésifs a alors fait l'objet de deux types d'essais, un essai de traction monotone à rupture et un essai DSC de détermination de la température de transition vitreuse. La caractérisation des matériaux seuls étant nécessaire mais non suffisante pour caractériser le comportement des assemblages collés métal/PRFC, une campagne expérimentale sur joint à simple recouvrement a été menée. Les deux procédés de renforcement (MN et UHM) ont été testés, à la fois en traction monotone, afin d'obtenir les caractéristiques ultimes du joint de colle mais également sous cycles de charge/décharge afin de voir leur impact sur le comportement du joint de colle. Les principales conclusions de cette première étude sont détaillées au paragraphe 2.5.

Enfin, la dernière partie du chapitre s'est attachée à la présentation des essais de fatigue. La géométrie des éprouvettes percées en leur centre ainsi que les différentes procédures de pré-fissuration et fissuration appliquées sont présentées. La géométrie des éprouvettes respecte les dimensions rencontrées sur ouvrages réels, de même que le niveau de charge appliquée. Le choix d'une fissure émanant d'un seul bord du perçage a été retenu, représentant le cas le plus rencontré sur assemblages rivetés réels. Différentes méthodes de suivi de propagation de fissure ont été utilisées en fonction des matériaux métalliques étudiés. Dans le cas de l'acier S235, un suivi par marquage mécanique a été réalisé permettant un suivi de la forme du front de fissure dans toute l'épaisseur du matériau. Dans le cas du fer puddlé, la microstructure du matériau, composée de nombreuses inclusions, ne permet pas l'utilisation de cette technique de marquage et un suivi par jauge de fissuration à brins a alors été utilisé.

La prochaine étape de ce travail consiste maintenant à étudier l'efficacité d'un renforcement par PRFC collés (MN et UHM) sur le ralentissement de la propagation de la fissure de fatigue émanant du perçage des plaques métalliques.

Chapitre 3 : Etude expérimentale du renforcement en fatigue de plaques métalliques fissurées par collage de matériau composite

Ce chapitre s'intéresse à l'analyse des résultats expérimentaux obtenus dans le cas du renforcement à la fatigue de plaques métalliques percées et fissurées par collage de matériau composite. Pour rappel, la géométrie des plaques étudiées diffère de celle des plaques à entaille centrale de la littérature constituées d'un perçage central (généralement de faible diamètre) et de deux entailles mécaniques de part et d'autre du perçage à partir desquelles deux fissures de fatigue sont propagées de manière symétrique. Comme déjà évoqué dans les chapitres précédents, cette configuration de fissuration reste peu représentative de celle rencontrée sur ouvrages rivetés réels pour lesquels une fissure de fatigue est généralement constatée à un des bords du perçage, sous la tête de rivet. Dans cette étude, deux matériaux métalliques sont étudiés, l'acier doux actuel S235 et le fer puddlé issu d'éléments d'un ouvrage déconstruit, ainsi que deux procédés de renforcement PRFC : Module Normal (MN) et Ultra Haut Module (UHM). Par ailleurs, plusieurs configurations de renforcement sont également mises en place, ainsi qu'un renforcement à deux niveaux d'endommagement différents (fissure sous tête de rivet A1 et fissure tout juste débouchant A2, cf. Chapitre 2).

L'objectif principal de cette étude est de quantifier l'apport en durée de vie du renforcement par composite collé. Pour cela, une première comparaison en termes de durée de vie entre éprouvettes non renforcées et renforcées est réalisée. Ce premier résultat permet une évaluation rapide de l'efficacité du renforcement mais ne permet pas de comprendre les différents mécanismes mis en jeu dans le ralentissement de la vitesse de propagation de la fissure. Pour cela, une analyse des différents faciès de rupture obtenus est menée, ainsi qu'une analyse du front de fissure au cours de la propagation dans le cas des éprouvettes en acier S235. Enfin, les courbes de propagation sont également tracées pour l'ensemble des procédés testés permettant d'évaluer l'efficacité du renforcement pour différentes longueurs de fissure au cours de la propagation.

1 Présentation des éprouvettes renforcées

1.1 Géométrie des éprouvettes

Comme présenté dans le chapitre précédent, les essais de fissuration sont réalisés sur des éprouvettes percées en leur centre, d'épaisseur 10 mm dans le cas des plaques en acier et 7 mm dans le cas des plaques en fer puddlé, pour lesquelles une seule fissure de fatigue est amorcée à un des bords du perçage. Dans un premier temps, et pour les deux matériaux métalliques de l'étude, des éprouvettes non renforcées sont testées jusqu'à la rupture servant de référence dans la suite pour l'évaluation de l'efficacité du procédé de renforcement testé.

Les deux procédés de renforcement MN et UHM (précédemment présentés au Chapitre 2) sont étudiés dans le cas des plaques fissurées en acier doux avec différentes configurations de renforcement :

- ❖ renforcement par collage d'un plat composite sur une seule face de la plaque, disposé du côté du perçage où se trouve la fissure initiale, on parlera de **renforcement non symétrique**;
- ❖ renforcement par collage de plats composites sur les deux faces de la plaque, toujours disposés du côté du perçage où se trouve la fissure initiale, on parlera alors de **renforcement symétrique**;
- ❖ enfin, dans le cas du procédé MN, la technique de renforcement par mise en pré-tension du plat composite avant collage a également été étudiée dans le cas d'un renforcement non symétrique.

Comme déjà évoqué dans le chapitre précédent, l'étude s'intéresse au cas des assemblages rivetés avec comme première étape l'étude de plaques percées sans présence de rivet mais tenant compte des dimensions et des contraintes géométriques réelles rencontrées sur ouvrages. Pour cette raison, les plats composites ne sont pas collés directement sur la partie fissurée mais à une certaine distance du bord du perçage, $D = 10$ mm, tenant compte de la présence de la tête de rivet. Ainsi, il est nécessaire de découper les plats composites dans la longueur afin d'obtenir une largeur finale de 24 mm permettant le collage sur l'éprouvette métallique. Cette étape est réalisée à la scie circulaire en prenant soin de ne pas endommager le plat composite et en prenant également soin de réaliser une découpe droite et précise du plat composite. Enfin, étant donné les résultats en termes de longueur effective de collage (cf. résultats décrits au Chapitre 2), et étant donné les dimensions géométriques des plaques métalliques, une longueur totale de 300 mm pour les plats PRFC a été retenue. La figure 52 représente les différentes configurations de renforcement testées ainsi que les dimensions des plats composites collés.

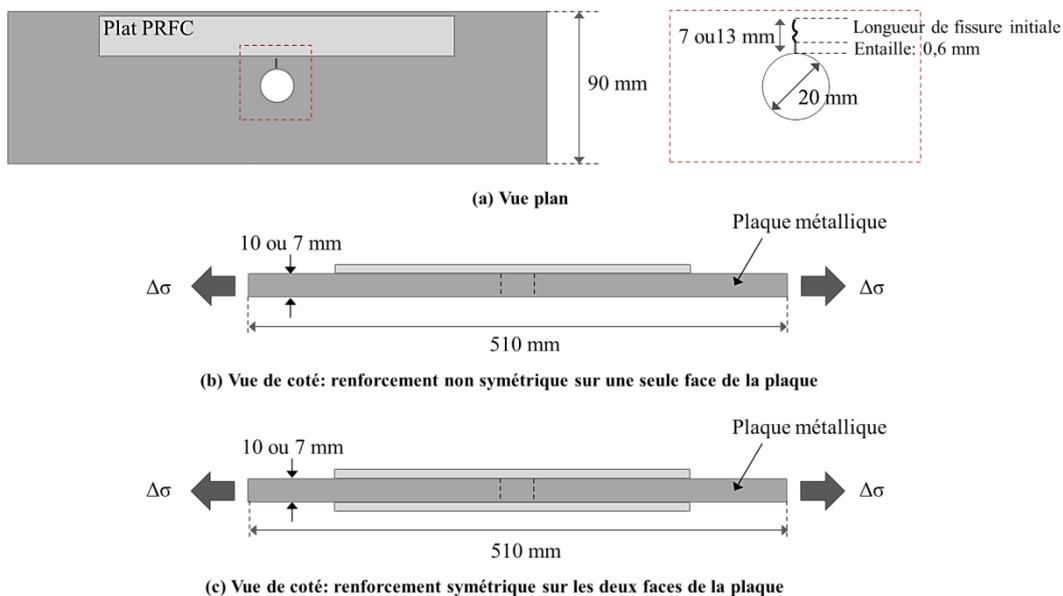


Figure 52: Représentation des configurations de renforcement testées

Dans le cas des plaques en fer puddlé, la faible quantité de matériau disponible nous impose une limitation du nombre d'essais réalisés. Ainsi, seul le procédé de renforcement UHM a été testé pour une configuration de renforcement non symétrique. Le choix de ce procédé a été effectué à partir des premiers résultats obtenus sur plaques en acier renforcées et sera discuté plus en détail dans la suite.

36 éprouvettes au total ont été testées au cours de ce travail, 28 en acier doux et 8 en fer puddlé. Les tableaux 12 et 13 présentent les différentes séries d'essais réalisées, respectivement dans le cas des plaques en acier et des plaques en fer puddlé. La désignation des éprouvettes est la suivante : « S/F » représente respectivement les éprouvettes en acier et en fer puddlé, « MN/UHM » représente respectivement le procédé de renforcement Module Normal (MN) et Ultra Haut Module (UHM), « NT/T » représente le cas non-tendu et tendu du plat MN avant collage, « NS/S » représente respectivement le renforcement sur une seule face (i.e. non-symétrique) et sur les deux faces (i.e. symétrique) de la plaque métallique, enfin « A1/A2 » représente respectivement les longueurs de fissures initiales avant renforcement ($A1 \approx 7$ mm et $A2 \approx 13$ mm, à partir du bord du perçage, cf. Chapitre 2).

Pour les premières éprouvettes renforcées en acier, trois éprouvettes ont été réalisées afin de vérifier la répétabilité des résultats. Celle-ci ayant été vérifiée pour les deux procédés de renforcement étudiés, il a alors été décidé de ne réaliser que deux éprouvettes pour les séries restantes. Dans le cas des éprouvettes prétendues 8 éprouvettes au total ont été réalisées mais seules trois d'entre elles peuvent être présentées ici. En effet, la réalisation de ces éprouvettes demandant beaucoup de précautions, 5 éprouvettes ont été endommagées lors du maintien sous tension ou lors de la décharge.

Série d'essais	N° d'éprouvettes	a_0 souhaitée	a_0 réelle* (mm)	$\Delta\sigma$ (MPa)	Précontrainte avant collage (kN/MPa)
Référence (Non renforcée)	B-1				
	B-2	-	-	90	-
	B-3				
S_MN_NT_NS_A1	S_MN_NT_NS_A1-1		8,92		
	S_MN_NT_NS_A1-2	A1	6,8	90	-
	S_MN_NT_NS_A1-3		6,68		
S_MN_NT_NS_A2	S_MN_NT_NS_A2-1		12,66		
	S_MN_NT_NS_A2-2	A2	13,94	90	-
	S_MN_NT_NS_A2-3		13,41		
S_MN_T_NS_A1	S_MN_T_NS_A1-1	A1	6,76	90	10/350
	S_MN_T_NS_A1-2		7,62		
S_MN_T_NS_A2	S_MN_T_NS_A2-1	A2	12,71	90	10/350
S_MN_NT_S_A1	S_MN_NT_S_A1-1		6,72		
	S_MN_NT_S_A1-2	A1	9,22	90	-
	S_MN_NT_S_A1-3		6,22		
	S_MN_NT_S_A1-4		7,43		
S_MN_NT_S_A2	S_MN_NT_S_A2-1	A2	11,7	90	-
	S_MN_NT_S_A2-2		13,24		
S_UHM_NT_NS_A1	S_UHM_NT_NS_A1-1		5,89		
	S_UHM_NT_NS_A1-2	A1	6,39	90	-
	S_UHM_NT_NS_A1-3		6,57		
S_UHM_NT_NS_A2	S_UHM_NT_NS_A2-1		12,49		
	S_UHM_NT_NS_A2-2	A2	15,4	90	-
	S_UHM_NT_NS_A2-3		13,24		
S_UHM_NT_S_A1	S_UHM_NT_NS_A1-1	A1	6,58	130	-
	S_UHM_NT_NS_A1-2		5,75		

S_UHM_NT_S_A2	S_UHM_NT_NS_A1-1	A2	12,67	130	-
	S_UHM_NT_NS_A1-2		12,71		

**correspondant à la longueur réelle de la fissure, mesurée à mi épaisseur (marquage mécanique), à partir du bord du perçage (entaille incluse) pour laquelle le renforcement est mis en place*

Tableau 12: Présentation des différentes séries d'éprouvettes renforcées en acier doux

Série d'essais	N° d'éprouvettes	a ₀ souhaitée	a ₀ réelle* (mm)	Δσ (MPa)
Référence (Non renforcée)	C-1	-	-	90
	C-2			
F_UHM_NT_NS_A1	F_UHM_NT_NS_A1-1	A1	~ 6-7	90
	F_UHM_NT_NS_A1-2		~ 4	
	F_UHM_NT_NS_A1-3		~ 4-5	
F_UHM_NT_NS_A2	F_UHM_NT_NS_A2-1	A2	~ 11-12	90
	F_UHM_NT_NS_A2-2			
	F_UHM_NT_NS_A2-3			

**évaluée par examen magnétoscopique (cf. paragraphe suivant) et correspondant alors à une mesure en surface et non à mi-épaisseur*

Tableau 13: Présentation des séries d'éprouvettes en fer puddlé renforcées

1.2 Evaluation de la longueur initiale de fissure avant renforcement

Outre la désignation des éprouvettes testées, les tableaux 12 et 13 précédents indiquent également les longueurs de fissure initiale avant renforcement de chaque éprouvette. Les longueurs indiquées correspondent aux longueurs réelles à partir du bord du perçage (i.e. entaille mécanique incluse) mesurées à mi épaisseur de la plaque dans le cas des plaques en acier, et en surface dans le cas des plaques en fer puddlé. On remarque alors que ces longueurs varient d'une éprouvette à l'autre bien que les procédures de pré-fissuration et de propagation de la fissure (jusqu'à la longueur initiale souhaitée A1 ou A2) soient identiques. Ainsi, les écarts absolus moyens sont respectivement de 0,76 et 0,67 pour les éprouvettes en acier et de 2 et 1,5 pour les éprouvettes en fer puddlé, montrant bien la grande dispersion des résultats dans le cas des éprouvettes en fer puddlé. Le détail de la procédure de propagation retenue ainsi qu'une explication de cette variation de longueur constatée sont donnés dans les paragraphes ci-dessous.

(A) : Cas des éprouvettes en acier doux

Pour rappel, la première phase de pré-fissuration de l'éprouvette permet l'amorce puis la propagation d'une fissure longue de fatigue à partir de l'entaille mécanique. A ce stade, la fissure longue a une longueur comprise entre 3 et 4 mm (longueur mesurée à mi épaisseur de la plaque, après rupture complète). Cette longueur est donc inférieure aux longueurs de fissure initiale souhaitées A1 (de l'ordre de 7 mm à mi épaisseur) et A2 (de l'ordre de 13 mm à mi épaisseur). Afin d'atteindre ces longueurs initiales de fissure, la procédure de fissuration avec marquage mécanique est utilisée. Il s'agit alors de déterminer le nombre de marquages nécessaires à l'obtention de ces longueurs initiales de fissure. Pour cela, les premiers essais menés sur éprouvettes non renforcées ont été utilisés. L'analyse des surfaces rompues des différentes éprouvettes de référence a pu mettre en évidence qu'une longueur de fissure de

l'ordre de 7 mm (A1), à partir du bord du perçage, est atteinte, après la première phase de pré-fissuration, grâce à la réalisation de 3 marquages mécaniques. Une longueur de fissure de l'ordre de 13 mm (A2), à partir du bord du perçage, nécessite la réalisation de 7 marquages après la première étape de pré-fissuration. La figure 53 montre ainsi un exemple de surface rompue obtenue pour l'éprouvette non renforcée B-3 ayant servi de référence pour la procédure de pré-fissuration avant renforcement précédemment décrite.

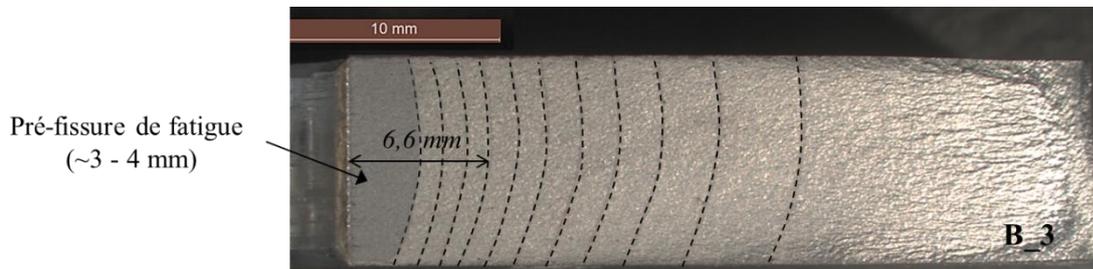


Figure 53: Surface après rupture d'une éprouvette de référence (analyse du marquage)

Il est alors intéressant de noter, à partir de la figure 53, une forme non parfaitement symétrique par rapport à l'axe à mi épaisseur, des marquages laissés sur la surface rompue du matériau. Ce phénomène peut s'expliquer par la propagation d'une fissure à un seul des bords du perçage entraînant une redistribution non symétrique des contraintes dans la largeur de la plaque (devenant plus importante à mesure que la longueur de fissure augmente), accentuée par la mise en place dans les mors et la non planéité des plaques. La connaissance et la prise en compte de ce phénomène seront importantes dans la suite de cette étude, notamment concernant la mise en place d'un renforcement non symétrique sur une seule face de la plaque et sur son efficacité.

Bien que la même procédure de fissuration soit utilisée, l'analyse des données du tableau 12 montre des différences, parfois non négligeables, de longueurs de fissure initiale entre certaines éprouvettes du même groupe (A1 ou A2). Plusieurs explications de ce phénomène peuvent être apportées, à commencer par les défauts d'usinage et les conditions de sollicitation. En effet, pour certaines éprouvettes, un léger excentrement du perçage a pu être constaté entraînant alors une distribution des contraintes différentes dans la plaque pouvant être à l'origine d'une propagation plus ou moins lente de la fissure initiale. Par ailleurs, la mise en place de la plaque dans les mors de la presse ainsi que la non-planéité de certaines plaques avant essai, entraînent une variation des conditions de sollicitations pouvant participer aux différences constatées.

Comme déjà évoqué dans le chapitre précédent (Chapitre 2), la propagation de la fissure « longue » (3-4 mm), nécessite l'amorce et la propagation d'une fissure « courte » de fatigue à partir de l'entaille mécanique. Cette dernière va alors évoluer, dans un premier temps, dans le champ plastique du perçage (fissure définie comme « mécaniquement » courte dont l'évolution n'est pas gérée par la MELR, Suresh et Ritchie, 1984) avant d'être gouvernée par sa propre zone plastique en pointe de fissure. Une étude menée par Leis, 1985, a pu montrer une évolution discontinue de ce type de fissure avec un impact important de la zone plastique développée par l'entaille (correspondant ici au perçage) sur la vitesse de propagation des fissures courtes de fatigue. Selon l'auteur, la zone d'influence de l'entaille (perçage ici) peut se décomposer en une zone plastique (au droit de l'entaille où le facteur de concentration de contrainte est élevé) et une zone élastique (champ de contraintes élastiques décroissant à mesure que l'on s'éloigne de la zone affectée par l'entaille, cf Chapitre 2). Les essais menés par l'auteur ont montré

que, dans le cas de fissures courtes se propageant depuis la zone élastique de l'entaille (i.e. la zone affectée par la présence de l'entaille mais dont la redistribution des contraintes n'entraîne pas ou plus de plastification du matériau), les vitesses de propagation des fissures courtes sont proches de celles obtenues dans le cas de fissures longues (écart constaté <10%). Tandis que dans le cas où les fissures courtes se propagent depuis la zone plastique de l'entaille, les écarts constatés sont beaucoup plus importants et une évolution fortement discontinue des fissures est observable (cf. Figure 54). Ainsi, il est difficile de prévoir l'évolution des petites fissures amorcées à partir de l'entaille mécanique, pour lesquelles, les mêmes conditions de sollicitations peuvent entraîner des longueurs de propagation différentes. Par ailleurs, les éventuels défauts d'usinage et modifications des sollicitations cités précédemment participent également activement à ce phénomène.

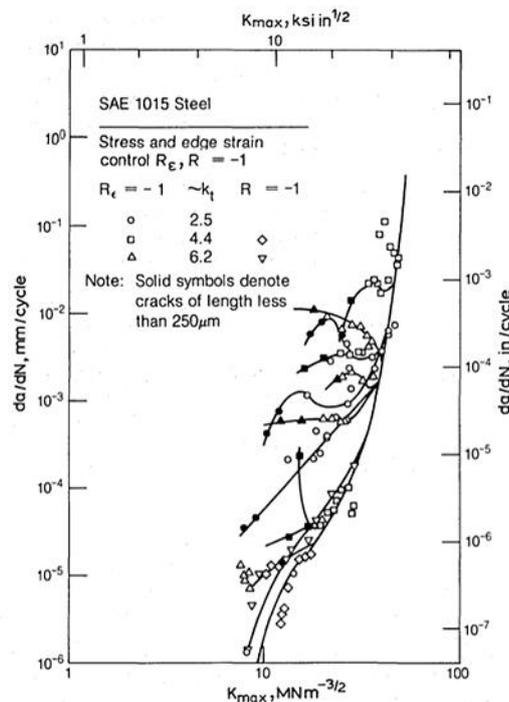


Figure 54: Résultats de l'étude menée par Leis, 1985, sur la propagation de fissures courtes englobées dans la zone plastique de l'entaille (K_t représente le facteur théorique de concentration de contrainte et R le rapport de charge)

➤ **En bref :**

L'usinage de l'entaille mécanique entraîne la création de microfissures en fond d'entaille (de l'ordre de 10 à 15 μm selon Bréat et al., 1984) qui sous l'action des cycles de fatigue (cycles de pré-fissuration) vont se propager et coalescer pour donner une fissure courte de fatigue se propageant dans un premier temps dans la zone plastique développée par le perçage (entaille douce : facteur de concentration de contrainte $K_t > 3$). Lors de cette phase de propagation, le niveau de contrainte élevé à fond d'entaille accentue l'influence de la plasticité sur le trajet de la fissure courte qui possède alors une vitesse de propagation plus élevée que dans le cas d'une fissure longue soumise à la même amplitude de facteur d'intensité de contrainte. La propagation de cette fissure courte est également fortement discontinue et ne peut en aucun cas être décrite par la mécanique élastique linéaire à la rupture.

Cet effet d'entaille et de propagation de fissures courtes de fatigue, associé aux défauts d'usinage et à la mise en place de l'éprouvette dans les mors de la presse, peuvent être responsables des écarts observés

en termes de longueur de fissure initiale entre chaque éprouvette. Par ailleurs, il a été constaté sur éprouvette non renforcée (éprouvette de référence), une forme convexe du front de fissure et non parfaitement symétrique dans l'épaisseur de la plaque. Ce phénomène trouve également son origine dans la non-symétrie des plaques fissurées (fissure à un seul bord du perçage, non planéité des plaques, excentrement du perçage) et dans la mise en place dans les mors (autrement dit les conditions de sollicitations). Sa prise en compte se montrera importante par la suite lors de l'analyse des résultats obtenus.

(B) : Cas des éprouvettes en fer puddlé

Dans le cas des plaques en fer puddlé, l'obtention de longueurs de fissure initiale similaires pour chaque série d'éprouvette s'est révélée être encore plus difficile que dans le cas des éprouvettes en acier. Les premiers essais réalisés, suivant la même procédure de fissuration, ont pu mettre en évidence une mauvaise répétabilité du mécanisme de fissuration de chaque éprouvette.

En plus des phénomènes précédemment décrits dans le cas des plaques en acier (défauts d'usinage, sollicitation, effet de l'entaille), vient s'ajouter la grande hétérogénéité microstructurale du matériau qui présente de nombreuses inclusions (cf. Chapitre 2). En effet, l'amorce et le début de propagation de la fissure courte sont fortement influencés par la microstructure du matériau présentant des éléments fragiles (plans d'inclusions) répartis de manière hétérogène d'une plaque à l'autre. Ainsi, en fonction de leur orientation et de leur position dans l'épaisseur de la plaque, ces inclusions peuvent être responsables d'une accélération ou d'un blocage de la fissure courte de fatigue en début de propagation. Par ailleurs, la taille des grains semble également avoir une influence sur la vitesse de propagation des fissures courtes, comme a pu le montrer Lankford, 1982. Selon l'auteur, une taille de grains élevée, comme c'est le cas pour le matériau fer puddlé étudié (cf. Chapitre 2), conduit à une augmentation des vitesses de propagation des fissures courtes par rapport à celles de fissures longues soumises à une même amplitude de facteur d'intensité de contrainte (ΔK).

Pour toutes ces raisons, il a été choisi dans le cas des plaques en fer puddlé, de maintenir la première phase de pré-fissuration identique à toutes les éprouvettes mais de contrôler la phase de propagation en fatigue jusqu'à la longueur initiale souhaitée, A1 ou A2. Les cycles de fatigue appliqués pour permettre la propagation de la fissure à partir de la pré-fissure sont les mêmes que ceux décrits au Chapitre 2, à savoir une amplitude de contrainte constante de 90 MPa avec un rapport de charge $R=0,1$. Le suivi de la fissuration est alors effectué d'une part par examen visuel et d'autre part par examen magnétoscopique ponctuel pour s'assurer de la longueur déterminée visuellement. L'examen visuel consiste en une observation à la loupe de la longueur de fissure à différents instants au cours de l'essai. Le principal inconvénient de cette mesure est la précision avec laquelle la longueur réelle de la fissure est déterminée. C'est pourquoi, dès lors que la longueur de fissure constatée visuellement semblait correspondre à la longueur de fissure initiale souhaitée, l'essai était arrêté et un examen magnétoscopique était effectué permettant une évaluation plus précise de la longueur réelle de fissure (cf. figure 55). Il est important de noter que, contrairement aux plaques en acier doux pour lesquelles un marquage mécanique est réalisé, le suivi de la fissure est effectué ici en surface de la plaque et ne permet donc pas l'accès au front réel de fissure à mi épaisseur de l'éprouvette (aucune observation possible d'une éventuelle convexité du front de fissure comme constaté dans le cas des plaques en acier).

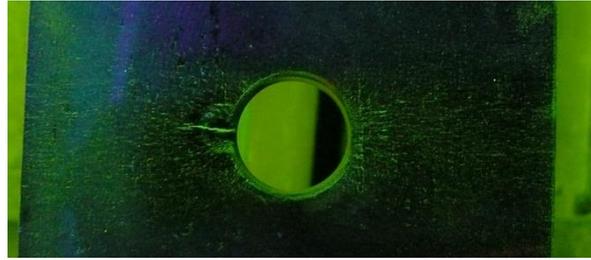


Figure 55: Révélation de l'existence d'une fissure par examen magnétoscopique dans le cas d'une éprouvette en fer puddlé fissurée

La figure 56 représente les surfaces de rupture typiques obtenues lors des essais de fissuration dans le cas de l'acier doux et du fer puddlé mettant en évidence une rupture fragile dans le cas du fer puddlé. Des surfaces de rupture similaires pour ce type de matériau ont également été observées dans l'étude de Bowman et Piskorowski, 2004 (éprouvettes réalisées à partir d'éléments de pont déconstruit datant de 1869).

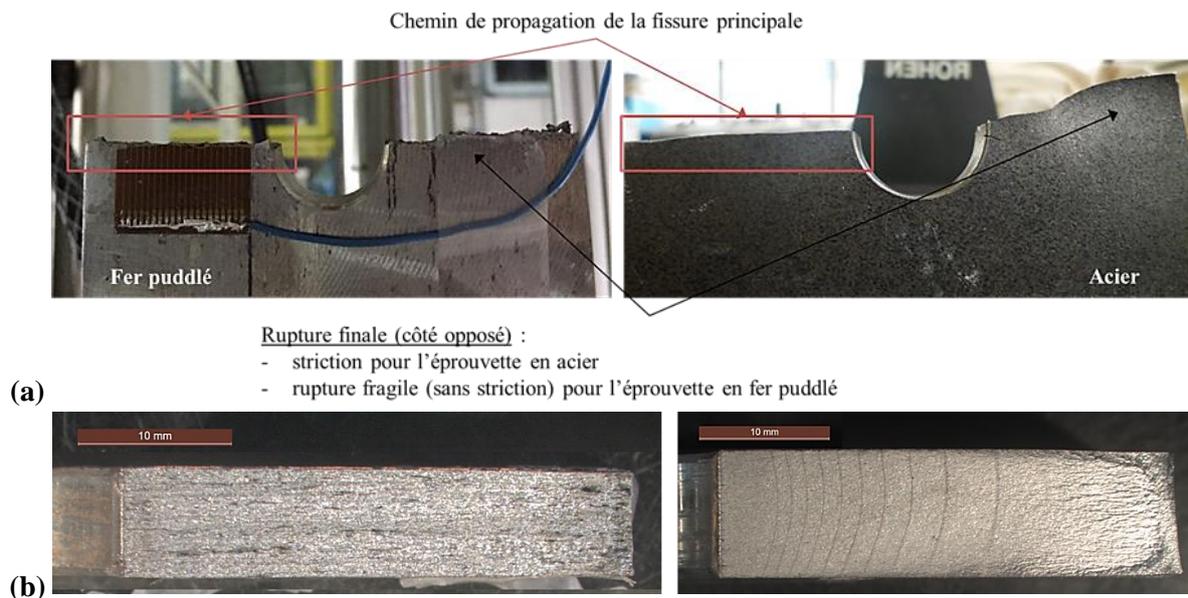


Figure 56: Mise en évidence de la rupture fragile du matériau fer puddlé avec absence de striction: (a) vue de profil; (b) vue de dessus (chemin de propagation)

1.3 Réalisation des éprouvettes renforcées : collage et mise en pré-tension

- mise en œuvre des renforcements :

Le protocole de collage des renforcements composites est le même que celui adopté dans le cas des éprouvettes de cisaillement décrites dans le chapitre précédent. A savoir :

- ❖ sablage de la zone à coller des plaques métalliques puis nettoyage soigneux à l'acétone avant collage ;
- ❖ léger ponçage et nettoyage soigneux des plats PRFC MN avant collage ;

- ❖ retrait du « peel-ply » et nettoyage soigneux à l'acétone avant collage dans le cas des plats PRFC UHM.

Bien que les recommandations des fournisseurs indiquent des temps de polymérisation de 48h, les essais de fatigue sur plaques renforcées ont été menés au minimum une semaine après collage du renforcement avec un stockage en conditions laboratoire. La figure 57 représente un exemple d'éprouvette renforcée avec identification des différentes zones précédemment citées.

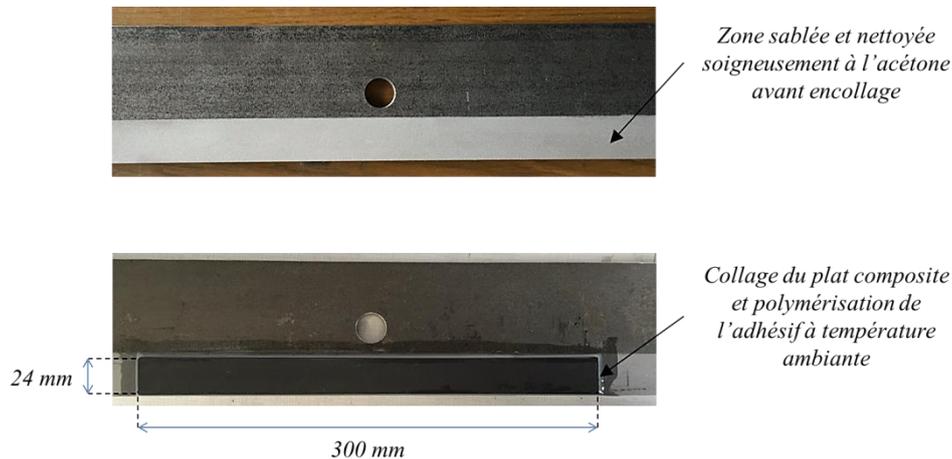


Figure 57: Préparation de surface des éprouvettes et collage du plat composite

- procédure de mise en pré-tension des plats MN avant collage :

La réalisation des éprouvettes renforcées par plats PRFC pré-tendus a nécessité plusieurs étapes et beaucoup de précautions afin de ne pas endommager l'assemblage collé final.

La mise en pré-tension a été réalisée sous la même presse que celle utilisée pour les essais de fatigue (presse INSTRON, capacité de 250kN en statique). La première étape consiste à découper le plat composite dans la largeur à la dimension souhaitée de 24 mm, puis à poncer légèrement la face qui sera par la suite encollée. Contrairement aux plats PRFC non tendus, il est nécessaire ici de garder une longueur de plat composite suffisante pour permettre la mise en place dans les mors de la presse et le collage par la suite de la plaque métallique.

Après mise en place dans les mors, la pré-tension du plat composite est réalisée progressivement (vitesse moyenne de 1kN/min avec un contrôle effectué en déplacement) jusqu'à atteindre la valeur souhaitée, soit dans notre cas un effort de 10 kN (correspondant à une contrainte dans le plat MN de 347 MPa, i.e. environ 14% de sa résistance ultime). Le choix de ce niveau de précontrainte sera discuté dans la suite de ce paragraphe.

Afin de permettre une bonne évaluation de l'effort réellement appliqué dans le plat composite avant collage, des jauges de déformations sont placées à différents endroits le long du plat PRFC. Ces jauges serviront également à connaître le niveau réel d'effort résiduel dans le plat composite après collage et décharge, et plus tard, à suivre son évolution lors de l'essai de fissuration jusqu'à rupture de l'éprouvette. Après la mise en tension du plat composite MN, l'étape suivante consiste à coller la plaque métallique fissurée (préparation de surface identique au cas non-tendu) à l'aide de la colle époxy associée au procédé de renforcement. L'éprouvette est maintenue en place le temps de la polymérisation de la colle grâce à des serre-joints. La figure 58 représente le schéma de positionnement des jauges ainsi que le montage type d'une éprouvette MN_T_NS dans la presse.

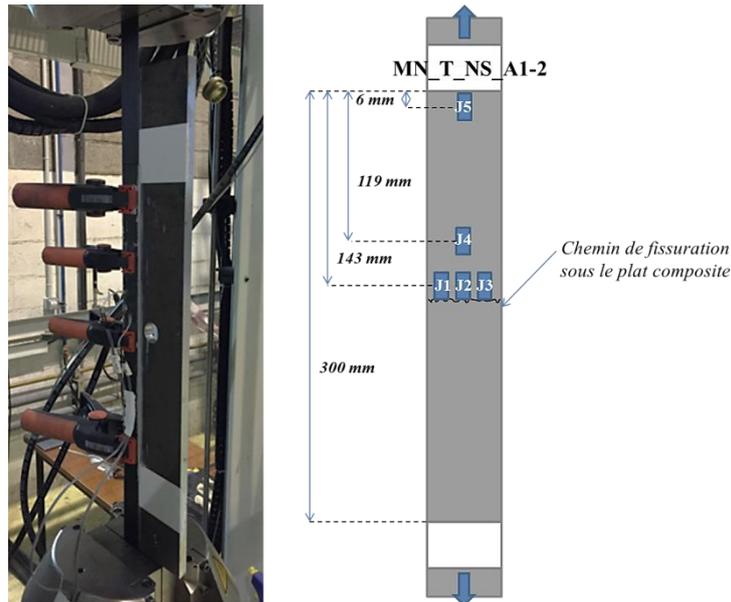


Figure 58: Schéma de positionnement des jauges sur le plat composite dans le cas des éprouvettes MN_T(10kN)_NS

Après 72 h de polymérisation à température ambiante, l'effort appliqué au plat composite est relâché progressivement avec une vitesse de décharge de l'ordre de 0,3kN/min. Une vitesse similaire a été utilisée par Rezazadeh et al., 2015, dans une étude menée sur le renforcement à la flexion de poutres en béton par plats composites prétendus collés. Selon ces auteurs, cette vitesse lente de décharge diminue les risques d'endommagement de l'assemblage collé. Après décharge et stabilisation des déformations visualisées par les jauges, les pinces de serrage sont retirées avec précaution afin de ne pas endommager l'éprouvette collée finale.

L'enregistrement des jauges de déformations fournit des informations intéressantes en termes de transfert et de perte de l'effort de précontrainte le long du joint de colle après démontage de l'essai. La figure 59 représente les pertes de précontrainte instantanées après décharge, pour les différentes jauges placées le long du plat composite.

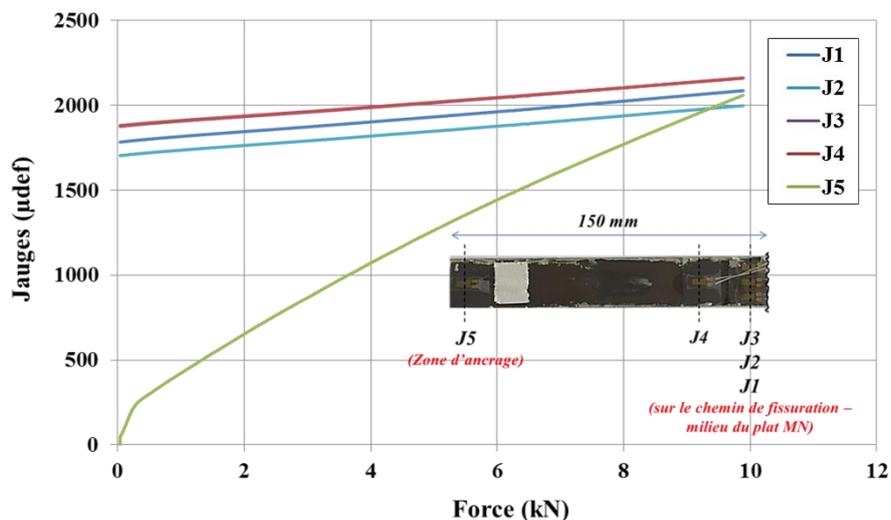


Figure 59: Perte instantanée de précontrainte lors de la décharge du plat composite

Au cours de la décharge, une perte totale de la précontrainte dans la zone d'ancrage (jauge J5) est observée pour l'ensemble des éprouvettes réalisées. Cette perte de précontrainte s'atténue ensuite progressivement le long du plat composite collé avec, en partie centrale (correspondant à la zone de propagation de la fissure de fatigue, sous le plat composite), une perte minimale de précontrainte, de l'ordre de 16%, enregistrée pour l'ensemble des éprouvettes. Le niveau de précontrainte résiduelle dans cette zone est alors de 8kN (277,78 MPa), soit 11% de la résistance ultime du plat MN.

Selon le principe de fonctionnement d'un assemblage collé (transfert des efforts par cisaillement dans le joint de colle, cf. Chapitre 2), la perte de précontrainte, à partir de la zone d'ancrage (la plus sollicitée lors de la décharge), doit alors s'effectuer sur une longueur de l'ordre de la longueur effective de collage. En effet, de manière similaire au bord chargé de l'assemblage à simple recouvrement, la zone d'ancrage subit les plus grandes contraintes de cisaillement lors de la décharge et le transfert des efforts dans le reste du joint de colle s'effectue à partir de cette zone. L'existence d'un moment fléchissant dû à la non-symétrie de l'éprouvette et à la pré-tension du plat composite n'est toutefois pas sans conséquence sur la résistance et sur l'état de contrainte réel du joint collé, avec la présence de contraintes de pelage importantes dans la zone d'ancrage (contrairement au cas des joints à simple recouvrement dont la géométrie et la méthode d'application de l'effort sont justement étudiées pour limiter ce phénomène). Ainsi, la présence d'un moment fléchissant peut expliquer en grande partie la perte de précontrainte observée. Dans le cas d'éléments épais cette perte pourrait être grandement diminuée voire évitée.

L'utilisation d'ancrages mécaniques en extrémité du plat composite aurait permis de limiter les pertes de précontrainte instantanées lors de la décharge (Bassetti, 2001; Diab et al., 2009; Pellegrino et Modena, 2009; Kim et al., 2010; Wang et al., 2012), et également de limiter par la suite les pertes de précontrainte dans le temps par fluage (El-Hacha et al., 2004; Nordin, 2005; Schlagenhauf, 2007; Koller et al., 2014; Wang et al., 2014). Comme pour les éprouvettes non prétendues, les essais de fatigue sont réalisés au minimum une semaine après collage des plats PRFC. La question de perte de précontrainte additionnelle par fluage, durant ce temps d'attente entre les essais, peut alors se poser. Pour répondre à cette question, le suivi de déformation a été réalisé, sur une des éprouvettes tendues, pendant une durée d'une semaine, après démontage de l'éprouvette de la presse (l'éprouvette est placée dans une salle à température ambiante constante). Les résultats ont alors montré une perte de précontrainte quasi inexistante durant toute cette durée (perte < 1%). Des études concernant le renforcement de poutres en béton, par collage de plats composites tendus, ont également pu mettre en évidence une perte très minimale de précontrainte à long terme (perte due au fluage de la colle et du béton). Les pertes de précontrainte instantanées après décharge restent dans tous les cas les plus significatives (El-Hacha et al., 2004; Wang et al., 2014). Wang et al., 2012, ont ainsi montré, dans le cas de poutres en béton renforcées par tissus PRFC pré-tendus à 40% de la résistance ultime, une perte instantanée de précontrainte de 12.6%, tandis qu'une perte plus faible de 3.6%, à long terme, a été enregistrée. Par ailleurs, il faut également rappeler que les conditions environnementales (particulièrement le niveau d'humidité et la température) ont un impact défavorable important sur les pertes de précontrainte au cours du temps (Shaat et al., 2004; Hesmati et al., 2015). Ces questions font l'objet d'études récentes concernant la durabilité des assemblages collés lors d'un renforcement de structures (Dawwod et al., 2010; Ferrier et al., 2011; Nguyen et al., 2012; Yashitake et al., 2014; Houhou et al., 2014). Elles ne sont pas abordées dans ce travail de thèse, l'ensemble des essais étant réalisé dans des conditions de laboratoire (HR% et T°C ambiantes constantes).

- Choix de l'effort de pré-tension appliqué :

Dans notre cas, le choix de l'effort de pré-tension appliqué au plat MN avant collage tient avant tout au procédé de mise en pré-tension lui-même. En effet, sans l'utilisation d'ancrages mécaniques, l'augmentation de l'effort de précontrainte dans le plat composite entraîne davantage de contraintes (de cisaillement mais surtout de pelage) dans les zones d'ancrage, lors de la décharge du composite, provoquant alors un endommagement prématuré de l'assemblage collé (Triantafillou et al., 1992, Shang et al., 2005, Diab et al., 2009, Wang et al., 2014). Lors d'un essai réalisé avec un effort de pré-tension de 15kN, il a été constaté une rupture de l'éprouvette dès la décharge du plat composite comme l'illustre la figure 60. Par ailleurs, d'autres facteurs tels qu'une épaisseur de colle non uniforme ou la non-planéité de la plaque métallique apportent également des contraintes additionnelles préjudiciables à l'assemblage collé.

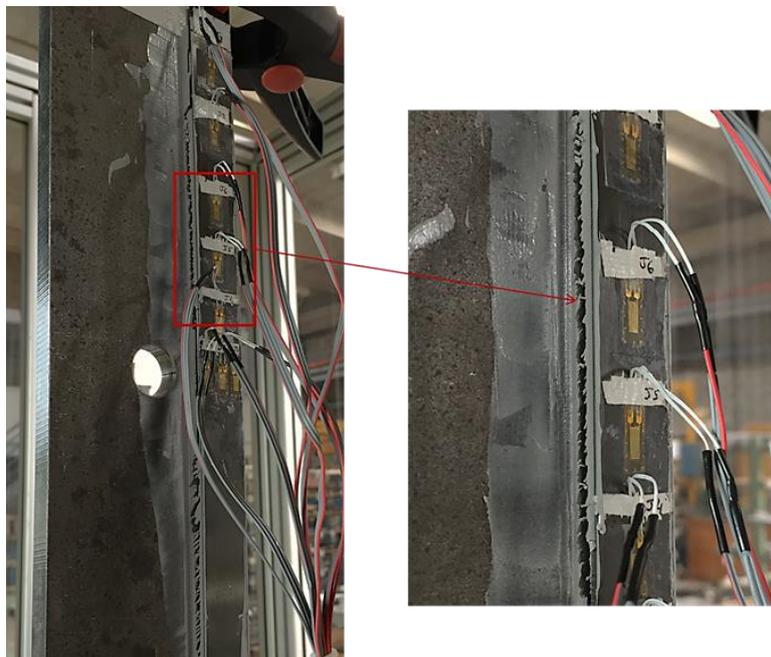


Figure 60: Rupture prématurée du joint de colle lors de la décharge, essai avec pré-tension initiale de 15kN

Il est important de rappeler ici que notre étude s'intéresse davantage au phénomène de « couture » des fissures émanant des têtes de rivet, avec un renforcement de la fissuration qui reste très local. Dans ces conditions, la mise en place d'un système d'ancrage mécanique permanent paraît alors difficile, d'abord du fait des faibles dimensions considérées (largeur très faible des plats composite) mais également du fait de la présence de nombreux rivets et du peu d'espace disponible entre ces derniers. Le renforcement d'éléments rivetés par plats composites non collés (application d'une précontrainte externe à l'aide d'ancrages mécaniques permanents) fait l'objet de quelques études récentes dans la littérature mettant en évidence son efficacité (Ghafoori, 2011; Ghafoori et al., 2012). Des projets de renforcement d'ouvrages rivetés réels par cette même technique sont également à l'étude (Ghafoori et Motavilli, 2015 et 2016).

Le niveau de précontrainte retenu dans notre étude reste toutefois cohérent avec celui adopté dans d'autres études de la littérature. Ainsi, Colombi et al., 2003c, ont étudié le renforcement de plaques en acier doux à entaille centrale par plats MN tendus avec un niveau de précontrainte initial de 632 MPa.

L'étude menée porte sur un renforcement symétrique avec collage des plats MN tendus de part et d'autre du perçage, et sur les deux faces de la plaque (symétrie de l'assemblage collé final, limitant les contraintes de pelage dans les zones d'ancrage). Dans cette étude, aucun système d'ancrage mécanique n'a été utilisé, et deux types de plat MN de module différent ont été étudiés ($E=174$ GPa et $E=216$ GPa). De même, Täljsten et al., 2009, ont également étudié le renforcement symétrique de plaques métalliques à entaille centrale avec mise en pré-tension des plats composites MN ($E=155$ GPa et $E=214$ GPa) pour des niveaux de précontraintes plus faibles (171 MPa et 214 MPa dans le plat composite) et similaires au niveau retenu dans notre étude. D'autres géométries d'éprouvettes entaillées (éprouvettes à entailles latérales) utilisant un système d'ancrage mécanique, ont également été étudiées (Huawen et al., 2010), avec des niveaux de précontrainte beaucoup plus élevés allant de 600MPa à 1200MPa. Les résultats de ces études seront discutés et comparés à nos propres résultats dans la suite de ce chapitre.

2 Résultats expérimentaux

2.1 Analyse du marquage mécanique

Le suivi par marquage mécanique des éprouvettes en acier permet une observation précise du trajet et du front réel de la fissure au cours de sa propagation. Cette première étape est primordiale pour bien comprendre les mécanismes de fissuration réellement mis en jeu (mode de propagation prédominant, phénomène de fermeture de fissure) et permet également une première observation de la répartition des contraintes dans l'élément au cours de la fissuration.

- Éprouvettes de référence non renforcées :

La figure 61 présente les surfaces rompues obtenues dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées et met en évidence la forme réelle du front de fissure ainsi que la présence de différentes zones de propagation.

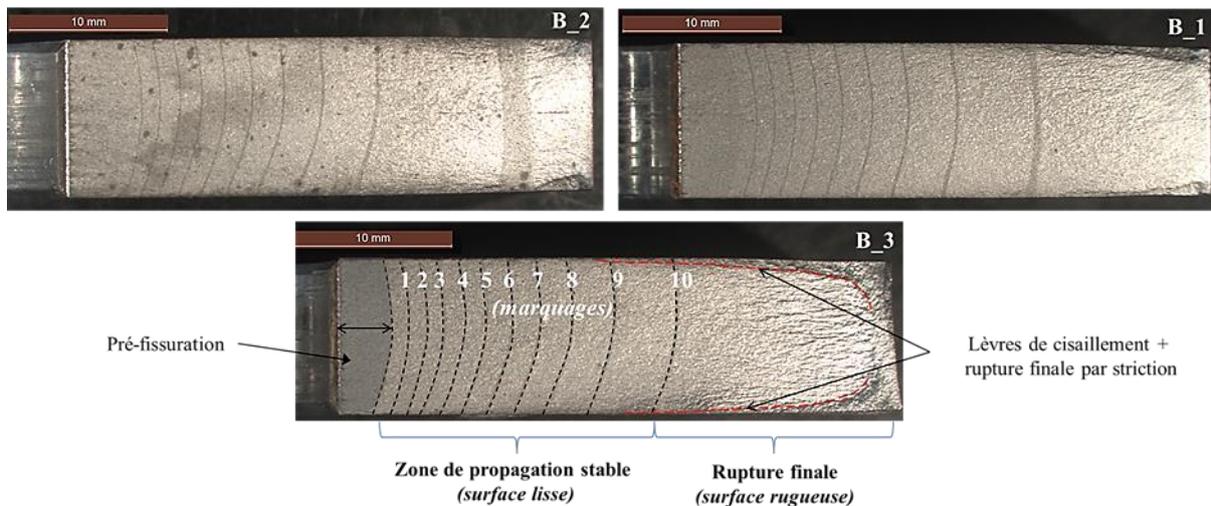


Figure 61: Surfaces rompues obtenues dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées

Deux zones de propagation sont observables: une première zone de propagation stable de la fissure (surface lisse) pour laquelle le critère de plasticité confinée en pointe de fissure est respecté (MELR et

domaine de Paris), suivie d'une deuxième zone de propagation correspondant à la rupture finale ductile de l'éprouvette pour laquelle les vitesses de propagation sont élevées (à la limite, voire en dehors du domaine de Paris) accompagnée d'une striction de l'éprouvette (cf. Figure 56).

Dans la première zone de propagation stable de la fissure (celle contenant la plus grande partie des marquages mécaniques et qui nous intéresse davantage par la suite), il est intéressant de noter une convexité de la forme du front de fissure, qui s'accroît à mesure que la fissure se propage, on parle alors d'effet tunnel. Deux phénomènes sont à l'origine de cet effet : l'état triaxial des contraintes en pointe de fissure (effet 3D) et la non-uniformité dans l'épaisseur des phénomènes de fermeture de fissure induits par plasticité, ces deux phénomènes étant évidemment liés. L'analyse de l'état de contrainte en pointe de fissure met en évidence l'existence d'un état de contrainte plane en surface de l'éprouvette (bords libres), tandis qu'à mi épaisseur, un état de déformation plane prédomine. Ce phénomène a pour conséquence des étendues de zone plastique différente en pointe de fissure (cyclique et monotone), non uniformes dans l'épaisseur de la plaque.

Selon les relations proposées par Irwin, 1960 (permettant une estimation de la taille des zones plastiques cycliques et monotones), à K_I équivalent, la taille de la zone plastique serait trois fois plus importante en contrainte plane qu'en déformation plane. Une représentation schématique en trois dimensions de ce phénomène est donnée en figure 62. L'existence d'une zone plastique plus importante en surface d'éprouvette qu'à cœur conduit ainsi à un ralentissement de la pointe de fissure plus important en bord libre qu'à mi épaisseur, du fait d'un contact prématuré des lèvres de la fissure au cours du chargement (définition du phénomène de fermeture de fissure induit par plasticité, décrit plus en détail dans le chapitre 4 suivant).

Selon plusieurs études de la littérature (Branco et al., 2008a, b et c), cette forme convexe du front de fissure au cours de sa propagation, correspondrait à une distribution iso- K_{eff} le long du front de fissure (répartition uniforme du FIC effectif). Cette remarque aura son importance dans le chapitre suivant lors de l'analyse en termes de FIC.

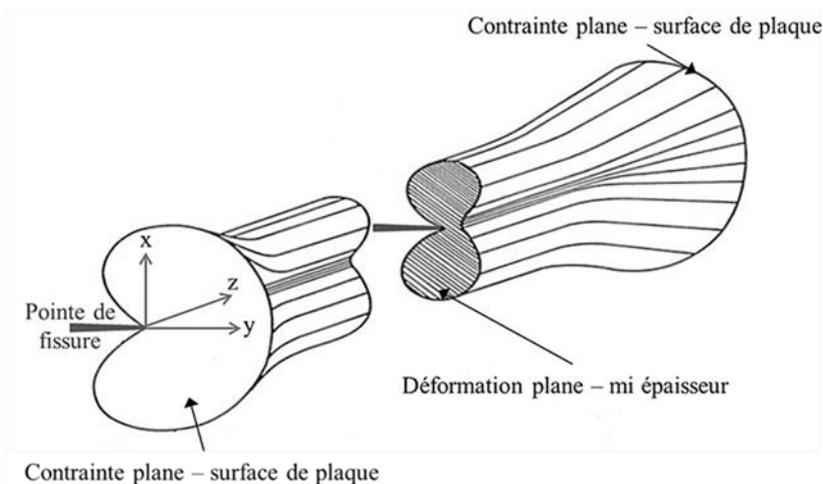


Figure 62: Représentation schématique de l'évolution de la zone plastique dans l'épaisseur de la plaque (Irwin, 1960, Esnault, 2014)

L'analyse de la surface rompue près des bords libres de la plaque, met en évidence un deuxième phénomène qui apparaît et s'accroît à mesure que la fissure se propage. Il s'agit de la création de «

lèvres de cisaillement » (cf. Figure 61). Selon plusieurs études, la création de ces lèvres de cisaillement correspond à une propagation de la fissure dans un plan qui n'est plus strictement perpendiculaire à la direction de sollicitation (Pook, 1993; Bakker, 1992; Yamada et al., 2007; Esnault, 2014). En fin de propagation (section résistante de matériau devenant faible), la fissure semble en effet se déverser latéralement et les lèvres de cisaillement occupent une part croissante de l'épaisseur à mesure que la fissure se propage. La formation des lèvres de cisaillement est liée à l'apparition, dans ces zones, de modes de cisaillement II et III, en plus du mode I de sollicitation principal. Une représentation schématique de ce phénomène est donnée en figure 63.

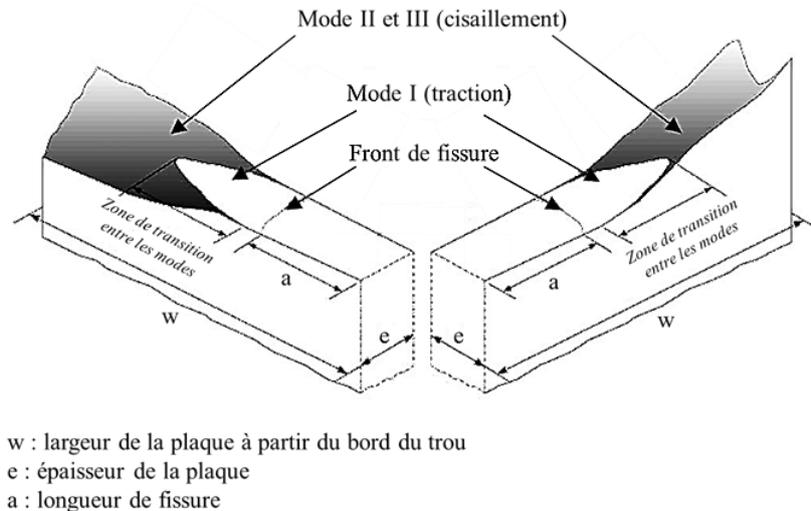


Figure 63: Représentation schématique du phénomène de déversement antisymétrique (gauche) et symétrique (droite) d'après Yamada et al., 2007

Une étude expérimentale menée par Van Kranenburg, 2010, a mis en évidence l'existence d'une relation directe entre courbure du front de fissure et initiation des lèvres de cisaillement : la convexité du front de fissure favoriserait alors le déversement. Une autre étude menée par Zuidema et al., 2003, montre par ailleurs que la largeur des lèvres de cisaillement dépend uniquement de l'amplitude effective du facteur d'intensité de contrainte ΔK_{eff} et de la fréquence de sollicitation. D'autres paramètres semblent également avoir une influence plus ou moins significative sur la formation et le développement des lèvres de cisaillement (rapport de charge, fréquence d'essais, épaisseur, propriétés mécaniques du matériau, environnement). Cependant, les analyses restent assez qualitatives et basées sur des observations purement expérimentales. D'un point de vue théorique, l'utilisation de la loi de Paris en mode I n'est pas valide dans les zones de déversement de la fissure pour lesquelles la propagation n'est plus plane en mode I mais mixte avec apparition des modes II et III de fissuration. Néanmoins, dans notre cas, on peut constater un développement limité et tardif de ces lèvres de cisaillement qui n'occupent qu'une très faible partie de l'épaisseur de la plaque, proche de la surface, comme l'illustre la figure 61. De plus, dans le cas des éprouvettes renforcées, la présence du renfort tend à diminuer l'amplitude du facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure et à retarder voire empêcher le développement des lèvres de cisaillement. L'analyse en termes de facteur d'intensité de contraintes menée dans le chapitre suivant ne devrait donc pas être perturbée par ce phénomène.

Enfin, une dernière remarque peut être formulée concernant la forme du front de fissure, pour laquelle une non-symétrie dans l'épaisseur est constatée et s'accroît à mesure que la fissure se propage (également évoqué dans le paragraphe précédent). La non uniformité des contraintes dans la plaque (propagation d'une seule fissure à un des bords du perçage associée à la mise en place dans les mors et

la non planéité des plaques), a un impact important sur les conditions de sollicitations de la pointe de fissure, dont la forme du front dépend en grande partie de l'état de contrainte local également non uniforme dans la plaque. On comprend alors qu'un léger excentrement en début de propagation s'accroîtra par la suite davantage avec la propagation de la fissure. Cet effet peu significatif dans le cas d'un renforcement symétrique (sur les deux faces de la plaque), se révélera important dans le cas d'un renforcement non symétrique. L'analyse des éprouvettes renforcées fait d'ailleurs l'objet des paragraphes suivants.

- Eprouvettes renforcées :

(A) : Renforcement sur les deux faces de la plaque (éprouvettes symétriques)

Dans le cas des éprouvettes symétriques renforcées sur chacune des faces de la plaque, un marquage de la surface semblable à celui des éprouvettes de référence non renforcées est attendu. La principale différence réside alors dans le nombre de marques laissées sur la surface rompue du matériau témoignant de l'efficacité du renforcement.

- Procédé de renforcement MN :

La figure 64 présente les surfaces rompues correspondant au procédé de renforcement MN dans le cas d'un renforcement symétrique et pour les deux longueurs de fissure initiale considérées avant renforcement. Dans ce cas, une comparaison directe entre éprouvettes renforcées et éprouvettes non renforcées peut être effectuée puisque les conditions de sollicitations des éprouvettes sont identiques.

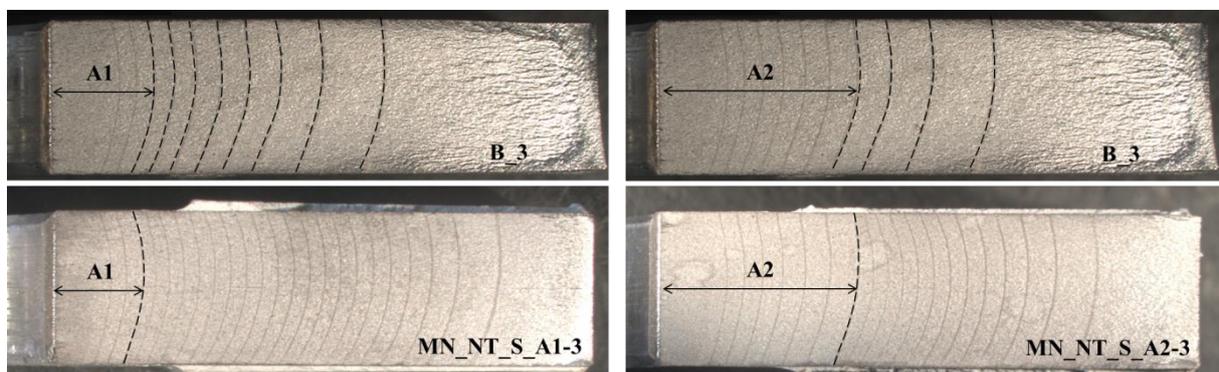


Figure 64: Marquages obtenus dans le cas des éprouvettes renforcées de manière symétrique à l'aide du procédé de renforcement MN

L'action du renforcement composite est clairement visible sur la figure 64, avec la présence de marquages plus serrés, attestant d'un ralentissement effectif de la vitesse de propagation de la fissure. Dans le cas de l'éprouvette MN_NT_S_A1, le ralentissement de la fissure est observable dès les premiers cycles de fatigue, avant même que la pointe de fissure n'ait atteint le bord des plats composites. Tandis que dans le cas de l'éprouvette MN_NT_S_A2, la pointe de fissure étant directement recouverte par le renforcement composite il n'est pas étonnant de constater également un ralentissement immédiat de la propagation.

La présence du renforcement composite a pour premier effet une redistribution des contraintes dans la plaque entraînant ainsi une diminution de l'amplitude de chargement réellement appliquée à la section. De plus, la présence du plat composite a également une action locale puisqu'il va alors permettre de limiter l'ouverture des lèvres de la fissure réduisant ainsi la taille des zones plastiques en pointe de fissure. Ces deux actions ont pour effet une réduction du facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure et par conséquent un ralentissement de la vitesse de propagation.

L'observation de l'éprouvette MN_NT_S_A2-3 met une fois encore en évidence la non-symétrie du front de fissure initial, avant renforcement, mais qui ne semble pas avoir d'influence par la suite sur l'efficacité du renforcement (aucune accentuation de cet effet n'est constatée au cours de la propagation). Enfin, pour les deux configurations d'éprouvettes (A1 et A2), il est également intéressant de noter une longueur plus importante de la zone de propagation stable de la fissure. La zone de rupture finale par striction est très faible et les lèvres de cisaillement semblent dans ce cas inexistantes.

- Procédé de renforcement UHM :

Dans le cas du procédé de renforcement UHM, l'amplitude de charge a été augmentée à la suite du premier essai (UHM_NT_S_A1-0) qui n'a pas présenté de rupture après plus de 3 millions de cycles. Pour ce premier essai, la surface rompue a alors montré des marques très serrées et un ralentissement très net de la propagation (mais pas d'arrêt de la fissuration constaté). La figure 65 représente les surfaces rompues des éprouvettes UHM_NT_S testées à plus grande amplitude de charge pour les longueurs de fissure initiale A1 ou A2, ainsi que le marquage obtenu dans le cas du premier essai UHM_NT_S_A1-0. L'amplitude de contrainte appliquée étant différente, une comparaison directe des marquages obtenus avec ceux correspondant aux éprouvettes de référence non renforcées n'a pas de sens ici.

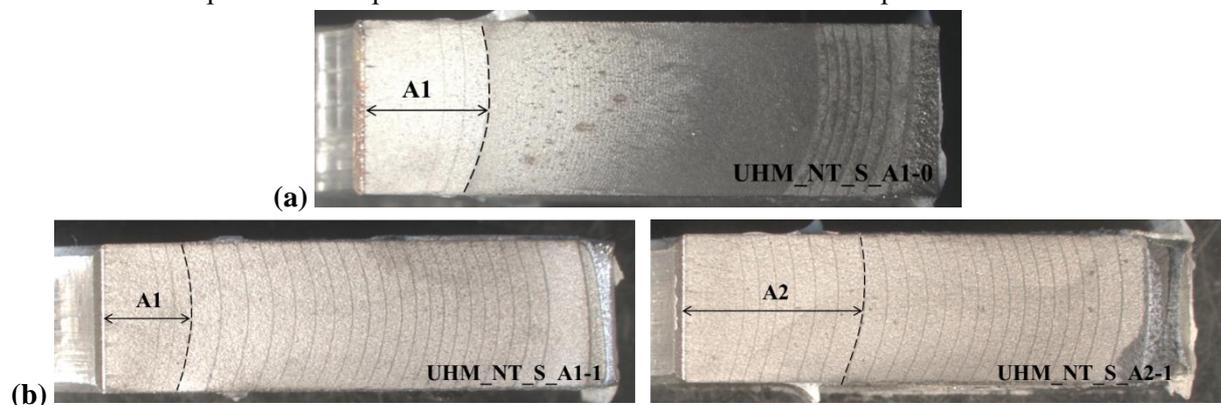


Figure 65: Marquage obtenu dans le cas des éprouvettes UHM_NT_S: (a) UHM_NT_S_A1-0; (b) cas des éprouvettes de longueur de fissure initiale A1 et A2

Comme pour les éprouvettes MN renforcées, la zone de propagation stable de la fissure est importante et les lèvres de cisaillement semblent une nouvelle fois inexistantes. Néanmoins, contrairement aux cas précédents, un phénomène nouveau apparaît avec un ralentissement de la fissure qui semble s'accroître à mesure que celle-ci se propage sous le plat composite (dernières marques plus serrées que les premières). Une explication peut être l'amorçage et la propagation d'une seconde fissure de fatigue, à l'autre bord du perçage, avant rupture complète de l'éprouvette. En effet, dans le cas des éprouvettes symétriques (MN et UHM), une seconde fissure de fatigue est observée et prend la forme d'une fissure en coin, caractéristique des fissures réelles rencontrées sur ouvrages (Zhou, 2003; Imam et al., 2007).

La figure 66 représente les fissures de fatigue constatées à l'autre bord du perçage dans le cas des éprouvettes MN_NT_S et UHM_NT_S.

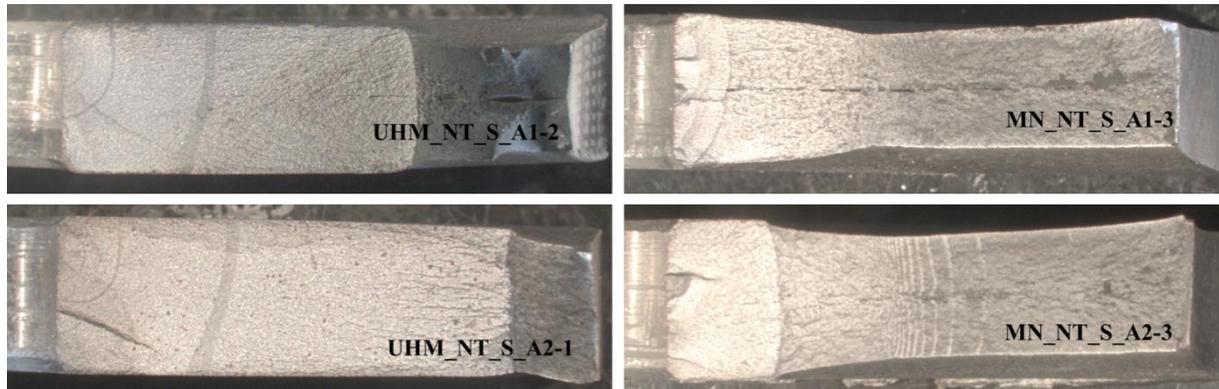


Figure 66: Amorçage et propagation d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage, cas UHM_NT_S et MN_NT_S

Dans le cas des éprouvettes UHM, la propagation de la seconde fissure de fatigue a lieu pendant un certain nombre de cycles (propagation stable avec observation d'au moins 4 marquages dans chaque cas) et sur une distance bien plus importante que dans le cas des éprouvettes MN. Comme pour la première fissure de fatigue, la propagation de la seconde fissure va être accompagnée d'une redistribution des efforts dans la plaque et va ainsi entraîner une diminution des contraintes appliquées en pointe de la première fissure de fatigue. Ainsi, il semblerait que le ralentissement de la première fissure de fatigue constaté en fin de propagation dans le cas des éprouvettes UHM, soit dû au phénomène de propagation stable d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage. Dans le cas des éprouvettes MN cette seconde fissure de fatigue ne semble montrer en revanche qu'une phase de propagation rapide et instable (zone rugueuse + striction importante), ayant lieu dans les derniers cycles de propagation (dernier marquage) et n'ayant donc pas de conséquences notables sur la propagation de la première fissure de fatigue.

(B) : Renforcement sur une seule face de la plaque (éprouvettes non symétriques)

Les surfaces rompues obtenues pour l'ensemble des éprouvettes renforcées de manière non symétrique sont présentées en figure 67.

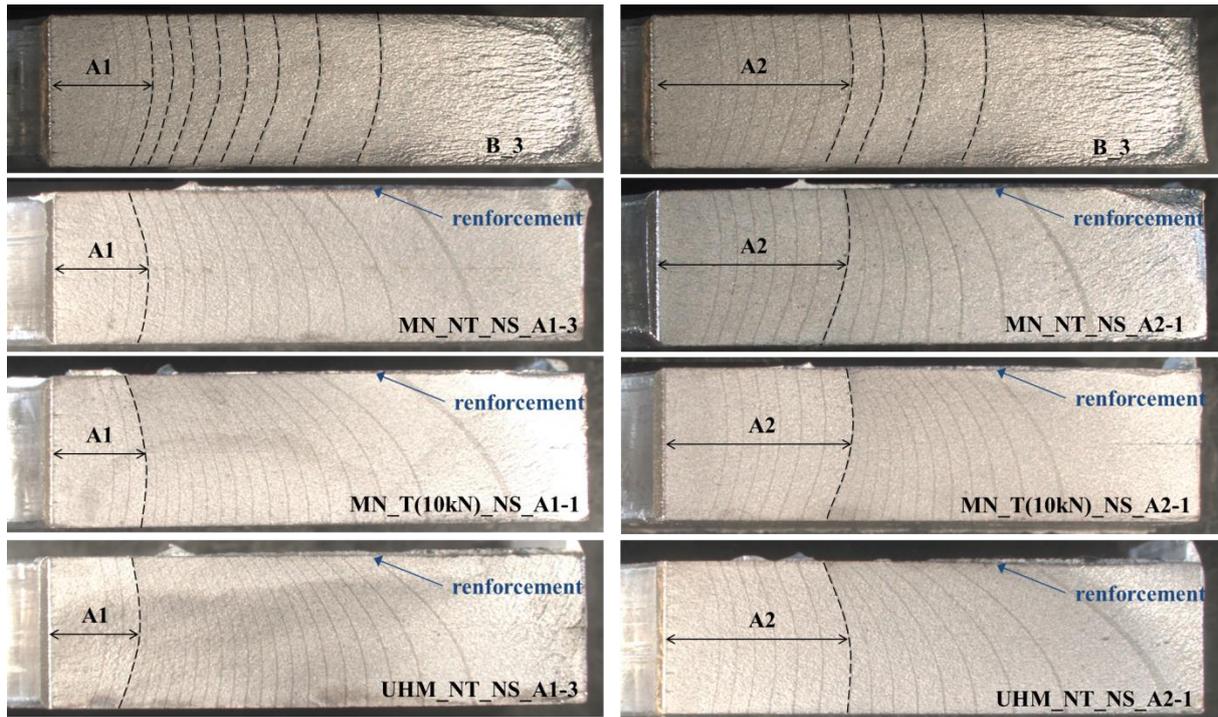


Figure 67: Marquages obtenus dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS, MN_T_NS et UHM_NT_NS pour différentes longueurs de fissure initiale A1/A2

Comme pour les éprouvettes symétriques précédentes, l'action du composite collé est double avec d'une part, une réduction des contraintes appliquées en pointe de fissure, et d'autre part, une limitation de l'ouverture des lèvres de cette dernière. Néanmoins, la non symétrie des éprouvettes (collage du renfort sur une seule face de la plaque) va entraîner une excentricité des contraintes (croissante au fur et à mesure que la fissure se propage) et la création d'un moment fléchissant important, préjudiciable à l'efficacité du renforcement (contraintes de cisaillement et de pelage importantes dans la couche de colle). Ainsi, il est intéressant de constater une non-symétrie prononcée des marquages avec un marquage beaucoup plus serré sous le plat composite qu'en face opposée (non renforcée) de la plaque. De plus, il est également intéressant de noter une accentuation de cette non symétrie à mesure que la fissure se propage, s'expliquant alors par l'action du composite lui-même (réduction des contraintes appliquées en pointe de fissure et limitation de l'ouverture des lèvres) et par l'excentricité importante des efforts dans la plaque. D'autres études portant sur le renforcement par composites collés de plaques fissurées en aluminium ou en acier, avec un collage sur une seule face de la plaque, ont également montré une propagation de la fissure plus faible sous le renforcement composite qu'au niveau de la face non renforcée, et conduisant également à la création d'un front de fissure non uniforme dans l'épaisseur de la plaque (Lee et al., 2004; Hosseini-Toudeshky, 2006; Sabelkin et al., 2007).

La comparaison des marquages obtenus pour les différentes éprouvettes renforcées permet d'ores et déjà d'évaluer l'efficacité des différents procédés et des différentes configurations de renforcement testés. Ainsi, l'analyse des surfaces correspondant aux éprouvettes MN non tendues, montre un ralentissement de la vitesse de propagation beaucoup moins important que dans le cas des mêmes éprouvettes MN prétendues et dans le cas des éprouvettes UHM. Pour ces dernières configurations d'éprouvettes (MN tendu et UHM), des résultats similaires sont d'ailleurs observés et ce, quelle que soit la longueur de fissure initiale avant renforcement. Dans le cas des éprouvettes MN tendues, l'application d'un effort de précontrainte dans le plat composite avant collage induit des contraintes de compression dans la zone

de propagation de la fissure réduisant alors davantage l'amplitude du chargement appliqué localement ($\Delta\sigma$, ΔK), et limitant l'ouverture des lèvres de la fissure. De manière similaire dans le cas du procédé UHM, la raideur importante du matériau va jouer un rôle important dans la limitation de l'ouverture des lèvres de fissure.

Dans le cas d'une longueur de fissure initiale A1, l'action des plats MN tendus et UHM semble avoir lieu dès les premiers cycles de fatigue (marques serrées dès l'application du renforcement), tandis que dans le cas des plats MN non tendus cette action immédiate semble moins significative. Ces observations témoignent évidemment d'une efficacité beaucoup plus importante de ces deux procédés (MN tendu et UHM) et met également en évidence l'apport considérable de la mise en pré-tension, avant collage du plat MN, sur l'augmentation de la durée de vie des éprouvettes fissurées. La comparaison en termes de durée de vie réalisée par la suite, permettra de quantifier plus précisément l'efficacité de ces différents types de renforcement.

Dans le cas d'une longueur de fissure initiale A2, le collage du plat composite directement sur la pointe de fissure montre un effet direct de ralentissement de la vitesse de propagation et ce quel que soit le procédé de renforcement testé. Ainsi, dans le cas des procédés de renforcement MN tendu et UHM, la pointe de fissure sous le plat composite semble presque immobile lors des premiers cycles de propagation. Ce phénomène n'est pas observable dans le cas du renforcement d'éprouvettes de longueur de fissure initiale A1, du fait de l'endommagement local du joint de colle (zone de décollement autour des lèvres de la fissure), à mesure que la fissure se propage. Dans ces conditions, il semble alors intéressant de noter que l'augmentation de la durée de vie résiduelle (à niveau d'endommagement égal entre éprouvettes renforcées et non renforcées) semble plus importante dans le cas d'un renforcement tardif (fissure initiale plus importante). Ce phénomène sera mis en évidence par la suite lors de l'exploitation en termes de durée de vie.

Pour l'ensemble des éprouvettes renforcées, la présence de lèvres de cisaillement de très faibles dimensions est observée au niveau de la face renforcée. Cela s'explique alors principalement par la géométrie non symétrique des éprouvettes et la présence d'un moment fléchissant important en fin de propagation. Par ailleurs, il est également intéressant de noter l'existence d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage, dans le cas des éprouvettes UHM, comme l'illustre la figure 68. En revanche, dans le cas des éprouvettes MN (tendues et non tendues), aucune propagation de fissure à l'autre bord du perçage n'est constatée.

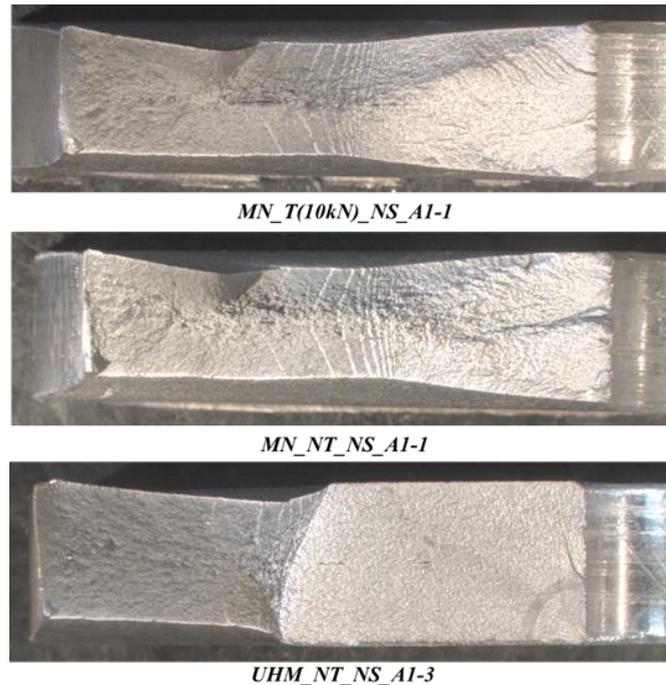


Figure 68: Amorçage ou non d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage dans le cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique

Enfin, un dernier point doit nécessairement être traité concernant l'effet de la non-symétrie initiale du front de fissure avant renforcement.

En effet, dans le cas des éprouvettes symétriques, nous avons pu voir que cet effet n'a que peu d'influence sur la propagation de la fissure (i.e. aucune accentuation du phénomène constatée au cours de la propagation) et ainsi sur l'efficacité du renforcement mis en place. Dans le cas des éprouvettes non symétriques, en revanche, la non-symétrie initiale du front de fissure va être davantage accentuée au cours de la propagation, du fait de la non-symétrie de l'éprouvette renforcée (déplacement de l'axe neutre et répartition des contraintes non uniformes dans l'épaisseur de la plaque) et du moment fléchissant croissant à mesure que la fissure se propage. Pour mieux comprendre ce phénomène, la figure 69 représente deux cas distincts de renforcement non symétrique tenant compte de la forme du front de fissure initiale (avant renforcement) et de l'effet combiné de la non-symétrie (géométrie + sollicitations).

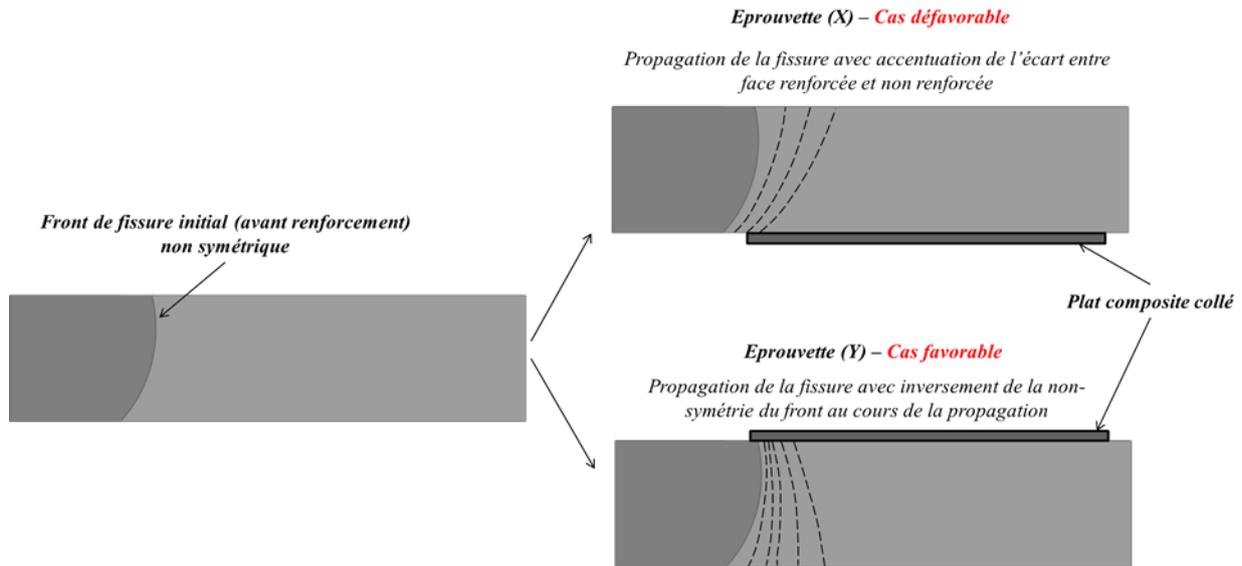


Figure 69: Représentation schématique de l'influence de la non-symétrie initiale du front de fissure sur l'efficacité du renforcement

Les éprouvettes (X) présentées ci-dessus correspondent ainsi à une convexité du front de fissure initiale plus défavorable vis-à-vis du renforcement (avancée de la fissure plus rapide sur la face non renforcée qui ne cessera de s'accroître par la suite du fait de la non-symétrie du renforcement), tandis que dans le cas des éprouvettes (Y), la convexité du front de fissure est plus favorable vis-à-vis du renforcement mis en place. Ainsi, dans le cas d'un renforcement sur une seule face de la plaque, la non-symétrie du front de fissure et la présence d'un moment fléchissant important accentue la non-uniformité des contraintes dans l'épaisseur de la plaque et ainsi les phénomènes non symétriques préexistants. De même, un mauvais alignement de l'éprouvette dans les mors de la presse aura également une influence sur ce phénomène. La figure 70 met ainsi en évidence des efficacités de renforcement différentes pour une même série d'éprouvettes, ce qui sera également observé par la suite lors de l'analyse en termes de durée de vie. On peut également noter que cet effet est davantage préjudiciable pour les éprouvettes UHM présentant une raideur et une épaisseur plus importantes (modification de la position de l'axe neutre plus significative).

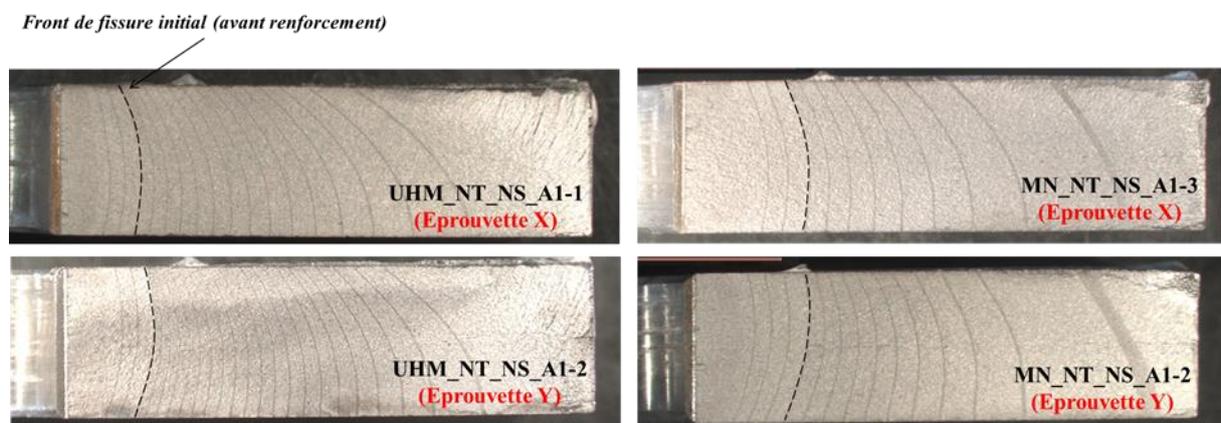


Figure 70: Observation de l'influence de la forme du front de fissure initiale pour des éprouvettes de différentes configurations

Dans la réalité, une forme parfaitement symétrique du front de fissure dans l'épaisseur de l'élément est rarement observable. Pourtant, celle-ci a une influence non négligeable sur l'efficacité du renforcement mise en place. Pour cette raison, dans les paragraphes suivants consacrés à l'analyse en termes de durée de vie et au tracé des courbes de propagation, ce phénomène sera pris en compte en considérant deux sous-catégories d'éprouvettes: éprouvettes (X) et (Y), faisant référence aux schémas de la figure 69, dans le cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique.

2.2 Détermination de l'avancée de la fissure – utilisation de jauges de fissuration

Dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, des jauges de fissuration (jauges à brins) ont été utilisées afin de déterminer la vitesse d'avancée de la fissure (cf. Chapitre 2).

Contrairement aux éprouvettes en acier pour lesquelles la réalisation d'un marquage mécanique a pu mettre en évidence une courbure du front de fissure au cours de la propagation (effet tunnel + effet du renforcement non symétrique), l'utilisation de jauges de fissuration ne donne accès qu'à la propagation de fissure en surface de la plaque, et sous la jauge de fissuration elle-même, i.e. dans tous les cas sur la face opposée au renforcement.

La figure 71 représente les surfaces rompues obtenues dans le cas d'une éprouvette de référence (non renforcée) et dans le cas d'une éprouvette renforcée de manière non symétrique par collage de plat UHM.

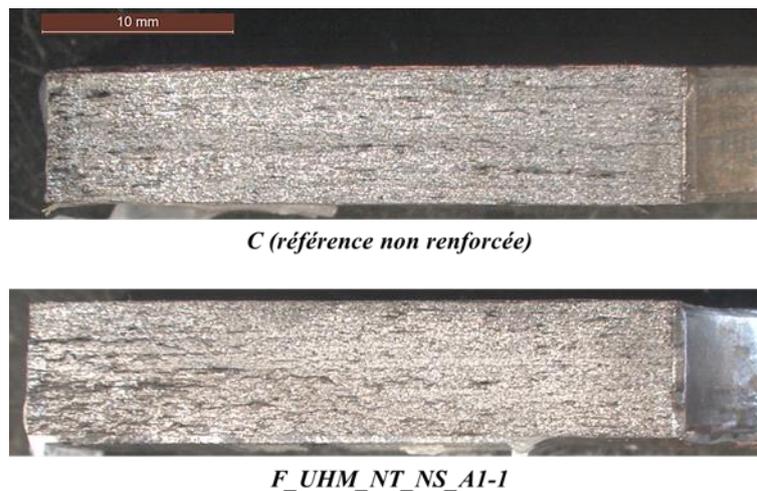


Figure 71: Surfaces rompues obtenues dans le cas des éprouvettes en fer puddlé (cas non renforcé et renforcé)

L'observation des surfaces rompues montre le comportement fragile du matériau fer puddlé (facettes brillantes caractéristiques de la rupture fragile), avec un trajet de la fissure qui reste rectiligne tout au long de la fissuration (aucun phénomène de striction). A partir de l'observation de ces surfaces, il est alors difficile d'attester d'un phénomène de convexité du front de fissure. De même, l'amorce d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage est difficilement observable.

Quoi qu'il en soit, il est important de garder en tête que la technique de suivi par jauge de fissuration reste associée à un certain nombre d'incertitudes concernant la corrélation exacte entre la vitesse de rupture des brins de la jauge et la vitesse réelle de la fissure, notamment en fin de fissuration lorsque les déformations deviennent importantes. Dans ce cas, un décollement possible de la jauge peut avoir lieu entraînant certaines approximations de mesure.

2.3 Durée de vie

L'analyse en termes de durée de vie est menée et présentée dans les paragraphes suivants en distinguant le cas des éprouvettes en acier de celui des éprouvettes en fer puddlé. Dans chaque cas, la durée de vie de chaque éprouvette est indiquée, ainsi que le gain en durée de vie associé. La durée de vie correspond au nombre de cycles total subi par l'éprouvette jusqu'à rupture complète, sans tenir compte des premiers cycles nécessaires à la pré-fissuration. Le gain en durée de vie est quant à lui calculé à partir des résultats obtenus pour les éprouvettes renforcées et non renforcées. Son calcul sera explicité ci-après, suivant le cas acier ou fer puddlé. Il permet d'évaluer l'efficacité du renforcement et une meilleure comparaison des résultats.

(A) : cas des éprouvettes en acier

Dans le cas des éprouvettes en acier, le tableau 14 met en évidence une assez bonne répétabilité des résultats en termes de nombres de cycles à rupture. Les variations observées pour une même série d'éprouvettes dépendent de différents facteurs tels que : la différence de longueur de fissure initiale avant renforcement, la forme réelle non parfaitement symétrique du front de fissure (éprouvettes (X) et (Y)), un mauvais alignement de l'éprouvette dans les mors, un défaut d'alignement du plat composite collé (non parfaitement perpendiculaire à la direction de la fissure, ou plats non parfaitement symétriques dans le cas d'un renforcement sur les deux faces), une variation de l'épaisseur d'adhésif, ou encore l'amorçage d'une fissure de fatigue à l'autre bord du trou avant rupture complète de l'éprouvette.

Série d'essais	N° d'éprouvettes	a_0 réelle* (mm)	Eprouvette (X)/(Y)	Durée de vie	Gain en durée de vie	Gain moyen en durée de vie
Référence B (Non renforcée)	-1			386 412		
	-2	-	-	429 798	-	-
	-3			403 639		
S_MN_NT_NS_A1	-1	8,92	(X)	487 675	1,17	1,27 <i>(0,064)</i>
	-2	6,8	(Y)	564 600	1,35	
	-3	6,68	(X)	533 086	1,28	
S_MN_NT_NS_A2	-1	12,66	(Y)	572 913	1,37	1,25 <i>(0,082)</i>
	-2	13,94	(Y)	497 890	1,19	
	-3	13,41	(Y)	489 755	1,18	
S_MN_T_NS_A1	-1	6,76	(X)	770 000	1,85	1,74 <i>(0,105)</i>
	-2	7,62	(X)	681 902	1,64	
S_MN_T_NS_A2	-1	12,71	(Y)	790 656	1,90	1,90
S_MN_NT_S_A1	-1	6,72		1 080 215	2,59	2,27 <i>(0,17)</i>
	-2	9,22		902 460	2,17	
	-3	6,22	-	958 183	2,3	
	-4	7,43		849 870	2,04	
S_MN_NT_S_A2	-1	11,7		858 222	2,06	2 <i>(0,065)</i>
	-2	13,24		805 992	1,93	

S_UHM_NT_NS_A1	-1	5,89	(X)	765 611	1,84	2,18 (0,227)
	-2	6,39	(Y)	1 013 660	2,43	
	-3	6,57	(Y)	944 594	2,27	
S_UHM_NT_NS_A2	-1	12,49	(X)	658 595	1,58	1,75 (0,184)
	-2	15,4	(Y)	845 338	2,03	
	-3	13,24	(X)	686 301	1,65	
S_UHM_NT_S_A1	-1	6,58	-	964 115	-	-
	-2	5,75	-	1 003 042	-	-
S_UHM_NT_S_A2	-1	12,67	-	894 311	-	-
	-2	12,71	-	854 651	-	-

* longueur réelle de la fissure, mesurée à mi épaisseur, à partir du bord du perçage (entaille incluse) pour laquelle le renforcement est mis en place (soit 3 marquages pour A1 et 7 marquages pour A2)

Tableau 14: Résultats d'essais dans le cas des éprouvettes en acier doux (durée de vie et gain en durée de vie)

Le gain en durée de vie de chaque éprouvette est calculé à partir de la durée de vie moyenne obtenue pour les éprouvettes de référence. Il correspond au rapport : *durée de vie de l'éprouvette renforcée/durée de vie moyenne des éprouvettes de référence*. L'écart à la moyenne en gain, pour chaque série d'éprouvettes, est indiqué entre parenthèses dans la dernière colonne du tableau.

Ainsi, sur l'ensemble des éprouvettes testées, une augmentation de la durée de vie variant de 17% à 159% est observée, mettant en évidence l'efficacité du renforcement par composite collé quelle que soit la configuration de renforcement adoptée.

Les différents paramètres testés : longueur de fissure initiale avant renforcement, mise en pré-tension du plat composite avant collage, renforcement sur une seule ou sur les deux faces de la plaque, procédé de renforcement MN ou UHM, montrent évidemment une influence plus ou moins significative de l'efficacité du renforcement testé. A noter que, dans le cas des éprouvettes renforcées UHM_NT_S (A1/A2), l'augmentation de l'amplitude de contrainte appliquée (cf. Chapitre 2) ne permet pas de comparer de manière directe les résultats obtenus en termes de durée de vie. Pour cette raison, le gain en durée de vie n'est pas indiqué dans le tableau 14, et les résultats associés à ces éprouvettes pourront être comparés dans le chapitre 4 en termes de facteur d'intensité de contrainte (FIC).

- Renforcement symétrique :

Parmi les différentes séries d'éprouvettes testées, les éprouvettes renforcées sur les deux faces, MN_NT_S et UHM_NT_S, fournissent les meilleurs résultats en termes d'augmentation de la durée de vie, et par conséquent en termes de ralentissement de la vitesse de propagation de la fissure. Cette configuration de renforcement est la plus étudiée dans la littérature et l'apport bénéfique d'un renforcement sur les deux faces, plutôt que sur une seule face du matériau, a déjà été mis en évidence dans de nombreuses études, quel que soit le procédé de renforcement utilisé (Jones et Civjan, 2003; Zheng et al., 2006; Liu et al., 2009).

Comme déjà mentionné plus haut, un niveau de chargement plus élevé a été appliqué aux éprouvettes UHM_NT_S ne permettant pas une comparaison directe des résultats obtenus avec ceux des éprouvettes MN_NT_S de même configuration. Néanmoins, pour les deux procédés testés, on remarque une durée

de vie plus importante dans le cas des éprouvettes ayant été renforcées le plus tôt possible (niveau d'endommagement plus faible). De plus, bien que le niveau de chargement appliqué soit plus important, le nombre de cycles à rupture obtenu pour les éprouvettes UHM est du même ordre voire supérieur à celui obtenu pour les éprouvettes MN, ce qui témoigne d'une efficacité plus importante du procédé de renforcement UHM.

La comparaison directe de nos résultats avec ceux obtenus dans d'autres études de la littérature, est rendue difficile par la géométrie même de nos éprouvettes, constituées d'un perçage central ne présentant qu'une seule fissure de fatigue en bord de perçage (propagation non symétrique dans la largeur de la plaque contrairement aux éprouvettes à entaille centrale considérées dans la littérature). De même, le renforcement de nos éprouvettes n'est effectué que d'un seul côté du perçage, impliquant alors un taux de renforcement plus faible et une redistribution des contraintes non uniforme dans la largeur de la plaque.

Néanmoins, il semble toutefois intéressant de noter que les éprouvettes MN_NT_S de notre étude, présentent un gain en durée de vie moyen cohérent avec celui obtenu dans deux autres études de la littérature portant sur le même type de plat composite. Ainsi, Colombi et al., 2003c, se sont intéressés au renforcement par plats MN non tendus (et également tendus) de plaques en acier doux à entaille centrale (fissures symétriques de part et d'autre du perçage), possédant un perçage central de diamètre 20 mm identique à celui considéré dans notre étude. Le renforcement des plaques a lieu de manière symétrique, i.e. avec un collage de plats de part et d'autre du perçage et sur les deux faces de la plaque (soit 4 plats composites collés au total). Un gain en durée de vie de 3 a alors été obtenu pour des plats de module $E = 174$ GPa (soit un gain supérieur de 30% par rapport à celui de notre étude dans le cas des éprouvettes MN_NT_S_A1). Täljsten et al., 2009, se sont également intéressés à un matériau métallique ancien (acier doux provenant de la déconstruction d'un pont métallique riveté) en renforçant de manière symétrique des éprouvettes à entaille centrale (renforcement identique à celui considéré par Colombi et al., 2003c), présentant un diamètre de perçage plus faible de 10mm. Deux types de plats MN ont été considérés ($E = 155$ GPa et $E = 260$ GPa), et des gains en durée de vie de 2,86 et 3,74, respectivement, ont alors été obtenus (soit 25% et 65% supérieurs à celui obtenu dans notre étude pour les éprouvettes MN_NT_S_A1). Une fois encore, il est important de rappeler l'effet du renforcement symétrique considéré dans ces deux études avec un renforcement de part et d'autre du perçage et sur les deux faces de la plaque. Par ailleurs, les plats considérés par Colombi et al., 2003c et Täljsten et al., 2009, présentent également une largeur de 50 mm deux fois plus importante que celle considérée dans notre étude, conduisant alors à un taux de renforcement beaucoup plus important que dans notre cas.

Concernant l'utilisation de plats UHM, une étude a été menée par Wu et al., 2012a, dans le cas d'un renforcement symétrique de plaques à entaille centrale et a pu mettre en évidence une efficacité plus importante d'un renforcement par plats UHM ($E = 477$ GPa dans l'étude menée par Wu et al., 2012a) que par plats MN non tendus et ce pour l'ensemble des configurations de renforcement testées par les auteurs. Le gain en durée de vie obtenu par ces auteurs est alors de 5,82, pour des plats de largeur 25 mm plus proches de ceux considérés dans notre étude.

- Renforcement non symétrique :

Dans le cas d'un renforcement d'assemblages rivetés, la configuration de collage symétrique et par conséquent les résultats en termes de durée de vie associés, semblent difficiles à atteindre du fait de la géométrie de l'assemblage riveté lui-même, ne donnant accès qu'à une seule face de l'élément fissuré.

Ainsi, dans le cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique, les gains en durée de vie obtenus varient de 1,17 à 2,43 (cf. Tableau 14), les meilleurs résultats correspondant aux éprouvettes MN tendues et UHM non tendues. Concernant les éprouvettes MN non tendues, les gains en durée de vie obtenus restent faibles (augmentation de la durée de vie de l'ordre de 25% par rapport aux éprouvettes non renforcées) et la longueur de fissure initiale avant renforcement montre peu d'influence sur l'efficacité du renforcement. Ces résultats s'expliquent principalement par les propriétés mécaniques du plat composite MN, plus faibles que celles de l'acier lui-même. L'avantage des plats MN repose davantage sur leur allongement ultime plus important que celui de plats de modules plus élevés, ce qui permet leur mise en pré-tension avant collage.

Dans le cas des éprouvettes MN tendues, le gain en durée de vie moyen constaté est de 1,74 pour les éprouvettes MN_T_NS_A1 et de 1,9 dans le cas de l'éprouvette MN_T_NS_A2, soit une augmentation de la durée de vie des éprouvettes trois fois plus importante que dans le cas non tendu. Des résultats intéressants ont également été obtenus dans le cas des éprouvettes UHM avec un gain en durée de vie moyen de 2,18 pour les éprouvettes UHM_NT_NS_A1 et un gain plus faible de 1,75 pour les éprouvettes UHM_NT_NS_A2.

La mise en place d'un effort de précontrainte, avant collage, dans les plats composite, a également été étudiée par Colombi et al., 2003c et Täljsten et al., 2009, cités précédemment. Rappelons alors que seul le cas d'un renforcement symétrique est considéré dans ces deux études. Ainsi, Colombi et al., 2003c, ont montré des augmentations de durée de vie importantes, de 5 et 16 fois le cas non renforcé, pour un niveau de précontrainte initiale de 632 MPa dans des plats MN de module $E=174$ GPa et $E=216$ GPa, respectivement. Täljsten et al., 2009, ont, eux, conclu à un arrêt de la fissuration (éprouvette non rompue et arrêt de l'essai de fatigue à 16 millions de cycles) dans le cas d'un niveau de pré-tension initiale de 12kN et pour des plats de module $E=260$ GPa. Ce niveau de précontrainte correspond alors à 171 MPa, soit un niveau deux fois plus faible que celui considéré dans notre étude (et pour un niveau de sollicitation globale équivalent). Dans le cas d'une pré-tension plus élevée de 214 MPa dans les plats de module $E=155$ GPa, les auteurs ont par ailleurs montré une augmentation de la durée de vie de 10,5.

Les résultats présentés dans le tableau 14 peuvent également être traités en terme de gain en durée de vie résiduelle plutôt qu'en durée de vie totale comme cela a pu être réalisé dans l'étude de Yu et al., 2013. En effet, dans cette étude, les auteurs se sont intéressés à l'influence du niveau d'endommagement sur la durée de vie de l'éprouvette en considérant le renforcement par plats MN non tendus d'éprouvettes à entaille centrale présentant alors différentes longueurs d'entailles initiales (de part et d'autre du perçage) avant renforcement. Les résultats de cette étude ont évidemment montré une durée de vie plus importante obtenue dans le cas d'un renforcement effectué le plus tôt possible, mais une autre observation intéressante a également été faite par ces auteurs en comparant cette fois la durée de vie résiduelle des éprouvettes (renforcées et non renforcées), à partir d'un même niveau d'endommagement initial. Les résultats ont alors montré qu'un renforcement tardif, i.e. à un niveau d'endommagement plus élevé, conduit à une augmentation de la durée de vie résiduelle plus importante. Dans notre cas, cette même observation peut également être effectuée en calculant le gain en durée de vie résiduelle plutôt que le gain en durée de vie totale pour l'ensemble des éprouvettes (symétriques et non symétriques). Les résultats sont présentés ici sous la forme d'un diagramme indiquant le gain en durée de vie (totale ou résiduelle) en fonction du niveau d'endommagement (longueur de fissure avant renforcement, A1/A2).

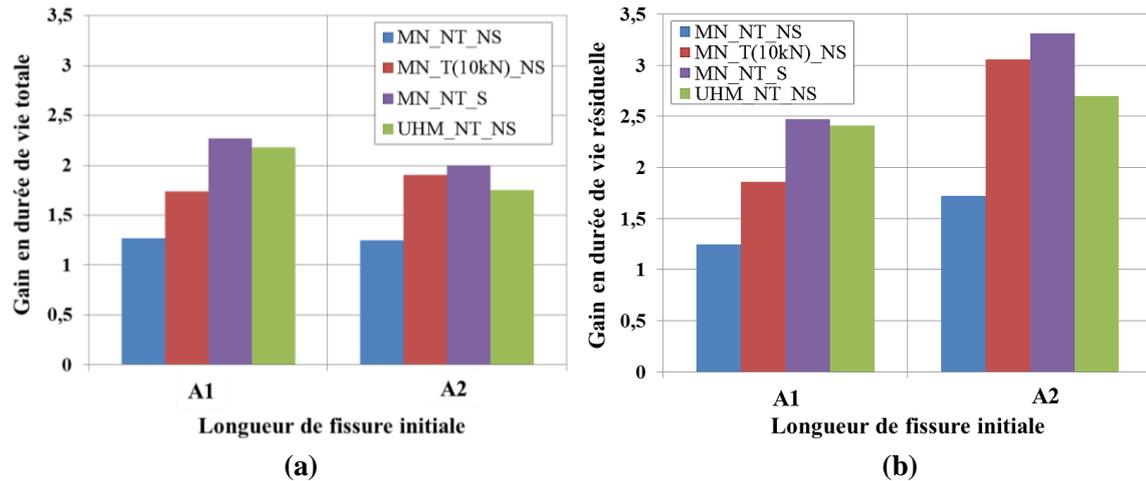


Figure 72: Diagramme représentant respectivement les gains en durée de vie totale (a), et résiduelle (b) obtenus pour les différentes configurations testées

L'efficacité plus importante d'un renforcement tardif, obtenue lors de la comparaison en terme de durée de vie résiduelle, peut s'expliquer par l'action du plat composite collé et surtout par la présence d'une zone de décollement autour des lèvres de la fissure à mesure que celle-ci se propage (cf. paragraphe suivant). Ainsi, dans le cas d'une fissure initiale de longueur A1, le début de propagation de la fissure se fait en amont du plat composite collé, et l'endommagement du joint de colle apparait dès que la pointe de fissure atteint le bord du plat composite collé (zone de décollement autour des lèvres de fissure qui se poursuit ensuite tout au long de sa propagation). Dans le cas d'une fissure de longueur initiale A2, une partie de la fissure (incluant la pointe) est recouverte par le plat composite dès le début de l'essai (pontage de la fissure). Le joint de colle autour des lèvres de fissure n'est alors pas encore endommagé, permettant un ralentissement important de la fissure au début de l'essai. L'analyse des surfaces rompues effectuée dans le paragraphe précédent a déjà mis en évidence ce phénomène avec un ralentissement plus important de la fissuration constaté dès les premiers cycles dans le cas des éprouvettes de longueur de fissure initiale A2 et ce quel que soit le procédé de renforcement testé.

Enfin, un dernier point reste à aborder au regard des résultats contenus dans le tableau 14 et concerne cette fois-ci la forme initiale du front de fissure (éprouvette (X) ou (Y)) et son influence sur la durée de vie totale des éprouvettes. Ainsi, pour les éprouvettes d'une même configuration, les éprouvettes (X) montrent une durée de vie plus faible que dans le cas des éprouvettes (Y) (cf. paragraphe précédent). Ce phénomène reste peu marqué dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS possédant une efficacité globalement plus faible, mais devient clairement visible dans le cas des éprouvettes UHM_NT_NS. Dans ce dernier cas, la raideur élevée des plats UHM ainsi que leur épaisseur plus grande ($e=2,3$ mm) entraînent une redistribution non uniforme et une excentricité plus importante des contraintes dans l'épaisseur (déplacement de l'axe neutre) qui accentueront par la suite les phénomènes non symétriques initiaux. Dans la littérature, l'influence de la non-symétrie du front de fissure initiale avant renforcement n'a jamais été abordée à notre connaissance, la plupart du temps les fissures sont en effet considérées comme parfaitement rectilignes. Pourtant il apparaît clairement ici que cet effet a son importance sur l'efficacité du renforcement mis en place. Dans le cas d'ouvrages réels, une forme parfaitement symétrique du front de fissure semble utopique, d'autant que des fissures initialement coin sont généralement constatées (Zhou, 2003; Imam et al., 2007). Par ailleurs, le mode mixte de sollicitation existant sur ouvrages réels va venir accentuer ces phénomènes non symétriques et ainsi modifier l'efficacité du renforcement par rapport au cas idéal d'une sollicitation en traction uniaxiale pure.

(B) : Cas des éprouvettes en fer puddlé

Le tableau 15 indique les résultats obtenus dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, renforcées et non renforcées. Une grande dispersion des résultats en terme de nombres de cycles à rupture est alors observée, pour l'ensemble des éprouvettes (renforcées et non renforcées).

Série d'essais	N° d'éprouvettes	a ₀ réelle* (mm)	Durée de vie	Gain en durée de vie
Référence C	-1		286 011	
(Non renforcée)	-2	-	406 497	-
F_UHM_NT_NS_A1	-1	~ 6-7	897 170	2,21
	-2	~ 4	1 542 085	3,79
	-3	~ 4-5	1 432 910	3,53
F_UHM_NT_NS_A2	-1		889 044	2,19
	-2	~ 11-12	1 074 692	2,64
	-3		1 737 567	4,27

*évaluée par examen magnétoscopique (cf. paragraphe suivant) et correspondant ainsi à une mesure en surface et non à mi épaisseur

Tableau 15: Résultats d'essais dans le cas des éprouvettes en fer puddlé (durée de vie et gain en durée de vie)

Le gain en durée de vie indiqué pour chaque éprouvette dans la dernière colonne du tableau 15, correspond au cas le plus défavorable. L'éprouvette non renforcée présentant le plus grand nombre de cycles à rupture a ainsi été utilisée pour le calcul du gain en durée de vie, ce qui correspond au ratio : *durée de vie de l'éprouvette renforcée/durée de vie de l'éprouvette non renforcée C-2*.

La grande dispersion des résultats dans le cas des éprouvettes en fer puddlé n'est pas étonnante, la microstructure du matériau étant responsable en grande partie de ce phénomène.

Quoi qu'il en soit, une efficacité significative du renforcement composite est constatée pour l'ensemble des éprouvettes, avec une augmentation de durée de vie variant de 119% à 327%. La différence de résultats entre éprouvettes en fer puddlé et en acier de même configuration, s'explique en majeure partie par la différence du taux de renforcement (épaisseur différente des plaques métalliques impliquant un taux de renforcement plus important dans le cas des éprouvettes en fer puddlé).

Aucune étude de la littérature ne s'est intéressée au renforcement de plaques à entaille centrale en fer puddlé présentant une grande hétérogénéité microstructurale comme c'est le cas dans cette étude. Une comparaison des résultats avec ceux obtenus sur acier présente alors peu d'intérêt dans ce cas.

➤ **En bref :**

Bien qu'un renforcement symétrique permette une augmentation de la durée de vie plus importante, le renforcement sur une seule face de la plaque est plus représentatif de la configuration de renforcement pouvant être mise en place dans le cas d'assemblages rivetés réels. Ainsi, les éprouvettes UHM_NT_NS et les éprouvettes MN_T_NS fournissent les meilleurs résultats en termes d'augmentation de la durée de vie. Dans notre cas, des gains en durée de vie moyens similaires ont pu être constatés entre éprouvettes UHM non tendues et éprouvettes MN tendues avec un effort de précontrainte initial de

10kN. La mise en place d'un effort de précontrainte plus élevé aurait pu être réalisée en utilisant un système d'ancrage mécanique, et aurait sans doute permis une augmentation encore plus significative de la durée de vie des éprouvettes. Néanmoins, la mise en précontrainte reste une opération délicate et sa réalisation sur ouvrages pose encore de nombreuses questions (mise en œuvre sur site, pertes de précontrainte dans le temps par fluage, effet combiné de la précontrainte et de l'environnement (température, humidité)). Pour toutes ces raisons, il semble alors intéressant d'étudier le procédé de renforcement UHM, et notamment son application sur matériaux métalliques anciens. C'est pourquoi, compte tenu de la faible quantité de matériau fer puddlé disponible, seul ce procédé de renforcement a été évalué et a alors montré un ralentissement effectif de la fissuration (uniquement cas d'un renforcement non symétrique considéré). Malheureusement, la grande hétérogénéité du fer puddlé rend difficile la quantification précise de l'apport en durée de vie d'un tel renforcement.

2.4 Examen des faciès de rupture

Après rupture des éprouvettes, l'examen du faciès de rupture fournit les premières informations concernant les différents mécanismes de rupture mis en jeu. Un premier examen visuel global des éprouvettes rompues permet de déterminer le mode principal de rupture et d'identifier certaines zones particulières nécessitant davantage d'investigations. Ainsi, des observations fractographiques plus précises ont également été réalisées en microscopie optique.

En fonction du procédé de renforcement testé (MN ou UHM) et des conditions de sollicitations, différents modes de rupture ont pu être observés et sont présentés ci-dessous.

(A) : Procédé de renforcement MN

Seules les éprouvettes en acier S235 ont été renforcées par collage de plats PRFC MN. Les plats PRFC ont été collés sur une seule face ou sur les deux faces de la plaque, et pour certaines éprouvettes, une mise en pré-tension du plat composite avant collage a été réalisée.

Pour l'ensemble des éprouvettes, une rupture cohésive dans la couche de colle a pu être observée comme le montre la figure 73. Pour rappel, la rupture cohésive se caractérise par la présence d'une fine couche d'adhésif sur les faces des deux adhérents (plaque métallique et plat composite MN). Le mode de rupture cohésif obtenu pour l'ensemble des éprouvettes témoigne d'un « bon » collage entre la plaque métallique et le plat composite MN. Ce mode de rupture participe à la bonne reproductibilité des résultats en terme de résistance à rupture puisque dans ce cas, la rupture est liée aux propriétés intrinsèques du matériau adhésif et non pas de l'interface adhérent/adhésif difficile à décrire.



Figure 73: Rupture cohésive dans la couche de colle pour l'ensemble des éprouvettes en acier renforcées par collage de plats MN (symétrique, non symétrique, tendus et non tendus)

Une zone de rupture particulière, autour des lèvres de la fissure, est également observable sur la figure 73. Il s'agit d'une zone de décollement à l'interface métal/adhésif due au phénomène de concentration de contrainte en pointe de fissure. En effet, à mesure que la fissure dans la plaque métallique se propage, le facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure augmente (augmentation de la contrainte et de la zone plastique en pointe de fissure) et provoque la naissance et la propagation d'une fissure de fatigue en mode II à l'interface métal/adhésif (mode de fissuration nécessitant une énergie de rupture plus faible que la propagation de la fissure en mode I dans la plaque métallique (Hansen et al., 2009)). En fonction de la configuration du renforcement, la forme et la taille de cette zone vont alors être différentes, comme l'illustre la figure 74.



Figure 74: Observation de la zone particulière de décollement autour des lèvres de la fissure

Dans le cas des éprouvettes renforcées sur une seule face de la plaque (MN tendu et non tendu avec une longueur de fissure initiale A1 ou A2), la zone de décollement observée a la forme d'un cône de faible dimension jusqu'à mi largeur du plat composite puis de dimension plus importante à mesure que l'on se rapproche du bord de l'éprouvette. Dans le cas des éprouvettes renforcées sur les deux faces de la plaque

(MN non tendu avec une longueur de fissure initiale A1 ou A2), une forme trapézoïdale avec une surface de décollement globalement plus faible est observée.

L'augmentation de la taille de la zone de décollement à mi-largeur dans le cas des éprouvettes renforcées sur une seule face de la plaque, s'explique, d'une part, par l'augmentation des contraintes en pointe de fissure à mesure que celle-ci se propage (augmentation du facteur d'intensité de contrainte), et d'autre part, par l'effet du collage non symétrique entraînant une excentricité des contraintes (déplacement de l'axe neutre) et la création d'un moment fléchissant croissant favorable à d'autres modes de rupture.

D'autres études de la littérature concernant le renforcement à la fatigue de plaques métalliques entaillées (entaille centrale ou entaille(s) latérale(s)) ont également relevé la présence de cette zone particulière de décollement autour des lèvres de la fissure. Dans le cas de plaques métalliques à entaille centrale, renforcées sur les deux faces de la plaque, Bassetti, 2001 et Colombi et al., 2003a et 2003b ont ainsi mis en évidence l'existence d'une zone de décollement de forme elliptique (rapport entre axe mineur et axe majeur de 1/5). Bien que la géométrie des plaques soit similaire à celle considérée dans notre étude (trou central entaillé), les zones de décollement obtenues montrent des formes très différentes, mettant en évidence l'impact important des modes de fissuration (une seule fissure émanant du perçage dans notre cas) et de renforcement (renforcement d'un seul côté du perçage, et sur une ou deux faces de la plaque).

Aussi étonnant que cela puisse paraître, les formes de zone de décollement obtenues dans notre étude sont davantage similaires à celles obtenues dans le cas de plaques à entailles latérales, renforcées sur une seule face (Baker, 1993, 1995) ou sur les deux faces de la plaque (Huawen et al., 2010). Dans le cas de plaques à entailles latérales, la propagation des fissures à partir des entailles a souvent lieu de manière non symétrique avec la propagation d'une fissure principale (à partir d'une des entailles) dans la quasi-totalité de la largeur de la plaque (la fissure émanant de l'autre entaille restant de l'ordre de quelques mm). Cela conduit alors à une redistribution des contraintes devenant non symétriques dans la largeur de la plaque, comme c'est le cas pour nos éprouvettes du fait de la présence d'une seule fissure émanant du bord du perçage. Ainsi, dans le cas d'un renforcement sur une seule face de la plaque, Baker (1993, 1995) a pu observer une zone de décollement en forme de cône. Tandis que Huawen et al. (2010), dans le cas d'un renforcement sur les deux faces de la plaque, ont pu observer une forme trapézoïdale de la zone de décollement dont la taille dépend de la configuration de renforcement (augmentation des niveaux de précontraintes appliquées dans les plats avant collage menant alors à des zones de décollement plus faibles).

➤ **En bref :**

- ❖ Quelle que soit la configuration de renforcement (collage sur une seule ou sur les deux faces de la plaque), un mode de rupture cohésif dans la couche de colle est observé ;
- ❖ Une zone de décollement est observable, pour toutes les éprouvettes, autour des lèvres de la fissure. Cette zone de décollement est liée à la propagation d'une fissure en mode II proche de l'interface métal/adhésif. A mesure que la fissure se propage, la taille de la zone de décollement augmente ainsi que le facteur d'intensité de contrainte en pointe de fissure, ces deux paramètres étant liés.
- ❖ La forme de la zone de décollement semble dépendre de la configuration de fissuration et de renforcement des éprouvettes. Ainsi, la propagation d'une seule fissure de fatigue à partir du bord du perçage entraîne une non symétrie des contraintes dans la largeur de la plaque, responsable de la forme trapézoïdale de la zone de décollement. De plus, le renforcement sur

une seule face de la plaque entraîne une excentricité des contraintes dans l'épaisseur ainsi que la création d'un moment fléchissant, responsable de la forme en cône de la zone de décollement.

- ❖ Dans le cas des éprouvettes renforcées par collage du plat composite sur les deux faces de la plaque, la taille de la zone de décollement reste faible sur la totalité de la longueur fissurée, indiquant une réduction significative des contraintes en pointe de fissure (réduction du FIC et de zone plastique), et témoignant ainsi de l'efficacité du renforcement.
- ❖ Dans le cas des éprouvettes renforcées sur une seule face de la plaque et jusqu'à mi largeur du plat composite MN, la forme de la zone de décollement semble identique à celle observée dans le cas d'un renforcement sur les deux faces de la plaque. Puis à mi largeur du plat composite, la forme trapézoïdale s'accroît davantage donnant une zone de décollement finale en forme de cône. Cette augmentation importante de la zone de décollement à mi largeur du plat composite semble donc liée à la configuration de renforcement (collage sur une seule face de la plaque) qui entraîne la création d'un moment fléchissant non négligeable et ainsi une non-uniformité des contraintes dans l'épaisseur de la plaque (mise en évidence également dans les paragraphes précédents avec l'observation de la non-symétrie des marquages mécaniques pour ce type d'éprouvettes). Ce phénomène s'accroît par la suite à mesure que la fissure se propage et que la section résistante du matériau métallique diminue, jusqu'à rupture finale de l'éprouvette.

(B) : Procédé de renforcement UHM – collage sur une seule face de la plaque

Le renforcement par collage de plat UHM sur une seule face de la plaque a pu être étudié à la fois dans le cas des plaques en acier et dans le cas des plaques en fer puddlé. Dans les deux cas, les faciès de rupture présentent des similitudes, avec l'observation de plusieurs modes de rupture présents sur une seule et même éprouvette : rupture adhésive entre les différents adhérents, rupture cohésive dans la couche de colle et délamination du plat composite. La figure 75 représente les faciès de rupture obtenus dans le cas d'une éprouvette en acier et d'une éprouvette en fer puddlé.

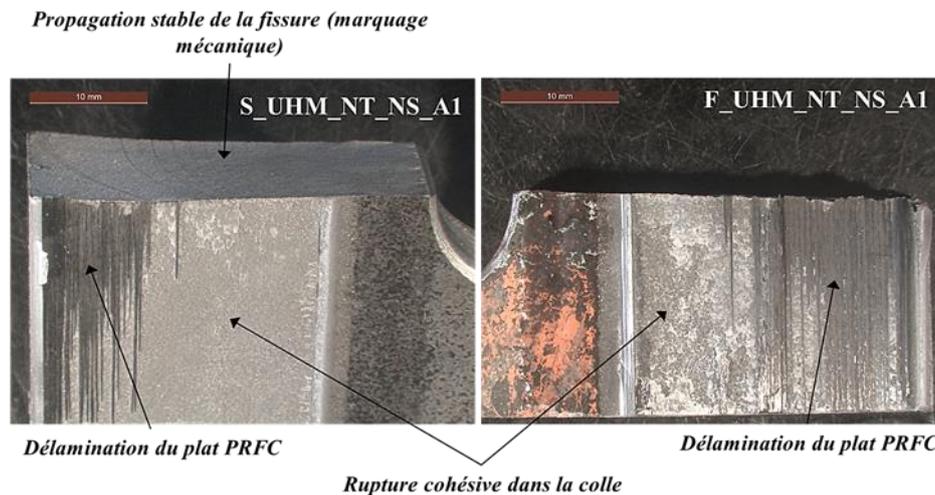


Figure 75: Faciès de rupture obtenu dans le cas des éprouvettes en acier (à gauche) et en fer puddlé (à droite) pour un renforcement non symétrique par plats UHM

Dans les deux cas (éprouvettes en acier et en fer puddlé), la rupture a lieu dans un premier temps selon un mode de rupture « mixte », avec à la fois rupture à l'interface métal/adhésif et dans la couche de colle. La mise en évidence de ce mode de rupture mixte a pu être réalisée, dans le cas des éprouvettes en acier, à l'aide d'observations menées au Microscope Electronique à Balayage (MEB) comme

l'illustre la figure 76. A noter que l'image étant réalisée en électrons rétrodiffusés (dans le cas de l'observation au MEB), les éléments clairs représentent le métal, tandis que les éléments plus sombres représentent l'adhésif.

Dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, il est intéressant de noter que les zones de rupture cohésive, dans la colle, sont en proportion plus importantes que dans le cas des éprouvettes en acier, avec par ailleurs une épaisseur de colle, encore présente sur la plaque métallique, beaucoup plus importante dans ce cas. Cette observation peut s'expliquer par la différence d'épaisseur des plaques acier et fer puddlé entraînant un déplacement de l'axe neutre non identique et ainsi une sollicitation différente du joint de colle entre les adhérents.

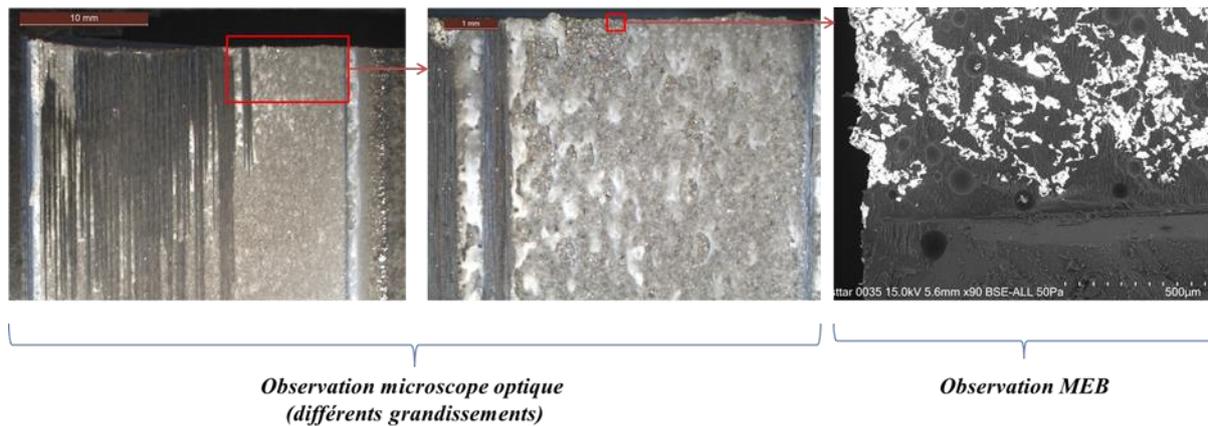


Figure 76: Observation de la rupture adhésive "mixte" dans les cas des éprouvettes en acier renforcées par plat UHM

La transition entre les deux modes de rupture mis en évidence sur la figure 75 (rupture mixte et délamination du plat composite) semble alors s'effectuer à mi largeur du plat composite, et ce, pour l'ensemble des éprouvettes en acier et en puddlé. Ce changement de mode de rupture, à mi largeur du plat composite, semble faire écho aux observations effectuées dans le cas des éprouvettes renforcées sur une seule face par collage de plats MN (augmentation de la zone de décollement à mi largeur du plat composite). Là encore, le renforcement non symétrique, sur une seule face de la plaque, semble jouer un rôle prépondérant dans le mode de rupture de l'éprouvette. L'existence et l'augmentation, au fur et à mesure de la propagation, de l'excentricité des contraintes conduit à une sollicitation mixte de l'assemblage collé et à la mise en place de différents mécanismes de rupture.

Enfin, lors des derniers cycles de fatigue, la rupture finale du plat composite dans les zones d'ancrage a lieu de multiples façons (rupture cohésive ou adhésive). De plus, des modes de rupture différents entre éprouvettes de même matériau ont pu être constatés. A ce stade, les conditions de sollicitations (section résistance faible et moment de flexion et torsion devenant importants) et l'amorçage d'une fissure à l'autre bord du perçage jouent alors un rôle important sur le mode de rupture final (redistribution des efforts variant selon la localisation, la forme et la longueur de la deuxième fissure amorcée).

(C) : Procédé de renforcement UHM – collage sur les deux faces de la plaque

Une fois encore, seules les plaques en acier doux ont été renforcées par collage de plats UHM sur les deux faces de la plaque. Contrairement au cas du collage non symétrique, la rupture du plat composite lui-même constitue le mode de rupture principal de ces éprouvettes, comme l'illustre la figure 77.

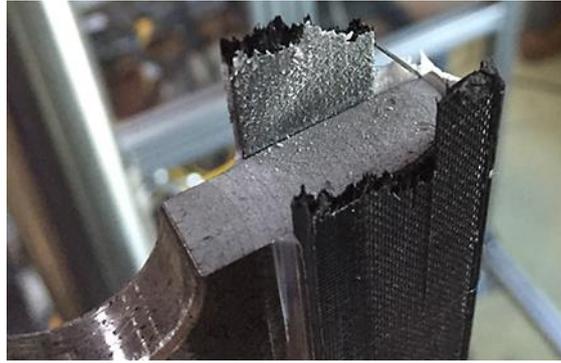


Figure 77: Rupture des plats UHM observée dans le cas des éprouvettes UHM_NT_S

Il est alors intéressant de noter la présence d'une zone de rupture adhésive métal/adhésif le long du chemin de fissuration, de forme trapézoïdale, comme cela a pu être constaté dans le cas des éprouvettes symétriques MN. La taille de cette zone est néanmoins beaucoup plus importante que dans le cas MN, et peut s'expliquer à la fois par la différence de raideur des matériaux (contraintes de cisaillement et de pelage plus importantes à l'interface entre les deux matériaux puisque le plat UHM se déforme moins que l'acier) mais aussi par la sollicitation plus importante que dans le cas du procédé de renforcement MN (amplitude de contrainte appliquée de 130 MPa pour ces éprouvettes symétriques UHM).

Dans l'étude menée par Wu et al., 2012a, concernant le renforcement symétrique (sur les deux faces et de part et d'autre du perçage) de plaques métalliques, à entaille centrale, par collage de plat UHM, deux modes de rupture principaux ont été obtenus: rupture par délamination du plat UHM et rupture du plat UHM lui-même. Pour ces auteurs, le mode de rupture observé est associé à la longueur de collage résiduelle du plat UHM, à mesure que la fissure se propage. Ainsi, le décollement local du plat UHM autour des lèvres de la fissure, au cours de sa propagation, diminue la longueur collée du plat UHM qui peut devenir plus faible que la longueur effective de collage de l'assemblage, conduisant à une rupture par délamination du plat composite. Tandis que dans le cas où la longueur collée reste supérieure à la longueur effective de collage, la rupture se produira dans le plat composite lui-même. Dans notre cas, il semblerait que la géométrie de l'éprouvette et du renforcement mis en place soit davantage en cause pour expliquer les modes de rupture observés. En effet, sur la base de nos observations, le mode de rupture semble davantage lié aux sollicitations et à la redistribution des contraintes dans l'assemblage au cours de la propagation de la fissure. Cette dernière peut alors conduire selon les cas (renforcement symétrique ou non) à une excentricité plus ou moins importante des contraintes et ainsi à des modes mixtes de sollicitation entraînant différents modes de rupture.

2.5 Evolution des déformations dans le plat composite – Plat MN tendu

Comme déjà évoqué plus haut, un suivi de l'évolution des déformations, et donc des contraintes, dans le cas des éprouvettes renforcées par plat MN tendu, a pu être effectué au cours des essais de fissuration grâce à l'utilisation de jauges de déformations collées à différents endroits le long du plat composite tendu (cf. figure 58).

Les premiers résultats ont montré une évolution similaire des déformations pour l'ensemble des éprouvettes. C'est pourquoi seuls les résultats correspondants à l'éprouvette MN_T_NS_A1-2 seront présentés dans la suite. Dans le cas de cette éprouvette, deux jauges de déformations supplémentaires ont également été positionnées sur l'éprouvette métallique, de part et d'autre du perçage et sur la face

non renforcée, permettant cette fois de suivre l'évolution des déformations dans la plaque métallique elle-même.

La figure 78 représente l'évolution des déformations, obtenues via les jauges positionnées le long du plat composite et sur la plaque métallique, en fonction du nombre de cycles appliqués.

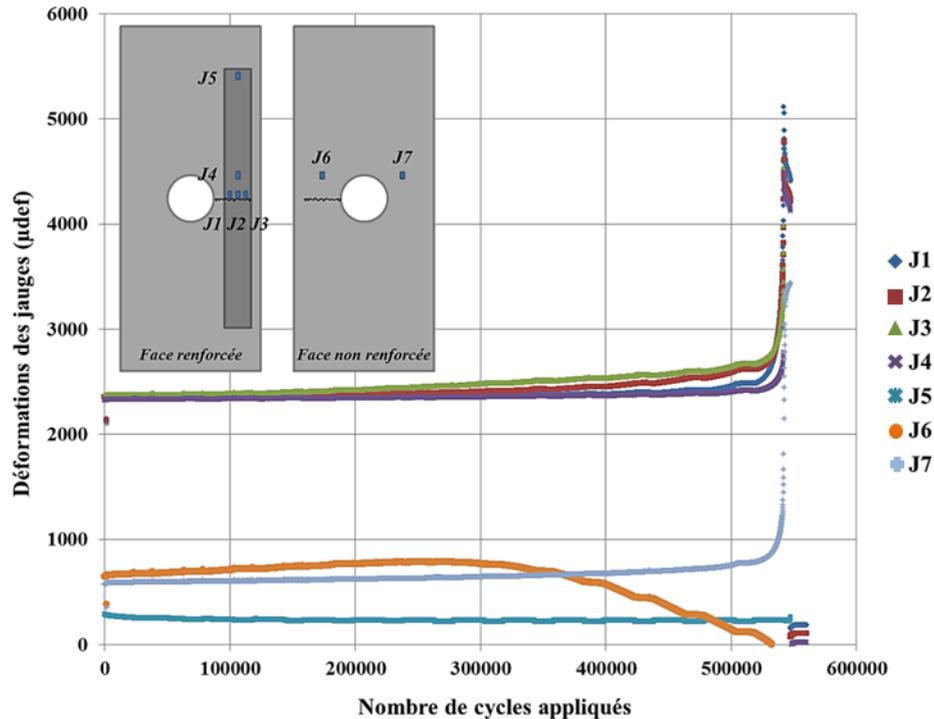


Figure 78: Déformations des jauges en fonction du nombre de cycles appliqués

Pour l'ensemble des jauges collées sur le plat composite (J1 à J5), l'évolution des déformations reste très faible durant la plus grande partie de la durée de vie de l'éprouvette puis montre une évolution plus ou moins significative lors des derniers cycles de propagation. Ainsi, dans le cas des jauges J1, J2 et J3, situées au droit du chemin de fissuration, des comportements similaires sont obtenus avec une augmentation importante du niveau de contraintes en fin de propagation, correspondant alors à une vitesse de propagation élevée de la fissure et à une déformation plus importante de la plaque métallique (section résiduelle de plus en plus faible à mesure que la fissure se propage accompagnée d'un excentrement important des contraintes dans la plaque). Les écarts constatés entre ces trois jauges semblent par ailleurs être révélateurs de l'excentrement des contraintes dans la plaque métallique au cours de la propagation de la fissure (J3 montre ainsi les plus fortes déformations) et semblent ainsi cohérents avec le début de formation du cône de décollement observé dans les paragraphes précédents. En effet, pour rappel, la zone de décollement, dans les cas des éprouvettes MN non symétriques, est initialement faible autour des lèvres de la fissure puis devient conséquente à partir d'une certaine longueur de fissuration pour laquelle elle prend la forme d'un cône. On comprend alors que, pour cette longueur de fissure, la section résiduelle de l'acier devient de plus en plus faible et est accompagnée d'une excentricité importante des contraintes dans la plaque (propagation de fissure non symétrique + moment fléchissant), conduisant également à un niveau de sollicitation important dans le plat composite tendu.

Dans le cas des jauges J4 et J5, l'évolution des déformations est plus faible que pour les jauges J1 à J3 avec, pour la jauge J5, une évolution quasi inexistante des déformations, même en fin de propagation.

Cela s'explique par la position plus éloignée des jauges de la fissure et du perçage, et également par la notion de longueur effective de collage. Enfin, dans le cas des jauges collées sur la plaque métallique (J6 et J7), l'évolution des déformations, et donc des contraintes, dans la plaque métallique met clairement en évidence la dissymétrie des contraintes, de part et d'autre du perçage, due à la propagation de la fissure à un seul des bords du perçage (redistribution des contraintes à mesure que la fissure se propage accompagnée de la diminution de la section résiduelle d'acier). Par ailleurs, l'effet du perçage est également observable (facteur de concentration de contrainte), avec un niveau de contraintes, dans la plaque, supérieur à la contrainte appliquée en section brute de l'éprouvette (90 MPa).

Ces profils de déformations (et par conséquent de contraintes) obtenus lors de nos essais sont par ailleurs similaires à ceux obtenus dans deux autres études concernant le renforcement de plaques à entailles latérales et à entaille centrale déjà citées précédemment (Huawen et al., 2010 et Täljsten et al., 2009). Il est toutefois important de rappeler que l'ensemble de ces études concerne le renforcement symétrique des éprouvettes (collage sur les deux faces de la plaque). Ainsi, dans l'étude menée par Huawen et al., 2010, concernant le renforcement de plaques à entailles latérales par plats MN tendus (différents niveaux de précontrainte considérés), une augmentation des contraintes dans le plat composite accompagnée d'une diminution de celles dans la plaque métallique ont également pu être constatées au cours de la fissuration. Par ailleurs, comme dans notre étude, l'évolution des contraintes reste quasi constante pendant la plus grande partie de la durée de vie de l'éprouvette et devient significative lors des derniers cycles de propagation. Dans le cas de l'étude menée par Täljsten et al., 2009, l'évolution des contraintes montre là encore une évolution des contraintes quasi constante en début de fissuration puis une augmentation plus importante à mesure que la fissure se propage. Dans ce cas, une évolution plus continue de l'évolution des contraintes est constatée et s'explique certainement par le renforcement symétrique lui-même permettant une propagation plus stable de la fissure. En effet, dans notre cas, la configuration non symétrique entraîne une excentricité importante des contraintes en fin de propagation conduisant ainsi à une rupture plus rapide et à de plus grandes déformations.

2.6 Courbes de propagation

L'analyse de l'efficacité du renforcement par composite collé sur la vitesse de propagation de la fissure est réalisée grâce au tracé des courbes de propagation représentant la vitesse de la fissure, da/dN , en fonction de sa longueur, a . Les résultats obtenus dans le cas des éprouvettes en acier et en fer puddlé font l'objet de deux paragraphes distincts présentés dans la suite.

(A) : Cas des éprouvettes en acier doux

Dans le cas des éprouvettes en acier, les courbes de propagation sont déduites de la lecture des marquages mécaniques. Cette technique permettant l'accès au front réel de la fissure dans toute l'épaisseur de la plaque, il est alors possible de tracer les courbes de propagation de la fissure à mi épaisseur ou en surface de la plaque.

- Éprouvettes renforcées de manière symétrique (sur les deux faces de la plaque) :

Étant donné la symétrie du front de fissure dans l'épaisseur de la plaque observée pour les éprouvettes renforcées de manière symétrique, le tracé des courbes de propagation est effectué pour une longueur de fissure mesurée à mi épaisseur de la plaque. Les figures 79 et 80 représentent ainsi respectivement

les résultats obtenus pour les éprouvettes MN_NT_S_A1/A2 et UHM_NT_S_A1/A2. Dans le cas des éprouvettes MN_NT_S, l'application d'un même niveau de chargement entre éprouvettes renforcées et éprouvettes de référence non renforcées, permet une comparaison directe des résultats, ce qui n'est pas le cas pour les éprouvettes UHM_NT_S. Pour cette raison, le tracé des courbes de propagation pour les éprouvettes UHM_NT_S est effectué pour les éprouvettes renforcées uniquement.

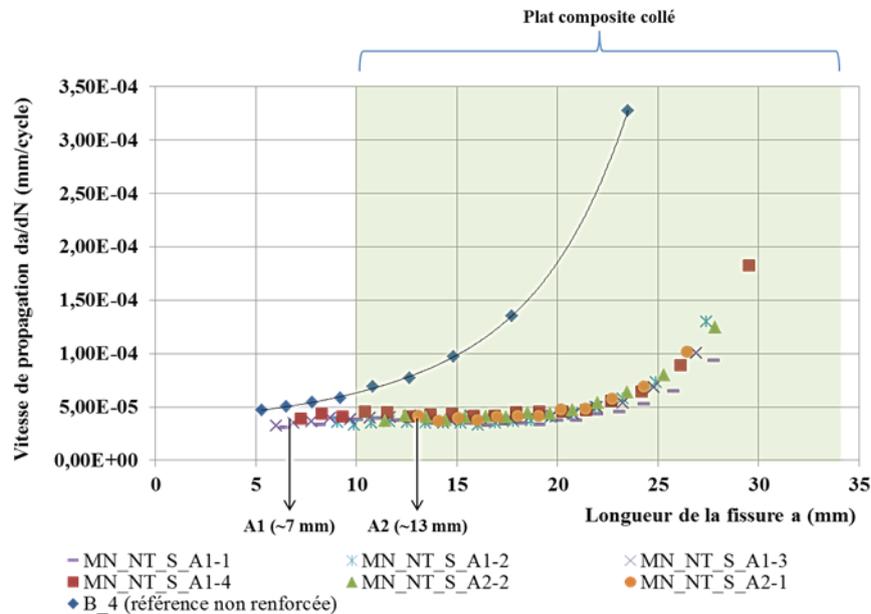


Figure 79: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement MN dans le cas d'un renforcement symétrique (sur les deux faces de la plaque)

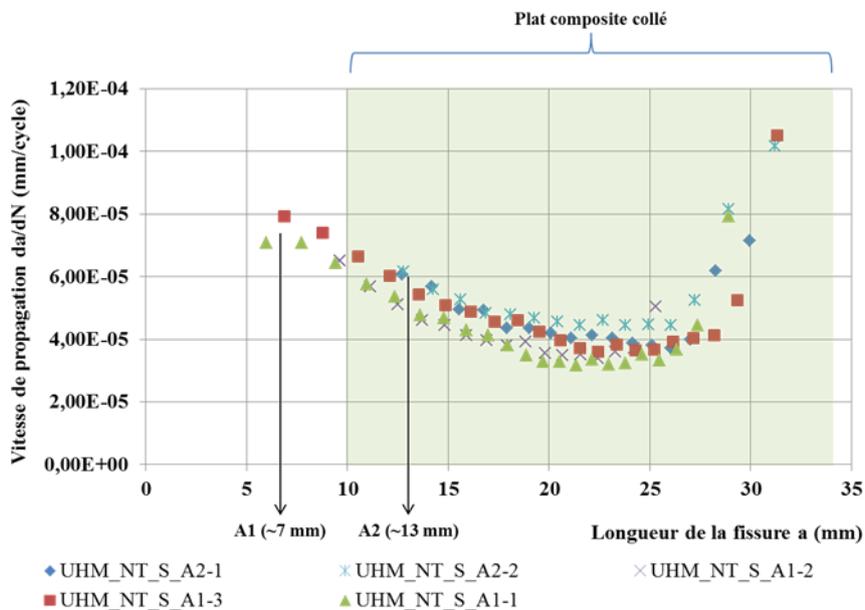


Figure 80: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement UHM dans le cas d'un renforcement symétrique (sur les deux faces de la plaque)

L'observation des courbes de propagation pour chaque configuration (plaques renforcées ou non renforcées) montre dans un premier temps une bonne répétabilité des essais. Les faibles différences

observées peuvent être attribuées à des défauts d'application du renforcement, i.e. un mauvais alignement du plat PRFC, une variation de l'épaisseur de la couche d'adhésif, ou encore un défaut d'alignement de l'éprouvette lors de la mise en place dans les mors de la presse.

Comme déjà évoqué précédemment dans le cas des éprouvettes MN_NT_S, le ralentissement de la fissure prend effet dès les premiers cycles de propagation et ce quelle que soit la longueur de fissure initiale de la fissure (A1 ou A2). Il est d'ailleurs intéressant de remarquer que l'évolution des courbes de propagation est identique quelle que soit la longueur de fissure initiale de la fissure avant renforcement. Ces résultats témoignent de la bonne réalisation des éprouvettes collées (bonne répétabilité) mais aussi de l'influence limitée dans ce cas de la zone de décollement autour des lèvres de la fissure. Enfin, on peut également noter une propagation stable de la fissure sur une longueur importante contrairement aux éprouvettes de référence non renforcées, témoignant alors d'une diminution effective du facteur d'intensité de contraintes en pointe de fissure.

Dans le cas des éprouvettes UHM_NT_S, le phénomène de ralentissement de la fissure à mesure que celle-ci se propage sous le plat composite (déjà évoqué dans les paragraphes précédents), est clairement observable en figure 80. Ce phénomène a été attribué à l'existence et à la propagation d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage. Pour ces éprouvettes, une comparaison directe des résultats obtenus ne peut être effectuée (différence de chargement appliqué), néanmoins l'efficacité du renforcement est clairement observable et l'exploitation en termes de FIC donnée dans le chapitre suivant en permettra une meilleure quantification.

- Eprouvettes renforcées de manière non symétrique (sur une seule face de la plaque) :

Dans le cas des éprouvettes renforcées sur une seule face de la plaque, la non-symétrie du front de fissure et son évolution ont pu être observées et mesurées au cours de la propagation permettant ainsi un tracé des courbes de propagation pour une longueur de fissure mesurée à mi épaisseur ou en surface de la plaque.

Les figures 81, 82 et 83 représentent les courbes de propagation obtenues respectivement pour le procédé de renforcement MN non tendu, MN tendu et UHM et pour une mesure de la longueur de fissure, dans un premier temps, à mi épaisseur de la plaque.

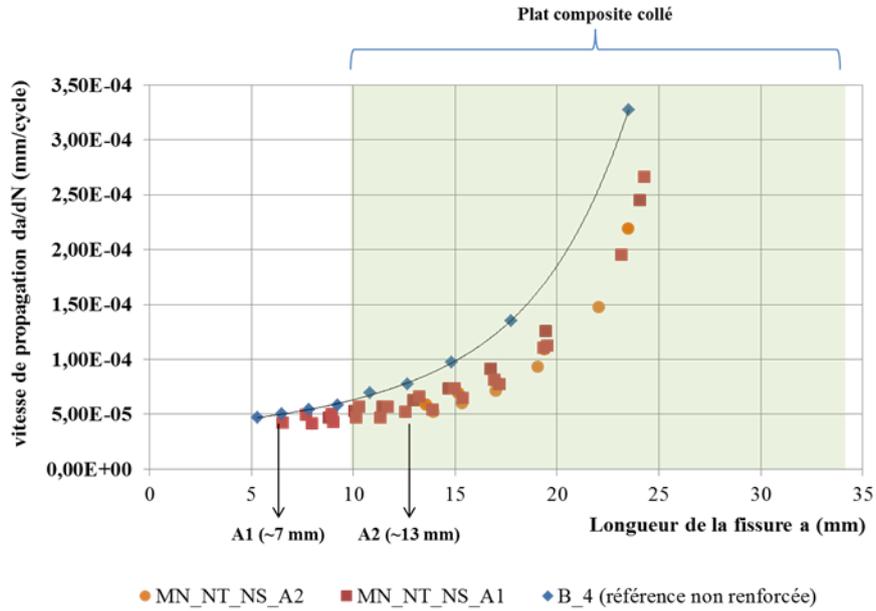


Figure 81: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement MN dans le cas d'un renforcement non symétrique et non tendu, pour les deux longueurs de fissure initiale A1/A2

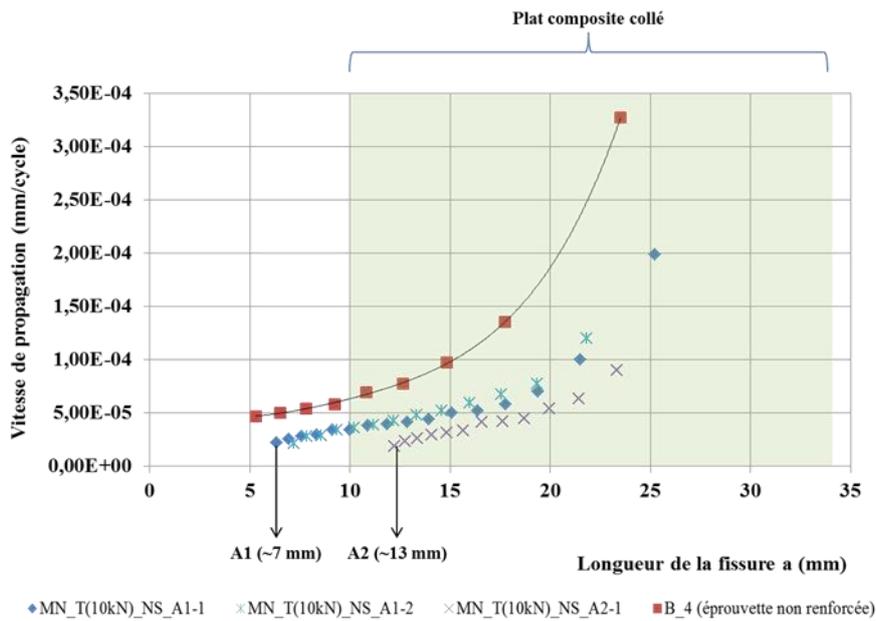


Figure 82: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement MN dans le cas d'un renforcement non symétrique et dans le cas d'une mise en pré-tension du plat composite avant collage, pour les deux longueurs de fissure initiale A1/A2

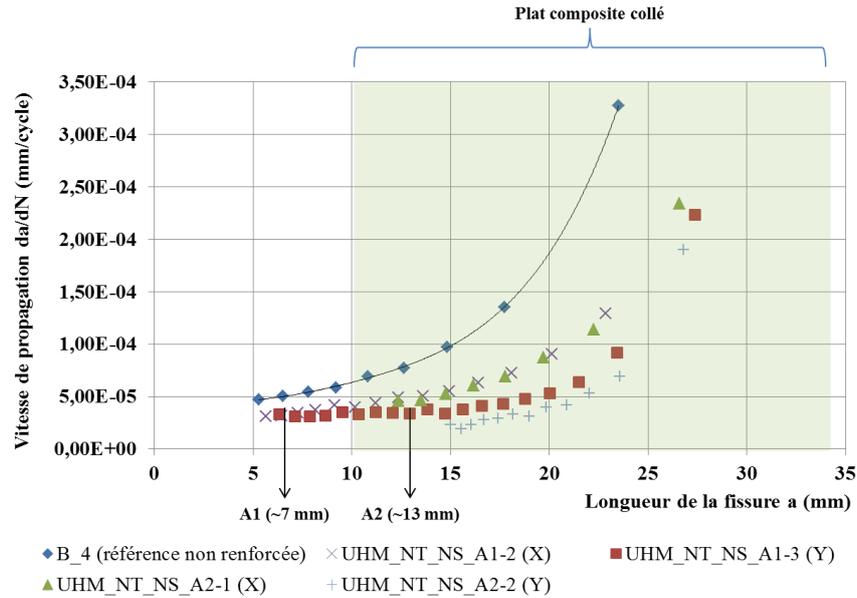


Figure 83: Courbes de propagation associées au procédé de renforcement UHM dans le cas d'un renforcement non symétrique, pour les deux longueurs de fissure initiale A1/A2

Dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS_A1/A2, la faible efficacité du renforcement est clairement observable avec un ralentissement de la fissure peu significatif par rapport aux éprouvettes de référence non renforcées. On observe une fois encore que les courbes obtenues pour les deux longueurs de fissure initiale A1 et A2 sont quasi identiques avec une faible influence de la configuration initiale (X) ou (Y) de l'éprouvette.

La mise en place d'un effort de pré-tension dans le plat composite avant collage montre, en revanche, une efficacité significative du renforcement avec une réduction immédiate et considérable de la vitesse de propagation de la fissure. Une diminution plus importante de la vitesse de propagation de la fissure est obtenue dans le cas de l'éprouvette MN_T_NS_A2. Cependant, il est important de rappeler que seule une éprouvette a pu être testée pour cette configuration ce qui ne permet pas de conclure sur définitivement.

Dans le cas des éprouvettes UHM_NT_NS_A1/A2, l'effet de la configuration (X) ou (Y) des éprouvettes (forme non symétrique du front de fissure initiale) avant renforcement est plus clairement observable que dans le cas des éprouvettes MN. En effet, pour une même série d'éprouvettes un ralentissement plus ou moins important de la propagation de fissure est observable même si globalement l'efficacité du renforcement UHM_NT_NS reste bien plus significative que dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS.

La figure 84 montre une comparaison des résultats obtenus pour les éprouvettes UHM_NT_NS et MN_T_NS. Il est alors intéressant de remarquer une efficacité et un comportement similaires pour ces éprouvettes bien que le procédé de renforcement utilisé soit différent (différence de module des matériaux, d'épaisseur et de mode de rupture). Ce résultat déjà mis en évidence dans les paragraphes précédents montre qu'une efficacité comparable peut être obtenue en utilisant à la fois un renforcement par plat UHM de module $E = 460$ GPa et par plat MN de module $E = 165$ GPa prétendu avec un effort de 10 kN. Il apparaît évident que la mise en place d'un niveau de précontrainte plus important dans le plat composite conduirait à un ralentissement encore plus significatif de la propagation de la fissure même si cela soulève d'autres questions déjà évoquées dans les paragraphes précédents concernant

principalement l'utilisation d'ancrages, et la durabilité de ce type d'assemblage (perte de précontrainte dans le temps et effet combiné de l'environnement).

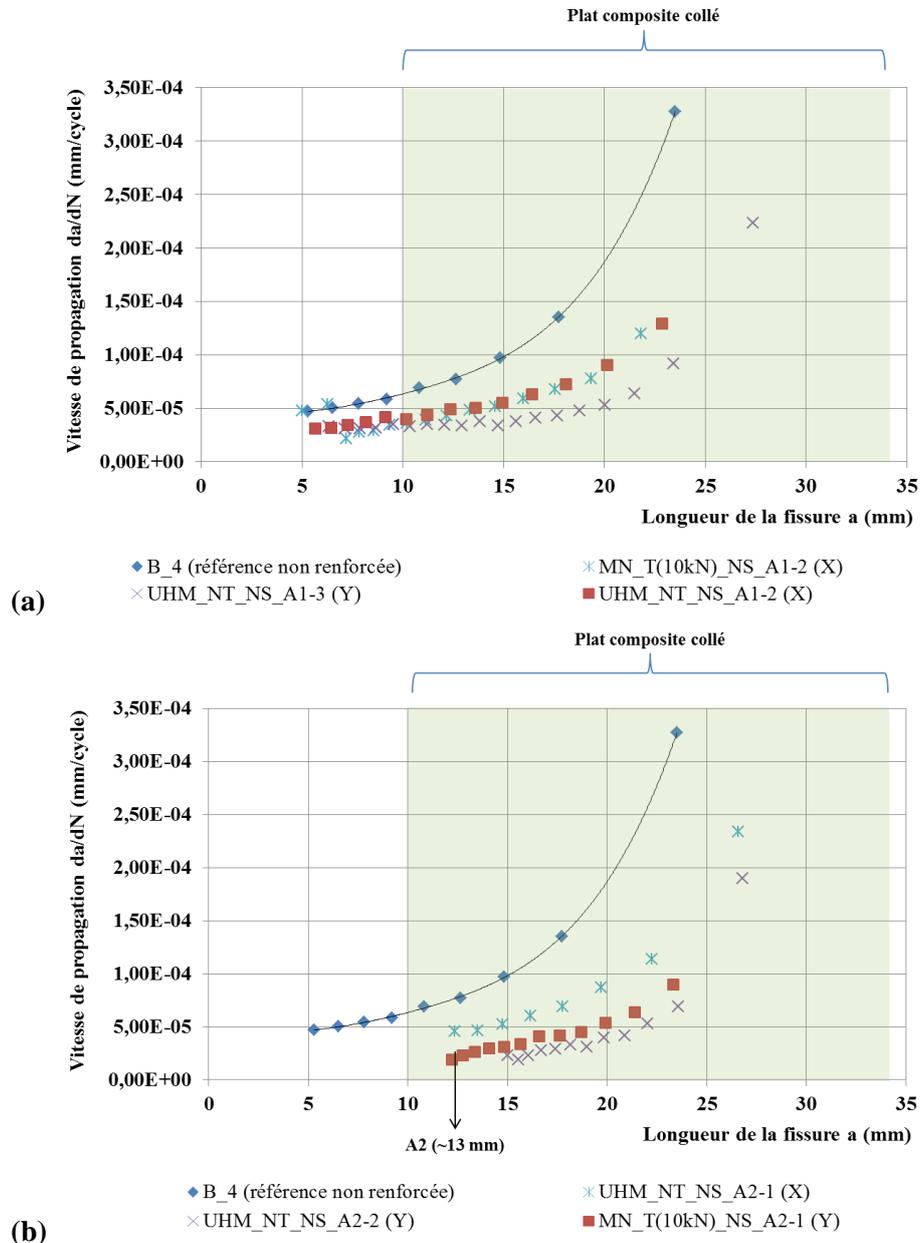


Figure 84: Comparaison des courbes de propagation obtenues dans le cas UHM_NT_NS et MN_T_NS : (a) longueur de fissure initiale A1; (b) longueur de fissure initiale A2

Enfin, il semble important de s'intéresser dans un deuxième temps à la différence de propagation entre les deux faces de la plaque renforcée de manière non symétrique et ce pour les différentes configurations de renforcement testées.

Les figures 85, 86 et 87 représentent ainsi respectivement l'avancée de la fissure en fonction du nombre de cycles dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS, MN_T_NS et UHM_NT_NS en tenant compte de la propagation de la fissure sur la face renforcée et sur la face non renforcée, ainsi que de la configuration

de renforcement initiale (X) ou (Y) des éprouvettes. Dans chaque cas, seuls les résultats d'une éprouvette de chaque configuration sont présentés pour plus de clarté dans la lecture des courbes.

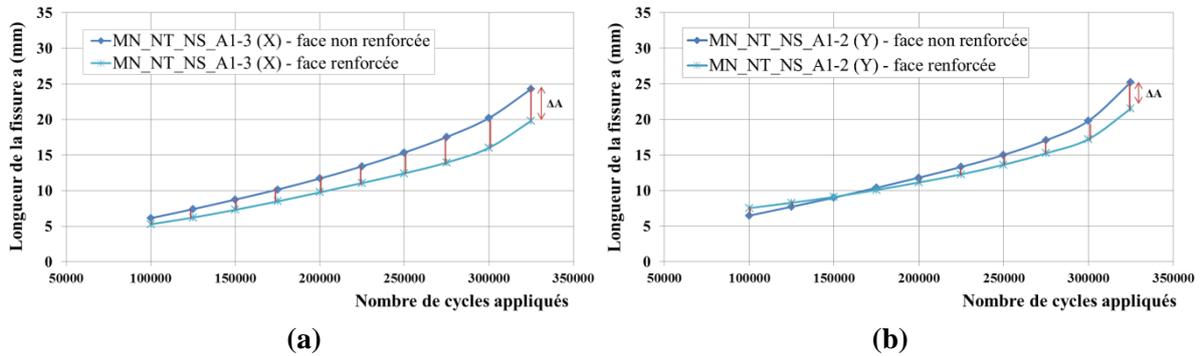


Figure 85: Avancée de la fissure en face renforcée et non renforcée dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS_A1: (a) configuration initiale (X); (b) configuration initiale (Y)

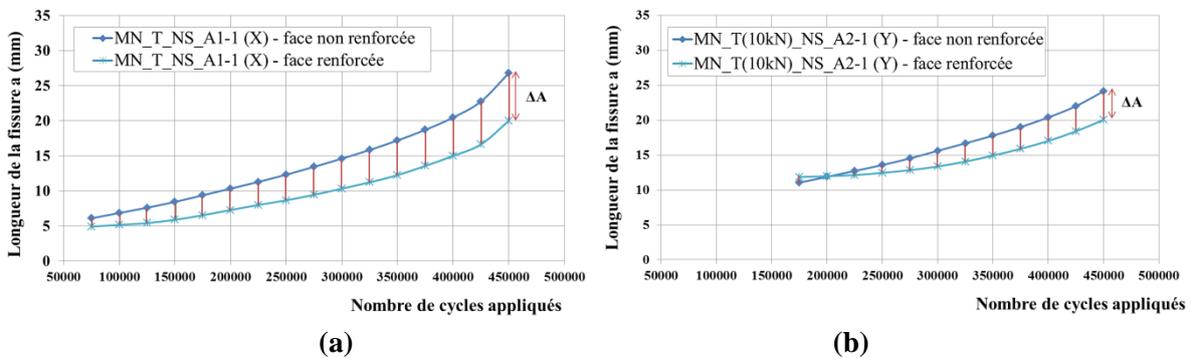


Figure 86: Avancée de la fissure en face renforcée et non renforcée dans le cas des éprouvettes MN_T(10kN)_NS_A1/A2: (a) configuration initiale (X); (b) configuration initiale (Y)

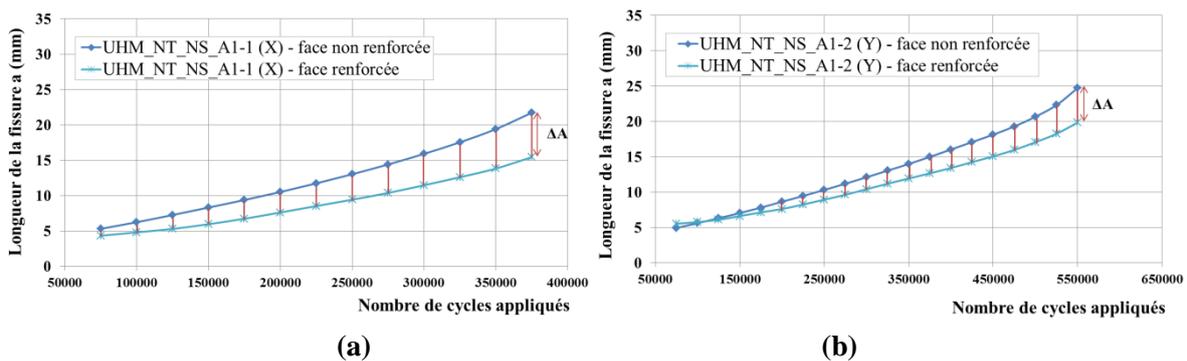


Figure 87: Avancée de la fissure en face renforcée et non renforcée dans le cas des éprouvettes UHM_NT_NS_A1: (a) configuration initiale (X); (b) configuration initiale (Y)

On remarque que, quels que soient le procédé de renforcement et la configuration de renforcement initiale des éprouvettes, la différence de propagation entre les deux faces s'accroît au fur et à mesure que la fissure se propage sous le plat composite. Cela s'explique par l'existence d'un moment fléchissant croissant à mesure que la fissure se propage.

L'effet de la configuration de renforcement initiale (X) ou (Y) est également beaucoup plus clairement observable lorsque l'on s'intéresse à la différence de propagation de la fissure entre face renforcée et face non renforcée. Ainsi, il apparaît que dans le cas d'une éprouvette (X) (cas le plus défavorable), la différence de propagation déjà présente avant renforcement ne va cesser de s'accroître jusqu'à rupture finale de l'éprouvette, avec un écart final entre la longueur de fissure sur les deux faces important. Dans le cas d'une éprouvette (Y) (cas plus favorable), la différence initiale va diminuer initialement puis s'inverser conduisant à une différence de propagation entre face renforcée et face non renforcée plus faible et ce jusqu'à rupture complète de l'éprouvette. Dans ces conditions, il apparaît alors évident que la forme initiale du front de fissure avant renforcement a son importance sur l'efficacité du renforcement mis en place. Sa prise en compte lors du renforcement d'ouvrage réel semble alors nécessaire.

➤ **En bref** :

- ❖ Les courbes de propagation obtenues pour les différentes configurations de renforcement montrent une bonne répétabilité des résultats comme cela a déjà pu être évoqué tout au long des paragraphes précédents.
- ❖ Dans le cas des éprouvettes renforcées sur une seule face de la plaque, la différence de propagation entre face renforcée et non renforcée montre clairement l'effet de la configuration non symétrique et de l'existence d'un moment fléchissant croissant à mesure que la fissure se propage. De même, cela permet également de montrer l'influence significative de la forme non symétrique du front de fissure initial (configuration (X) ou (Y)) sur l'efficacité du renforcement.
- ❖ Comme évoqué dans les paragraphes précédents, l'efficacité du procédé de renforcement MN dans le cas des éprouvettes non symétriques reste faible, excepté dans le cas où un effort de pré-tension du plat composite avant collage est mis en place conduisant alors à un niveau d'efficacité comparable à celui d'un renforcement par procédé UHM.
- ❖ Pour ce dernier type de renforcement (UHM_NT_NS), la répétabilité des résultats est moins bonne que dans le cas des éprouvettes MN avec une dépendance plus importante vis-à-vis des configurations initiales des éprouvettes (X) ou (Y). Cela s'explique alors par une excentricité plus importante des efforts (déplacement de l'axe neutre) et par la différence plus importante de raideur du matériau.
- ❖ L'effet d'un renforcement tardif (longueur de fissure initiale A2) sur le comportement de la fissure reste peu significatif pour l'ensemble des éprouvettes sauf pour le cas MN_T_NS_A2 pour lequel une seule éprouvette a pu être testée. Dans ce dernier cas, des investigations supplémentaires sont nécessaires mais n'ont pu être menées dans cette étude.
- ❖ Enfin, il est intéressant de noter à nouveau que la mise en place d'un renforcement symétrique conduit à une efficacité beaucoup plus importante du renforcement.

(B) : Cas des éprouvettes en fer puddlé

Dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, étant donné la grande dispersion des résultats, les courbes représentant l'avancée de la fissure en fonction du nombre de cycles appliqués sont tracées pour l'ensemble des éprouvettes et sont présentées en figure 88 et 89.

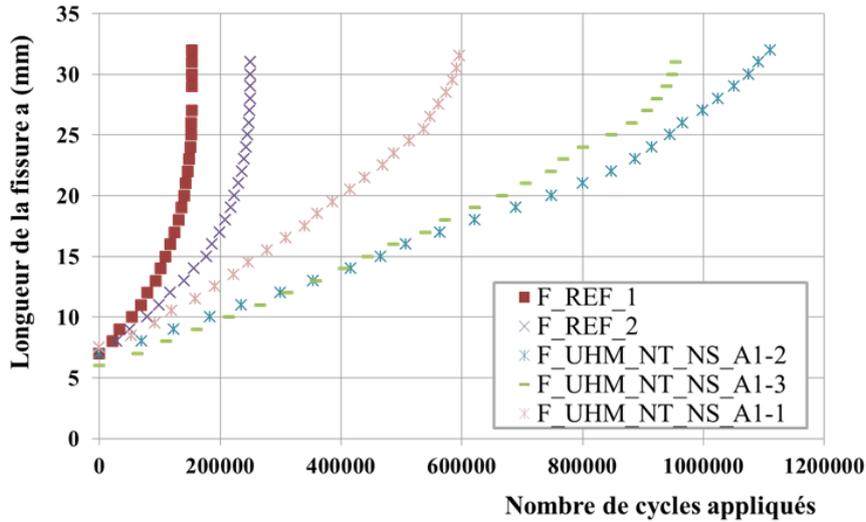


Figure 88: Avancée de la fissure en fonction du nombre de cycles appliqués dans le cas des éprouvettes en fer puddlé UHM_NT_NS_A1

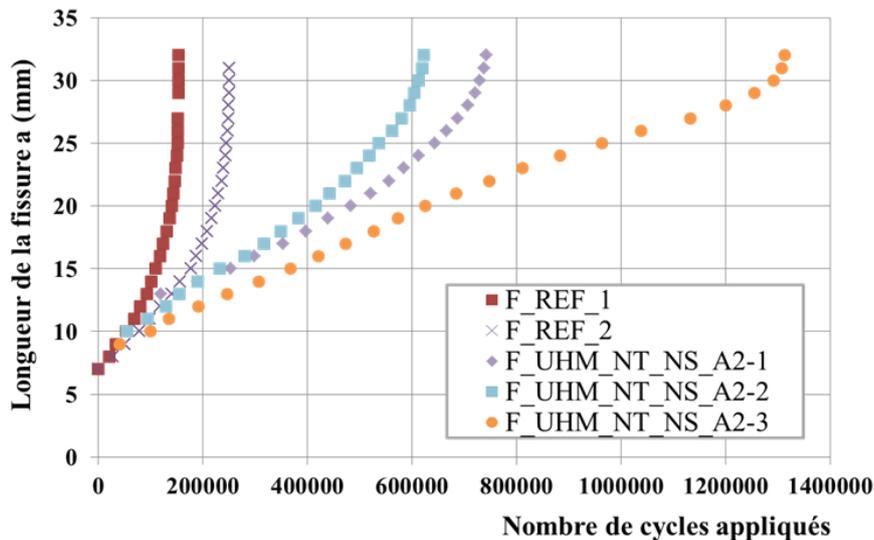


Figure 89: Avancée de la fissure en fonction du nombre de cycles appliqués dans le cas des éprouvettes en fer puddlé UHM_NT_NS_A2

Le résultat principal ici concerne l'efficacité significative du renforcement mis en place, conduisant à un ralentissement considérable de la fissure (bien plus important que dans le cas des éprouvettes en acier) et ce quelle que soit sa longueur initiale avant renforcement.

Néanmoins, l'observation des résultats montre aussi qu'une quantification de l'efficacité du renforcement apporté est plus difficile (grande hétérogénéité des résultats). Ainsi, dans la pratique, la mise en place d'un renforcement par composite collé sur ouvrage riveté réel devra nécessairement être accompagnée d'un suivi régulier de l'évolution de la fissure ainsi que de la prise en compte de certains coefficients de sécurité afin de garantir la sécurité de l'ouvrage.

3 Conclusions

Ce chapitre a permis de mettre en évidence l'efficacité d'un renforcement par composites collés dans le cas de plaques métalliques percées et présentant une unique fissure de fatigue en bord de perçage. Les essais ont été menés pour les deux matériaux métalliques de l'étude (acier doux et fer puddlé) ainsi que pour les deux procédés de renforcement, présentés au chapitre précédent. Différentes configurations de renforcement ont également été considérées, à savoir un renforcement symétrique et non symétrique, ainsi que la mise en pré-tension des plats MN avant collage.

Les résultats obtenus ont permis de mettre en évidence une efficacité importante du renforcement dans le cas d'une configuration symétrique avec collage de plats composites sur les deux faces de l'éprouvette. Néanmoins, cette configuration reste peu représentative des conditions réelles de renforcement pouvant être mises en œuvre sur site. C'est pourquoi le cas d'un renforcement non symétrique a également été étudié. Dans le cas des éprouvettes en acier, l'ensemble des configurations a ainsi pu être testé (plats MN non tendus, plats MN tendus et plats UHM). En revanche, dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, la faible quantité de matériau disponible nous a contraint à limiter le nombre d'essais réalisés. Pour ces éprouvettes, seul le cas d'un renforcement non symétrique par plats UHM a ainsi été considéré.

Pour un renforcement non symétrique, les résultats obtenus pour les éprouvettes en acier ont montré une efficacité plus importante dans le cas d'un renforcement par plat UHM et par plat MN prétendu. Des augmentations moyennes de durée de vie de 118% et 74% ont été obtenues respectivement pour une longueur de fissure initiale A1 et A2. Pour un renforcement par plat MN non tendu, l'augmentation constatée est bien plus faible (27%). Néanmoins, il est évident que la mise en place d'une précontrainte dans le plat composite avant collage, reste une étape délicate (notamment sur site) avec un comportement à long terme de l'assemblage bénéficiant encore de peu de retour d'expériences. Dans ces conditions, le procédé de renforcement UHM semble intéressant et a pu être testé dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, en considérant toujours une configuration de renforcement non symétrique. Les résultats obtenus montrent des augmentations de durée de vie très élevées, allant de 121% à 279% pour une longueur de fissure A1. Pour ces éprouvettes, la grande dispersion des résultats invite néanmoins à beaucoup de précautions dans l'évaluation de l'efficacité du renforcement.

Les différents résultats présentés dans ce chapitre, et notamment les courbes de propagation de la fissure, vont permettre l'étude en termes de facteur d'intensité de contrainte présentée au chapitre suivant. Cette analyse est indispensable vis-à-vis de l'application de la MELR et à la mise en place de modèle de prédiction de la propagation de fissure (détermination d'intervalles d'inspection).

Chapitre 4 : Détermination du facteur d'intensité de contrainte et modélisation des éprouvettes renforcées

Les résultats présentés dans le chapitre précédent ont permis d'attester de l'efficacité d'un renforcement par composite collé dans le cas de plaques métalliques fissurées et constituées de matériaux anciens de la construction métallique. Dans ce chapitre, l'analyse des résultats est menée en terme de facteur d'intensité de contraintes (FIC), avec pour objectif principal la détermination de ce dernier dans le cas des plaques renforcées présentant différentes configurations de renforcement. Comme nous avons pu le voir au chapitre précédent, la mise en place d'un renforcement par composite collé agit de deux manières sur le ralentissement de la vitesse de propagation de la fissure : réduction des contraintes dans l'élément fissuré et limitation de l'ouverture des lèvres de la fissure. Cela entraîne une modification du FIC agissant en pointe de fissure, dont il est important de tenir compte lors de la mise en place de modèles de prédiction de l'avancée de la fissure. Ces derniers sont basés sur l'utilisation de lois de propagation de la forme $da/dN = f(\Delta K)$, telle que la très connue et utilisée loi de Paris.

Dans la littérature, les travaux concernant la modification du FIC dans le cas de plaques renforcées par composites collés sont récents et encore très limités. Ces études concernent en grande partie le renforcement de plaques à entaille centrale, renforcées sur une seule ou sur les deux faces de la plaque, généralement par recouvrement total de l'entaille et de la fissure. Dans notre cas, la particularité des résultats tient alors à la géométrie des éprouvettes considérées, présentant une unique fissure en bord de perçage et un renforcement placé d'un seul côté du perçage (excentrement du renforcement). Afin de mener à bien cette étude, plusieurs méthodes d'analyse et de détermination du FIC vont être utilisées dans ce chapitre : empirique, analytique et numérique. L'objectif est alors d'aboutir à une formulation analytique simple du FIC tenant compte à la fois des caractéristiques mécaniques du ou des plats composites utilisés et des caractéristiques géométriques de ces plats (dimensions des plats et position). Dans le cas des éprouvettes en acier, la bonne répétabilité des résultats va permettre de comparer les résultats obtenus via les différentes méthodes d'analyse évoquées précédemment. Ce n'est malheureusement pas le cas des éprouvettes en fer puddlé pour lesquelles ce même type d'analyse ne peut être mené. Nous nous intéresserons donc principalement dans ce chapitre aux éprouvettes en acier même si quelques résultats relatifs aux éprouvettes en fer puddlé pourront être présentés.

1 Méthode de détermination du facteur d'intensité de contrainte

1.1 Rappel théorique

Dans le cas d'une plasticité restant confinée en pointe de fissure (taille de la zone plastifiée très inférieure à la longueur de fissure), la détermination des champs de contraintes et de déformations dans la zone fissurée est rendue possible par l'application de la MELR (Mécanique Élastique Linéaire à la Rupture). Dans ces conditions, les contraintes, en un point M proche de la pointe de fissure, s'expriment en fonction des facteurs d'intensité de contraintes (FIC), K , relatifs aux différents modes de fissuration, I, II et III (Irwin, 1957). Dans ce chapitre, nous nous intéresserons exclusivement au mode I de fissuration bien que les fissures réelles se propagent suivant des modes multiples. Ce choix s'explique par la

configuration des éprouvettes présentées au chapitre précédent (la propagation de la fissure accompagnée de la création de lèvres de cisaillement ne sera ainsi pas considérée).

Le facteur d'intensité de contrainte en mode I, K_I , décrit l'intensité des contraintes en amont de la pointe de fissure et s'exprime, de manière générale, en fonction de la contrainte appliquée à l'infini, σ_∞ (champ de contrainte lointain), de la longueur de fissure, a , et de la forme de la pièce :

$$K_I = F \cdot \sigma_\infty \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad \text{Eq. (11)}$$

F représente le facteur de forme caractérisant la géométrie de la pièce et de la fissure. Il correspond, en d'autres termes, à la modification du FIC obtenu dans le cas idéalisé d'une plaque de dimensions infinies possédant une entaille centrale (fissure) traversant et parfaitement rectiligne dans l'épaisseur de la plaque. Selon plusieurs études, ce facteur de forme peut être décomposé en plusieurs facteurs correctifs, tenant compte des différents paramètres venant modifier le cas idéalisé précédent :

$$K_I = F_1 \cdot F_2 \dots F_n \cdot \sigma_\infty \cdot \sqrt{\pi \cdot a} \quad \text{Eq. (12)}$$

Calculer le FIC consiste principalement à déterminer l'expression des différents facteurs correctifs précédents. Pour des géométries et des conditions de sollicitations simples, plusieurs expressions analytiques du FIC ont été proposées dans la littérature. En revanche, pour des géométries et des conditions de sollicitations plus complexes, il devient nécessaire d'avoir recours à des outils numériques (MEF).

L'importance de la connaissance du FIC réside dans la prédiction de la propagation d'une fissure de fatigue, étant donné que la plupart des modèles de prédiction reposent sur l'application de lois de propagation reliant la vitesse de propagation de la fissure à la variation de l'amplitude du FIC appliqué, $\Delta K (= K_{max} - K_{min})$. Ainsi, la loi de propagation la plus simple et la plus utilisée, dans le cas d'une fissure longue, est la loi de Paris et Erdogan (loi empirique, Paris et Erdogan, 1963) donnée par l'expression :

$$\frac{da}{dN} = C \cdot (\Delta K)^m \quad \text{Eq. (13)}$$

Avec C et m des paramètres constants intrinsèques au matériau.

Il est important de rappeler que cette loi phénoménologique, décrivant une augmentation linéaire de la vitesse de propagation de la fissure en fonction de la variation du FIC, est applicable dans le domaine dit de Paris correspondant à une propagation stable de la fissure. Plusieurs facteurs viennent alors modifier cette loi, notamment l'environnement (oxydation) et le rapport de charge (i.e. influence de la contrainte moyenne). Le rôle de ce dernier est bien connu et plusieurs auteurs ont alors proposé des formules semi-empiriques afin de tenir compte de ce phénomène. On peut ainsi citer la loi de Forman et al., 1967, représentant une modification de la loi de Paris précédente :

$$\frac{da}{dN} = C_a \cdot \frac{(\Delta K)^{m_a}}{(1 - R) \cdot K_c - \Delta K} \quad \text{Eq. (14)}$$

Dans notre étude, un rapport de charge constant $R = 0,1$ est considéré avec une sollicitation des éprouvettes en traction uniaxiale et dans des conditions expérimentales de laboratoire (température et

humidité constantes). Bien que d'autres lois de propagations aient été proposées dans la littérature, la loi de Paris et Erdogan sous sa forme la plus simple est retenue pour l'ensemble de notre étude (Eq. (13)). L'intégration de cette loi, va alors permettre, par la suite, une évaluation de la durée de vie en propagation de la fissure :

$$N_f = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C \cdot (\Delta K)^m} \quad \text{Eq. (15)}$$

Avec, a_0 et a_f , les longueurs initiale et finale de la fissure, appartenant au domaine de propagation stable de Paris.

1.2 Détermination du FIC dans le cas d'une plaque percée fissurée à un des bords du perçage – Formulation analytique de la littérature

L'objectif de notre étude n'est pas d'établir une nouvelle formulation du FIC dans le cas d'une plaque percée de dimensions finies présentant une unique fissure à des bords du perçage (éprouvette de référence de notre étude), mais d'étudier la modification de ce FIC lorsqu'un renforcement par composite collé est mis en place. Pour cette raison, les formulations analytiques disponibles dans différentes études de la littérature, sont utilisées dans un premier temps pour déterminer le FIC en pointe de fissure dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées.

Bowie, 1956, fut le premier à s'intéresser au cas d'une plaque percée, de dimensions infinies, sollicitée en traction uniaxiale et présentant une seule ou deux fissures de fatigue en bord de perçage. Les résultats obtenus par cet auteur ont permis l'expression d'un premier facteur correctif F_{OH} proposé par Newman, 1976, et indiqué aux équations (16.a) et (16.b). Ces deux équations correspondent respectivement au cas d'une seule fissure émanant du bord du perçage (indice 1) et de deux fissures symétriques de fatigue de part et d'autre du perçage (indice 2).

$$F_{OH}^1 = 0,707 - 0,18 \cdot \lambda + 6,55 \cdot \lambda^2 - 10,54 \cdot \lambda^3 + 6,85 \cdot \lambda^4 \quad \text{Eq. (16.a)}$$

$$F_{OH}^2 = 1,0 - 0,15 \cdot \lambda + 3,46 \cdot \lambda^2 - 4,47 \cdot \lambda^3 + 3,52 \cdot \lambda^4 \quad \text{Eq. (16.b)}$$

Avec, $\lambda = 1/(1+(a/R))$

a = longueur de la fissure

R = rayon de l'entaille

Plus tard, Tweed et Rooke, 1973, utilisèrent la transformation de Mellin (transformation intégrale) pour calculer le FIC, toujours dans le cas d'une plaque infinie sollicitée en traction uniaxiale avec une seule fissure en bord de perçage. La formulation analytique de cette solution fut proposée par Rooke et al., 1981, sous la forme :

$$F_{OH}^1 = \left[1,12 - 0,119 \cdot \left(\arctan \left(\frac{a}{R} \right) \right)^{2,748} \right] \cdot (1 + 0,5 \cdot \lambda^2 + 1,5 \cdot \lambda^4) \quad \text{Eq. (17)}$$

Tada, Paris et Irwin, 2000, dans leur guide intitulé « The Stress Analysis of Cracks Handbook » proposèrent, en plus des formules précédentes (cf. Eq.16.a),16.b) et 17), une nouvelle expression du

FIC, toujours dans le cas d'une plaque percée de dimensions infinies présentant une seule fissure en bord de perçage et sollicitée en traction pure:

$$F_{OH}^1 = [1 + 0,2 \cdot (1 - s) - 0,3 \cdot (1 - s)^6] \cdot [2,243 - 2,64 \cdot s + 1,352 \cdot s^2 - 0,248 \cdot s^3]$$

$$s = \frac{a}{R + a}$$
Eq. (18)

Par ailleurs, dans ce même guide, les auteurs proposent également une deuxième méthode de détermination du FIC, basée cette fois sur l'utilisation du facteur correctif F_{OH}^2 (correspondant aux cas de deux fissures symétriques de part et d'autre du perçage), multiplié par un facteur de conversion $F_{1/2}$ permettant le calcul final de F_{OH}^1 :

$$F_{OH}^1 = F_{OH}^2 \cdot F_{1/2}$$
Eq. (19)

C'est le cas de la solution proposée par Schijve, 1983: le premier terme correspondant au facteur F_{OH}^2 , le deuxième terme étant le facteur de conversion $F_{1/2}$:

$$F_{OH}^1 = \left[\frac{1}{0,539 + 1,93 \cdot \left(\frac{a}{R}\right) + 2 \cdot \left(\frac{a}{R}\right)^2} + \frac{\lambda + 2}{2} \right] \cdot \left[\sqrt{\frac{\lambda + 1}{2}} \cdot \left(1 + \frac{a}{R} \cdot \frac{\lambda^3}{5}\right) \right]$$
Eq. (20)

Quoi qu'il en soit à ce stade, il est important de noter que toutes ces solutions concernent le cas d'une plaque de dimensions infinies ne tenant pas compte de la largeur et de la hauteur finies de la plaque. La première partie de l'étude menée par Palmberg, 2001b, a eu pour objectif de proposer une formulation analytique simple du FIC (dans le cas d'une plaque percée de dimensions finies présentant une seule ou deux fissures de fatigue en bord de perçage et sollicitée en traction uniaxiale), en se basant sur une combinaison des différents facteurs correctifs proposés dans la littérature (cf. Eq. 21). La formule analytique finale proposée par l'auteur est la suivante (notons que nous nous intéressons ici uniquement au cas d'une seule fissure émanant du bord d'un perçage central, bien que l'auteur se soit également intéressé au cas de deux fissures de fatigue de part et d'autre du perçage):

$$K_I = F_{OH}^1 \cdot F_W^1 \cdot F_H^1 \cdot \sigma_\infty \cdot \sqrt{\pi \cdot a}$$
Eq. (21)

$$F_{OH}^1 = \left[\frac{1}{0,539 + 1,93 \cdot \left(\frac{a}{R}\right) + 2 \cdot \left(\frac{a}{R}\right)^2} + \frac{\lambda + 2}{2} \right] \cdot \sqrt{\frac{\lambda + 1}{2}} \cdot \left[1 + \frac{a}{R} \cdot \frac{\lambda^3}{5} \right]$$

(Schijve, 1983) **Eq. (22)**

$$F_W^1 = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{R}{E}\right) \cdot \sec\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{2R+a}{2E-a}\right)}$$

(Newman, 1976; Insida, 1973) **Eq. (23)**

$$F_H^1 = 1 + B_1 \cdot \left(\frac{a}{E}\right) + B_2 \cdot \left(\frac{a}{E}\right)^2$$

(Palmberg, 2001a) **Eq. (24)**

$$\begin{cases} B_1 = 0,170218 \cdot \left(\frac{E}{H}\right) + 0,43604 \cdot \left(\frac{E}{H}\right)^2 \\ B_2 = -0,55270 \cdot \left(\frac{E}{H}\right) + 1,68076 \cdot \left(\frac{E}{H}\right)^2 \end{cases}$$

Les dimensions E , H , a , R considérées dans les formules précédentes correspondent à celles présentées en figure 90.

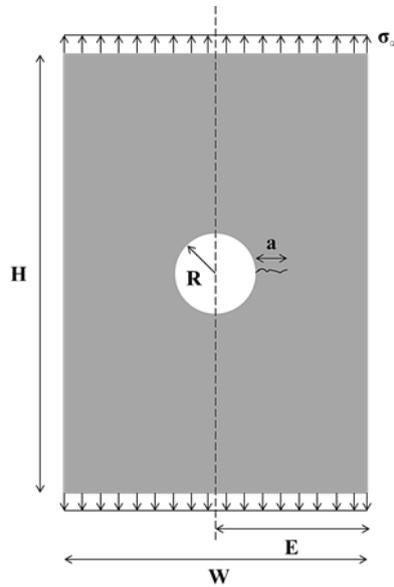


Figure 90: Dimensions considérées pour l'ensemble des formulations analytiques présentées

A la suite de cette première étape, Palmberg, 2001b, s'est intéressé à la modélisation EF du problème, réalisée à l'aide du code de calcul STRIPE. L'influence des rapports E/H et E/R sur le FIC a été étudiée et les résultats obtenus grâce au modèle EF ont été largement comparés à ceux obtenus via l'équation 21. L'auteur a pu montrer que, dans le cas d'une plaque de hauteur suffisamment grande, i.e. $W/2H \leq 0,25$, l'influence de la hauteur, et donc du facteur correctif F_H^1 , est négligeable et peut ne pas être considérée dans le calcul du FIC. Dans notre cas, les dimensions des éprouvettes de référence conduisent à des valeurs respectives des rapports E/H et E/R de 0,09 et 4,5, nous permettant ainsi de ne pas tenir compte du facteur F_H^1 .

La figure 91 représente les résultats obtenus par Palmberg, 2001b, dans le cas d'un rapport $E/R=4$ et $E/H \leq 0,25$ (proche de ceux de notre étude) mettant en évidence la bonne corrélation des résultats obtenus par la méthode analytique (Eq. 21) et par la méthode EF.

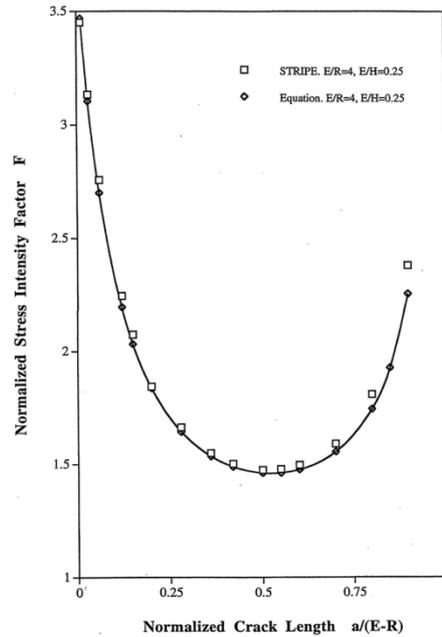


Figure 91: Comparaison des résultats obtenus par Palmberg, 2001b, dans le cas d'une détermination du FIC par méthode analytique et EF

Pour la suite de notre étude traitant des éprouvettes de référence non renforcées, la formulation analytique proposée par Palmberg, 2001b, semble satisfaisante. Cette solution sera appliquée au calcul du FIC, avec en outre le choix de ne pas tenir compte du facteur correctif F_H^1 étant donné la hauteur de nos éprouvettes.

1.3 Limites de l'utilisation des formules analytiques 2D

La formulation analytique du FIC finalement retenue dans le paragraphe précédent correspond à une solution 2D du FIC ne tenant pas compte de l'épaisseur de la plaque et de son effet sur le front de fissure réel constaté (fissure non parfaitement rectiligne mais présentant une convexité du front).

Comme déjà évoqué au chapitre précédent, la convexité du front de fissure est liée à l'existence d'un état de contrainte tridimensionnelle en pointe de fissure (état de contrainte plane proche du bord de la plaque et état de déformation plane à cœur), responsable d'une non uniformité de la taille des zones plastiques dans cette zone (cycliques et monotones), elle-même responsable de la forme convexe du front de fissure constatée.

En effet, la zone plastique en pointe de fissure joue un rôle prépondérant dans les phénomènes de fermeture de fissure, en entraînant, au cours du cycle de charge/décharge, un contact prématuré des lèvres de cette dernière (on parle alors ici des phénomènes de fermeture induits par plasticité et non par rugosité ou par oxydation). Ce phénomène fut mis en évidence pour la première fois par Elber, 1970, 1971, qui proposa le concept de FIC effectif, ΔK_{eff} , correspondant à l'amplitude du FIC participant réellement à la propagation de la fissure (la partie du cycle de charge/décharge pour laquelle les lèvres de la fissure sont en contact est alors considérée comme inactive). La figure 92 illustre le principe de fermeture de fissure induit par plasticité, tandis que l'expression du FIC effectif est donnée en équation 25.

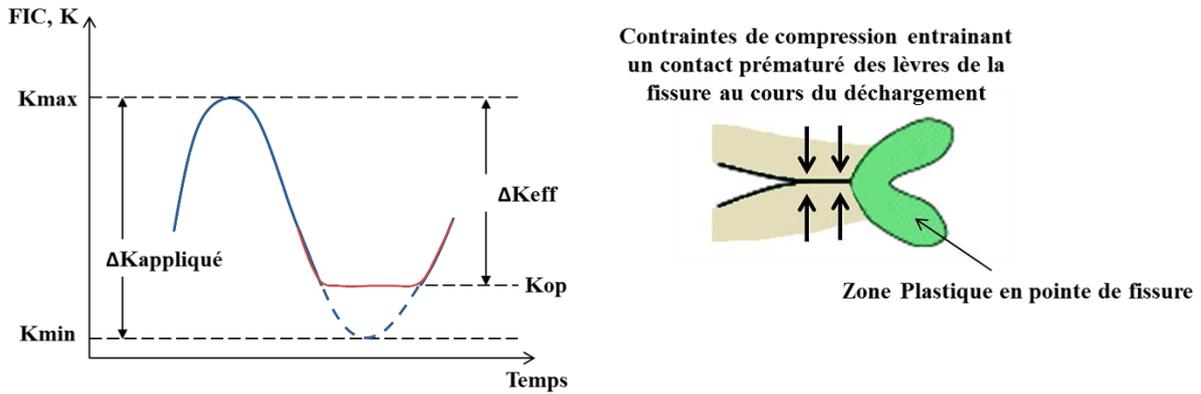


Figure 92: Illustration du phénomène de fermeture de fissure induit par plasticité

$$\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} = U \cdot \Delta K_{appliqué} \quad (U = \text{taux d'ouverture de la fissure}) \quad \text{Eq. (25)}$$

Le niveau de fermeture des lèvres de la fissure va dépendre de la taille des zones plastiques en pointe de fissure (cyclique et monotone). D'après les formules proposées par Rice, 1968, la taille de la zone plastique en bord de plaque (état de contrainte plane prédominant) est trois fois plus importante que celle à cœur de l'éprouvette (état de déformation plane prédominant). Dans ces conditions, lors de la décharge, le contact entre les lèvres de la fissure va alors intervenir plus rapidement près des bords libres de l'éprouvette qu'à mi épaisseur. De même, lors du chargement, l'ouverture de la fissure aura d'abord lieu à mi épaisseur et seulement ensuite au niveau des surfaces libres de l'éprouvette.

Dans la plupart des études de la littérature, des fronts de fissure droits sont considérés lors du développement de modèle de prédiction de propagation de la fissure. Cela permet alors l'utilisation des formules analytiques simples 2D du FIC présentées au paragraphe précédent.

Récemment, quelques travaux de la littérature se sont tout de même intéressés à l'évolution tridimensionnelle réelle du front de fissure en tenant compte des phénomènes de fermeture de fissure induits par plasticité (Wu, 2006; Hou, 2008; Hou, 2011; Yu et al., 2012b). Ainsi, Fiordalisi, 2014, dans ses travaux de thèse, s'est intéressé à la distribution du FIC effectif le long du front de fissure, au cours de sa propagation, en considérant trois formes du front de fissure : front droit, front courbe régulier (les fronts de fissure sont décrits par des arcs de cercle avec un rayon constant tout au long de la propagation et avec une différence constante de 1 mm entre la longueur de fissure mesurée au bord et à cœur de l'éprouvette) et front courbe progressif. L'objectif de ce travail numérique a ainsi été de déterminer les profils des FICs maximum, K_{max} , d'ouverture, K_{op} , et effectif, K_{eff} , pour l'ensemble des fronts de fissure considérés, permettant une meilleure compréhension du mécanisme de propagation de la fissure lié à la forme du front observée. Le calcul du FIC maximal local (en chaque nœud du front de fissure), est effectué via une analyse élastique globale basée sur la méthode de l'intégrale J (méthode énergétique). Le FIC à l'ouverture est quant à lui déterminé via un calcul plastique et est fonction de la charge à l'ouverture P_{op} , et de la charge maximale appliquée P_{max} :

$$K_{op} = K_{max} \cdot \frac{P_{op}}{P_{max}} \quad \text{Eq. (26)}$$

Enfin, le FIC effectif en chaque nœud du front de fissure correspond à la différence entre le FIC maximal local et le FIC à l'ouverture local.

Les évolutions des FICs le long du front de fissure, pour les différents modèles considérés dans l'étude de Fioralisi, 2014, (à savoir fronts droit, courbe régulier et courbe progressif) et pour différentes longueurs de fissure d_{ab} (correspondant à une lecture en bord de plaque de la différence de longueur de fissure entre l'état initial et final du calcul numérique) sont données en Figure 93. Un rapport de charge $R=0,1$ et une amplitude de FIC de $12 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ sont considérés pour le calcul. Cette valeur correspond à la valeur théorique du FIC calculée à partir d'une formulation analytique 2D, dans le cas des éprouvettes normalisées CT considérées dans l'étude.

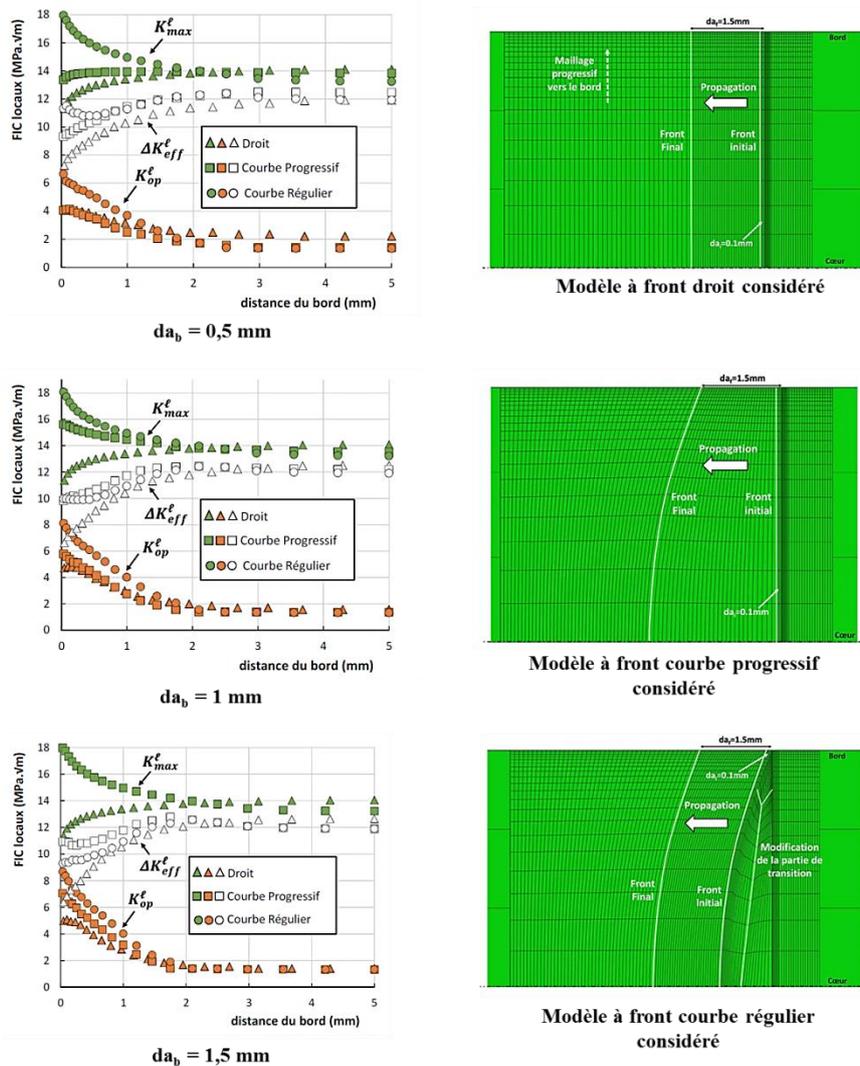


Figure 93: Evolution des différents FICs locaux obtenus dans l'étude EF menée par Fioralisi, 2014

Il est alors intéressant de remarquer que, pour l'ensemble des fronts de fissure considérés, la valeur du FIC effectif à mi épaisseur de l'éprouvette est presque identique à la valeur théorique du FIC ($12 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$). Pour rappel, le calcul du FIC théorique est effectué pour une longueur de fissure mesurée en surface de l'éprouvette (on parle aussi de FIC apparent, ΔK_{app}) et en appliquant les formules analytiques 2D correspondant à la configuration d'éprouvettes étudiées. Ainsi, ces résultats mettent en évidence une localisation des phénomènes de fermeture de fissure près des surfaces libres de l'éprouvette, tandis que ceux-ci semblent être inexistantes à mi épaisseur de l'éprouvette. Fioralisi a d'ailleurs mis en évidence l'existence d'un contact effectif des lèvres de la fissure sur une distance de 2 mm à compter du bord libre de l'éprouvette, au cours des cycles de charge/décharge.

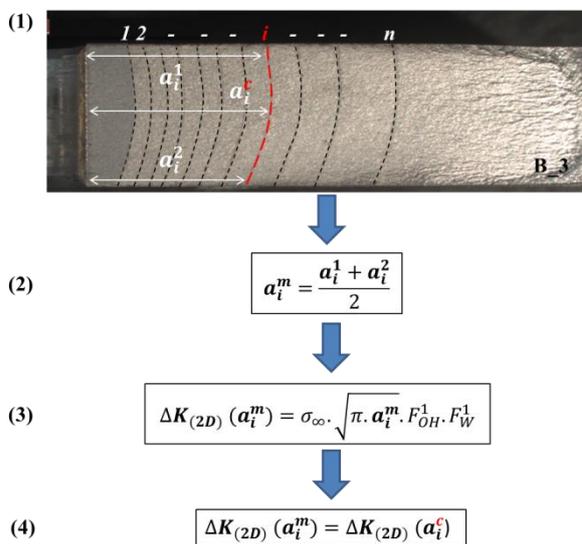
Une autre observation importante a également pu être effectuée par Fiordalisi, au cours de son étude, concernant cette fois l'évolution du front de fissure et le lien entre cette évolution et la distribution du FIC effectif en pointe de fissure. Ainsi, dans le cas d'un front de fissure courbe progressif proche de celui observé expérimentalement (évolution polynomiale du front considéré dans la suite des calculs menés par Fiordalisi sur la base des observations expérimentales), la forme du front de fissure, au cours de la propagation, tend vers une forme stabilisée correspondant alors, selon l'auteur, à une distribution iso- K_{eff} le long du front de fissure (ΔK_{eff} = force motrice de l'avancée de la fissure). Cette dernière remarque forte est également admise dans de nombreuses études récentes de la littérature (Branco et al., 2008a, 2008b; De Oliveira Goés et al., 2014).

➤ **En bref :**

Deux considérations importantes ont pu être mises en évidence concernant l'influence de la forme du front de fissure et son évolution sur la distribution du FIC en pointe de fissure :

- ❖ La fermeture de fissure est principalement localisée près de la surface libre de l'éprouvette. Cela conduit à un FIC effectif à cœur identique au FIC appliqué et calculé à partir de formules analytiques simples 2D, pour une longueur de fissure mesurée en surface de l'éprouvette.
- ❖ La forme du front de fissure, au cours de sa propagation, tend vers une forme stabilisée correspondant à une distribution iso- K_{eff} le long du front de fissure.

Sur la base de ces deux observations, la procédure suivante est alors retenue pour la détermination du FIC à mi épaisseur dans le cas de nos éprouvettes de référence non renforcées :



- Pour chaque marquage i du front de fissure, les longueurs de fissure en surface (a_i^1 et a_i^2 en figure 94) sont mesurées et une moyenne de ces deux longueurs est considérée comme longueur apparente moyenne, a_i^m , prise en compte ensuite dans le calcul du FIC (étapes (1) et (2)).
- Le calcul du FIC, à partir de la longueur apparente moyenne, est effectué en appliquant les formules analytiques 2D des équations 21 à 23 (cf. paragraphe précédent), (étape (3)).
- Le FIC précédemment calculé est alors considéré comme le FIC appliqué pour la longueur à mi épaisseur, et est associé au marquage correspondant (étape (4)).

Figure 94: Procédure de calcul du FIC retenue

Cette procédure est appliquée dans le paragraphe suivant dans le cas des éprouvettes non renforcées, permettant ainsi un tracé de la loi de Paris ainsi qu'une détermination des paramètres C et m intrinsèques au matériau.

1.4 Détermination des paramètres C et m de Paris

(A) : cas des éprouvettes en acier S235

La courbe $da/dN = f(\Delta K)$ sous sa forme logarithmique est tracée en figure 95 suite à l'application de la procédure précédente à l'ensemble des éprouvettes de référence en acier. Il est alors important de noter que seuls les points de propagation de la fissure correspondant à une propagation dans le domaine de Paris (domaine stable de propagation) sont considérés pour le tracé de cette courbe. En effet, pour les derniers points de propagation de la fissure (derniers marquages), la propagation de la fissure n'est plus stable (vitesses de propagation élevées), et le mode I de fissuration n'est plus prédominant (création de lèvres de cisaillement).

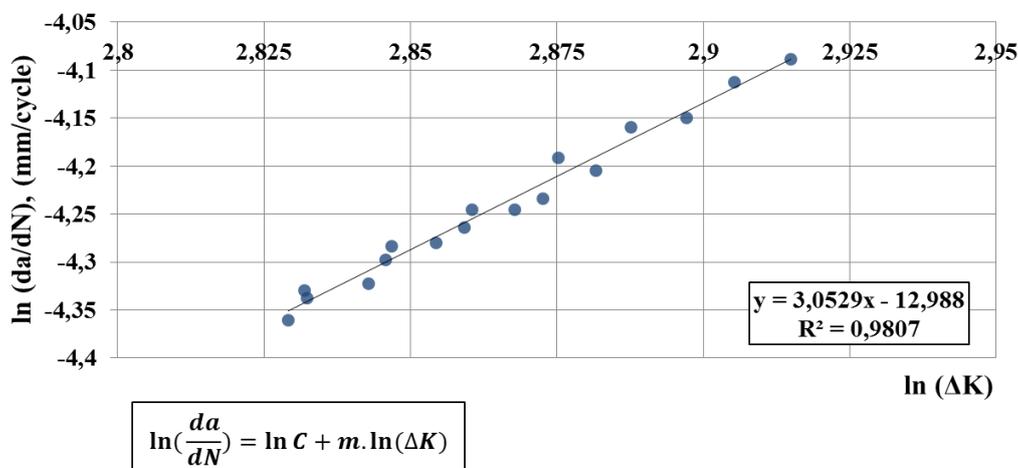


Figure 95: Détermination des paramètres de Paris C et m – éprouvettes en acier S235

L'évaluation des paramètres de Paris via la courbe de tendance présentée en figure 95 fournit les résultats suivants : $C = 1,03 \cdot 10^{-13}$ et $m = 3,05$. Ces valeurs sont cohérentes avec les résultats présentés et admis dans différentes études de la littérature indiquant une valeur du paramètre m égale à 3 et une valeur du paramètre C comprise entre $2,2 \cdot 10^{-13}$ et $4 \cdot 10^{-13}$ (De Oliveira Goés et al., 2014; Barsom, 1974; Sedlacek et al., 1992; ECCS, 2005). Les valeurs obtenues sont donc admises pour la suite de l'étude.

(B) : Cas des éprouvettes en fer puddlé

Dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, le suivi par marquage mécanique n'ayant pu être mis en place, le tracé des courbes de propagation, dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées, est effectué via une lecture de l'avancée de la fissure par jauge de fissuration collée en surface de la plaque (cf. Chapitres 2 et 3). La figure 96 représente ainsi la courbe $da/dN = f(\Delta K)$, sous forme logarithmique, pour les deux éprouvettes de référence en fer puddlé.

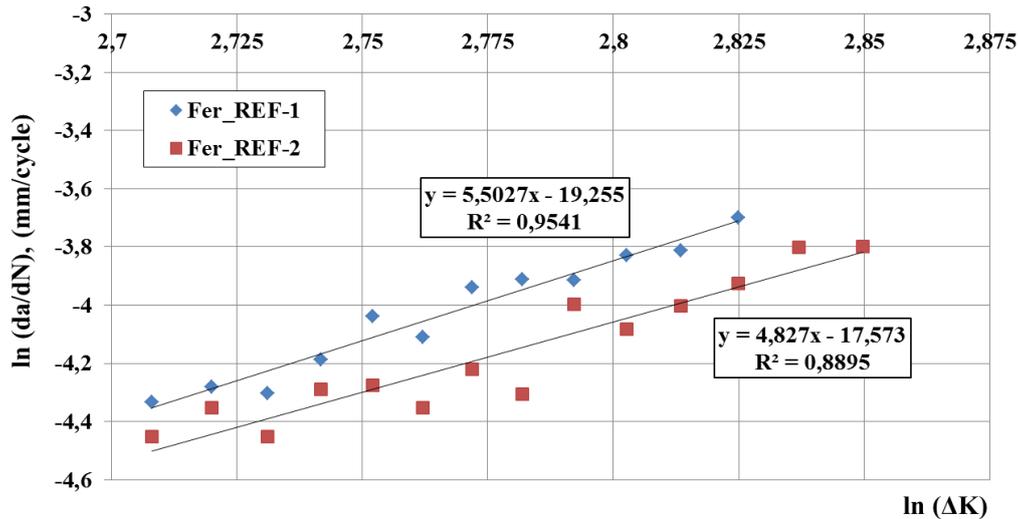


Figure 96 : Détermination des paramètres de Paris C et m – éprouvettes en fer puddlé

La grande dispersion des résultats ne permet pas la détermination d'une seule valeur moyenne pour les paramètres C et m . C'est pourquoi, pour chacune des éprouvettes de référence, ces deux paramètres sont déterminés, et donnent les valeurs suivantes :

- $C = 5,56 \cdot 10^{-20}$ et $2,67 \cdot 10^{-18}$
- $m = 4,83$ et $5,5$

Dans la littérature, très peu d'études se sont intéressées à la détermination des paramètres de la loi de Paris dans le cas du matériau fer puddlé. L'étude menée par Helmerich et al., 2007, a toutefois permis d'indiquer des valeurs de C et m comprises respectivement entre $5,7 \cdot 10^{-28}$ et $4,9 \cdot 10^{-17}$, et entre 3,8 et 9,3, sur la base de résultats de plusieurs études menées pour différents fer puddlé. Il est alors indispensable lors d'une étude portant sur le matériau fer puddlé, de réaliser des essais préalables en nombre suffisant, afin de permettre une détermination de valeurs sécuritaires des paramètres C et m . Par conséquent, les valeurs déterminées ici pour les deux éprouvettes de référence doivent être utilisées avec beaucoup de précautions puisqu'elles vont dépendre en grande partie de la qualité du matériau fer puddlé utilisé (taux d'inclusions et propriétés mécaniques).

2 Détermination du FIC expérimental et formulation analytique simple

2.1 Mise en place de la méthode

Dans cette partie, une détermination expérimentale du FIC, correspondant aux différentes configurations d'éprouvettes renforcées, est proposée permettant par la suite une formulation analytique de ce facteur. L'emploi d'une méthode empirique est une solution de détermination simple, rapide et réaliste du FIC, et représente, pour de nombreux auteurs, une méthode efficace de détermination du FIC dans le cas de géométries complexes.

La méthode employée ici correspond à la méthode dite de James-Anderson, proposée par ces mêmes auteurs (James et Anderson, 1969), et déjà utilisée dans plusieurs études de la littérature concernant la

détermination du FIC dans le cas d'éléments renforcés par composites collés (Shen et Hou, 2011, Wu et al., 2012c et 2012d). Elle repose sur les étapes suivantes :

- (1) Dans un premier temps, la loi de propagation $\frac{da}{dN} = C \cdot \Delta K^m$ est tracée dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées et les paramètres matériau C et m sont déterminés (première étape et résultats associés décrits dans le paragraphe précédent) ;
- (2) Dans un deuxième temps, les mêmes essais de fissuration sont réalisés sur les éprouvettes renforcées (même géométrie initiale des plaques métalliques et même rapport de charge $R = 0,1$ considérés) et les courbes de propagation de la fissure sont tracées (courbes $\frac{da}{dN} = f(a)$)
- (3) Enfin, les éprouvettes renforcées étant régies par la même loi de propagation de Paris, avec les mêmes paramètres C et m ne dépendant que du matériau métallique considéré (Shen et Hou, 2011), il est alors possible de déterminer le FIC modifié, ΔK_R , correspondant à chaque configuration de renforcement étudiée :

$$\Delta K_R = \left[\frac{1}{C} \cdot \left(\frac{da}{dN} \right)_R \right]^{1/m}$$

Ainsi, cette méthode repose sur la détermination des paramètres C et m de la loi de Paris indiqués au paragraphe précédent, et montrant une forte dispersion dans le cas des éprouvettes en fer puddlé. Pour cette raison, dans la suite de l'étude, seul le cas des éprouvettes en acier est considéré.

L'application de la méthode et les résultats obtenus dans le cas des éprouvettes renforcées en acier sont présentés dans les paragraphes suivants en distinguant les éprouvettes renforcées de manière symétrique et non symétrique.

2.2 Modification du FIC dans le cas des éprouvettes renforcées

(A) : Cas des éprouvettes renforcées de manière symétrique

La méthode de James-Anderson décrite précédemment est appliquée à l'ensemble des éprouvettes renforcées de manière symétrique, en considérant une lecture de la longueur de fissure à mi épaisseur de la plaque (symétrie du front de fissure similaire aux éprouvettes de référence). Pour plus de clarté le cas d'une éprouvette MN_NT_S est considéré en figure 97.

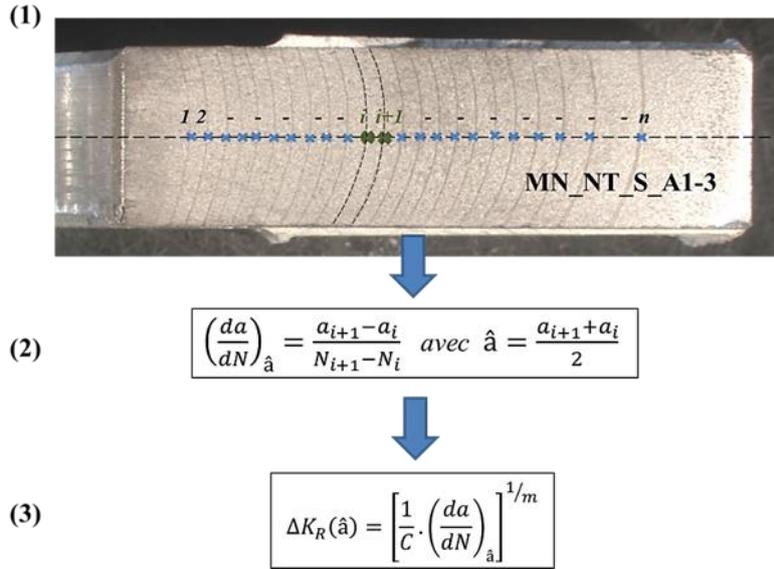
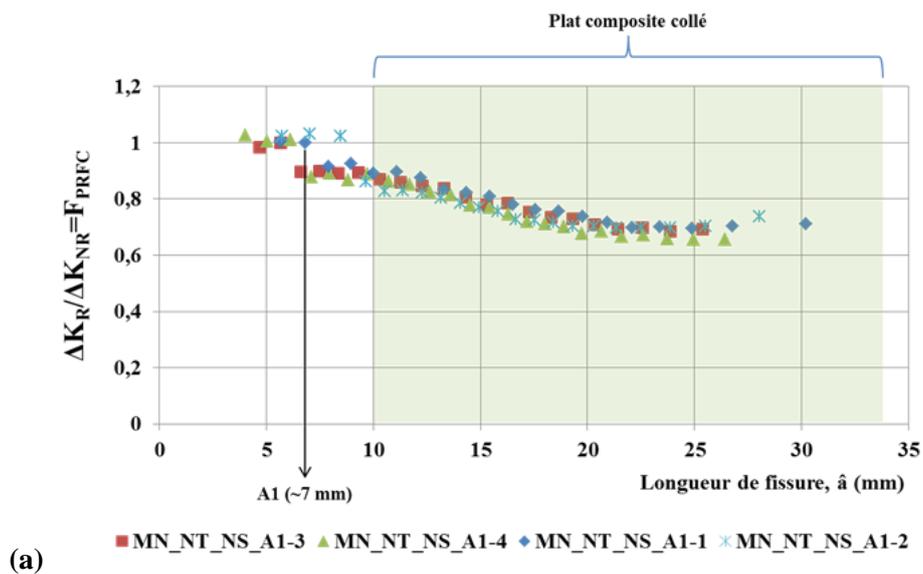


Figure 97: Application de la méthode de James-Anderson à l'éprouvette MN_NT_S_A1-3

Pour chaque éprouvette, les valeurs du FIC obtenues via la méthode précédente, sont alors comparées aux valeurs du FIC correspondant à une même éprouvette non renforcée et ce, pour les différentes longueurs de fissure considérées, \hat{a} . Le ratio de ces valeurs correspond ainsi à l'expression d'un nouveau facteur correctif, purement empirique, tenant compte de la présence du renforcement composite (cf. Eq (27)).

$$(\Delta K)_R = F_{PRFC} \cdot (\Delta K)_{NR} \quad \text{Eq. (27)}$$

Les figures 98 et 99 représentent le ratio $(\Delta K)_R / (\Delta K)_{NR}$ (i.e. F_{PRFC}), en fonction de la longueur de fissure \hat{a} considérée, respectivement pour les éprouvettes MN_NT_S et UHM_NT_S. Pour ces deux familles d'éprouvettes, les résultats obtenus sont représentés pour les deux cas distincts de longueur de fissure initiale avant renforcement, A1 et A2.



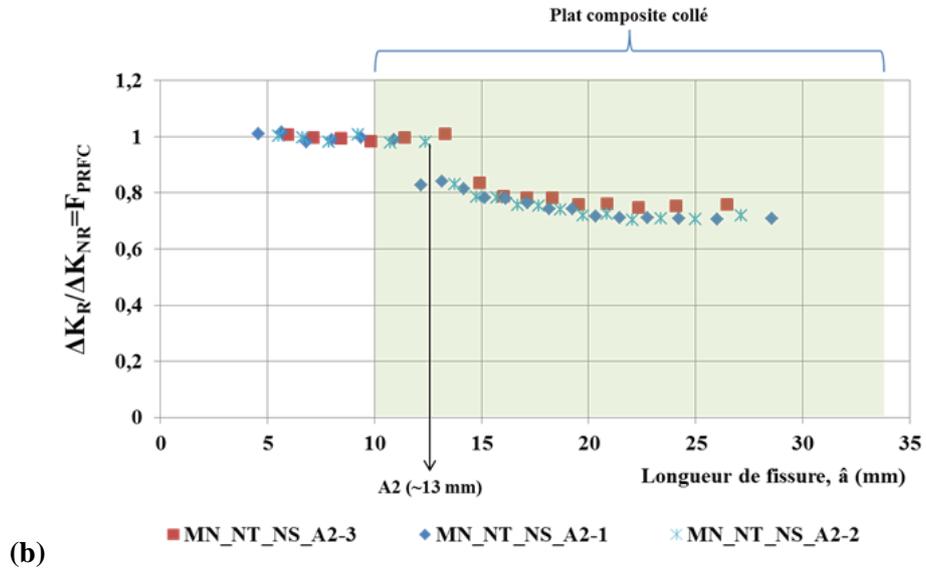
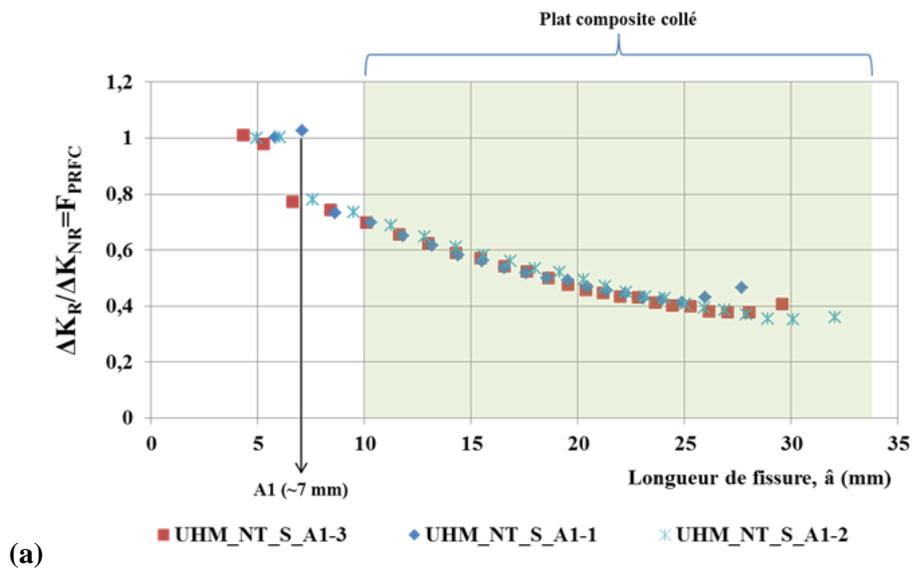


Figure 98: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes MN_NT_S: (a) cas A1; (b) cas A2



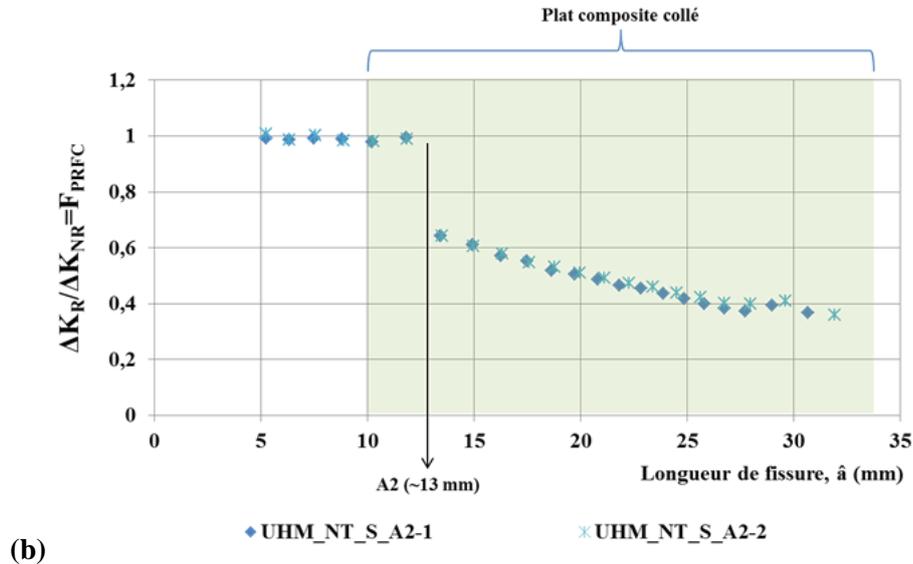


Figure 99: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes UHM_NT_S: (a) cas A1; (b) cas A2

Pour les deux séries d'éprouvettes, MN_NT_S et UHM_NT_S, des résultats identiques sont obtenus quelle que soit la longueur de fissure initiale A1 ou A2 considérée (une superposition des figures (a) et (b) dans chaque cas abouti à des courbes identiques dès lors que le renforcement composite est mis en place). Cette remarque fait écho aux courbes de propagation ($da/dN = f(a)$) de la partie précédente, pour lesquelles un comportement identique a pu être observé pour ces deux séries d'éprouvettes, quelle que soit la longueur de fissure initiale. De même, comme pour la partie précédente, on constate une efficacité plus importante du renforcement UHM aboutissant à une réduction maximale du FIC d'environ 60% par rapport au cas non renforcé, tandis que dans le cas des éprouvettes renforcées MN_NT_S, la réduction maximale constatée est d'environ 30% par rapport au cas non renforcé.

Pour les deux procédés, il est important de noter que cette réduction maximale du FIC est atteinte pour une longueur de fissure comprise, dans chacun des cas, entre 22 et 25 mm (longueur mesurée à partir du bord du perçage et correspondant alors à une propagation de la fissure jusqu'à environ la moitié de la largeur du plat composite). L'explication de ce phénomène se trouve dans l'exploitation des courbes de propagation présentées au chapitre précédent, mettant en évidence une accélération de la vitesse de propagation de la fissure à ce stade de la propagation. La fissure atteint alors la fin du domaine de propagation stable de Paris et, dans ces conditions, la détermination du FIC via la méthode de James-Anderson n'a plus de sens. L'allure du facteur correctif F_{PRFC} , à ce stade, doit être considérée avec beaucoup de précautions. Néanmoins, ce résultat reste intéressant, dans le cadre d'une application réelle, puisqu'il permet de mettre en évidence l'effet des conditions de bords (réduction de la section résiduelle de matériau et augmentation des déformations), rarement étudié dans la littérature qui considèrent une réduction croissante du FIC tout au long de sa propagation sous le plat composite. Cet aspect sera mis en évidence et discuté dans la suite.

Si l'on compare à présent l'action du renforcement dès les premiers cycles de fatigue, on constate dans le cas d'une longueur de fissure initiale A1, une action immédiate du renforcement (réduction du FIC par rapport au cas non renforcé dès les premiers cycles suivant le renforcement) et ce, pour les deux séries d'éprouvettes présentées. Dans le cas des éprouvettes MN_NT_S_A1, l'action du renforcement devient plus significative dès que la pointe de fissure atteint le bord du plat composite. Tandis que dans

le cas des éprouvettes UHM_NT_S_A1, cette action est significative dès les premiers cycles de fatigue avec une décroissance linéaire du facteur correctif F_{PRFC} tout au long de la propagation de la fissure. Afin de faciliter la comparaison des résultats, une courbe moyenne représentant l'allure du facteur correctif F_{PRFC} , en fonction de la longueur de fissure, est représentée en figure 100. Ces courbes seront d'ailleurs utilisées dans la suite, lors de la détermination d'une expression analytique simple du facteur correctif F_{PRFC} correspondant à chaque configuration de renforcement.

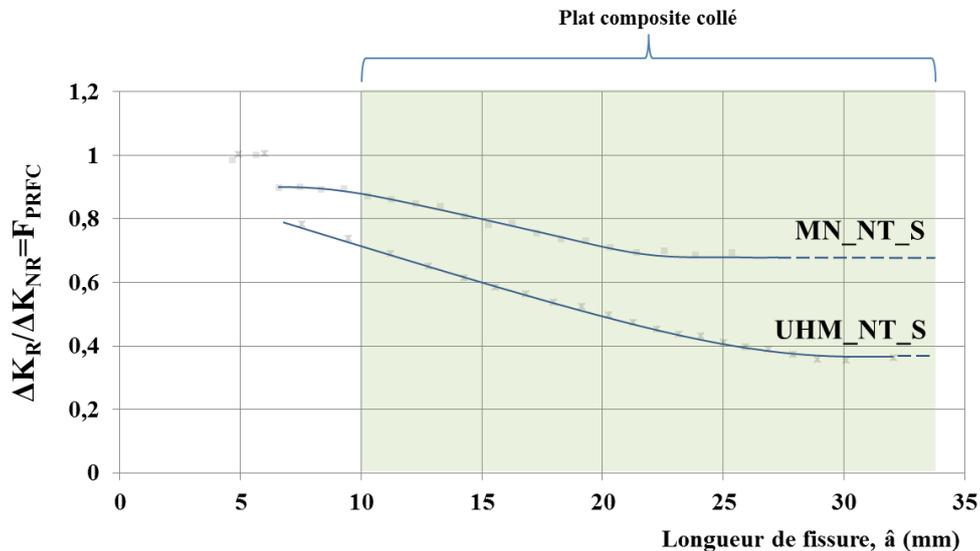


Figure 100: Représentation schématique du facteur correctif empirique F_{PRFC} obtenu dans le cas des éprouvettes symétriques MN et UHM en fonction de la longueur de fissure

Il est intéressant de noter un écart qui semble constant entre ces deux courbes jusqu'à la longueur caractéristique identifiée précédemment (correspondant à la fin de la propagation de la fissure). Les éprouvettes étant renforcées de manière identique (collage sur les deux faces de la plaque n'entraînant pas de modification de l'axe neutre et d'excentricité des contraintes), la différence ne semble alors tenir qu'aux modules des plats composites utilisés. Ainsi, les différences de mode de rupture constatées entre ces deux configurations d'éprouvettes ne semblent avoir que peu d'influence. Pour rappel, dans le cas du procédé de renforcement UHM, il a été constaté une rupture du plat composite lui-même avec amorçage et propagation d'une fissure de fatigue, de longueur importante et pendant un grand nombre de cycles, à l'autre bord du perçage. Tandis que dans le cas des éprouvettes MN_NT_S, la rupture a lieu dans la couche de colle avec amorçage et propagation d'une fissure de faible longueur à l'autre bord du perçage (cf. Chapitre 3).

La comparaison de nos résultats avec ceux de la littérature est importante bien qu'il faille rappeler ici que, pour l'ensemble de ces études, le cas d'éprouvettes à entaille centrale (perçage + fissures symétriques de part et d'autre de ce dernier) est considéré. Ainsi, Wu et al., 2012c et 2012d, se sont intéressés au cas de plaques métalliques à entaille centrale, renforcées de manière symétrique et non symétrique, et à l'expression du FIC dans le cas de ces différentes éprouvettes renforcées. La première étude a concerné le cas de plaques renforcées par recouvrement total de l'entaille centrale par le matériau composite. En plus de leur propres résultats (Wu et al., 2012c), les auteurs se sont également appuyés sur d'autres études de la littérature ayant considéré la même configuration de renforcement. Cela leur a permis de proposer une formulation du facteur correctif F_{PRFC} sous la forme de deux facteurs correctifs

F_P et F_{DW} , tenant compte respectivement des propriétés mécaniques et des propriétés géométriques (largeur) du matériau composite utilisé. La figure 101 représente l'évolution du facteur correctif F_{DW} , obtenu par les auteurs dans le cas d'un renforcement symétrique par recouvrement total de l'entaille centrale de l'éprouvette.

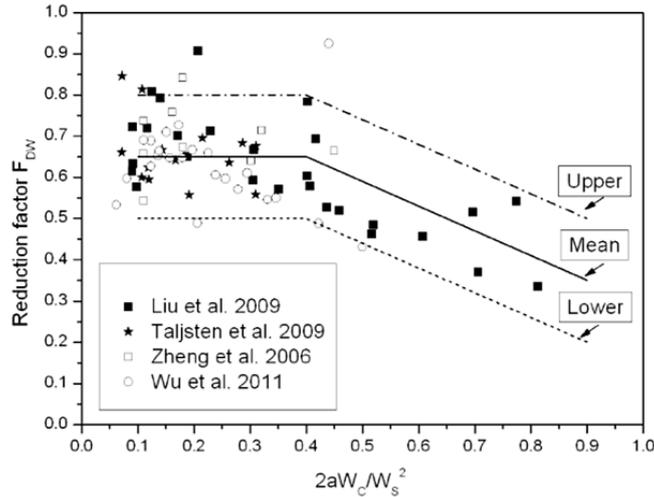


Figure 101: Evolution du facteur correctif F_{DW} obtenu dans l'étude de Wu et al., 2012c

Il est intéressant de noter la grande dispersion des résultats, ayant conduit les auteurs à proposer trois variantes du facteur correctif F_{DW} (F_{DW}^{upper} , F_{DW}^{lower} , F_{DW}^{mean}). Par ailleurs, il est également intéressant de remarquer une évolution du facteur correctif différente de ce qui a pu être constaté dans le cas de nos éprouvettes. La géométrie des éprouvettes (éprouvettes à entaille centrale) et la configuration de renforcement (recouvrement total de l'entaille) semble jouer un rôle important dans la modification du FIC.

Dans leur deuxième étude, Wu et al., 2012d, se sont intéressés à l'influence de la position du renforcement, vis-à-vis de la fissure, sur le FIC. Le renforcement considéré consiste au collage de plats composites de part et d'autre du perçage et sur les deux faces de la plaque (soit un total de 4 plats composites). Cette configuration de renforcement est plus proche de notre cas d'étude même si pour nos éprouvettes le renforcement n'a lieu qu'à un seul bord du perçage. Une modélisation EF a alors été utilisée par les auteurs, permettant la détermination d'un troisième facteur correctif F_D (en plus des deux facteurs correctifs précédents) tenant compte cette fois de la position du renforcement composite vis-à-vis de l'entaille. La figure 102 représente l'allure de ce troisième facteur en fonction du rapport $a/W = \text{longueur de fissure/largeur de la plaque}$.

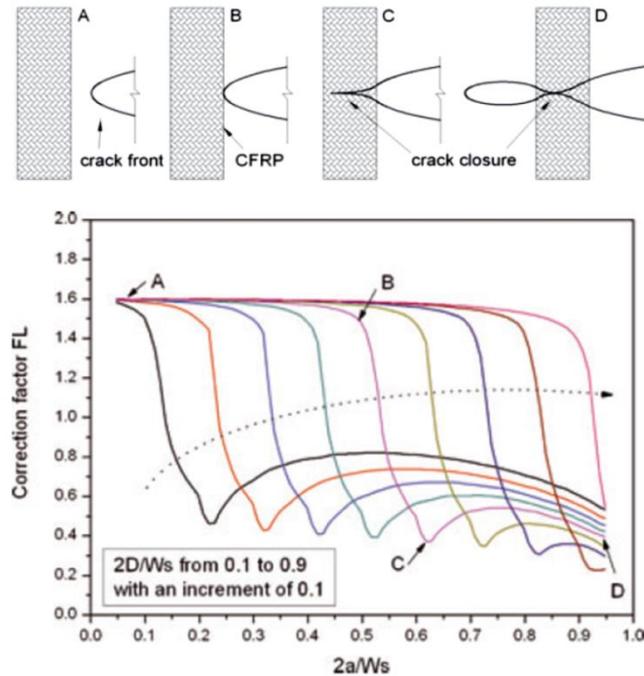


Figure 102: Troisième facteur correctif proposé par Wu et al., 2012d, tenant compte de la position du plat PRFC

Dans ce dernier cas, il est intéressant de noter une forme du facteur correctif similaire à ce qui a pu être constaté précédemment, dans le cas des éprouvettes MN_NT_S et UHM_NT_S, avec un effet du renforcement significatif dès lors que la fissure atteint le bord du plat composite et se propage sous ce dernier. En revanche, lorsque la pointe de fissure atteint l'autre extrémité du plat composite, il est constaté en figure 102 une augmentation du facteur correctif contrairement au palier obtenu dans le cas de nos éprouvettes (cf. figure 100). Cela peut alors s'expliquer, dans notre cas, par l'existence d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage influençant la vitesse de propagation de la première fissure de fatigue ainsi que par la fin du domaine de propagation stable de la fissure.

(B) : Cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique

Une détermination réaliste et cohérente de la durée de vie résiduelle des éprouvettes, grâce à la détermination du FIC en un seul point le long du front de fissure, et suivie de l'intégration de la loi de Paris (cf. Eq. (14)), soulève plusieurs questions dans le cas des éprouvettes renforcées sur une seule face présentant alors une non-symétrie, dans l'épaisseur, du front de fissure.

Selon plusieurs études, l'utilisation du FIC maximal, correspondant à une lecture de la longueur de fissure en surface non renforcée, conduirait à une prédiction trop conservatrice de la durée de vie résiduelle des éprouvettes (Duong et Wang, 2004; Hosseini-Toudeshky et al., 2007; Boscolo et Zhang, 2010). Tandis qu'une lecture de la longueur de fissure à mi épaisseur de la plaque conduirait à une surestimation de la durée de vie des éprouvettes renforcées.

Duong et Wang, 2004, montrèrent que, dans le cas de plaques renforcées soumises à un moment fléchissant faible, l'utilisation du FIC maximal permet une bonne estimation de la durée de vie des éprouvettes. Tandis que dans le cas de plaques renforcées soumises à un moment fléchissant plus important, l'utilisation de la valeur moyenne quadratique du FIC dans l'épaisseur, permettrait une

meilleure estimation de la durée de vie. Hosseini-Toudeshky et al., 2007, s'intéressèrent également à cette question de la détermination du FIC à l'aide d'une modélisation EF 3D du front de fissure, tenant compte à la fois du cas d'un front de fissure droit, ainsi que du cas d'un front de fissure courbe (observation de résultats expérimentaux). Ils montrèrent alors que la détermination du FIC en considérant un point de mesure dans l'épaisseur (le long du front de fissure) situé à une certaine distance du bord non renforcé, Z_e , permet une bonne estimation de la durée de vie résiduelle de l'élément. La distance du point de mesure à partir du bord non renforcé est exprimée par les auteurs sous la forme de deux équations (selon que l'éprouvette considérée soit fine ou épaisse), et est fonction des paramètres t_a , E_a et E_{PRFC} (correspondant respectivement à l'épaisseur de la plaque métallique, et aux modules de l'acier et du plat PRFC considérés). Cette distance est alors comprise dans tous les cas entre 0.32 et 0.37 fois l'épaisseur de la plaque. Dans notre cas, les éprouvettes renforcées en acier peuvent être considérées comme des plaques épaisses (rapport $t_a/2W = \text{épaisseur de la plaque}/2 * \text{largeur de la plaque} > 0.05$), ce qui conduit à une expression de la distance Z_e sous la forme (Hosseini-Toudeshky et al., 2007) :

$$\frac{Z_e}{t_a} = 0,0235 \cdot \left(\frac{E_a}{E_{PRFC}} \right) + 0,3159 \quad \text{Eq. (28)}$$

Ainsi, Z_e/t_a , correspond au point de mesure de la longueur de fissure dans l'épaisseur de la plaque renforcée, pour lequel une détermination du FIC en ce point, en considérant un front de fissure droit (modèle 2D), conduit à une même estimation de la durée de vie de la plaque renforcée, présentant un front de fissure courbe.

Dans notre cas, ce point de mesure de la longueur de fissure va varier en fonction du procédé de renforcement utilisé (MN ou UHM) étant donné les différences de modules entre les plats PRFC utilisés. Par ailleurs, dans leur étude, Hosseini-Toudeshky et al., 2007, n'ont pas considéré le cas de la mise en pré-tension du plat composite avant collage conduisant, à rapport de modules équivalent, à un moment fléchissant plus important dans la plaque. Sur la base de ces différentes remarques, il a alors été choisi de s'intéresser, pour chaque éprouvette renforcée de manière non symétrique, à la détermination du FIC, à la fois dans le cas d'une lecture de la longueur de fissure en surface non renforcée (correspondant alors au FIC maximal) et dans le cas d'une lecture à une épaisseur Z_e/t_a mesurée à partir du bord non renforcé de la plaque (cf. Eq. (28)). Ainsi, comme pour les éprouvettes symétriques précédentes, l'application de la méthode de James-Anderson à une éprouvette MN_NT_NS est présentée en figure 103 en considérant les deux cas de mesure de la longueur de fissure évoqués précédemment.

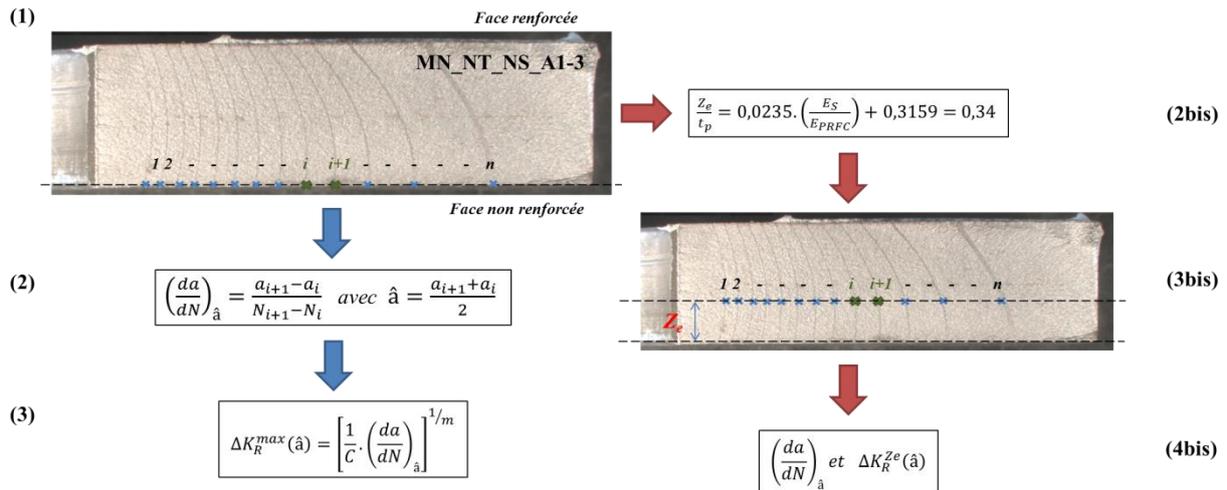
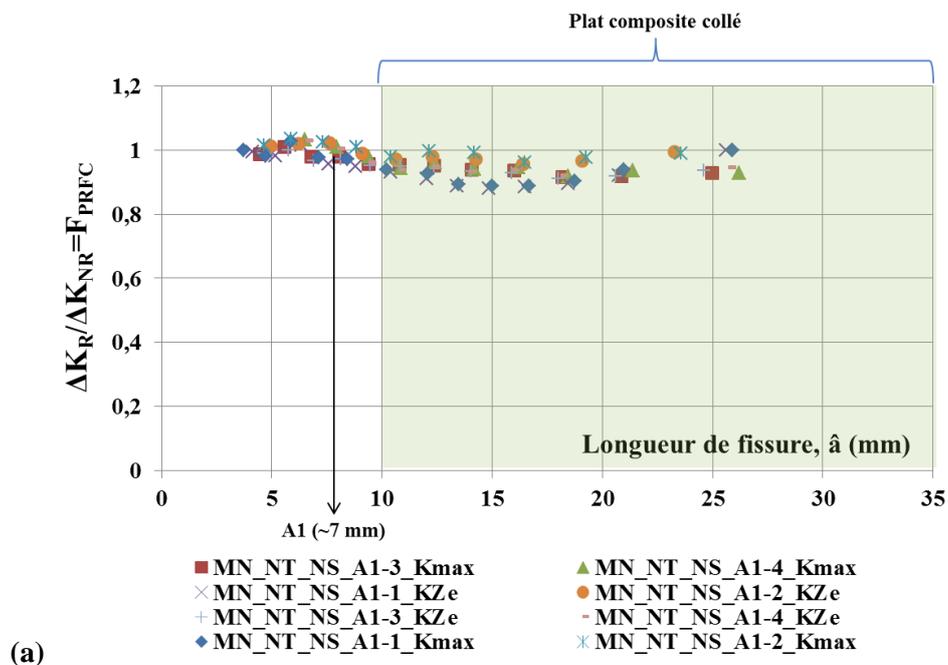
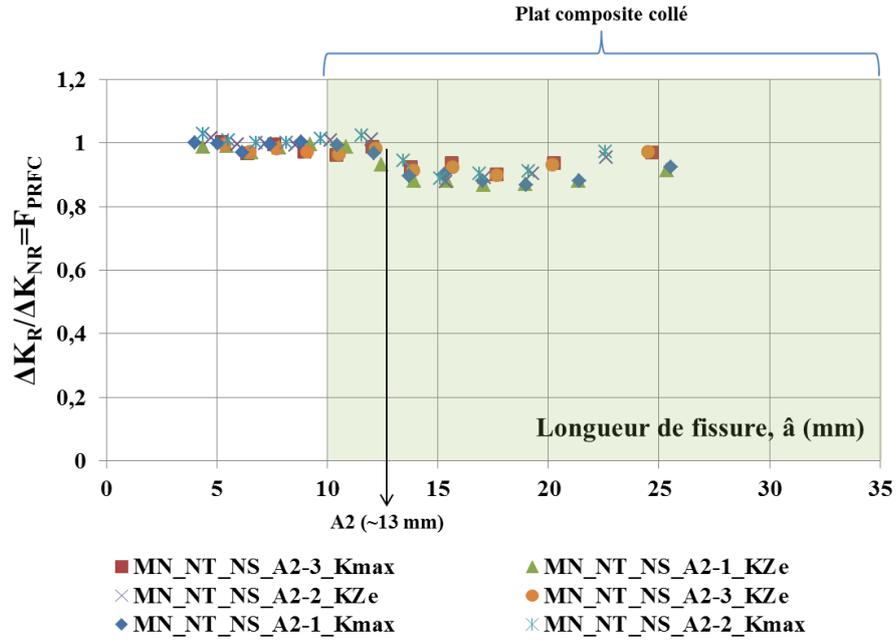


Figure 103: Application de la méthode de James-Anderson à l'éprouvette MN_NT_NS et calcul des FICs modifiés ΔK_R^{max} et ΔK_R^{ze}

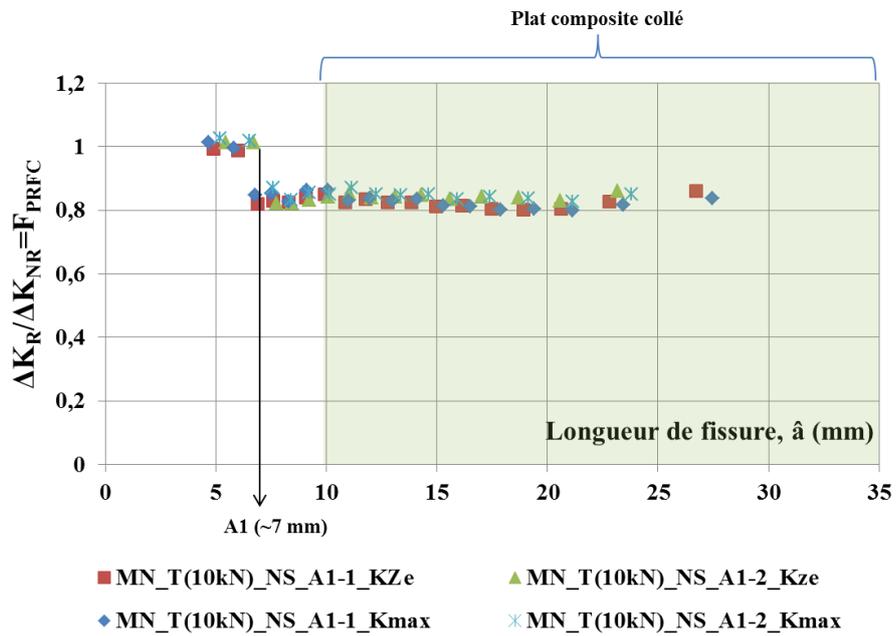
Comme pour les éprouvettes symétriques, les valeurs du FIC obtenues pour chaque éprouvette renforcée, sont comparées aux valeurs du FIC obtenues dans le cas d'une même éprouvette non renforcée et pour les différentes longueurs de fissure considérées, \hat{a} . Les figures 104, 105 et 106 représentent ainsi le ratio $\frac{(\Delta K)_R}{(\Delta K)_{NR}}$ (i.e. F_{PRFC}), en fonction de la longueur de fissure \hat{a} considérée, respectivement pour les éprouvettes MN_NT_NS, MN_T(10kN)_NS et UHM_NT_NS. Pour chaque famille d'éprouvettes, les résultats obtenus sont une nouvelle fois représentés pour les deux longueurs de fissure initiale avant renforcement, A1 et A2. En revanche, les deux cas de mesure du facteur correctif F_{PRFC} (mesure en surface non renforcée et à une certaine distance de la surface non renforcée) sont représentés sur le même graphique.



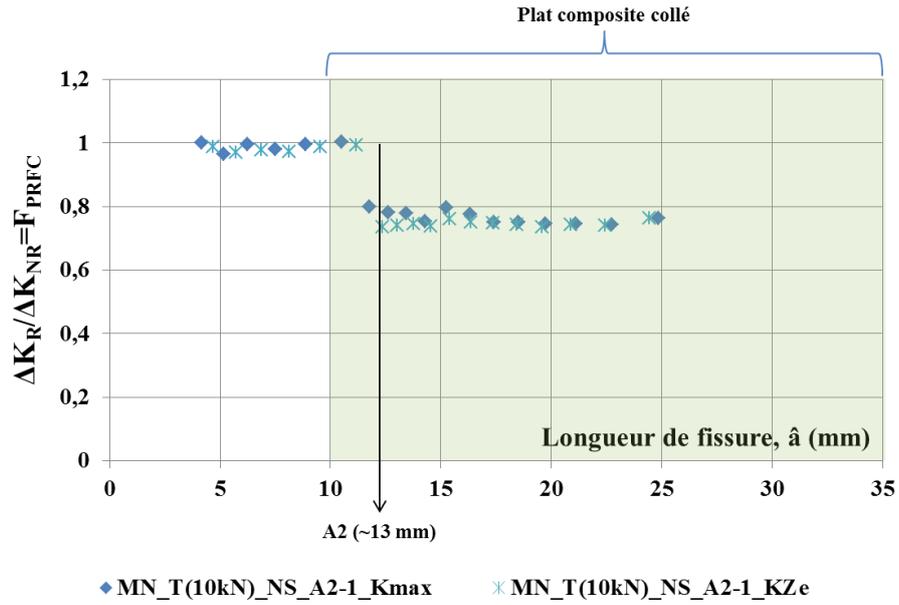


(b)

Figure 104: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes MN_NT_NS pour une mesure en surface non renforcée et à une distance Z_e de la surface non renforcée le long du front de fissure: (a) cas A1; (b) cas A2

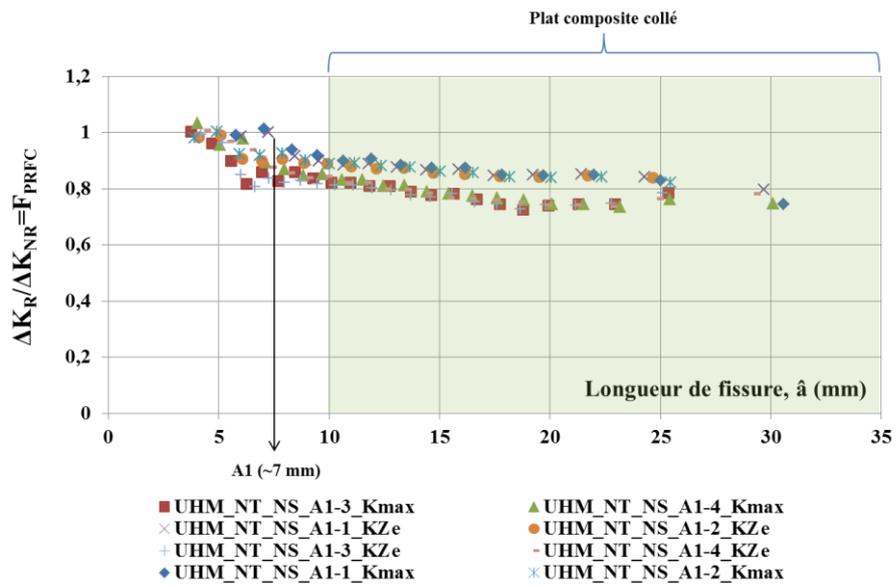


(a)



(b)

Figure 105: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes MN_T(10kN)_NS pour une mesure en surface non renforcée et à une distance Z_e de la surface non renforcée le long du front de fissure: (a) cas A1; (b) cas A2



(a)

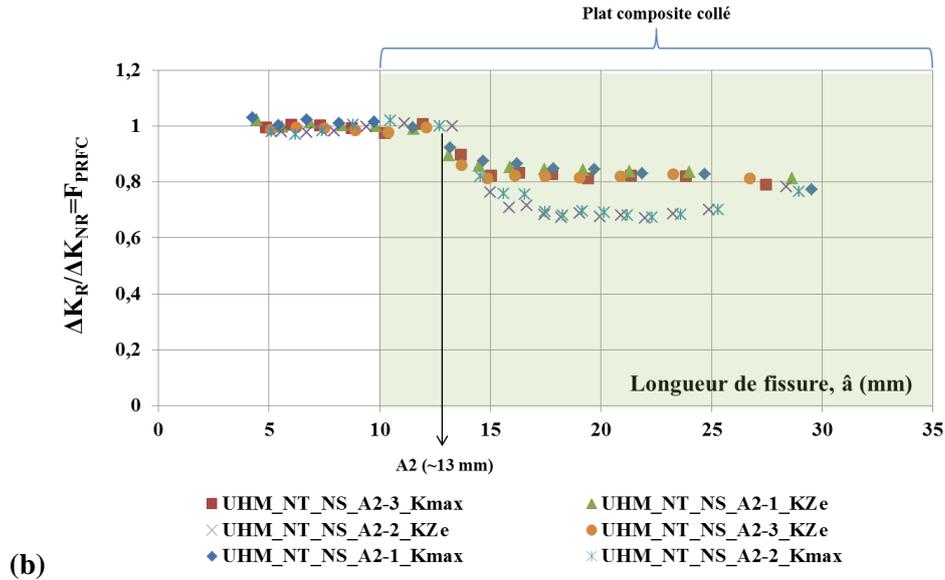


Figure 106: Facteur correctif empirique F_{PRFC} correspondant aux éprouvettes UHM_NT_NS pour une mesure en surface non renforcée et à une distance Z_e de la surface non renforcée le long du front de fissure: (a) cas A1; (b) cas A2

Pour l'ensemble des éprouvettes présentées en figures 104, 105, 106, très peu de différences sont observables entre une estimation du FIC à partir du suivi de fissure en surface non renforcée (K_{max}) et à partir d'une distance Z_e dans l'épaisseur de la plaque (K_{Ze}). Cette observation rejoint alors les conclusions de l'étude menée par Duong et Wang, 2004, concernant le cas de plaques soumises à un moment fléchissant faible et pour lesquelles une estimation du FIC à partir d'un suivi de fissure en surface non renforcée permet une bonne évaluation de la durée de vie résiduelle.

Comme cela a déjà pu être observé dans le chapitre précédent, l'efficacité du renforcement MN non tendu reste faible avec une réduction maximale du FIC, par rapport au cas non renforcé, de l'ordre de 10%, et ce quelle que soit la longueur de fissure initiale A1 ou A2. Tandis que dans le cas des éprouvettes prétendues, la réduction maximale du FIC est de l'ordre de 20% dans le cas des éprouvettes de longueur de fissure initiale A1 et de 25% dans le cas d'une longueur de fissure initiale A2. Cette différence d'efficacité du renforcement dans le cas des éprouvettes MN_T(10kN)_NS_A1 et MN_T(10kN)_NS_A2 trouve son explication en grande partie dans la configuration initiale de l'éprouvette ((X) ou (Y)), (cf. Chapitre 3). En effet, dans le cas des éprouvettes MN_T(10kN)_NS_A1, les deux éprouvettes d'études possèdent une configuration initiale défavorable au renforcement (éprouvettes (X)) tandis que l'éprouvette MN_T(10kN)_NS_A2 possède une configuration initiale favorable à la mise en place du renforcement (éprouvette (Y)). Cette remarque est d'ailleurs également valable pour les éprouvettes UHM_NT_NS_A1 et UHM_NT_NS_A2, pour lesquelles les deux catégories d'éprouvettes ((X) et (Y)) sont clairement observables en figure 106(a) et 106(b). Ainsi, pour les éprouvettes UHM_NT_NS_A1 de configuration initiale (X), une réduction maximale du FIC de 15% est constatée tandis que pour la même série d'éprouvettes mais de configuration initiale (Y), une réduction maximale du FIC de l'ordre de 30% est constatée. De même, dans le cas des éprouvettes UHM_NT_NS_A2, une réduction maximale du FIC de l'ordre de 20% est obtenue pour les éprouvettes de configuration initiale (X) et de l'ordre de 30% pour une configuration initiale (Y).

observée (et varie selon le module du plat composite considéré) ainsi qu'une non-uniformité des contraintes dans l'épaisseur de la plaque.

(A) : cas des éprouvettes renforcées de manière symétrique

L'équilibre des efforts dans la plaque renforcée de manière symétrique est illustré en figure 108 et suit les équations (29) à (31). La notion d'épaisseur équivalente (transfert de l'épaisseur du plat composite à celle de l'acier), notée t_{eq}^S , est d'abord introduite permettant une écriture simplifiée de l'équilibre des efforts. L'indice S utilisé dans les équations suivantes indique le cas symétrique.

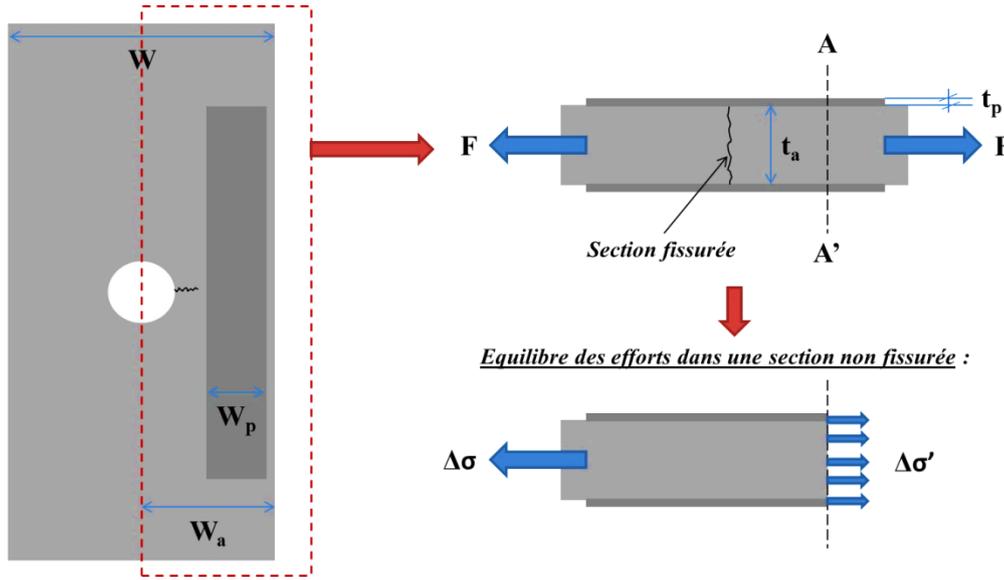


Figure 108: Schéma représentant l'équilibre des efforts au sein d'une éprouvette renforcée de manière symétrique

$$t_{eq}^S = \left[\frac{E_p \cdot t_p}{E_a} \right] \quad \text{Eq. (29)}$$

$$F = \Delta\sigma \cdot t_a \cdot W_a = \Delta\sigma' \cdot (W_a \cdot t_a + 2 \cdot W_p \cdot t_{eq}^S) \quad \text{Eq. (30)}$$

$$\Delta\sigma'_S = \Delta\sigma \cdot \left[\frac{1}{1 + 2 \cdot \frac{E_p \cdot t_p \cdot W_p}{E_a \cdot t_a \cdot W_a}} \right] = \Delta\sigma \cdot \left[\frac{1}{1 + 2 \cdot S_a} \right] = \Delta\sigma \cdot F_p^S \quad \text{Eq. (31)}$$

L'équilibre des contraintes exprimé en figure 108 suppose une longueur de collage suffisante (supérieure à la longueur effective de collage) permettant un transfert total des efforts entre la plaque et le renforcement. Par ailleurs, l'écriture de cet équilibre des efforts considère également une largeur de la plaque acier W_a , correspondant à la demi-largeur réelle de la plaque $W/2$ (la largeur réelle du plat composite est quant à elle considérée, $W_p = 24$ mm). Cela revient alors à considérer une reprise des efforts par le plat composite ne correspondant qu'à la moitié des efforts réels dans la plaque. En d'autres termes, cela signifie que l'effet de la non-symétrie du renfort de part et d'autre du perçage n'est pas pris en compte ici. Cette hypothèse repose sur une observation de la répartition des contraintes, obtenue à

l'aide du modèle EF présenté dans le paragraphe suivant, en comparant une éprouvette non renforcée et une éprouvette renforcée de manière symétrique.

Ainsi, l'expression du facteur correctif F_p proposée en équation (31), tient compte à ce stade uniquement des propriétés mécaniques du plat composite. Ce facteur est une constante dépendant uniquement des modules et des épaisseurs des matériaux métallique et composite. Dans notre cas, F_p vaut respectivement 0,9 et 0,64, pour un renforcement par plats MN et par plats UHM. Au vu des courbes données en figure 100, ce premier facteur constant, ne permet pas de prendre en compte l'évolution du facteur correctif global, F_{PRFC} . Il est ainsi évident que la géométrie de nos éprouvettes, avec un renforcement excentré dans la largeur de la plaque et ne recouvrant pas totalement l'entaille, a une influence considérable sur la réduction du FIC. Le second facteur correctif tenant compte de cet effet sera proposé dans la suite.

(B) : cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique

Dans le cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique, l'existence d'un moment fléchissant est rarement prise en compte dans les études de la littérature. Seul l'effet des propriétés mécaniques du plat composite est considéré, de manière similaire aux équations (29) à (31). Si l'on s'en tient à cette première considération, l'expression du facteur correctif F_p^{NS} est déduite de manière similaire via les équations (32) et (33). L'indice NS utilisé dans les équations indique le cas non symétrique.

$$F = \Delta\sigma \cdot t_a \cdot W_a = \Delta\sigma' \cdot (W_a \cdot t_a + W_p \cdot t_{eq}^p) \quad \text{Eq. (32)}$$

$$\Delta\sigma'_{NS} = \Delta\sigma \cdot \left[\frac{1}{\frac{E_p \cdot t_p \cdot W_p}{1 + \frac{E_p \cdot t_p \cdot W_p}{E_a \cdot t_a \cdot W_a}}} \right] = \Delta\sigma \cdot \left[\frac{1}{1 + S_a} \right] = \Delta\sigma \cdot F_p^{NS} \quad \text{Eq. (33)}$$

Dans notre cas, la détermination de ce facteur correctif F_p^{NS} donne respectivement 0,94 et 0,78 pour un renforcement par plat MN et par plat UHM. Au vu des résultats obtenus et présentés en figure 106 et 108, concernant le facteur correctif empirique F_{PRFC} , les valeurs du facteur F_p^{NS} précédent semblent cohérentes dans le cas des éprouvettes MN et UHM de configuration (Y), tandis que dans le cas des éprouvettes UHM de configuration (X), cette valeur du facteur correctif semble surestimer l'effet du renforcement. Pour cette raison, il a alors été décidé d'étudier l'impact de la prise en compte du moment fléchissant sur la contrainte axiale moyenne appliquée dans la section non fissurée (équations classiques de la théorie des poutres). La figure 109 présente alors une schématisation des efforts appliqués à une section non fissurée de l'éprouvette.

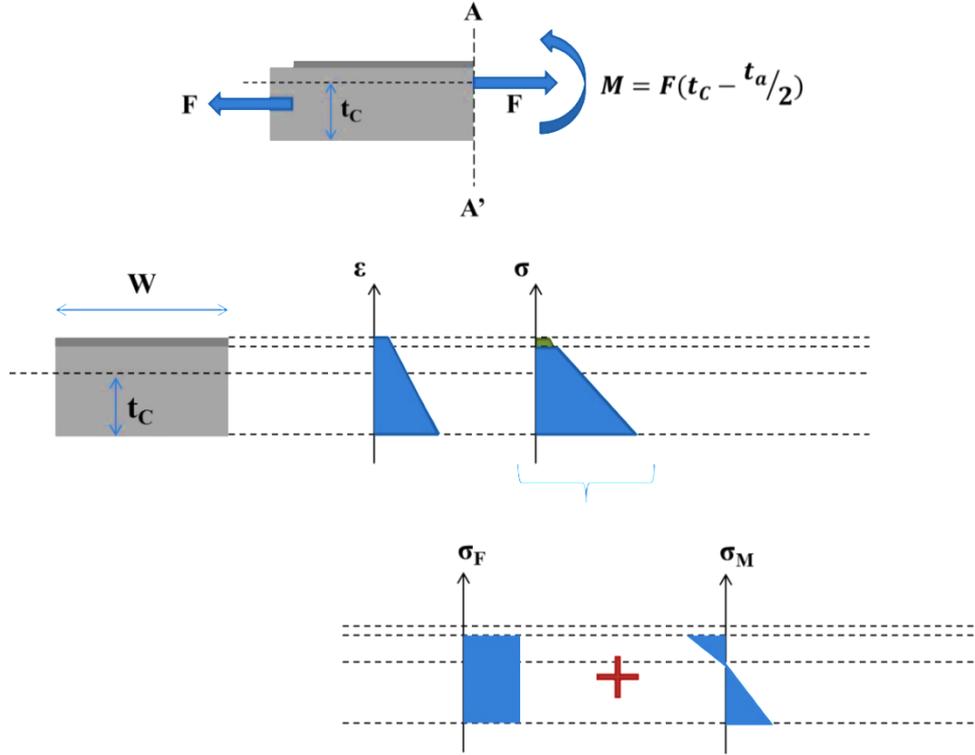


Figure 109: Efforts appliqués à une section non fissurée de l'éprouvette renforcée de manière non symétrique

La contrainte appliquée à l'ensemble de la section renforcée non fissurée correspond ainsi à la somme de la contrainte axiale due à la force de traction appliquée (σ_F) et de la contrainte axiale due à la présence du moment fléchissant (σ_M). De manière simplifiée, la contrainte moyenne appliquée à la section non fissurée de la plaque s'exprime alors :

$$\Delta\sigma_{moy}^{NS} = \frac{1}{2} \cdot [\Delta\sigma_{max}^{NS} + \Delta\sigma_{min}^{NS}] \quad \text{Eq. (34)}$$

Avec $\Delta\sigma_{max}^{NS}$ et $\Delta\sigma_{min}^{NS}$ correspondant respectivement à la contrainte axiale appliquée en fibre inférieure (face non renforcée) et en fibre supérieure (sous le plat composite collé). En détaillant l'expression de chacune de ces composantes, l'expression de la contrainte moyenne devient :

$$\Delta\sigma_{moy}^{NS} = \frac{1}{2} \cdot \left[\underbrace{\frac{F}{W_a \cdot t_a + W_p \cdot t_{eq}^p} + \frac{F \cdot t_c (t_c - t_a/2) \cdot E_a}{E \cdot I_{eq}}}_{\Delta\sigma_{max}^{NS}} + \underbrace{\frac{F}{W_a \cdot t_a + W_p \cdot t_{eq}^p} + \frac{F \cdot (t_c - t_a) \cdot (t_c - t_a/2) \cdot E_p}{E \cdot I_{eq}}}_{\Delta\sigma_{min}^{NS}} \right] \quad \text{Eq. (35)}$$

$$t_c = \frac{E_a t_a^2 + E_p t_p (2 \cdot t_a + t_p)}{2 \cdot (E_a t_a + E_p t_p)} = \text{centre de gravité} \quad \text{Eq. (36)}$$

$$EI_{eq} = W_a \cdot E_a \cdot \left[\frac{t_a^3}{12} + t_a \cdot \left(\frac{t_a}{2} - t_c \right)^2 \right] + W_p \cdot E_p \cdot \left[\frac{t_p^3}{12} + t_p \cdot \left(t_a + \frac{t_p}{2} - t_c \right)^2 \right] \quad \text{Eq. (37)}$$

= inertie équivalente de la section

L'équilibre des efforts tel qu'en équation (32), aboutit alors finalement à l'expression du facteur correctif F_P^{NS} tenant compte des propriétés du plat composite et de l'existence d'un moment fléchissant:

$$F_P^{NS} = \left[\frac{1}{1+S_a} + \frac{t_a \cdot t_c (t_c - t_s/2) \cdot E_a \cdot W_a}{2 \cdot E \cdot I_{eq}} + \frac{t_a \cdot (t_c - t_s) \cdot (t_c - t_s/2) \cdot E_p \cdot W_a}{2 \cdot E \cdot I_{eq}} \right] \quad \text{Eq. (38)}$$

Une fois encore, l'effet de la non-symétrie du renfort de part et d'autre du perçage n'est pas pris en compte avec un effet du composite collé très faible sur la répartition des contraintes dans l'autre moitié de la plaque. Dans ces conditions, la demi-largeur W_a de la plaque acier est une nouvelle fois considérée pour le calcul.

Les nouvelles valeurs de F_P^{NS} (Eq. (38)), dans le cas respectivement d'un renforcement par plat MN et par plat UHM, sont alors de 0,95 et 0,87. Comme pressenti, l'effet du moment fléchissant dans le cas des éprouvettes MN est peu significatif du fait du faible module et de la faible épaisseur du plat composite. Dans le cas des éprouvettes UHM, l'effet négatif du moment fléchissant sur l'efficacité du renforcement est plus visible. L'utilisation de la valeur $F_P^{NS} = 0,87$, pour les éprouvettes UHM_NT_NS, permet une bonne estimation de l'effet du composite collé dans le cas des éprouvettes de configuration (X), tandis que dans le cas des éprouvettes de configurations (Y), l'effet du renforcement est sous-estimé. Néanmoins, cette considération va dans le sens de la sécurité pour l'ensemble des éprouvettes de cette configuration.

Le cas du renforcement par plat MN tendu doit également être pris en compte dans les équations précédentes puisque l'effet de la pré-tension du plat composite va agir directement sur le niveau de sollicitation de l'élément fissuré. L'hypothèse a été de considérer une valeur de la force F plus faible, pouvant être approximée par la différence entre la force appliquée à la section d'acier et la force de pré-tension appliquée au plat composite. Dans ces conditions, le calcul du facteur F_P^{NS} précédent donne une valeur de 0,85.

- Formulation du facteur correctif F_{GD} :

Maintenant que l'effet des propriétés mécaniques des plats composites est pris en compte dans l'analyse du facteur correctif global, F_{PRFC} , il est important de s'intéresser à l'effet de la géométrie du renforcement sur l'expression de ce facteur. Contrairement à l'étude menée par Wu et al., 2012c et 2012d, l'effet de la largeur du plat composite et de sa position sur la plaque ne sont pas découplés et sont exprimés ici sous la forme d'un unique facteur correctif noté respectivement F_{GD}^S et F_{GD}^{NS} dans le cas symétrique et non symétrique. Ainsi, l'expression analytique finale du facteur correctif F_{PRFC} proposée dans cette étude est la suivante :

$$F_{PRFC}^{NS} = F_P^{NS} \cdot F_{GD}^{NS} \quad \text{et} \quad F_{PRFC}^S = F_P^S \cdot F_{GD}^S \quad \text{Eq. (39)}$$

La détermination du facteur correctif F_{GD} est réalisée à l'aide des courbes empiriques du facteur correctif global F_{PRFC} présentées dans les paragraphes précédents. Les résultats associés aux éprouvettes symétriques et non symétriques sont une nouvelle fois présentés sous deux paragraphes distincts.

(A) : cas des éprouvettes renforcées de manière symétrique

Les figures 110(a) et 110(b) représentent les courbes moyennes $F_{PRFC}=f(a)$ et $F_{PRFC}/F_P = f(a)$ dans le cas des éprouvettes renforcées de manière symétrique par les procédés de renforcement MN et UHM. Pour rappel, les valeurs du facteur correctif F_P pour ces deux configurations d'éprouvettes sont respectivement de 0,9 et 0,64.

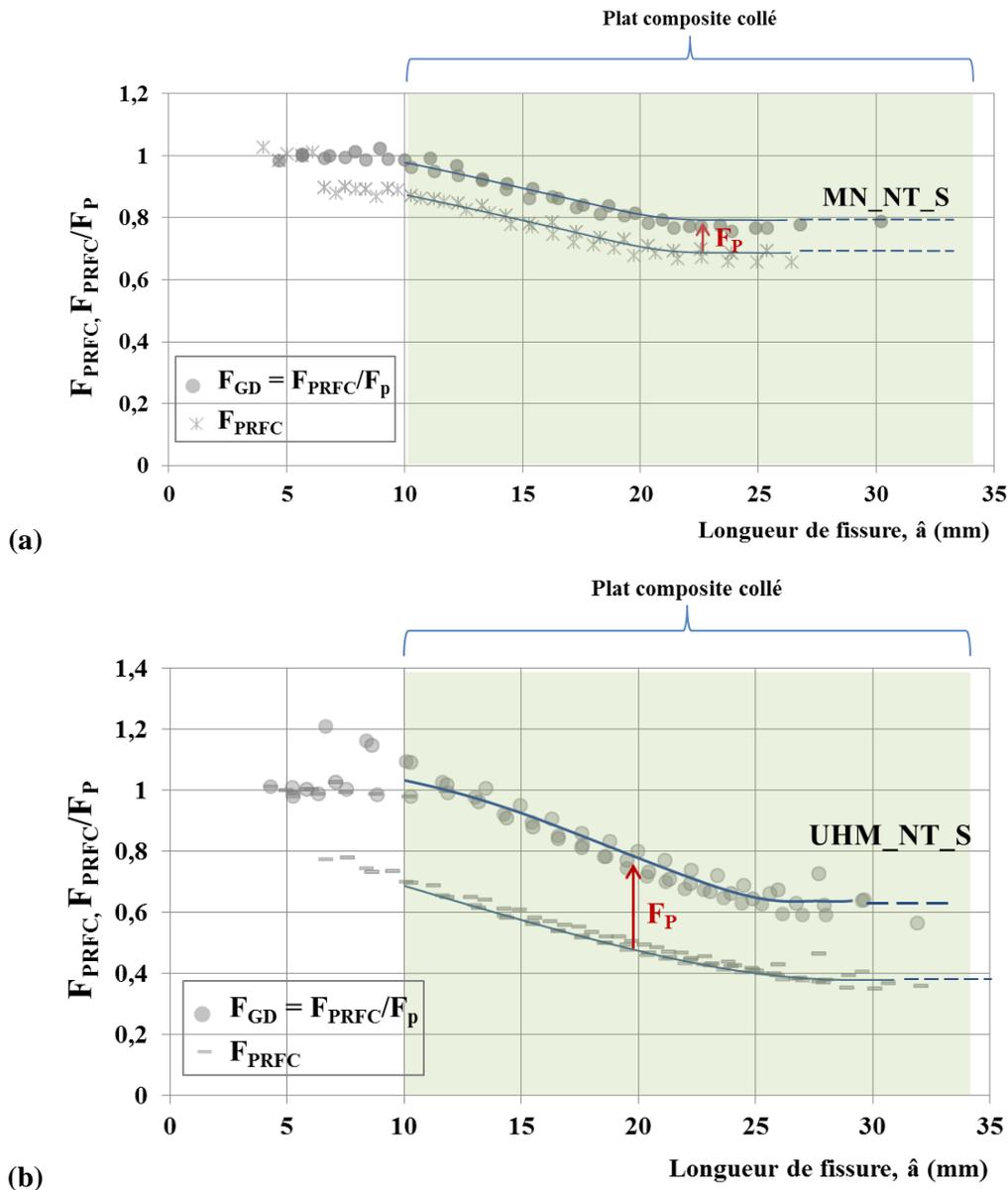


Figure 110: Prise en compte du facteur correctif F_P pour les courbes empiriques du facteur FPRFC: a) éprouvettes MN symétriques; b) éprouvettes UHM symétriques

Le facteur correctif F_P déterminé précédemment ne tient pas compte de la position du renforcement vis-à-vis de l'entaille et considère un recouvrement total de la partie fissurée. Cela explique alors pourquoi des valeurs élevées (>1 dans le cas des éprouvettes UHM) du rapport $F_{PRFC}/F_P = F_{GD}$ sont observées avant même que la pointe de fissure n'ait atteint le bord du plat composite. En réalité, l'étude de Wu et al., 2012d, considérant différentes positions du plat composite vis-à-vis de l'entaille centrale, a pu mettre

en évidence que la position du renforcement composite n'a pour seul effet qu'un décalage de la courbe correspondant au facteur correctif. Ce résultat a déjà été présenté sur la figure 102, où le paramètre D représente la distance entre la pointe de l'entaille initiale et le bord intérieur du plat composite collé.

Quoi qu'il en soit, il est intéressant de noter qu'à partir du moment où la fissure se propage sous le plat composite, la prise en compte du facteur correctif F_P , proposé dans l'équation (31), permet une homogénéisation des résultats comme l'illustre la figure 111. Cela signifie alors que l'expression du facteur correctif F_P permet bien de tenir compte uniquement des propriétés mécaniques du matériau composite utilisé et ainsi, que le second facteur F_{GD} proposé s'intéresse uniquement à l'effet de la géométrie du renforcement.

Une expression simple du facteur F_{GD} peut alors être déduite de la courbe homogénéisée présentée sur la figure 111, tenant compte de la position de la pointe de fissure vis-à-vis du plat composite et des effets de bords (section résiduelle de matériau faible et propagation d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage). Cette expression prend la forme de deux équations, (40) et (41), dont les paramètres sont indiqués sur la figure 111.

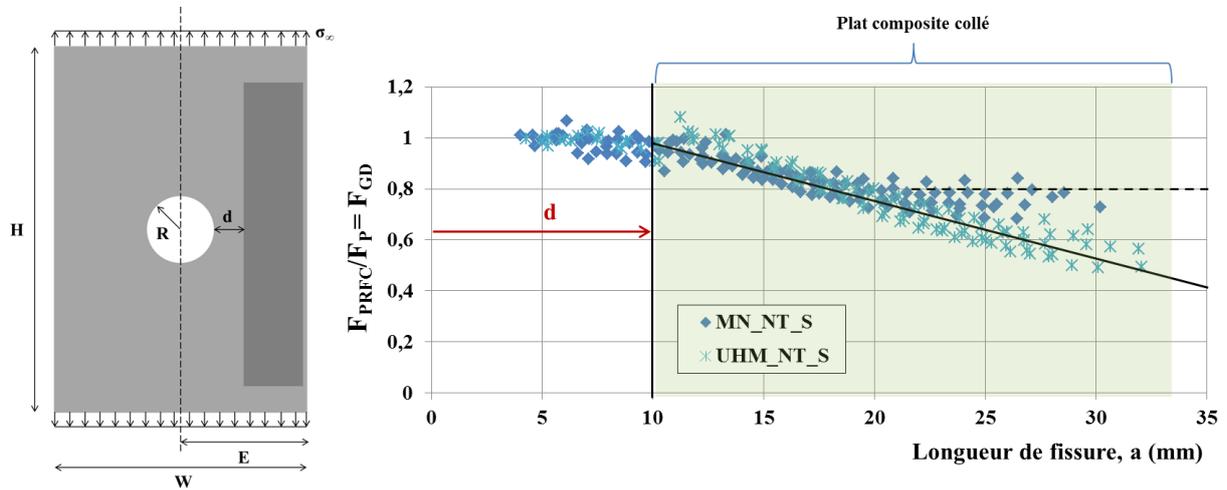


Figure 111: Détermination de l'expression du facteur correctif F_{GD} dans le cas des éprouvettes symétriques

$$F_{GD}^S = 1 ; \quad \text{la fissure n'a pas encore atteint le bord du plat PRFC, } a - d < 0 \quad \text{Eq. (40)}$$

$$F_{GD}^S = -0,6 \cdot \frac{(a-d)}{w_P} + 1 ; \quad \text{la fissure a atteint le bord du plat PRFC, } a - d \geq 0 \quad \text{Eq. (41)}$$

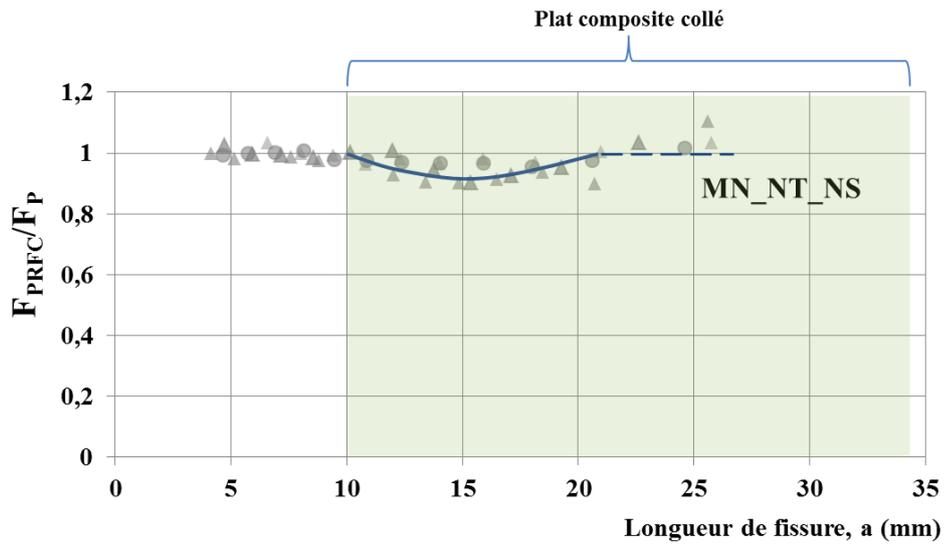
Dans le cas des éprouvettes MN, une surestimation de la diminution du FIC pour une longueur de fissure proche du bord libre de l'éprouvette est constatée en figure 113. Cela a déjà été évoqué précédemment et s'explique par les conditions de fin de propagation de la fissure, différentes selon les procédés. Dans ces conditions, et dans le sens de la sécurité, une troisième équation peut alors être proposée, correspondant à la droite en pointillés indiquée en figure 111 :

$$F_{GD}^S = 0,8 ; \quad \text{la fissure se rapproche du bord extérieur du plat PRFC, } w_P/2 < a - d \quad \text{Eq. (42)}$$

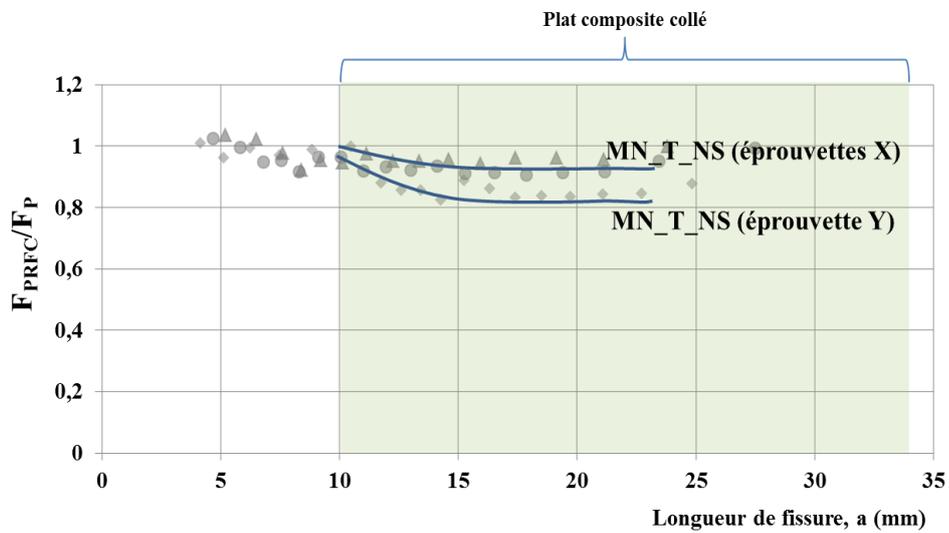
Des études supplémentaires sont encore nécessaires à ce stade pour une caractérisation plus complète de l'effet de la géométrie du renforcement sur le FIC et font partie des perspectives de ce travail.

(B) : cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique

Les figures 112(a), 112(b) et 112(c), représentent respectivement les courbes moyennes $F_{PRFC}/F_P = f(a)$ correspondant à chaque série d'éprouvettes renforcées de manière non symétrique, par les procédés de renforcement MN_NT, MN_T(10kN) et UHM_NT. Pour rappel, les valeurs du facteur correctif F_P présenté au paragraphe précédent et correspondant respectivement à chaque procédé sont de 0,95, 0,87 et 0,85.



(a)



(b)

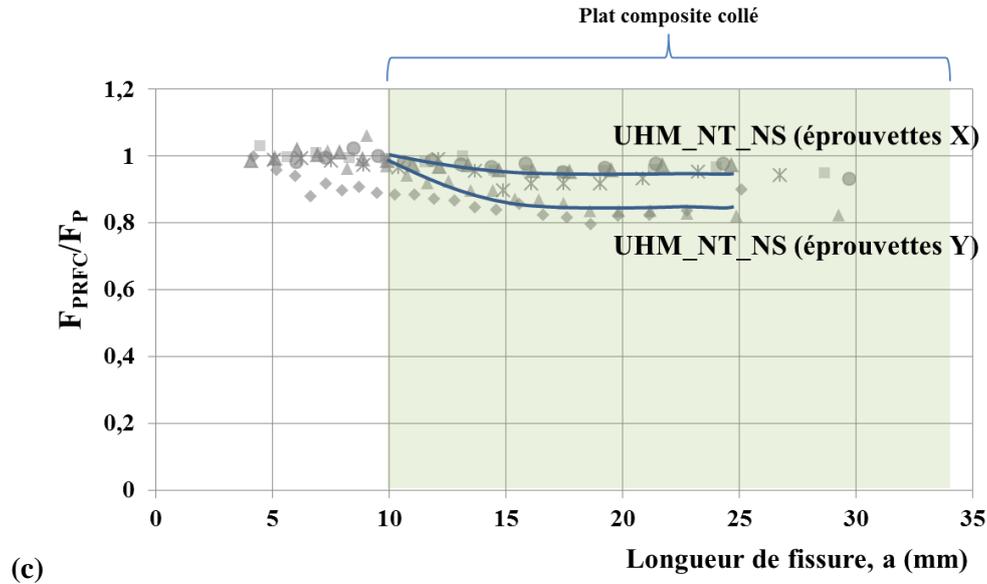


Figure 112: Prise en compte du facteur correctif F_P pour les courbes empiriques du facteur F_{PRFC} : (a) éprouvettes MN_NT_NS; (b) éprouvettes MN_T(10kN)_NS; (c) éprouvettes UHM_NT_NS

Comme déjà évoqué plus haut ainsi que dans le chapitre précédent, l'effet des configurations d'éprouvettes (X) et (Y) sur la modification du FIC est clairement observable dans le cas des éprouvettes MN tendues (figure 112(b)) et UHM (figure 112(c)), mais reste peu significatif dans le cas des éprouvettes MN non tendues. De plus, pour ces deux premières séries d'éprouvettes, les courbes moyennes obtenues sont presque identiques. Ce qui n'est pas tout à fait le cas pour les éprouvettes MN non tendues, pour lesquelles seul le début de la courbe semble coïncider avec les courbes moyennes précédentes définies pour les éprouvettes de configuration (X). Ainsi, la figure 113 représente la superposition des différentes courbes précédentes permettant d'observer l'homogénéisation ou non des résultats après prise en compte des facteurs correctifs F_P correspondant à chaque série d'éprouvettes.

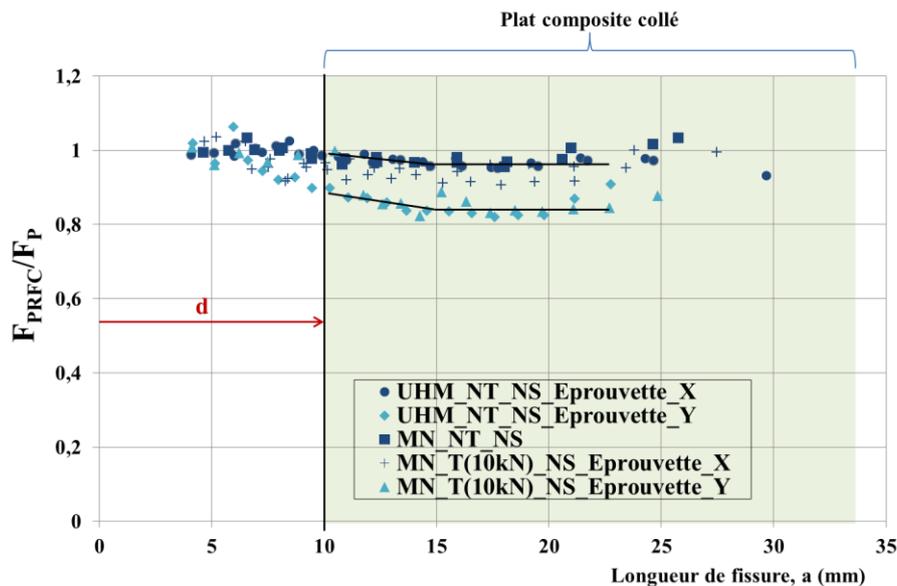


Figure 113: Détermination de l'expression du facteur correctif F_{GD} dans le cas des éprouvettes non symétriques

La prise en compte des facteurs correctifs F_P proposés en équation (28) permet donc bien une homogénéisation des résultats avec tout de même une différence persistante entre les éprouvettes de configuration (X) et (Y). On remarque par ailleurs, que l'allure des courbes moyennes présentées en figure 115 est identique, seul un décalage de la courbe est observé en fonction de la configuration (X) ou (Y) de l'éprouvette. Dans la pratique, la détermination de cette configuration est difficile et, par sécurité, il est alors préférable de considérer le cas le plus défavorable correspondant aux éprouvettes (X). Dans ces conditions, l'expression analytique suivante du facteur correctif F_{GD} , peut être proposée:

$$F_{GD}^{NS} = 1; \quad \text{la fissure n'a pas encore atteint le bord du plat PRFC, } a - d < 0 \quad \text{Eq. (43)}$$

$$F_{GD}^{NS} = -0,15 \cdot \left(\frac{a-d}{W_P}\right) + 1; \quad \text{propagation de la fissure sous le plat PRFC, } W_P/4 > a - d \quad \text{Eq. (44)}$$

$$F_{GD}^{NS} = 0,93; \quad \text{pour une longueur de fissure } a \text{ telle que, } W_P/4 < a - d \leq W_P/2 \quad \text{Eq. (45)}$$

Cette expression du facteur F_{GD} peut alors être considérée comme valable tant que la longueur de fissure en surface non renforcée n'a pas atteint la moitié de la largeur du plat composite collé sur l'autre face. Au-delà de cette longueur, la vitesse de propagation de la fissure devient élevée et la rupture de l'éprouvette est très rapide.

2.4 Conclusions intermédiaires

Cette partie a permis d'étudier l'impact d'un renforcement par composite collé sur la modification du FIC en pointe de fissure, en montrant dans tous les cas, une réduction de ce facteur à mesure que la fissure se rapproche et se propage sous le plat composite collé. Selon la configuration de renforcement considérée, la modification du FIC va être différente, à la fois en terme de niveau de réduction maximal obtenu mais également en terme d'évolution de cette réduction au fur et à mesure de la propagation de la fissure. Ainsi, dans le cas des éprouvettes renforcées de manière symétrique, une réduction croissante du FIC, pouvant être décrite par une relation linéaire, est observée jusqu'à une certaine longueur de fissure correspondant alors à la fin de propagation stable de cette dernière. Passée cette longueur, la vitesse de propagation s'accélère jusqu'à rupture complète et rapide de l'éprouvette. Dans le cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique, une efficacité réduite du renforcement composite est constatée avec une réduction du FIC limitée, à la fois en terme de niveau maximal, mais aussi en terme de longueur de propagation de la fissure. En effet, pour cette configuration d'éprouvettes, la diminution du FIC a lieu sur une faible longueur de propagation de la fissure sous le plat composite puis atteint rapidement un état de stabilisation avant accélération de la vitesse de propagation de la fissure et rupture complète de l'éprouvette.

Quoi qu'il en soit, l'objectif principal de cette partie restait de proposer une formulation analytique simple du FIC modifié correspondant à chaque configuration de renforcement testée. Pour cela et de manière similaire à d'autres études de la littérature, deux facteurs correctifs, notés F_P et F_{GD} , ont été proposés, tenant compte respectivement des propriétés mécaniques des plats composites et de la géométrie du renforcement. Le premier facteur correctif, F_P , s'exprime ainsi sous la forme d'une constante établie via l'équation d'équilibre des efforts pour une section non fissurée de l'assemblage collé. Dans le cas des éprouvettes non symétriques, l'effet du moment fléchissant a été pris en compte dans l'écriture de cet équilibre. L'application de ce premier facteur correctif aux différentes séries d'éprouvettes renforcées, permet d'homogénéiser l'allure du FIC dans le cas d'éprouvettes renforcées

de manière identique (i.e. de manière symétrique ou non symétrique) mais avec des matériaux composites différents. Cela permet ensuite d'établir l'expression du second facteur correctif F_{GD} tenant compte uniquement de la géométrie du renforcement. Finalement, plusieurs expressions de ce dernier facteur correctif ont pu être proposées en fonction de la longueur de fissure. Néanmoins, il reste évident que ces formules nécessitent d'être vérifiées et validées pour différentes valeurs des paramètres tels que la largeur de la plaque et du plat composite, ou encore la position du plat composite vis-à-vis de la fissure. La réalisation d'essais supplémentaires ainsi que la mise en place d'un modèle EF sont alors des possibilités d'étude de l'influence de ces différents paramètres.

3 Proposition d'un modèle EF simple de la fissuration et du renforcement par composite collé

Les paragraphes précédents ont permis de mettre en évidence l'effet du composite collé sur la modification du FIC, avec un premier effet dépendant des propriétés mécaniques des plats composites utilisés, et un deuxième effet dépendant de la géométrie du renforcement. Bien que ces résultats soient indispensables à la bonne compréhension des phénomènes et mécanismes réellement impliqués dans la modification du FIC, l'objectif principal de la détermination de ce FIC reste l'estimation de la durée de vie des éprouvettes renforcées. Pour cela, cette dernière partie propose la mise en place d'un modèle EF simple permettant l'étude des différentes configurations de renforcement présentées précédemment. Dans un premier temps, le cas des éprouvettes de référence non renforcées est considéré afin de mettre en place le modèle de fissuration, nécessaire ensuite à l'étude de la fissuration des éprouvettes renforcées. L'ensemble de ces modèles a été réalisé à l'aide du logiciel EF Marc Mentat.

3.1 Présentation du modèle EF de fissuration – Cas des éprouvettes de référence non renforcées

- Géométrie du modèle et maillage :

Le cas des éprouvettes de référence non renforcées est étudié dans ce paragraphe et permet la mise en place du modèle de fissuration utilisé ensuite pour l'étude des éprouvettes renforcées. Il est important de rappeler que l'objectif n'est pas de réaliser une étude poussée de la modélisation EF de la fissuration mais d'utiliser les outils disponibles sous le logiciel de calcul Marc Mentat afin de modéliser la propagation de la fissure en bord de perçage de manière simple et cohérente avec les données expérimentales présentées aux paragraphes et chapitre précédents.

Dans notre cas, une modélisation EF 3D utilisant des éléments cubiques à 8 nœuds a été adoptée. La non-symétrie de la fissuration de nos éprouvettes (une seule fissure de fatigue en bord de perçage) nous a obligés à tenir compte de la géométrie complète de l'éprouvette. Néanmoins, afin de limiter le nombre total d'éléments (et par conséquent le temps de calcul), différentes tailles d'éléments sont présentes dans le modèle avec un maillage plus serré le long du chemin de fissuration. Le modèle final est ainsi composé de 91 850 éléments et 119 250 nœuds, avec des éléments dans la zone de fissuration de dimensions 0,5*1*2 (mm). Une représentation de ce maillage est donné en figure 114.

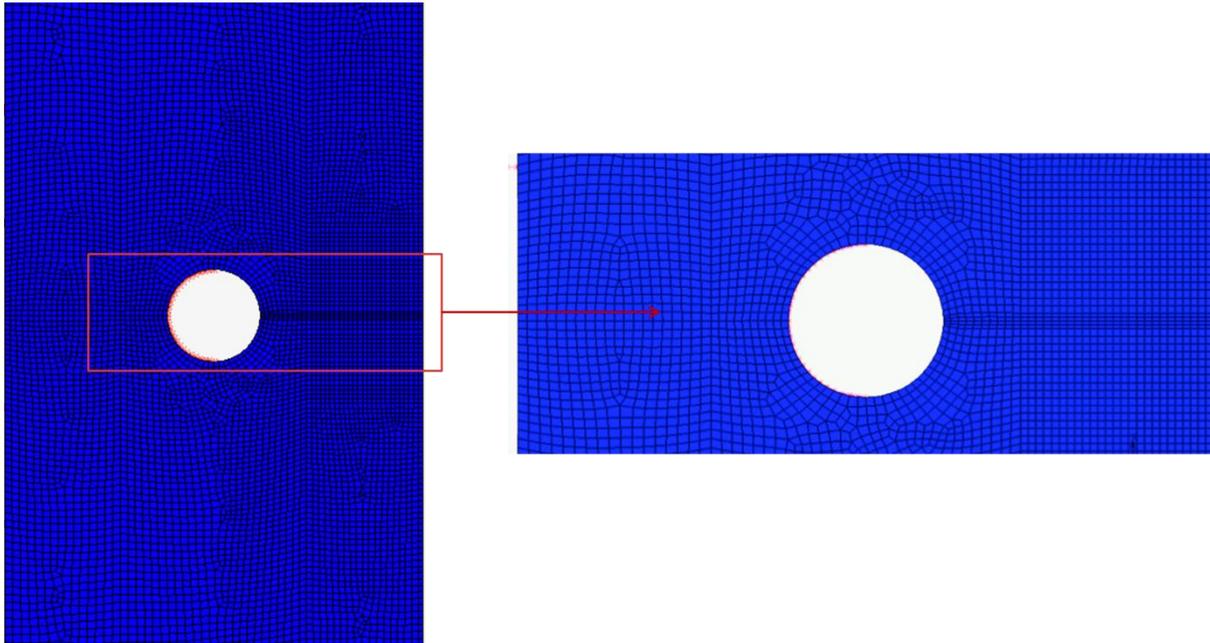


Figure 114 : Maillage de l'éprouvette

- Propriétés et comportement du matériau :

Le matériau constitutif de la plaque correspond à l'acier S235 utilisé tout au long de cette étude. Les propriétés mécaniques renseignées dans le modèle correspondent aux propriétés déterminées au chapitre 2 (données expérimentales obtenues à partir d'essais de traction sur éprouvettes « haltères »). Par ailleurs, un matériau isotrope au comportement élastique parfait est considéré (aucune plasticité n'est prise en compte dans le modèle).

- Conditions aux limites et modélisation de la fissuration :

Les conditions aux limites considérées concernent la prise en compte de la présence des mors de la presse ainsi que l'application des cycles de charge/décharge à l'un d'entre eux. Pour cela, des surfaces rigides collées à chaque extrémité de la plaque ont été utilisées, la surface du bas étant considérée comme fixe, tandis que la surface du haut est soumise aux cycles de fatigue. Une représentation des conditions aux limites et du cycle de charge/décharge considérés sont données en figure 115.

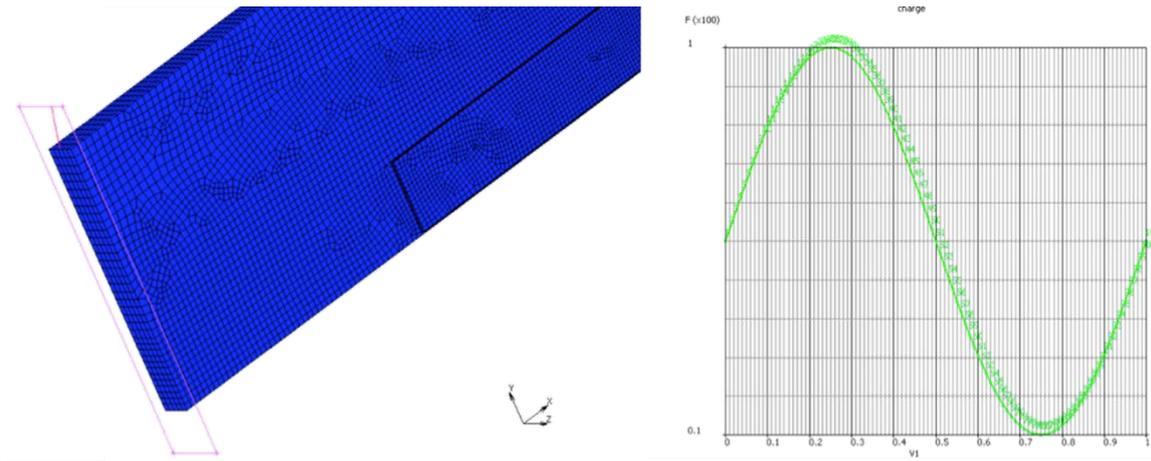


Figure 115: Conditions aux limites et application des cycles de charge/décharge

Dans notre cas, une fissure initiale de longueur 9 mm est considérée pour l'ensemble de nos éprouvettes et correspond, dans le modèle, à la réalisation d'une « coupure » initiale entre les éléments comme l'illustre la figure 116. C'est à partir de cette coupure initiale que l'étude de la propagation de fissure peut ensuite être réalisée.

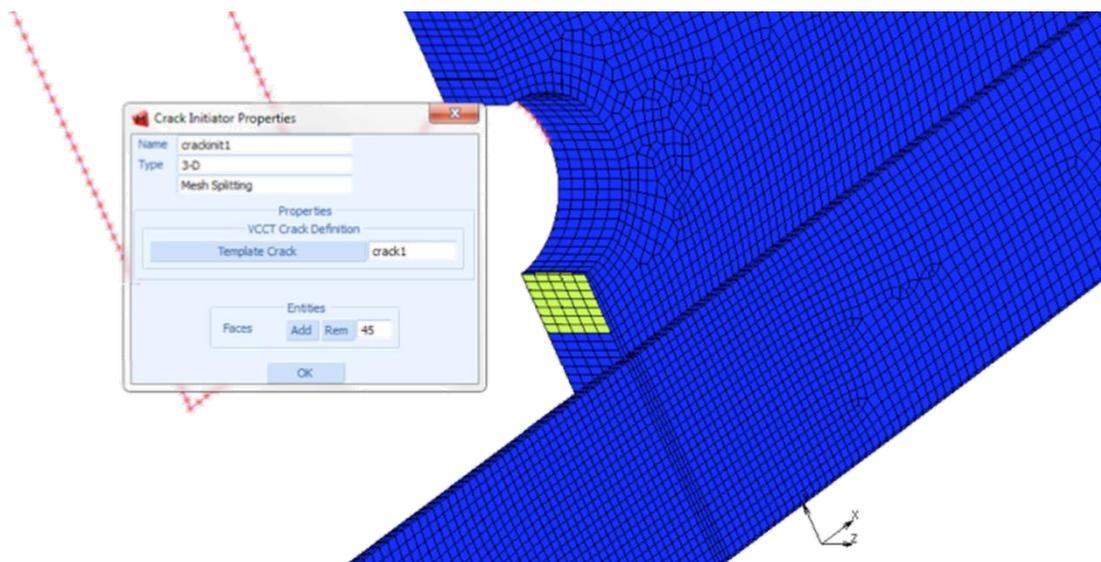


Figure 116: Coupure initiale réalisée dans le modèle EF

L'application des cycles de fatigue, décrits en figure 115, et la propagation de la fissure sous l'action de ces cycles, est réalisée via l'utilisation de la méthode VCCT (« Virtual Crack Closure Technique ») permettant à la fois le calcul du FIC en pointe de fissure au cours de sa propagation, mais également un calcul du nombre de cycles nécessaires à cette propagation grâce à une option disponible sous le logiciel de calcul Marc Mentat. Cette dernière option est particulièrement intéressante pour nos éprouvettes (renforcées et non renforcées), qui présentent une durée de vie élevée (nombre de cycles à la rupture). Une explication détaillée de la méthode VCCT et du calcul du nombre de cycles réalisé par le logiciel est fournie ci-dessous.

▪ Principe de la méthode VCCT :

La méthode VCCT est issue d'une modification de la méthode initiale CCT (« Crack Closure Technique », Irwin, 1957; Raju, 1987) reposant sur le principe suivant : « *l'énergie libérée pour propager une fissure sur une longueur Δa est équivalente à l'énergie nécessaire pour maintenir cette même fissure fermée sous un même effort externe* » (Krueger, 2002).

Deux modèles sont nécessaires à la mise en place de cette méthode :

- ❖ un premier modèle permettant d'évaluer les efforts nécessaires pour maintenir la fissure fermée;
- ❖ un second modèle étudiant le cas de la fissure ouverte et déterminant les déplacements relatifs à l'ouverture de la fissure (déplacements des lèvres).

Une représentation schématique du modèle CCT est donnée en figure 117 dans le cas simple d'une géométrie 2D.

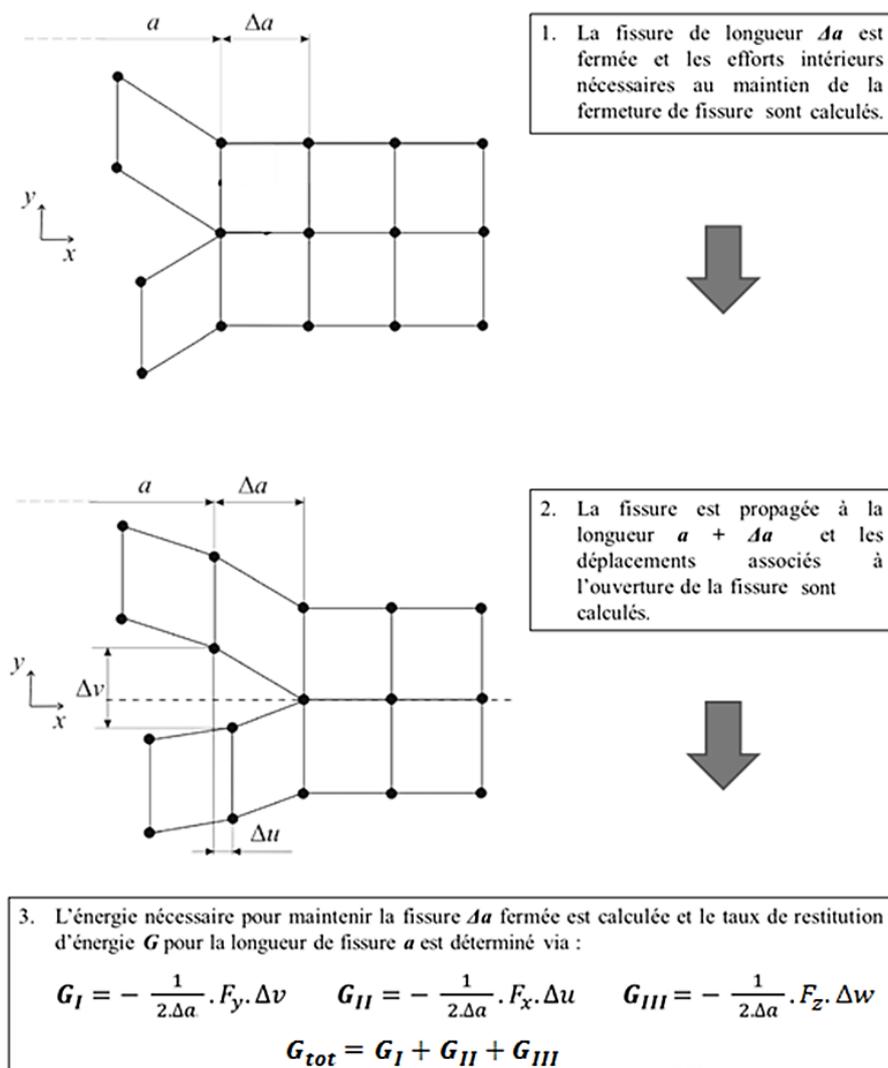


Figure 117: Présentation des différentes étapes nécessaires à la mise en place de la méthode CCT (« Crack Closure Technique »); Krueger, 2002.

Aujourd'hui, les logiciels de calcul EF regroupent les deux premières étapes de la méthode CCT en une seule et même étape, ce qui correspond alors à la méthode appelée VCCT (« Virtual Crack Closure Technique »). Dans ce cas, la détermination des efforts internes nécessaires au maintien de la fissure fermée est effectuée à la fin de la deuxième étape de la figure 119 lorsque la fissure est propagée de la longueur Δa , l'étape 3 restant quant à elle inchangée.

Dans le cas d'une modélisation 3D à l'aide du logiciel de calcul Marc Mentat, le calcul du taux de restitution d'énergie local, en chaque nœud du front de fissure, est effectué grâce à l'équation 46. Les paramètres présents dans cette équation sont définis en figure 118.

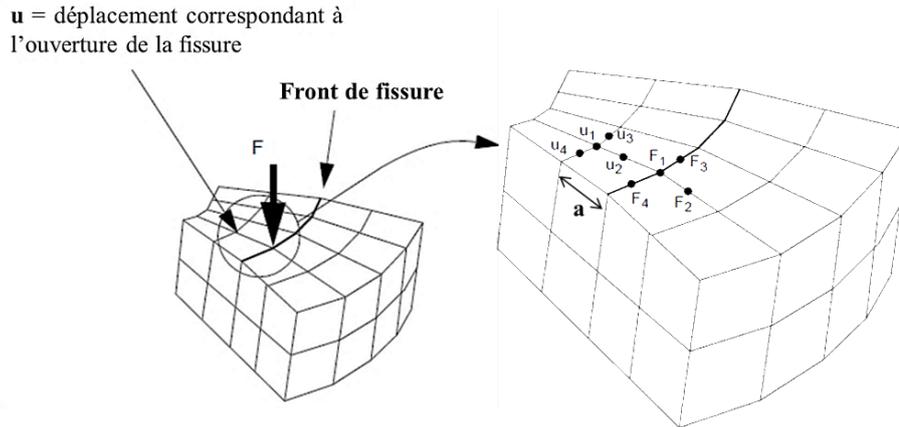


Figure 118: Modélisation 3D pour la méthode VCCT sous le logiciel de calcul MSC Marc Mentat

$$G = \frac{F_1 \cdot u_1 + F_2 \cdot u_2 + \frac{1}{2} \cdot (F_3 \cdot u_3 + F_4 \cdot u_4)}{2 \cdot a} \quad \text{Eq. (46)}$$

Suite au calcul du taux de restitution d'énergie, la détermination du FIC local est effectuée via l'utilisation des relations classiques liant ces deux paramètres et dépendant de l'état de contrainte et de déformation considéré. Ces relations ont été établies pour la première fois par Irwin et Broek, 1988, concernant le cas d'un matériau isotrope élastique linéaire et sont définies sous le logiciel Marc Mentat par les équations suivantes :

➤ état de contraintes planes :

$$G_I = \frac{K_I^2}{E}, G_{II} = \frac{K_{II}^2}{E}, G_{III} = (1 + \nu) \cdot \frac{K_{III}^2}{E} \quad \text{Eq. (47)}$$

➤ état de déformations planes :

$$G_I = (1 - \nu^2) \cdot \frac{K_I^2}{E}, G_{II} = (1 - \nu^2) \cdot \frac{K_{II}^2}{E}, G_{III} = (1 + \nu) \cdot \frac{K_{III}^2}{E} \quad \text{Eq. (48)}$$

Un pas de propagation Δa constant égal à 1 mm a été considéré pour l'ensemble des modèles réalisés. Il est défini par le logiciel Marc Mentat par la formule suivante :

$$\Delta a = C \cdot \left[\left(\sqrt{K_{max}} - \sqrt{K_{min}} \right)^m - \sqrt{K_{th}}^m \right] \quad \text{Eq. (49)}$$

Comme déjà évoqué plus haut, l'option de comptage du nombre de cycles («High Cycle Fatigue Calculation») a été choisie dans notre cas, ce qui permet une estimation du nombre de cycles nécessaire à la propagation de chaque incrément de fissure ($\Delta a = 1 \text{ mm}$) via l'intégration classique de la loi de Paris:

$$N_f = \int_{a_1}^{a_2} \frac{da}{C \cdot (\Delta K)^m} \quad \text{avec} \quad a_2 - a_1 = \Delta a = 1 \text{ mm} \quad \text{Eq. (50)}$$

L'utilisation de cette loi nécessite alors de renseigner les paramètres C , m et K_{th} , présents dans les Eq.(49) et (50). Pour les deux premiers paramètres, les valeurs expérimentales déterminées dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées sont utilisées (soit $C=1,028 \cdot 10^{-13}$ et $m = 3,05$), tandis que dans le cas du FIC seuil, K_{th} , une valeur de $190 \text{ MPa} \cdot \text{mm}^{1/2}$ est retenue. Cette valeur est issue de formules proposées par Barsom, 1974, dépendant du rapport de charge R considéré (cf. Chapitre 1).

Ainsi, à chaque propagation de la fissure d'une longueur $\Delta a = 1 \text{ mm}$, le FIC en chaque nœud de la pointe de fissure est déterminé (par la méthode VCCT), de même que le nombre de cycles nécessaires à la propagation de cette longueur de fissure (par intégration de la loi de Paris classique). Il est d'ailleurs important de noter ici que l'ensemble de l'étude est mené en hypothèse élastique et qu'aucun outil de remaillage n'a été utilisé pendant la propagation de la fissure.

- Résultats numériques obtenus dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées

Les résultats principaux obtenus dans le cas de ce premier modèle de fissuration sont les suivants :

- ❖ Détermination du nombre de cycles nécessaire à la propagation de la fissure et tracé de la courbe de propagation;
- ❖ Détermination du FIC en pointe de fissure au cours de la propagation.

La figure 119 représente la courbe de propagation de la fissure obtenue via le modèle de fissuration précédemment décrit. Cette courbe est comparée aux courbes expérimentales obtenues dans le cas des éprouvettes de référence non renforcées présentées au Chapitre 3.

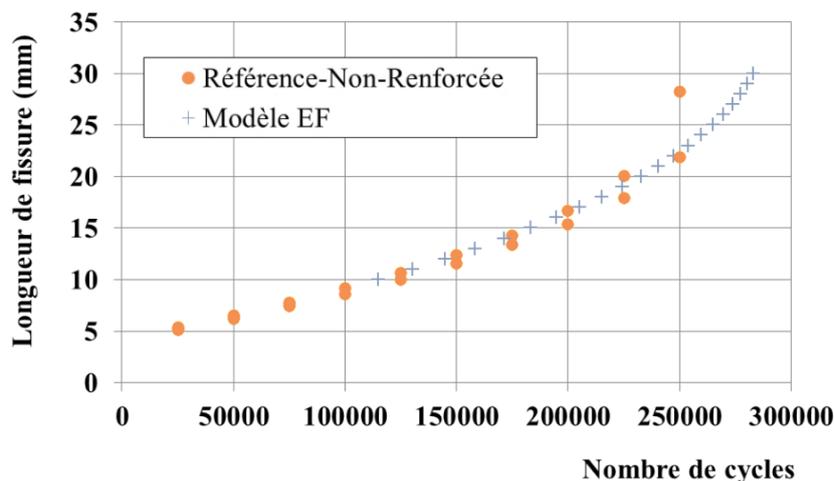


Figure 119: Courbe de propagation de la fissure obtenue via le modèle EF et expérimentalement

Une bonne corrélation des résultats (expérimentaux et numériques) est obtenue, notamment en début de propagation (jusqu'à une longueur de fissure de 20 mm à partir du bord du perçage). A partir de cette

longueur de fissure, dans le cas des éprouvettes réelles non renforcées, la vitesse de propagation de la fissure s'accélère et la fissure sort du domaine de propagation stable de Paris. Dans ces conditions, l'utilisation de l'option de comptage des cycles ne permet plus d'obtenir des résultats cohérents avec l'expérience, et conduit à une légère surestimation de la durée de vie de l'éprouvette. De même, aucun phénomène de plasticité n'est pris en compte dans ce modèle, notamment en fin de propagation lorsque la section résiduelle de matériau devient insuffisante.

L'analyse en termes de FIC montre également une bonne corrélation des résultats entre modèle numérique et application des formules analytiques 2D aux éprouvettes de référence, comme le montre la figure 120. A noter que la détermination numérique du FIC est effectuée pour un point de mesure situé à mi épaisseur de la plaque comme c'est le cas pour l'exploitation des éprouvettes de référence réelles.

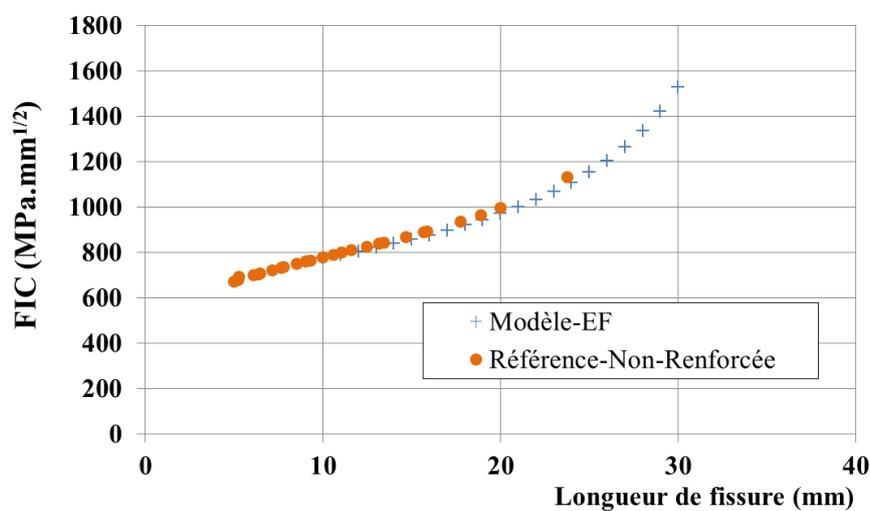


Figure 120: FIC correspondant aux éprouvettes de référence non renforcées réelles et au modèle EF

Le modèle simple de fissuration proposé montre des résultats très similaires à ceux obtenus dans le cas d'une exploitation analytique 2D des éprouvettes de référence non renforcées. Ces différentes observations permettent de valider le modèle de fissuration proposé qui sera appliqué dans la suite de l'étude aux éprouvettes renforcées de différentes configurations.

3.2 Présentation du modèle de renforcement – Cas des éprouvettes renforcées de différentes configurations

L'étude des éprouvettes renforcées est réalisée à partir du modèle de fissuration précédent auquel sont ajoutés les différents matériaux (PRFC et adhésif), ainsi que les conditions de contact nécessaires au fonctionnement du modèle. Dans le cas du procédé de renforcement MN, la mise en pré-tension du plat composite avant collage n'a pas été considérée dans la suite de l'étude. Cela pourra faire l'objet d'une étude ultérieure sur le sujet.

La géométrie du modèle de fissuration précédent (dimensions et maillage) reste inchangée ce qui implique également la prise en compte des dimensions réelles des plats PRFC dans le modèle de renforcement. Concernant le maillage des plats composites, il a été choisi, comme pour la plaque non renforcée, d'adopter un maillage plus fin dans la zone de propagation de la fissure comme l'illustre la figure 121. De même, les plats PRFC sont également considérés comme des matériaux isotropes au

comportement élastique parfait (pas de délamination considérée dans le cas des plats PRFC UHM). Ainsi, seuls les modules d'Young (déterminés dans le sens des fibres) et coefficients de poisson sont renseignés dans le modèle, soit $E=165$ GPa, $\nu = 0,3$ dans le cas du procédé de renforcement MN et $E=460$ GPa, $\nu = 0,3$, dans le cas du procédé de renforcement UHM.



Figure 121 : Maillage des éléments de renforcement

Concernant le joint de colle, sa prise en compte ou non dans le modèle et, le cas échéant, la modélisation de son comportement, ont soulevé de nombreuses questions. Ainsi, dans un premier temps, le cas de la non-prise en compte du joint de colle a été considéré avec l'utilisation d'une simple condition de contact entre les deux matériaux (plat PRFC et plaque métallique), définie dans le modèle sous l'appellation «breaking glue contact». Sous cette condition de contact, les contraintes maximales à la rupture en traction et en cisaillement sont renseignées, de sorte que lorsque le nœud de contact entre les éléments (nœud coïncidant de la plaque et du plat composite) atteint une de ces valeurs maximales, le contact en ce nœud est rompu. Cependant, le calcul n'a pu aboutir en raison de la non-compatibilité de cette condition de contact avec la méthode VCCT utilisée pour la propagation de la fissure. Le calcul de la propagation de la fissure était en effet stoppé dès que la pointe de fissure atteignait le bord du plat composite.

Dans ces conditions, le joint de colle a alors été intégré à la modélisation et de nouvelles questions se sont alors posées quant à la prise en compte de son comportement et aux conditions de contact avec les autres matériaux. Comme pour le cas précédent, la propagation de la fissure via la méthode VCCT n'est pas compatible avec des conditions de contact entre matériaux situés sur le chemin de fissuration. Cette contrainte importante nous a alors obligés à considérer, pour l'ensemble des modèles, une absence de joint de colle dans une zone de faible dimension entourant les lèvres de la fissure. Cette considération représente une hypothèse forte pouvant avoir des conséquences sur les résultats obtenus puisque cela revient à négliger l'endommagement local du joint de colle au cours de la propagation de fissure. L'observation des résultats présentés dans le paragraphe suivant permettra de rediscuter des conséquences de cette hypothèse.

La géométrie finale du joint de colle est représentée en figure 122, avec une épaisseur du joint, pour l'ensemble des éprouvettes, prise égale à 0,5mm.

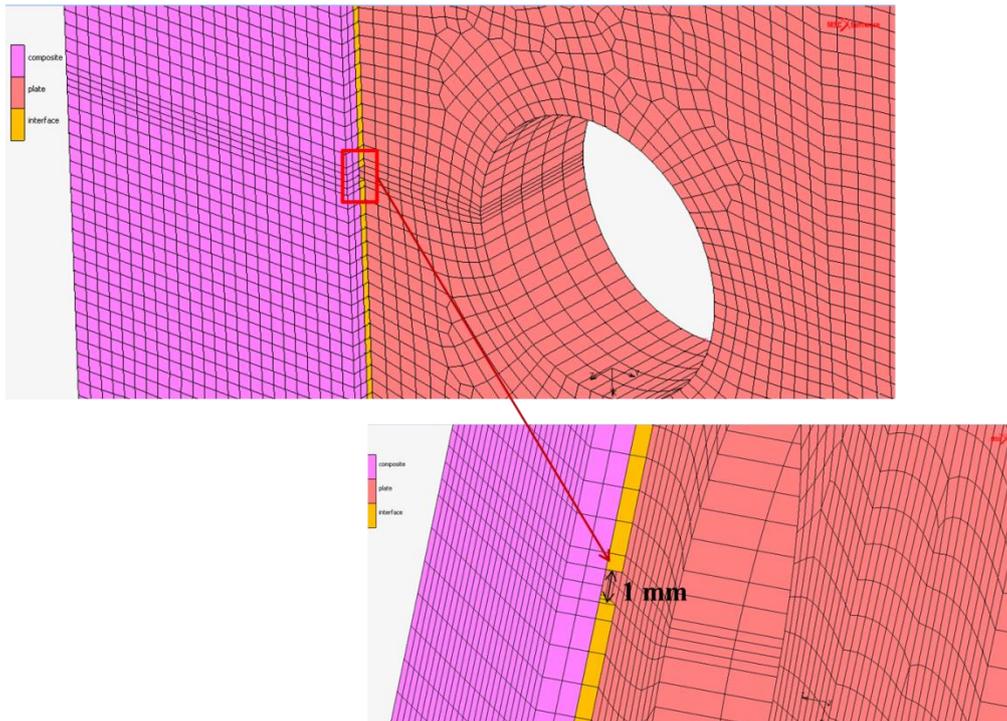


Figure 122: Géométrie du joint de colle le long du chemin de fissuration

A ce stade, il reste encore à traiter la question de la modélisation du comportement du joint de colle. Pour cela, une première idée a d'abord été de considérer le joint de colle comme un matériau isotrope au comportement élastique parfait comme c'est le cas pour les autres matériaux de l'étude (acier et plats PRFC). Le module d'Young ainsi que le coefficient de poisson pris en compte dans le modèle sont alors issus des résultats d'essais de traction sur éprouvettes « haltères » de colle, présentés au chapitre 2 (soit $E = 3600 \text{ MPa}$, $\nu = 0,3$ pour le procédé de renforcement MN, et $E = 2500 \text{ MPa}$, $\nu = 0,3$, pour le procédé de renforcement UHM). Le principal inconvénient de cette modélisation reste toutefois la non prise en compte du comportement réel de l'assemblage collé, notamment en cisaillement, comme cela a pu être mis en évidence lors des essais de cisaillement sur joint à simple recouvrement. Pour cette raison, une seconde idée a été de considérer un modèle de zone cohésive permettant de définir le comportement réel du joint collé mais également de simuler son endommagement. Sous le logiciel Marc Mentat, la mise en place du modèle de zone cohésive se fait grâce à l'utilisation d'une loi de traction-séparation (« Traction-Separation-Load-Curve (TSLC) ») appliquée aux nœuds initialement coïncidents et situés entre les éléments à séparer. Trois formes de courbe TSLC sont alors disponibles et sont présentées en figure 123.

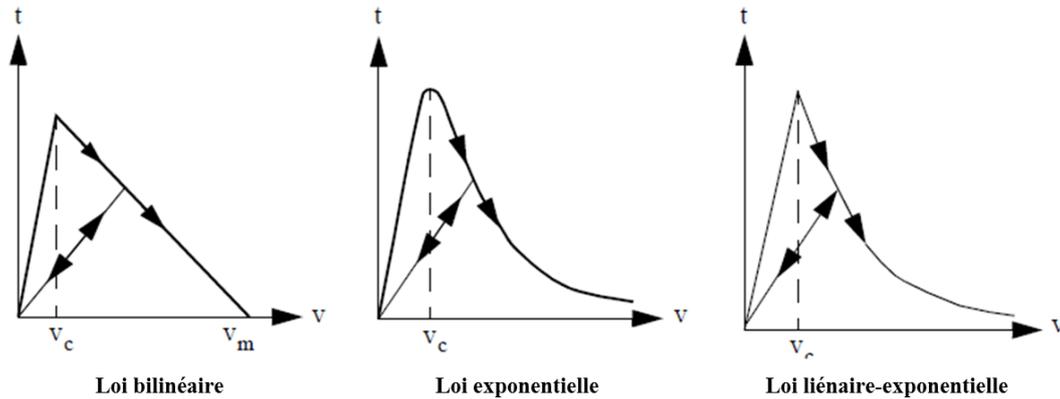


Figure 123: Formes des courbes TSLC disponibles sous le logiciel Marc Mentat

Pour l'ensemble de ces courbes, le comportement consiste dans un premier temps en une augmentation linéaire réversible de la contrainte de « traction » associée au déplacement relatif de « séparation » des nœuds de l'élément cohésif. Puis, dès que la valeur de la contrainte de traction maximale est atteinte, l'endommagement du joint de colle commence, accompagné de la décroissance de la contrainte et de l'augmentation du déplacement relatif des 2 nœuds initialement superposés. Cette phase correspond à un adoucissement du joint de colle avant rupture complète et séparation totale des nœuds, lorsque l'énergie de rupture, correspondant à l'aire sous la courbe, est atteinte. Ainsi, dans tous les cas, la mise en place d'un modèle de zone cohésive sous le logiciel Marc Mentat nécessite de renseigner les paramètres correspondant à la loi de traction-séparation (correspondant alors à une rupture en mode I), à partir de laquelle pourront être déduites les données relatives aux lois de séparation en mode II et III (définies sous la forme de ratio). Dans notre cas, il est évident que la sollicitation des éléments dans la zone de fissuration s'effectue davantage en mode II (cisaillement) caractérisée par les courbes obtenues au Chapitre 2, dans le cas des essais de cisaillement à simple recouvrement. Par conséquent, il nous manque une partie des données d'entrée relatives à la loi de « traction-séparation » décrite précédemment.

Dans la littérature, quelques données ont pu être trouvées pour des adhésifs présentant un comportement mécanique proche de celui utilisé dans le cas du procédé de renforcement MN. Ces données concernent l'énergie à rupture et la contrainte maximale en mode I, notées G_{IC} et σ_{max} . Une loi exponentielle de traction-séparation a alors été utilisée pour le modèle, permettant la détermination du déplacement relatif de « séparation » entre les éléments, noté V_c et indiqué en figure 123, de sorte que:

$$V_c = \frac{G_{IC}}{e^1 \cdot \sigma_{max}} \quad \text{Eq. (51)}$$

Les résultats obtenus au Chapitre 2 concernant les essais de cisaillement à simple recouvrement ont permis le calcul des ratios entre mode I et mode II, et la prise en compte du comportement réel en cisaillement du joint de colle. Ces ratios correspondent au rapport des énergies à rupture et des contraintes maximales, de sorte que :

$$\beta_1 = \frac{\tau_{max}}{\sigma_{max}} \quad \text{Eq. (52)}$$

$$\beta_2 = \frac{G_{IIC}}{G_{IC}} \quad \text{Eq. (53)}$$

Dans le cas d'un renforcement par plat MN, les différentes valeurs renseignées dans le modèle sont donc les suivantes :

❖ **mode I** (sur la base des résultats présentés par Noorman, 2014) :

- énergie à rupture : $G_{I,c} = 0,3475 \text{ kJ/m}^2$
- déplacement de « séparation » : $V_c = 0,0042 \text{ mm}$

❖ **mode II et III** (sur la base des essais de cisaillement à simple recouvrement, cf. Chapitre 2) :

- ratio des contraintes maximales : $\beta_1 = 0,73$
- ratio de l'énergie à rupture : $\beta_2 = 6,4$

Dans le cas du procédé de renforcement UHM, aucune donnée n'a pu être trouvée dans la littérature, et la forme davantage trapézoïdale du comportement en cisaillement de la colle n'est pas prise en compte dans le logiciel Marc Mentat. Par conséquent, pour cette série d'éprouvettes, seule la première solution de modélisation du comportement du joint de colle est considérée dans la suite de l'étude (matériau isotrope linéaire élastique).

Un dernier point reste à aborder et concerne la notion d'endommagement des matériaux. Nous avons pu voir que dans le cas d'un modèle de zone cohésive décrivant le comportement du joint de colle, cette notion est accessible à condition de connaître les données d'entrée de la loi de « traction-séparation » décrite précédemment. Néanmoins, concernant le matériau métallique et les plats PRFC, aucune notion d'endommagement n'est considérée ce qui limite l'exploitation des résultats du modèle. Ainsi, il est évident que les premiers incréments de propagation de la fissure pourront être utilisés pour comparaison avec les résultats expérimentaux (endommagement local du joint de colle + domaine de propagation stable de la fissure répondant à la loi de propagation de Paris). En revanche, les derniers incréments, correspondant à la propagation finale de la fissure, ne permettent pas une représentation des conditions réelles de sollicitation des éprouvettes avec une plasticité qui devient importante et un endommagement des matériaux métalliques et PRFC eux-mêmes (délamination des plats UHM observée dans le cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique). La présentation des résultats obtenus et les discussions associées font l'objet du paragraphe suivant.

- Résultats numériques obtenus dans le cas des éprouvettes renforcées :

(A) : Cas des éprouvettes renforcées de manière symétrique

Les premiers résultats présentés concernent le tracé des courbes de propagation obtenues dans le cas du procédé de renforcement MN, en considérant à la fois le cas d'une modélisation « classique » du joint de colle (matériau isotrope linéaire élastique) et le cas d'un modèle de zone cohésive. Ces courbes sont présentées en figure 124, où elles sont également comparées aux résultats expérimentaux.

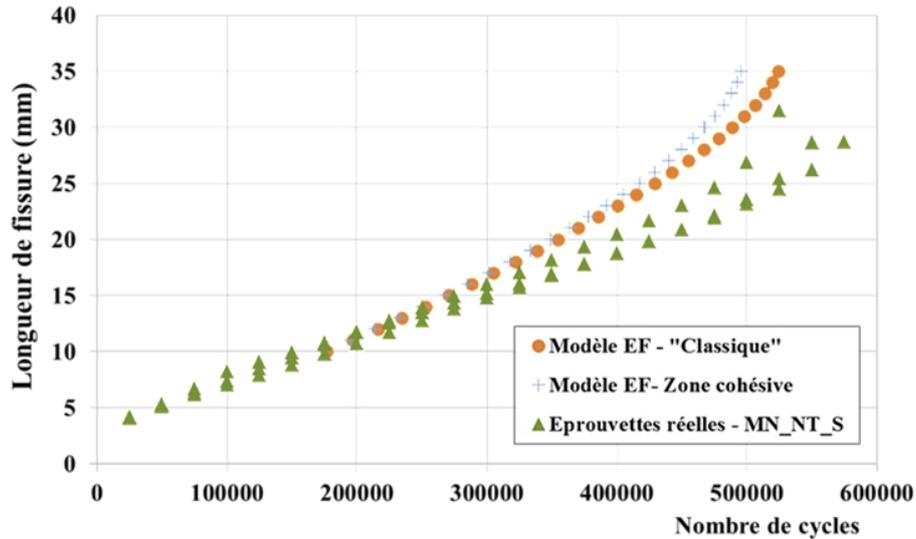


Figure 124: Courbes de propagation obtenues à partir des éprouvettes d'essais et du modèle EF - cas des éprouvettes symétriques MN

Une légère différence est alors observable entre résultats numériques et résultats expérimentaux pouvant s'expliquer par les hypothèses simplificatrices du modèle concernant notamment la non prise en compte des phénomènes réels de plasticité mais également la géométrie particulière du joint de colle dans la zone proche de fissuration. Par ailleurs, l'amorçage et la propagation d'une seconde fissure de fatigue à l'autre bord du perçage ne sont également pas pris en compte par le modèle. Pourtant ce phénomène engendre une répartition différente des contraintes dans la plaque métallique ayant des conséquences sur la propagation de la première fissure de fatigue.

Concernant la modélisation du comportement du joint de colle, les deux cas retenus (modèle de zone cohésive et modèle « classique »), montrent des résultats très semblables mettant en évidence l'influence peu significative du choix de la méthode sur la propagation de la fissure dans le cas des éprouvettes renforcées. La différence entre ces modèles réside dans les derniers cycles de propagation de la fissure, avec une propagation plus rapide de la fissure dans le cas du modèle de zone cohésive. Cela s'explique sans doute par l'endommagement du joint de colle au cours de la propagation de la fissure comme le met en évidence la figure 125. Par ailleurs, il est également important de garder à l'esprit que, comme pour les éprouvettes de référence non renforcées, les données réellement comparables entre résultats numériques et expérimentaux concernent les longueurs de fissure appartenant au domaine de propagation stable de Paris, soit dans le cas des éprouvettes MN_NT_S, des longueurs de fissure inférieures à 25 mm.

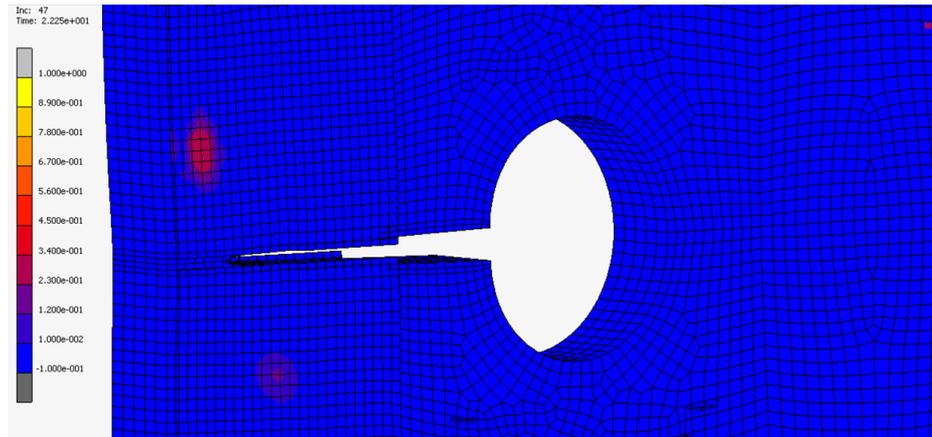


Figure 125 : Début d'endommagement du joint de colle dans le cas des éprouvettes MN_NT_S

L'exploitation des données en termes de FIC est présentée sur la figure 126, donnant le facteur correctif F_{PRFC} , identique à celui déterminé dans la partie précédente (étude empirique de la modification du FIC), et correspondant ainsi au ratio entre FIC renforcé et FIC non renforcé pour une même longueur de fissure. Une bonne corrélation des résultats numériques, analytiques et expérimentaux est observable, et notamment lors de la première phase de propagation de la fissure jusqu'à une longueur d'environ 25 mm (fin du domaine de propagation stable de Paris), comme l'illustre la figure 126. Au-delà de cette longueur, l'utilisation de la méthode VCCT avec un pas de propagation constant de la fissure, ainsi que les hypothèses simplificatrices (non prise en compte de la plasticité, de l'endommagement du matériau métallique avec amorçage de fissure à l'autre bord du perçage et la modélisation simplifiée du joint de colle) ne permettent pas d'obtenir des résultats satisfaisants par rapport au cas expérimental.

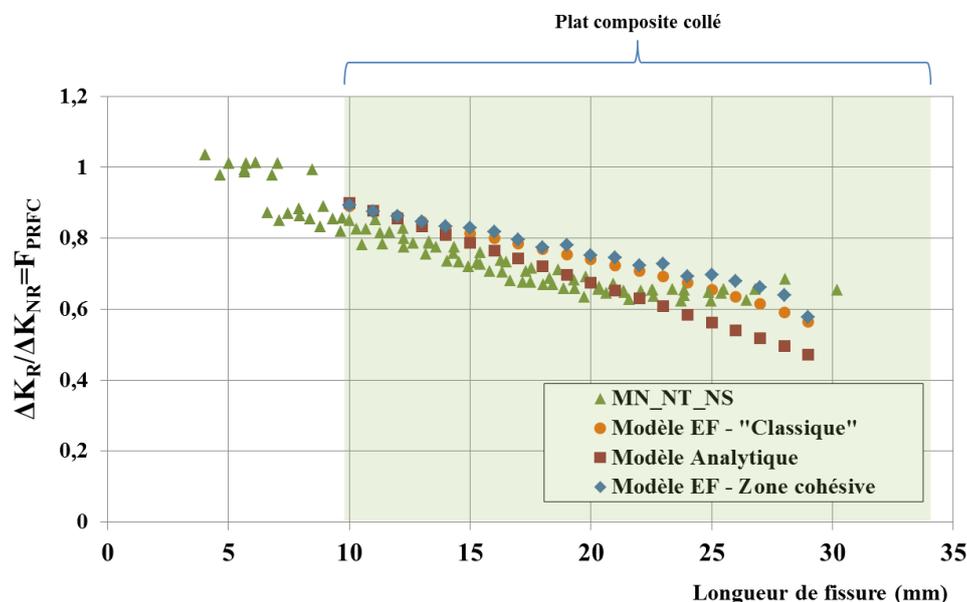


Figure 126: F_{PRFC} dans le cas des éprouvettes MN_NT_S, comparaison du modèle EF et des résultats expérimentaux

Il faut noter que le tracé des courbes relatives aux résultats numériques a été effectué en tenant compte de la valeur moyenne du FIC le long du front de fissure (front de fissure droit dans le modèle sans phénomène de plasticité). Très peu de différences sont alors observables entre les résultats des deux

modèles proposés pour le comportement du joint de colle. Par ailleurs, il est également intéressant de noter que l'expression analytique, proposée au paragraphe précédent, est également en accord avec les résultats numériques. L'utilisation de ces différents résultats (numériques et analytiques) pour une détermination du FIC dans le cas d'éprouvettes réelles, semble donc envisageable, à condition tout de même de garder en tête que le domaine de validité de ces résultats est limité au domaine de propagation stable de la fissure (domaine de Paris).

Dans le cas des éprouvettes UHM, il a été choisi ici de ne pas s'intéresser au renforcement symétrique mais de présenter les résultats uniquement dans le cas d'un renforcement non symétrique (celui qui nous intéresse le plus en vue d'une application aux structures rivetées). Ces résultats, ainsi que ceux relatifs au renforcement MN, font l'objet du paragraphe suivant.

(B) : cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique

Dans le cas des éprouvettes renforcées de manière non symétrique, les courbes de propagation obtenues à partir du modèle EF sont présentées sur les figures 127 et 128, dans le cas respectivement du procédé de renforcement MN et UHM. Une fois encore ces résultats numériques sont comparés aux résultats expérimentaux pour une mesure de la longueur de fissure sur éprouvettes effectuée à mi épaisseur.

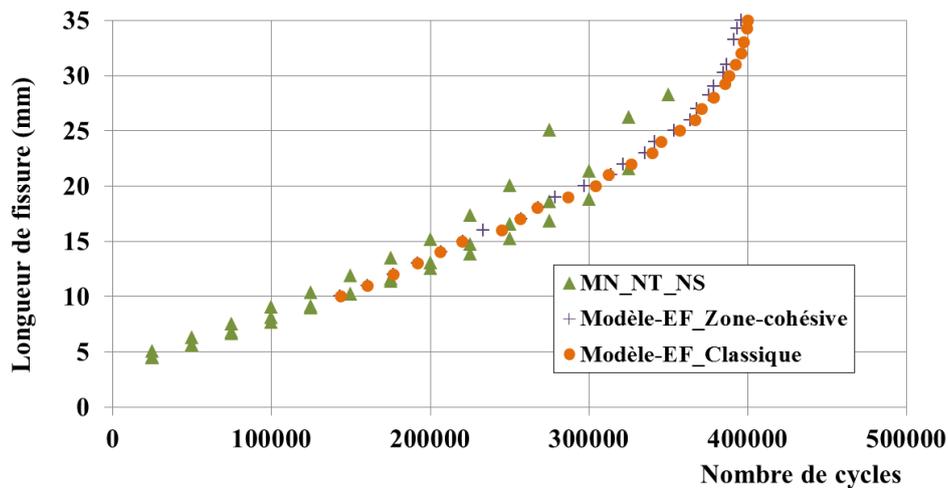


Figure 127: Courbes de propagation correspondant aux éprouvettes MN_NT_NS, comparaison avec le modèle EF

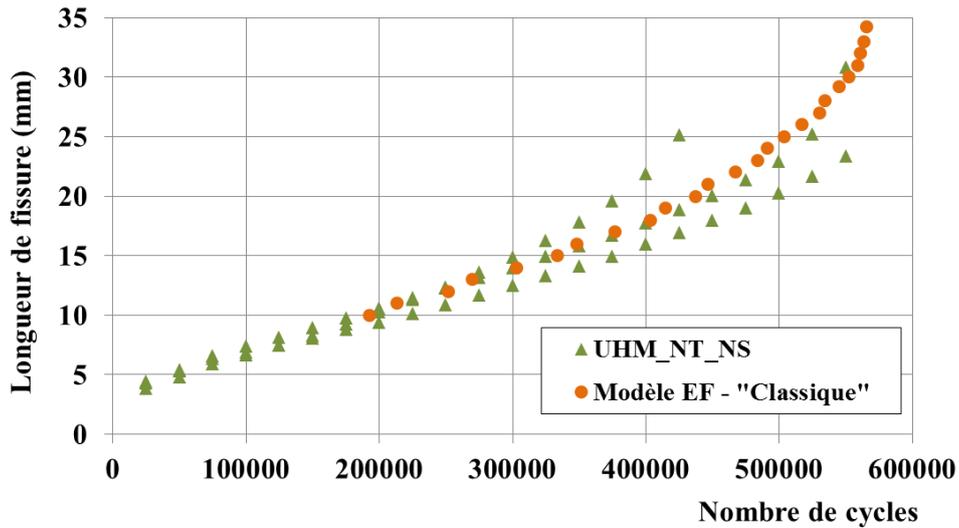


Figure 128: Courbes de propagation correspondant aux éprouvettes UHM_NT_NS, comparaison avec le modèle EF

Une bonne corrélation des résultats est observable avec toujours de faibles différences pour les longueurs de fissure élevées correspondant à la fin de propagation stable de la fissure. L'exploitation des données en termes de FIC est présentée sur les figures 129 et 130, dans le cas respectivement des éprouvettes MN et UHM. Ces courbes représentent à nouveau le facteur correctif F_{PRFC} , correspondant au ratio entre FIC renforcé et FIC non renforcé pour une même longueur de fissure.

Pour l'ensemble des modèles numériques, la valeur du FIC considérée pour le calcul de F_{PRFC} correspond alors à une moyenne des FIC pour les trois premiers nœuds le long du front de fissure, comptés à partir de la surface non renforcée. Les valeurs de F_{PRFC} présentées sur les figures 129 et 130 sont également comparées à celles obtenues expérimentalement, pour une mesure de la longueur de fissure à une profondeur Z_e , ainsi qu'aux valeurs issues de la formulation analytique proposée au paragraphe précédent.

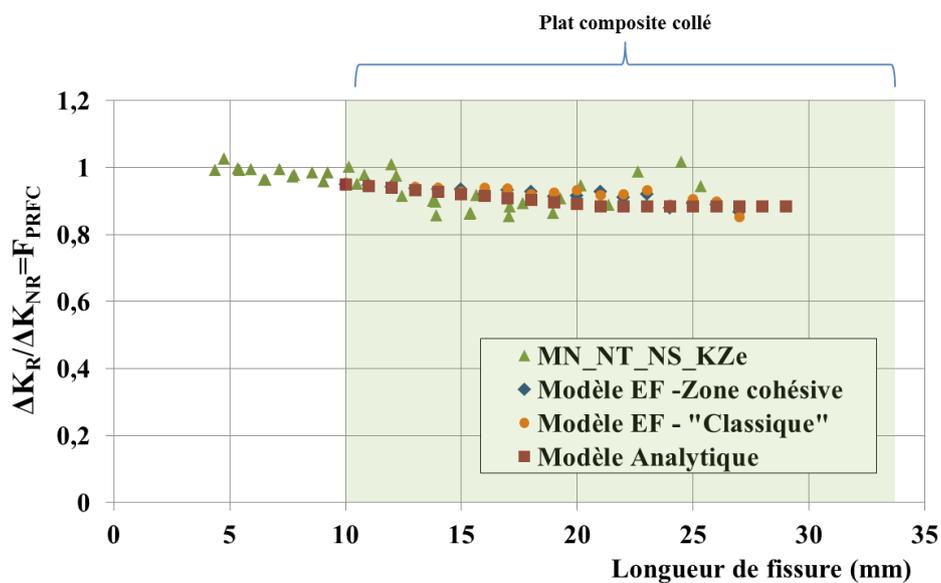


Figure 129: F_{PRFC} dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS, comparaison du modèle EF et des résultats expérimentaux

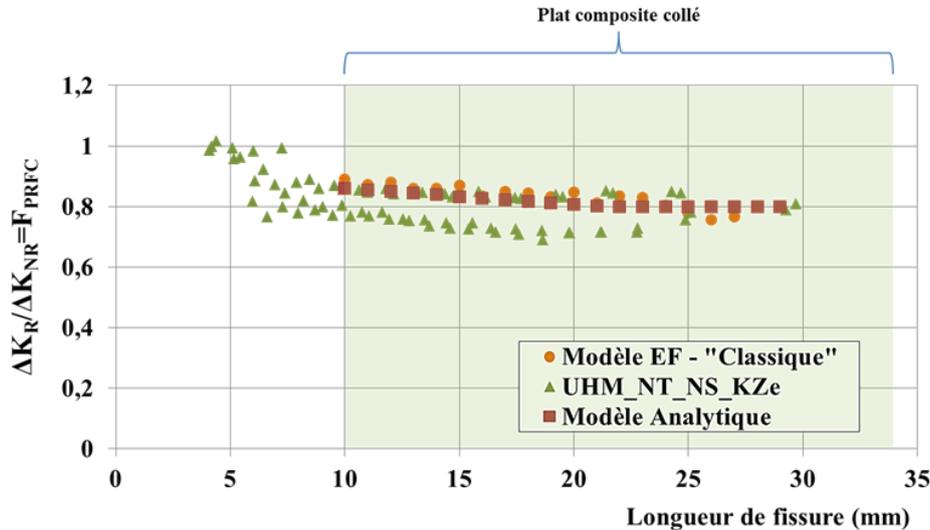


Figure 130: F_{PRFC} dans le cas des éprouvettes UHM_NT_NS, comparaison du modèle EF et des résultats expérimentaux

Dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS, très peu de différences sont observables entre le modèle « classique » et le modèle de zone cohésive. Ces deux modèles présentent par ailleurs des résultats très similaires à ceux obtenus expérimentalement et à l'aide de l'expression analytique proposée dans le paragraphe précédent.

Dans le cas des éprouvettes UHM_NT_NS, une bonne corrélation des résultats est également obtenue, même si les résultats numériques et analytiques sont davantage en accord avec les résultats expérimentaux correspondant aux éprouvettes (X) (forme du front de fissure initiale plus défavorable au renforcement). L'expression analytique proposée ainsi que le modèle numérique vont donc dans le sens de la sécurité concernant la détermination du FIC.

Les quelques fluctuations des résultats numériques observables au cours de la propagation de la fissure s'expliquent en grande partie par les conditions de maillage du modèle. En effet, dans notre cas, un maillage comportant des éléments de 1 mm est utilisé dans la zone de fissuration. Il est alors évident qu'un remaillage de cette zone, à mesure que la fissure se propage, aurait permis une meilleure précision des résultats mais aurait également considérablement augmenté le temps de calcul.

- Endommagement du joint de colle dans le cas du modèle de zone cohésive :

Dans le cas des éprouvettes MN, l'utilisation du modèle de zone cohésive donne accès à l'endommagement du joint de colle au cours de la propagation de la fissure, et notamment pour les derniers cycles de propagation lorsque les déformations de l'assemblage deviennent importantes. La figure 131 représente la zone d'endommagement du joint de colle obtenue numériquement dans le cas des éprouvettes MN_NT_NS, et comparée à celle constatée sur les éprouvettes réelles de même configuration. Il est alors intéressant de constater une zone d'endommagement en forme de cône très similaire à ce qui a pu être observé sur les éprouvettes réelles.

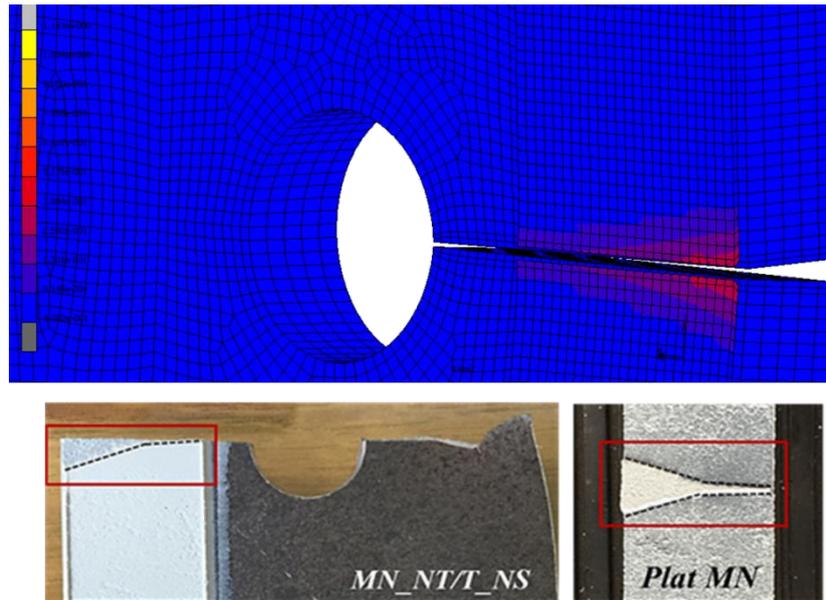


Figure 131: Observation de la variable d'endommagement du joint de colle via la modélisation EF et les résultats expérimentaux

L'observation de la contrainte normale, à ce même stade de la propagation de fissure, montre une contrainte importante à l'autre bord du perçage, comme l'illustre la figure 132. La forme en coin observée renvoie alors à la propagation de la seconde fissure de fatigue observée dans le cas des éprouvettes réelles et correspondant à une fissure coin. Cette dernière remarque est également valable pour les éprouvettes UHM pour lesquelles une même allure de la répartition des contraintes est observée.

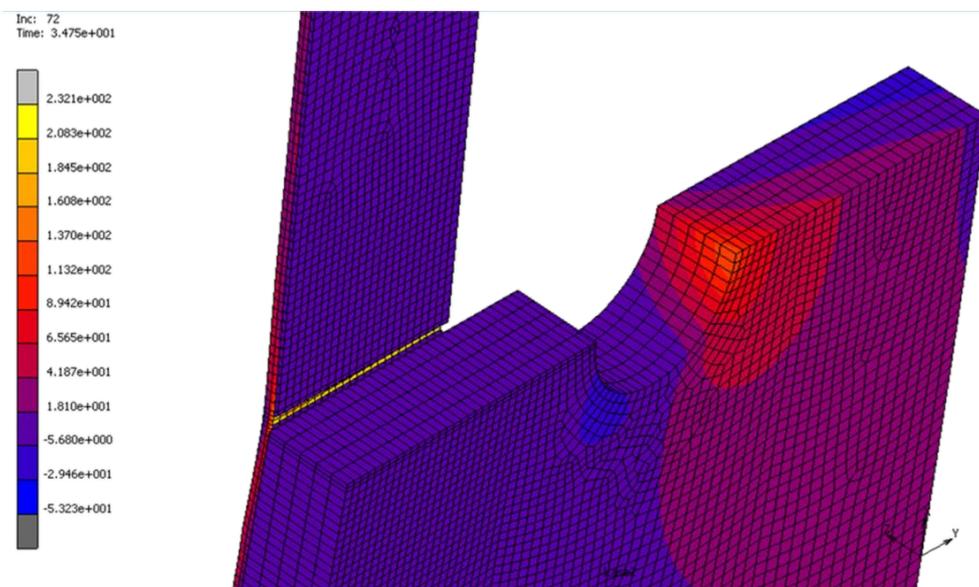


Figure 132: Concentration de contrainte de traction à l'autre bord du perçage mettant en évidence la naissance de la fissure coin obtenue expérimentalement

Outre l'exploitation en termes de durée de vie et de FIC, le modèle EF proposé permet également une observation de la répartition et du niveau de contraintes réelles mises en jeu lors du renforcement par composite collé. Dans le cas d'assemblages rivetés, pour lesquels il existe d'importantes contraintes

résiduelles dues au rivetage (Lepretre et al., 2014, 2016), il est alors intéressant de disposer d'un modèle EF simple permettant de prendre en compte l'existence de ces contraintes. Par ailleurs, l'interaction des différents éléments de l'assemblage (frottement entre les plaques) peut également facilement être intégrée au modèle EF proposé.

4 Conclusions

Ce dernier chapitre a permis une analyse en terme de FIC de l'efficacité du renforcement par composite collé de plaques percées et fissurées à un des bords du perçage. Seul le cas des plaques en acier S235 a été considéré dans l'ensemble de ce chapitre étant donné la grande dispersion des résultats associés aux éprouvettes en fer puddlé. L'objectif a été de proposer une formulation analytique simple du FIC correspondant à chaque configuration de renforcement considérée, à savoir un renforcement symétrique et non symétrique par collage de plats MN ou UHM.

Pour cela, différentes méthodes d'analyse ont été employées: empirique, analytique et numérique (modèle EF). La méthode empirique utilisée est la méthode dite de James-Anderson reposant sur l'utilisation des paramètres C et m de la loi de Paris. Cette méthode permet d'obtenir l'allure du FIC modifié, en fonction de la longueur de fissure, et pour chaque configuration d'éprouvettes renforcées. Par la suite, l'écriture de l'équilibre des efforts dans l'assemblage collé a permis la détermination de deux facteurs correctifs, notés F_P et F_{GD} , tenant compte respectivement des propriétés mécaniques des plats composites et de la géométrie du renforcement.

La dernière partie de ce chapitre s'est intéressée à la mise en place d'un modèle EF simple, peu coûteux en temps de calcul, permettant de valider les expressions analytiques proposées pour les différentes configurations d'éprouvettes testées. Une bonne corrélation des résultats a ainsi pu être observée en termes de durée de vie et d'allure du FIC, ainsi qu'au niveau de l'endommagement du joint de colle dans le cas des éprouvettes MN non tendues, non symétriques.

Grâce à ce modèle, une estimation rapide de la durée de vie des éprouvettes renforcées peut être réalisée, en considérant toutefois des marges de sécurité, notamment dans le cas de longueurs de fissures importantes ne se propageant plus dans le domaine stable. Ces premiers résultats sont alors très intéressants dans le cadre d'une évaluation de la durée de vie puisqu'ils pourront être adaptés par la suite aux cas plus complexes des assemblages rivetés. Dans ce dernier cas, le modèle EF proposé pourra être réutilisé en tenant compte des contraintes résiduelles de rivetage et de la présence des différents éléments constituant l'assemblage.

Conclusions et Perspectives

Nous nous sommes intéressés au cours de ce travail de thèse à mettre en évidence l'efficacité du renforcement par composites collés vis-à-vis de la propagation de fissures dans le cas de plaques métalliques de petites dimensions mais toutefois représentatives des éléments rivetés rencontrés sur ouvrages. Des plaques métalliques, en acier doux et en fer puddlé (provenant de la déconstruction d'un ancien ouvrage SNCF), constituées d'un perçage central duquel émane une unique fissure de fatigue, ont été considérées dans cette étude, ainsi que deux procédés de renforcement par plats PRFC (polymères renforcés de fibres). Le premier procédé est constitué de plats à Module Normal (MN), $E = 165$ GPa, associés à un adhésif linéaire, tandis que le second procédé est constitué de plats à Ultra Haut Module (UHM), $E = 460$ GPa, associés à un adhésif non linéaire. Parmi les points originaux de ce travail, il faut souligner l'emploi de matériaux métalliques rencontrés sur les parcs d'ouvrage, ainsi que l'étude d'une configuration de fissuration adaptée à ce qui est rencontré sur site.

La démarche adoptée a reposé sur plusieurs étapes, en commençant par une caractérisation des différents matériaux utilisés et du comportement de l'assemblage collé lui-même en réalisant notamment des investigations de cisaillement sur joints à simple recouvrement. Les essais en traction monotone ont permis la détermination de la résistance ultime et du mode de rupture associé à chaque procédé, tandis que les essais sous cycles de charge/décharge ont permis d'observer les phénomènes visqueux de l'adhésif ainsi que l'impact des cycles sur le comportement global de l'assemblage collé. Pour l'ensemble des essais, le choix du substrat métallique n'a pas montré d'influence significative sur les caractéristiques mécaniques de l'assemblage obtenues ainsi que sur le mode de rupture. Aucune rupture à l'interface entre les éléments n'a été constatée ce qui témoigne en outre d'une bonne préparation de surface des éléments. Dans le cas du procédé de renforcement MN, une rupture cohésive dans le joint de colle a été obtenue pour l'ensemble des essais (en traction monotone et cyclés), tandis que dans le cas du procédé de renforcement UHM, une rupture par délamination est constatée dans le cas d'une longueur de collage faible ($< L_{eff}$), et par rupture en traction des plats PRFC eux-mêmes dans le cas d'une longueur de collage plus importante. Une longueur effective de transfert comprise entre 70 et 90 mm a été obtenue pour le procédé MN, tandis que pour le procédé UHM celle-ci est comprise entre 120 et 140 mm.

La deuxième partie expérimentale de ce travail a été dédiée au renforcement des plaques métalliques percées et fissurées, à l'aide des deux procédés de renforcement MN et UHM. Etant donné la configuration de fissuration et la géométrie des éprouvettes, le renforcement a consisté au collage de plats PRFC de faible largeur, placés du côté fissuré du perçage. Pour l'ensemble des éprouvettes, deux longueurs de fissure initiale ont été considérées, représentant respectivement le cas d'une fissure sous tête de rivet (longueur A1), et le cas d'une fissure débouchant de la tête de rivet (longueur A2) pouvant être détectée par les techniques d'auscultation conventionnelles. Un protocole spécifique de pré-fissuration des éprouvettes a été mis au point afin d'obtenir des géométries de fissures proches de ce qui est observé sur site. Dans le cas des éprouvettes en acier doux, différents schémas de renforcement ont été testés (symétrique, non symétrique), ainsi que la mise en pré-tension du plat PRFC avant collage. La propagation de la fissure a pu être suivie par marquage mécanique dans le cas de l'acier doux. Dans le cas du fer puddlé, il a été nécessaire de recourir à des jauges de fissuration adaptées. Les résultats obtenus

ont montré une efficacité plus importante dans le cas d'un renforcement symétrique, bien que ce schéma de renforcement reste peu représentatif des conditions réelles de renforcement pouvant être mises en œuvre sur site. Pour cette raison, l'étude s'est davantage intéressée au cas d'un renforcement non symétrique, notamment dans le cas des éprouvettes en fer puddlé pour lesquelles la faible quantité de matériau nous a imposé un nombre limité d'essais.

Dans le cas d'un renforcement non symétrique, les premiers résultats obtenus pour les éprouvettes en acier doux ont montré une efficacité plus importante du renforcement par plat UHM et par plat MN prétendu. Des augmentations moyennes de la durée de vie respectivement de 118% à 74% ont ainsi été obtenues pour une longueur de fissure initiale A1. Il est évident que la mise en place d'une précontrainte dans le plat composite, avant collage, présente un avantage particulier puisque cela permet d'accentuer les phénomènes de fermeture de fissure et de réduire le niveau de contrainte autour de la zone fissurée. Néanmoins, la mise en place de cette technique reste une étape délicate, sa mise en œuvre sur site nécessite encore de nombreuses études, notamment concernant le comportement à long terme de l'assemblage collé. Dans ces conditions, le procédé de renforcement UHM semble intéressant et a été testé dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, en considérant uniquement une configuration de renforcement non symétrique. Les résultats obtenus ont alors montré des augmentations de durée de vie très élevées, allant de 121% à 279% pour une longueur de fissure initiale A1. Néanmoins, une grande dispersion des résultats a également pu être constatée en lien avec l'hétérogénéité du fer puddlé testé.

Le tracé des courbes de propagation de la fissure et l'analyse en termes de facteur d'intensité de contraintes (FIC) ont fait l'objet de la dernière partie de ce travail qui visait à proposer une formulation analytique simple de FIC tenant compte des différentes configurations de renforcement testées. Étant donné la grande dispersion des résultats dans le cas des éprouvettes en fer puddlé, il a été choisi dans cette dernière partie de ne s'intéresser qu'au cas des éprouvettes en acier doux. L'application de plats composites sur le chemin de fissuration produit une réduction significative du facteur d'intensité de contrainte, d'autant plus importante, lorsque la fissure se propage sous le plat composite et que son niveau d'ouverture est directement influencé par la présence du renfort. L'influence du procédé de renforcement sur l'évolution du FIC a été menée dans un premier temps par une méthode empirique. Par la suite, l'écriture des équations d'équilibre des efforts a permis de proposer un FIC adapté sous la forme de deux facteurs correctifs tenant compte respectivement, de l'effet des caractéristiques mécaniques du plat composite, et de l'effet de la géométrie du renforcement.

Un modèle aux éléments finis a également été réalisé, tenant compte de la fissuration et du renforcement par composite collé, avec pour objectif de mettre en place un modèle simple, facile à mettre en œuvre et peu coûteux en temps de calcul. Pour cela, plusieurs hypothèses ont été adoptées, notamment concernant la prise en compte du comportement des matériaux et du joint de colle. Une comparaison des résultats numériques, empiriques et analytiques a alors mis en évidence une bonne corrélation des résultats. Les expressions analytiques simples proposées semblent ainsi bien adaptées à l'étude du renforcement de plaques métalliques percées, présentant une seule fissure de fatigue en bord de perçage. Les résultats obtenus en termes de FIC seront très utiles dans la suite pour une application directe des principes de la MELR et la définition d'intervalles d'inspection.

Ce travail de thèse permet donc de valider l'utilisation de la technique de collage de matériaux composites en vue de ralentir la propagation de fissures de fatigue dans les matériaux métalliques anciens. On notera que pour cette application l'utilisation de matériaux composites à haut module ou de composites prétendus présente un intérêt particulier.

Afin de pouvoir appliquer les résultats de ces travaux aux assemblages rivetés, il sera toutefois nécessaire de prendre en compte les contraintes résiduelles de l'assemblage après rivetage à chaud. On pourra s'appuyer pour cela sur le modèle aux éléments finis de rivetage à chaud développé dans (Lepretre et al., 2014) qui a été validé grâce à des investigations expérimentales sur ce procédé (Lepretre et al., 2016). Ce modèle pourrait être confronté à des investigations expérimentales additionnelles réalisées sur assemblages rivetés visant à vérifier l'évolution des FIC avec la présence d'un effort de précontrainte et du frottement entre les plaques de l'assemblage.

La stratégie de détermination des FIC modifiés après renforcement (utilisés dans le cadre du dimensionnement et du recalcul de la durée de vie des ouvrages) proposée dans la dernière partie de ce travail permet également d'offrir des perspectives intéressantes. Il a été démontré que la modélisation aux éléments finis développée permettait de retrouver les FIC déterminés à partir des investigations expérimentales sur acier doux. Il serait intéressant de vérifier l'adéquation de celle-ci avec les résultats obtenus sur le fer puddlé en prenant en compte les mécanismes microstructuraux propres à ce type de matériaux, ainsi qu'avec d'autres résultats de la littérature pour valider l'approche proposée. Ceci pourrait in fine permettre de réaliser des analyses paramétriques de l'influence des propriétés mécaniques et géométriques des renforcements et de leur position sur le FIC. Ces résultats pourraient alimenter des abaques à destination des concepteurs ou encore aider à l'optimisation de ce type de renforcement.

Enfin, la question de la durabilité de ce type de solution de renforcement reste posée. Les températures rencontrées sur ouvrages métalliques peuvent en effet en atteindre des niveaux plus importants que sur ouvrages en béton. Cet aspect peut être critique et il est donc nécessaire de pouvoir évaluer l'influence de ces niveaux de température sur le fonctionnement du renforcement ou de la réparation. Ces niveaux de température peuvent en outre accélérer les cinétiques de vieillissement environnemental ou de fluage (dans le cas de composites précontraints). Ceci pourrait affecter l'évolution des FIC au cours du temps.

COLLABORATIONS

Je tiens à remercier les partenaires qui ont participé au projet en lien avec ce travail de thèse:

- ❖ la SNCF qui a fourni des éléments en fer puddlé et a financé une partie des investigations expérimentales ;
- ❖ le CEREMA qui a fourni un appui sur la thématique (Nancy, Strasbourg, Lyon) et réalisé une partie des investigations initiales sur les assemblages collés (Autun) ;
- ❖ l'entreprise ADS qui nous a aidé sur la compréhension du procédé de rivetage et a participé à la réalisation d'éprouvettes ;
- ❖ les entreprises Fyfe, SIKA et Freyssinet qui ont fourni des procédés de renforcement par composites collés.

BIBLIOGRAPHIE

(ACI Committee 440, 2002)

ACI Committee 440, *Guide to the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures*, ACI 440.2R-02, American Concrete Institute, Farmington Hills, MI, 2002.

(AFGC, 2011)

Association Française de Génie Civil, *Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites - Recommandations provisoires*, Documents scientifiques et techniques, Février 2011.

(Al-Emrani, 2002)

Al-Emrani, M., *Fatigue in riveted railway bridges*, Doctoral Thesis, Department of structural Engineering Steel and Timber Structures, Chalmers University of Technology, Sweden, 2002.

(Al-Shawaf et al., 2005)

Al-Shawaf, A., Al-Mahaidi, R., and Zhao, X.L., *Tensile properties of CFRP laminates at sub-zero temperatures*, Proceedings of the Australian Structural Engineering Conference, Newcastle, UK, September 11-14, pp.1-9, 2005.

(Al-Shawaf et al., 2006)

Al-Shawaf, A., Al-Mahaidi, R., and Zhao, X.L., *Study on bond characteristics of CFRP/steel double-lap shear joints at subzero temperature exposure*, Proceedings of the Third International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2006), 13-15 December, Miami, pp.71-74, 2006.

(Al-Shawaf et Zhao, 2013)

Al-Shawaf, A. and Zhao, X.L., *Adhesive rheology impact on wet lay-up CFRP/steel joints behaviour under infrastructural sub-zero exposures*, Composites Part B: Engineering, Vol. 47, pp. 207-219, 2013.

(ASM, 1996)

ASM, *Fatigue and Fracture*, ASM Handbook Vol.19, ASM International Handbook Committee, Steven R. Lampman et al., 1996.

(ASTM E647, 1995)

ASTM E647-95., *Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates*, Annual Book of ASTM Standards, Section 8, Vol. 03.01, pp.578-614, 1995.

(Baker et al., 1985)

Baker, K.A., Kulak, G.L., *Fatigue of riveted connections*, Canadian Journal of Civil Engineering, Vol. 12, pp. 184-191, 1985.

(Baker, 1993)

Baker, A.A., *Repair efficiency in fatigue-cracked aluminium components reinforced with boron/epoxy patches*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 16, No. 7, pp. 753-765, 1993.

(Baker, 1995)

Baker, A.A., *Bonded Composite Repair of Metallic Aircraft Components – Overview of Australian Activities*, AGARD-CP-550, Paper 1, pp. 1-14, 1995.

(Bakker, 1992)

Bakker, A., *Three dimensional constraint effects on stress intensity distributions in plate geometries with through-thickness cracks*, Fatigue & fracture of engineering materials and structures, Vol. 15, No.11, pp. 1051-1069, 1992.

(Baldan, 2004)

Baldan, A., *Adhesively-bonded joints and repairs in metallic alloys, polymers and composite materials: adhesives, adhesion theories and surface pre-treatment*, Journal of Materials Science, pp.1-49, 2004.

(Barsom, 1974)

Barsom, J.M., *Fatigue behaviour of pressure vessel steels*, Welding research council bulletin No. 194, pp. 186-207, 1974.

(Barsom et al., 1987)

Barsom, J.M., Rolfe, S.T., *Fracture & Fatigue Control in Structures*, Application of Fracture Mechanics, Second Edition, New Jersey, Prentice-Hall, 1987.

(Bassetti, 2001)

Bassetti, A., *Lamelles précontraintes en fibres carbone pour le renforcement de ponts rivetés endommagés par fatigue*, Thèse réalisée à l'Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne (EPFL), n°2440, 2001.

(Benzarti et al., 2008)

Benzarti, K., Quiertant, M., Aubagnac, C., Chataigner, S., Nishizaki, I. and Kato, Y., *Durability of CFRP strengthened concrete structures under accelerated or environmental ageing conditions*, International Conference on Concrete Repair, Rehabilitation and Retrofitting (ICCR2008), Abstract 421-422, Cape Town, South Africa, 24-26 November, 2008.

(Benzarti et al., 2011)

Benzarti, K., Chataigner, S., Quiertant, M., Marty, C. and Aubagnac, C., *Accelerated ageing behaviour of the adhesive bond between concrete specimens and CFRP overlays*, Construction and Building Materials, Vol.25, pp.523-538, 2011.

(Boscolo et Zhang, 2010)

Boscolo, M., Zhang, X., *A modelling technique for calculating stress intensity factors for structures reinforced by bonded straps, Part I : Mechanisms and formulation*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 77, No. 6, pp. 883-895, 2010.

(Bowie, 1956)

Bowie, O.L., *Analysis of an infinite plate containing radial cracks originating at the boundary of an internal circular hole*, Journal of Mathematical Physics, Vol. 35, No. 1, pp. 60-71, 1956.

(Bowman et Piskorowski, 2004)

Bowman, M. D. and Piskorowski, A.M., *Evaluation and Repair of Wrought Iron and Steel Structures in Indiana*, Publication FHWA/IN/JTRP-2004/04, Joint Transportation Research Program, Indiana Department of Transportation and Purdue University, West Lafayette, Indiana, 2004.

(Branco et al., 2008a)

Branco R., Rodrigues, D.M., Antunes, F.V., *Influence of through-thickness crack shape on plasticity induced crack close*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 31, No.2, pp. 209-220, 2008.

(Branco et al., 2008b)

Branco R., Antunes, F.V., Martins, R.F., *Modelling fatigue crack propagation in CT specimens*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol. 31, No.6, pp. 452-465, 2008.

(Branco et al., 2008c)

Branco R., Antunes, F.V., *Finite element modelling and analysis of crack shape evolution in mode-I fatigue Middle Cracked Tension specimens*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 75, No.10, pp. 3020-3037, 2008.

(Bréat et al., 1984)

Bréat, J.L., Mudry, F., Pineau, A., *Amorçage et propagation des fissures de fatigue dans des zones de concentration de contraintes*. Amorçage des fissures sous sollicitations complexes - Société Française de Métallurgie - Commission de Fatigue des Métaux - Journées Internationales de Printemps (Paris le 22-23/05/84), pp. 143-158, 1984.

(Brühwiler et al., 1987)

Brühwiler, E., Hirt, M.A., *Das Ermüdungsverhalten genieteteter Brückenbauteile*, Stahlbau, Vol. 56, No.1, pp. 1-8, 1987.

(Brühwiler et al., 1989)

Brühwiler, E., Hirt, M.A., Morf, U., Huwiler, R., *Bewertung der Spontanbruchgefahr angerissener Brückenbauteile aus Schweisseisen*, Stahlbau, Vol. 58, No.1, pp. 9-16, 1989.

(Cadei et al., 2004)

Cadei, J.M.C, Stratford, T.J, Duckett, W.G, and Hollaway, L.C., *Strengthening metallic structures using externally bonded fibre-reinforced polymers*, Construction Industry Research and Information Association, 2004.

(Chaix, 2014)

Chaix, J., *Influence de la température de revenu sur la résistance du CA6NM à la propagation des fissures de fatigue*, Mémoire de Maîtrise en sciences appliquées, département de génie mécanique, Université de Montréal, 2014.

(Chataigner, 2008)

Chataigner, S., *Conception et dimensionnement d'un ancrage de hauban plat en matériaux composites*, PhD Thesis, Engineering Sciences, Ecole des Ponts ParisTech, 2008.

(Chataigner et al., 2009)

Chataigner, S., Caron, J.F., Benzarti, K., Quiertant, M., and Aubagnac, C., *Characterization of FRP-to-concrete bonded interface: Description of the single lap shear test*, Revue européenne de Génie Civil/ European journal of environmental and civil engineering 13(9), pp. 1073-1082, 2009.

(Chataigner et al., 2010)

Chataigner, S., Caron, J.F., Diaz Diaz, A., Aubagnac, C., Benzarti, K., *Non linear failure criteria for a double lap bonded joint*, International Journal of Adhesion and Adhesives, Vol.30, Issue 1, pp.10-20, 2010.

(Chataigner et al., 2011)

Chataigner, S., Caron, J.F., Benzarti, K., Quiertant, M., and Aubagniac, C., *Use of a single lap-shear test to characterize composite-to-concrete or composite-to-steel bonded interfaces*, Construction and Building Materials, Vol.25, Issue 2, pp.468-478, 2011.

(Chataigner et al., 2012a)

Chataigner, S., Gagnon, A., Quiertant, M., Benzarti, K., Aubagnac, C., *Renforcement par composites collés des structures métalliques de génie civil: durabilité du transfert des efforts par collage entre renfort composite/métal*, Revue des composites et des matériaux avancés, Vol.22, pp. 155-170, 2012.

(Chataigner et al., 2012b)

Chataigner, S., Fléty, A., Aubagnac, C., Quiertant, M., Benzarti, K., *Caractérisation mécanique de l'interface collée béton/renfort composite par essai de cisaillement*, Revue des composites et des matériaux avancés, No.2, pp. 141-153, 2012.

(Chen et Teng, 2001)

Chen, J.F., and Teng, J.G., *Anchorage strength models for FRP and steel plates bonded to concrete*, Journal of Structural Engineering (ASCE), Vol.127, Issue 7, pp.784-791, 2001.

(Chen et al., 2012)

Chen, T, Yu, Q.Q, Gu, X.L, and Zhao, X.L, *Study on fatigue behavior of strengthened non-load carrying cruciform welded joints using carbon fibre sheets*, International Journal of Structural Stability and Dynamics, Vol. 12, No.1, pp.179-194, 2012.

(CNR DT, 2007)

Guidelines for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening existing structures - Metallic structures - Preliminary study, National Research Council, CNR DT 202/2005, Rome, 2007.

(Collette, 2014)

Collette, Q., *Riveted connections in historical metal structures (1840-1940) – Hot-driven rivets: Technology, Design and Experiments*, PhD Thesis, Faculty of Engineering, Departement of Architectural Engineering, Vrije Universiteit Brussel, 2014.

(Colombi et al., 2003a)

Colombi, P., Bassetti, A., Nussbaumer A., *Crack growth induced delamination on steel members reinforced by prestressed composite patch*, Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures, Vol. 26, No. 5, pp. 429-438, 2003.

(Colombi et al., 2003b)

Colombi, P., Bassetti, A., Nussbaumer A., *Delamination effects on cracked steel members reinforced by prestressed composite patch*, Theoretical Application and Fracture Mechanics, Vol. 39, No.1, pp. 61-71, 2003.

(Colombi et al., 2003c)

Colombi, P., Bassetti, A., Nussbaumer A., *Analysis of cracked steel members reinforced by pre-stress composite patch*, Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures, Vol. 26, No.1, pp. 59-66, 2003.

(Colombi et Poggi, 2006)

Colombi, P and Poggi, C, *An experimental, analytical and numerical study of the static behavior of steel beams reinforced by pultruded CFRP strips*, Composites: Part B, Vol.37, pp.64-73, 2006.

(Couvrat, 1992)

Couvrat, P, *Le collage structural moderne*, Lavoisier, 1992.

(De Jesus et al., 2011)

De Jesus, A.M.P., Da Silva, A.L.L., Figueiredo, M.V., Correia, J.A.F.O., Ribeiro, A.S., and Fernandes, A.A., *Strain-Life and Crack Propagation Fatigue Data from Several Portuguese Old Metallic Riveted Bridges*, Engineering Failure Analysis, Vol.18, Issue 1, pp. 148-163, 2011.

(Demers et al., 1989)

Demers, C.E., Fisher, J.W., *A Survey of Localized Cracking in Steel Bridges 1981 to 1988*, ATLSS Report No. 89-01, Lehigh University, Bethlehem, Pennsylvania, 1989.

(De Oliveira Goés et al., 2014)

De Oliveira Goés, R.C., De Castro, J.T.P., Martha, L.F., *3D effects around notch and crack tips*, International Journal of Fatigue, Vol.62, pp.159-170, 2014.

(Diab et al., 2009)

Diab, H., Wu, Z. and Iwashita, K., *Short and long-term bond performance of prestressed FRP sheet anchorages*, Engineering Structures, Vol. 31, No.5, pp. 1241-1249, 2009.

(Doremus et al., 2015)

Doremus, L., Nadot, Y., Henaff, G., Mary, C., Pierret, S., *Calibration of the potential drop method for monitoring small crack growth from surface anomalies- crack front marking technique and finite element simulation*, International Journal of Fatigue, Vol.70, pp. 178-185, 2015.

(Dowling, 1979)

Dowling, N.E., *Notched Member Fatigue Life Predictions Combining Crack Initiation and Propagation*, Fatigue Engineering Materials & Structure, Vol.2, pp. 129-138, 1979.

(Duong et Wang, 2004)

Duong, C.N., Wang, C.H., *On the characterization of fatigue crack growth in a plate with a single-sided repair*, Engineering, Materials and Technology, Vol. 126, pp. 192-198, 2004.

(ECCS, 2005)

ECCS – Technical Committee 6 – Fatigue, Assessment of Existing Steel Structures, A Recommendation for Estimation of Remaining Fatigue Life, First Edition, publishing planned for 2005.

(Elber, 1970)

Elber, W., *Fatigue crack closure under cycling tension*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.2, Pergamon Press, pp. 37-45, 1970.

(Elber, 1971)

Elber, W., *The significance of fatigue crack closure*, In: Damage tolerance in aircraft structures, ASTM STP 468, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, pp. 230-242, 1971.

(El-Hacha et al., 2004)

El-Hacha, R., Wight, R.G. and Green, M.F., *Prestressed carbon fiber reinforced polymer sheets for strengthening concrete beams at room and low temperatures*, Journal of Composite Construction, Vol. 8, pp. 3–13, 2004.

(Erhand, 2006)

Erhand, G., *Designing with Plastics*, Cincinnati, Ohio: Hanser Gardner, 2006.

(Esnault, 2014)

Esnault, J.P., *Etude expérimentale et numérique en trois dimensions du développement en fatigue d'une fissure déversée dans une tôle mince*, Thèse réalisée à l'Ecole Polytechnique, Palaiseau, 2014.

(Eurocode 3 – Partie 9, 2005)

EN 1993-1-9, *Eurocode 3 : Design of steel structures - Part 1-9 : Fatigue*, European Committee for Standardization, 2005.

(Farmer et al., 2001)

Farmer, N and Smith, I, *King Street Railway Bridge - strengthening of cast iron girders with FRP composites*, Proceedings of the 9th International Conference on Structural Faults and Repairs, London, July 4-6, 2001.

(Fawzia et al., 2004)

Fawzia, S., Zhao, X.L., Al-Mahaidi, R., Rizkalla, S., *Investigation into the bond between CFRP and steel tubes*, In: The second international conference on FRP composites in civil engineering (CICE2004), Adelaide, pp. 733-739, 2004.

(Fawzia et al., 2005)

Fawzia, S., Zhao, X.L., Al-Mahaidi, R., Rizkalla, S., *Bond characteristics between CFRP and steel plates in double strap joints*, The International Journal of Advanced Steel Construction, 1(2), pp. 17-28, 2005.

(Fawzia et al., 2006)

Fawzia, S., Zhao, X.L., Al-Mahaidi, R., *Preliminary bond-slip model for CFRP sheets bonded to steel plates*, Third International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE2006), Miami, Florida, USA, 2006.

(Fawzia et al., 2010)

Fawzia, S., Zhao, X.L., and Al-Mahaidi, R., *Bond-slip models for double strap joints strengthened by CFRP*, Composites Structures, 92(9), pp.2137-2145, 2010.

(Fawzia, 2013)

Fawzia, S., *Evaluation of shear stress and slip relationship of composite lap joints*, Composite Structures, Vol.100, pp.548-553, 2013.

(Fernando, 2010)

Fernando, N.D., *Bond behavior and debonding failures in CFRP-strengthened steel members*, PhD Thesis, The Hong-Kong Polytechnic University, Hong-Kong, China, 2010.

(Ferrier et al., 2011)

Ferrier, E., Michel, L., Jurkiewicz, B., Hamelin, P., *Creep behavior of adhesives used for external FRP strengthening of RC structures*, Construction and Building Materials, Vol.25, No.2, pp.461-467, 2011.

(Fib Task Group 9.3, 2001)

Fib Task Group 9.3, *Externally bonded FRP reinforcement for RC structures*, fib Bulletin 14, Lausanne : Federation International du Béton, 2001.

(Fiordalisi, 2014)

Fiordalisi, S., *Modélisation tridimensionnelle de la fermeture induite par plasticité lors de la propagation d'une fissure de fatigue dans l'acier 304L*, Thèse réalisée à l'ISAE-ENSMA, Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aérotechnique, Poitiers, France, 2014.

(Fisher et al., 1987)

Fisher, J.W., Yen, B.T., Wang, D., MANN, J.E., *Fatigue and fracture evaluation for rating riveted bridges*, National Cooperative Highway Research Program Report 302, National Research Council, Washington, D.C., 1987.

(Fisher et al., 1990)

Fisher, J.W., Yen, B.T., Wang, D., *Fatigue strength of riveted bridge members*, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol.116, No.11, pp.2968-2981, 1990.

(Forman et al., 1967)

Foreman, R.G., Kearney, V.E., Engle, R.M., *Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures*, Journal of Basic Engineering, Vol.89, No.3, pp.459-464, 1967.

(Geuffrard, 2010)

Geuffrard, M., *Amorçage et micro-propagation de fissure en fatigue à haute température à partir de défauts dans un superalliage monocristallin*, PhD Thesis, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2010.

(Ghafoori, 2011)

Ghafoori, E., *Fatigue and fracture performance of cracked steel I-beams reinforced by unbonded and bonded prestressed CFRP plates*, Master thesis, Swiss Fed Inst of Tech Lausanne (EPFL), 2011.

(Ghafoori et al., 2012)

Ghafoori, E., Motavalli, M., Botsis, J., Herwig, A., Galli, M., *Fatigue strengthening of damaged metallic beams using prestressed unbonded and bonded CFRP plates*, International Journal of Fatigue, Vol. 44, pp. 303-315, 2012.

(Ghafoori et al., 2014)

Ghafoori, E., Prinz, G.S., Mayor, E., Nussbaumer, A., Motavalli, M., Herwig, A., and Fontana, M., *Finite Element Analysis for Fatigue Damage Reduction in Metallic Riveted Bridges Using Pre-Stressed CFRP Plates*, Polymers 2014, 6(4), pp.1096-1118, 2014.

(Ghafoori et Motavilli, 2015)

Ghafoori, E., Motavalli, M., *Innovative CFRP-Prestressing System for Strengthening Metallic Structures*, Journal of Composites for Construction, Vol.19, No.6, 14 pages, 2015.

(Ghafoori et Motavilli, 2016)

Ghafoori, E., Motavalli, M., *A Retrofit Theory to Prevent Fatigue Crack Initiation in Aging Riveted Bridges Using Carbon Fiber-Reinforced Polymer Materials*, Polymers, Vol.8, No.8, 20 pages, 2016.

(Graf, 1937)

Graf, O., *Versuche über das Verhalten von genieteten und geschweissten Stößen in Trägern I30 aus St37 bei oftmals wiederholter Belastung*, Der Stahlbau (Beilage zu Die Bautechnik), Vol.10, pp.9-16, Jan., 1937.

(Hansen et al., 2009)

Hansen, C.S., Jensen, P.H., Dyrelund, J., Täljsten, B., *Crack propagation on ESE(T) Specimens Strengthened with CFRP Sheets*, In Advanced Composites in Construction 2009: Conference Proceedings, 1st edition, pp. 402-413, 2009.

(Helmerich et al., 2007)

Helmerich, R., Kühn, B., Nussbaumer, A., *Assessment of existing steel structures. A guideline for estimation of the remaining fatigue life*, Journal of Structure and Infrastructure Engineering, Vol.3, No.3, pp.245-255, 2007.

(Hensen, 1992)

Hensen, W., *Grundlagen für die Beurteilung der Weiterverwendung alter Stahlbrücken*, Dissertation Rheinisch-Westfälischen Technische Hochschule, Stahlbau RWTH, Heft 21, Aachen, 1992.

(Hesmati et al., 2015)

Hesmati, M., Haghani, R., Al-Emrani, M., *Environmental durability of adhesively bonded FRP/steel joints in civil engineering applications: State of the art*, Composites Part B, Vol. 81, pp. 259-275, 2015.

(Hirt et al., 1976)

Hirt, M.A., Hausammann, H., *Betriebsfestigkeit von Eisenbahnbrücken in Verbundbauweise am Beispiel der Morobbia-Brücke*, Rapport ICOM n°027, Institut de la construction métallique, EPFL, Lausanne, 1976.

(Hirt et al., 1979)

Hirt, M.A., Kummer, E., *Die Ermüdungswirkung der Betriebslasten von Eisenbahnbrücken aus Stahl anhand der Messungen an der Brücke Oberrüti*, Rapport ICOM n°063, Institut de la construction métallique, EPFL, Lausanne, 1979.

(Hitchcok et al., 1981)

Hitchcok, S.J., Carroll, N.T., and Nicholas, M.G., *Some effects of substrate roughness on wettability*, Journal of Materials Science, Vol.16, No.3, pp.714-732, 1981.

(Hollaway, 2009)

Hollaway, L.C., *Advanced Polymer Composites*, In Hollaway L.C and Chen J.F (eds), ICE Manual of Construction Materials, Thomas Telford, London, Chapter 52, 2009.

(Hollaway et al., 2002)

Hollaway, L.C. and Cadei, J., *Progress in the technique of upgrading metallic structures with advanced polymer composites*, Progress in Structural Engineering and Materials, Vol.4, pp. 131-148, 2002.

(Hollaway et Teng, 2008)

Hollaway, L.C. and Teng, J.C., *Strengthening and rehabilitation of civil infrastructures using fiber-reinforced polymers (FRP) composites*, Cambridge: Woodhead Publishing, 2008.

(Hosseini-Toudeshky, 2006)

Hosseini-Toudeshky, H., *Effects of composite patches on fatigue crack propagation of single-side repaired aluminum panels*, Composite Structures, Vol. 76, No.3, pp. 243-251, 2006.

(Hosseini-Toudeshky et al., 2007)

Hosseini-Toudeshky, H., Mohammadi, B., *A simple method to calculate the crack growth life of adhesively repaired aluminum panels*, Composite Structures, Vol. 79, pp. 234-241, 2007.

(Hou, 2008)

Hou C.Y., *Simultaneous simulation of closure behavior and shape development of fatigue surface cracks*, International Journal of Fatigue, Vol. 30, No.6, pp. 1036-1046, 2008.

(Hou, 2011)

Hou C.Y., *Simulation of surface crack shape evolution using the finite element technique and considering the crack closure effects*, International Journal of Fatigue, Vol. 33, No.5, pp. 719-726, 2011.

(Houhou et al., 2014)

Houhou, N., Benzarti, K., Quiertant, M., Chataigner, S., Flety, A., Marty, C., *Analysis of the non-linear creep behaviour of FRP-concrete bonded assemblies*, Journal of Adhesion and Science Technology, Vol.29, pp.1345-1366, 2014.

(Huawen et al., 2010)

Huawen, Y., König, C., Ummenhofer, T., Shizhong, Q., and Plum, R., *Fatigue Performance of Tension Steel Plates Strengthened with Prestressed CFRP laminates*, Journal of Composites for Construction, Vol. 14, No. 5, pp. 609-615, 2010.

(Imam et al., 2007)

Imam, B.M., Righiniotis, T.D. and Chryssanthopoulos, M.K., *Numerical Modelling of Riveted Railway Bridge Connections for fatigue Evaluation*, Engineering Structures, Vol. 29, No. 11, pp. 3071-3081, 2007.

(Irwin, 1957)

Irwin, G.R., *Analysis of stresses and strains near the end of a crack traversing a plate*, Journal of Applied Mechanics, Vol. 24, pp. 361–364, 1957.

(Irwin, 1960)

Irwin, G.R., *Plastic zone near a crack and fracture toughness*, Proceeding Of the 7th Sagamore Ordnance Materials Conference, Vol. 4, pp. 63-78, 1960.

(Isida, 1973)

Isida, M., *Laurent Series Expansion for Internal Crack Problems*, Methods of Analysis and Solutions of Crack Problems, Noordhoff International Publishing, 1973.

(James et Anderson, 1969)

James, L.A., Anderson, W.E., *A simple experimental procedure for stress intensity factor calibration*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.1, No.3, pp.565-568, 1969.

(James et Knott, 1985)

James, M.N. and Knott, J.F., *Near-threshold fatigue crack closure and crack growth in air and vacuum*, Scripta Metallurgica, Vol.19, Issue 2, pp.189-194, 1985.

(Jiao et al., 2012)

Jiao, H., Zhao, X.L., and Mashin, F.R., *Improving fatigue performance of CFRP strengthened steel beams by applying vacuum pressure in the wet layup of CFRP woven sheets*, Proceedings of the Third Asia-Pacific Conference on FRP in Structures (APFIS 2012), Sapporo, Japan, February 2-4, 2012.

(Jones et Civjan, 2003)

Jones, S.C. and Civjan, S.A., *Application of fiber reinforced polymer overlays to extend steel fatigue life*, Journal of Composites for Construction, ASCE, Vol. 7, No. 4, pp. 331–338, 2003.

(Karbhari et al., 2003)

Karbhari, V.M., Chin, J.W., Hunston, D., Benmokrane, B., Juska, T., Morgan, R., Lesko, J., Sorathia, U., and Reynaud, D., *Durability gap analysis for fiber-reinforced polymer composites in civil infrastructure*, Journal of Composites for Construction, Vol.7, No.3, pp.238- 247, 2003.

(Kelton et al., 2011)

Kelton, S.L., Arwade, S.R., and Lutenegeger, A.J., *Variability of the mechanical properties of wrought iron from historic American truss bridges*, Journal of Material in Civil Engineering 23(5), pp.638-647, 2011.

(Kim et al., 2010)

Kim, Y.J., Green, M.F., Gordon Wight, R., *Bond and short-term prestress losses of prestressed composites for strengthening PC beams with integrated anchorage*, Journal of Reinforced Plastics & Composites, Vol. 29, pp. 1277-1294, 2010.

(Kim et Harries, 2011)

Kim, Y.J. and Harries, K.A., *Fatigue behavior of damaged steel beams repaired with CFRP strips*, Engineering Structures, pp.1491-1502, 2011.

(Kitagawa et Takahashi, 1976)

Kitagawa H. and Takahashi S., *Applicability of fracture mechanics to very small cracks*, International Conference of Mechanical Behaviour of Materials (ICM 2), pp. 627-631, 1976.

(Koller et al., 2014)

Koller, R.E., Stoecklin, I., Valet, S., Terrasi, G.P., *CFRP-Strengthening and Long-Term Performance of Fatigue Critical Welds of a Steel Box Girde*, Polymers, Vol. 6, No.2, pp. 443-463, 2014.

(Krueger, 2002)

Krueger, R., *The Virtual Crack Closure Technique: History, Approach and Applications*, ICASE Report No. 2002- 10, Hampton, Virginia, 2002.

(Lankford, 1982)

Lankford J., *The growth of small fatigue cracks in 7075-T6 aluminium*, Fatigue Fracture Engineering Material and Structure, Vol.5, No.3, pp. 233-248, 1982.

(Larsson, 2009)

Larsson, T., *Fatigue assessment of riveted bridges*, PhD Thesis, Lulea University of Technology, Department of Civil and Environmental Engineering, Division of Structural Engineering, 2009.

(Lee et al., 2004)

Lee, W.Y., Lee, J.J., *Successive 3D FE analysis technique for characterization of fatigue crack growth behavior in composite-repaired aluminum plate*, Composite Structures, Vol. 66, No.1-4, pp. 513-520, 2004.

(Leis, 1985)

Leis B.N., *Displacement controlled fatigue crack growth in inelastic notch fields: implications for short cracks*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.22, No.2, pp. 279-293, 1985.

(Lepretre et al., 2014)

Lepretre, E., Chataigner, S., Dieng, L., Gaillet, L., *Understanding the fatigue behavior of riveted joints: modelling of the hot riveting process*, 7th European Conference on Steel and Composite Structures, EUROSTEEL, Naples, Italie, 2014.

(Lepretre et al., 2016)

Lepretre, E., Chataigner, S., Dieng, L., Gaillet, L., Cannard, H., *Numerical and experimental investigations of hot driven riveting process on old metal structures*, Engineering Structures, Vol.127, pp.583-593, 2016.

(Liu et al., 2009)

Liu, H.B., Al-Mahaidi, R. and Zhao, X.L., *Experimental study of fatigue crack growth behaviour in adhesively reinforced steel structures*, Composite Structures, Vol. 90, No. 1, pp. 12–20, 2009.

(Maraveas et al., 2013)

Maraveas, C., Wang, Y.C., Swailes, T., *Thermal and mechanical properties of 19th century fireproof flooring systems at elevated temperatures*, Construction and Building Materials, Vol.48, pp.248-264, 2013.

(MSC Marc Mentat, 2013)

Marc 2013, *Volume A: Theory and User Information*, MSC.Software Corporation, 2013.

(Marmo, 2011)

Marmo, R., *Numerical and experimental investigation on shear behaviour of riveted connections*, PhD Thesis, Università degli Studi di Napoli Federico II Facoltà di Ingegneria, 2011.

(Miller, 1982)

Miller, K.J., *The Short Crack Problem*, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol.5, pp. 223-232, 1982.

(Miller et al., 2001)

Miller, T.C., Chajes, M.J., Mertz, D.R., and Hastings, J.N., *Strengthening of a steel bridge girder using CFRP plates*, Journal of Bridge Engineering, Vol. 6, No.6, pp. 514-522, 2001.

(Moy, 2001)

Moy, S.S.J., *FRP composites – life extension and strengthening of metallic structures*, ICE design and practice guide, 2001.

(Nakamura et al., 2009)

Nakamura, H., Jiang, W., Suzuki, H., Maeda, K., and Irube, T., *Experimental study on repair of fatigue cracks at welded web gusset joint using CFRP strips*, *Thin-Walled Structures*, Vol.47, No.10, pp.1059-1068, 2009.

(Nanni et al., 2003)

Nanni, A., Galati, N., and Tumialan, J. G., *Outline of provisional design protocols and field applications of strengthening of URM walls*, *Advancing with Composites*, “Plast 2003”, I. Crivelli-Visconti, ed., pp.187–197, 2003.

(Neale, 2000)

Neale, K.W., *FRPs for structural rehabilitation: A survey of recent progress*, *Progress in Structural Engineering and Materials*, Wiley, pp. 133-138, 2000.

(Newman, 1976)

Newman, Jr., J.C., *Predicting Failure of Specimens with Either Surface Cracks or Corner Cracks at Holes*, NASA Technical Note, NASA TN D-8244, 1976.

(NF EN ISO 527-2)

NF EN ISO 527-2 (2012). *Plastiques - Détermination des propriétés en traction - Partie 2 : conditions d'essai des plastiques pour moulage et extrusion*.

(NF EN ISO 4587)

NF EN ISO 4587 (2003). *Adhésifs - Détermination de la résistance au cisaillement d'assemblages collés rigide sur rigide à recouvrement simple*.

(NF EN ISO 6892-1)

NF EN ISO 6892-1 (2009). *Matériaux métalliques - Essai de traction - Partie 1 : méthode d'essai à température ambiante*.

(NF EN ISO 8503)

NF EN ISO 8503 (1995). *Préparation des subjectiles d'acier avant application de peintures et de produits assimilés – caractéristiques de rugosité des subjectiles d'acier décapés*.

(NF EN 10025-2)

NF EN 10025-2 (2005). *Produits laminés à chaud en aciers de constructions- Partie 2 : conditions techniques de livraison pour les aciers de construction non alliés*.

(NF EN 12614)

NF EN 12614, (2005). *Produits et systèmes pour la protection et la réparation des structures béton – Méthodes d'essais – Détermination de la température de transition vitreuse des polymères*.

(Nguyen et al., 2006)

Nguyen, T., Argoul, P., Benzarti, K., and Frémond, M., *Comportements d'assemblages collés avec couplage des endommagements volumiques et surfaciques*, In: *Journées des Sciences de l'Ingénieur*, Marne-La Vallée, pp.564-572, 2006.

(Nguyen et al., 2011)

Nguyen, T.C., Bai, Y., Zhao, X.L., and Al-Mahaidi, R., *Mechanical characterization of steel/CFRP double strap joints at elevated temperatures*, *Composites Structures*, Vol.93, pp.1604-1612, 2011.

(Nguyen et al., 2012)

Nguyen, T.C., Bai, Y., Al-Mahaidi, R., Zhao, X.L., *Time-dependent behaviour of steel/CFRP double strap joints subjected to combined thermal and mechanical loading*, Composite Structures, Vol. 94, No.5, pp. 1826-1833, 2012.

(Nordin, 2005)

Nordin, H., *Strengthening structures with externally prestressed tendons: Laboratory tests*, Technical Report, Civil and Environmental Engineering / Structural Engineering Departement, Lulea University of Technology, 2005.

(Oehlers et al., 2008)

Oehlers, D.J., Seracino, R., and Smith, S.T., *Design handbook for RC structures retrofitted with FRP and metal plates: beams and slabs*, HB 305-2008, Standards, Sydney, Australia, 2008.

(Out et al., 1984)

Out, J.M.M., Fisher, J.W., Yen, B.T., *Fatigue strength of weathered and deteriorated riveted members*, U.S. Department of Transportation, DOT/OST/P-34/85/016, 1984.

(Packham, 2003)

Packham, D.E., *Surface energy, surface topography and adhesion*, International Journal of Adhesion & Adhesives, Vol.23, pp.437-448, 2003.

(Palmberg, 2001a)

Palmberg, B., *Stress intensity factor formulae for a through the thickness centre crack in a sheet of finite dimensions*, FFA TN 2001, 2001.

(Palmberg, 2001b)

Palmberg, B., *A stress intensity factor equation for cracks at an open hole in a sheet of finite dimensions subjected to a uniform, uniaxial stress*, Scientific report FOI-R-0061-SE, Swedish Defence Research Agency, 2001.

(Paris et Erdogan, 1963)

Paris, P., Erdogan, F., *A critical analysis of crack propagation laws*, Journal of Basic Engineering, Transactions of the ASME, Series D, n°4, Vol.85, pp. 528-534, 1963.

(Pellegrino et Modena, 2009)

Pellegrino, C. and Modena, C., *Flexural strengthening of real-scale RC and PRC beams with end-anchored pretensioned FRP laminates*, ACI Structures, Vol. 106, pp. 319-328, 2009.

(Persy, 1984)

Persy, J.P., *Réparation et renforcement par soudure d'OA en fer puddlé*, BLLPC 130, mars-avril 1984.

(Pham et Al-Mahaidi, 2005)

Pham, H.B., Al-Mahaidi, R., *Modelling of CFRP-concrete shear-lap tests*. Construction and Building Materials, Vol.21, No.4, pp. 727-735, 2005.

(Photiou et al., 2006)

Photiou, N.K., Hollaway, L.C., and Chryssanthopoulos, M.K., *Selection of carbon-fiber reinforced polymer systems for steel work upgrading*, Journal of Materials in Civil Engineering, Vol.18, No.5, pp.641-649, 2006.

(Poineau et al., 2010)

Poineau, D., Galgaro, J.A., *Projet de renforcement ou de réparation d'un pont – Cas des ponts métalliques – Principales méthodes de réparation des ponts métalliques*. Dossier C7806-1, 2010.

(Pook, 1993)

Pook L.P., *A finite element analysis of the angle crack specimen*, Mixed mode fracture and fatigue, Rossmanith H.P. and Miller K.J. eds, ESIS 14, MEP, London, pp. 285- 302, 1993.

(Rezazadeh et al., 2015)

Rezazadeh, M., Barros, J., *Transfer Zone of Prestressed CFRP Reinforcement Applied According to NSM Technique for Strengthening of RC Structures*, Composites Part B: Engineering, Vol. 79, pp. 581-594, 2015.

(Rice, 1968)

Rice, J.R., *Mathematical Analysis in the Mechanics of Fracture*, Chapter 3 of Fracture: an Advanced Treatise, Academic Press New York, Vol.2, ed. H. Liebowitz, pp. 191-311, 1968.

(Rooke et al., 1981)

Rooke, D.P., Baratta, F.I. and Cartwright, D.J., *Simple methods of determining stress intensity factors*, Engineering Fracture Mechanics, Vol.14, No.2, pp. 397-426, 1981.

(Sabelkin et al., 2007)

Sabelkin, V., Mall, S., Hansen, M.A., Vandawaker, R.M., Derriso, M., *Investigation into cracked aluminum plate repaired with bonded composite patch*, Composite Structures, Vol. 79, No.1, pp. 55-66, 2007.

(SBB, 1983)

SBB, Bau GD Br, *Ermüdungsrisse bei den Länsträgeranschlüssen der Unterführung "Kalkofen" Objekt 1081-Strecke Sargans-Ziegelbrücke*, unveröffentlichter Bericht, 1983.

(Schijve, 1983)

Schijve, J., *Stress intensity factors of hole edge cracks, Comparison between one crack and two symmetric cracks*, Delft University of Technology, Department of Aerospace Engineering, Delft, The Netherlands, Memorandum M-458, 1983.

(Schlagenhauf, 2007)

Schlagenhauf, L., *Fatigue strengthening of damaged metallic beams using prestressed unbonded and bonded CFRP plates, Mechanische Charakterisierung von Strukturklebstoffen im Hinblick auf die Verstärkung von geschweissten Stahlträgern mit vorgespannten Kohlefaserlamellen*. Report No. 841312; Empa: Dübendorf, Switzerland, 2007.

(Schnerch et al., 2004)

Schnerch, D., Stanford, K., Sumner, E., and Rizkalla, S., *Strengthening Steel Structures and Bridges with High Modulus Carbon Fiber Reinforced Polymer, Resin Selections and Scaled Monopole Behavior*, In the Transportation Research Record, August 2004.

(Schnerch et al., 2007)

Schnerch, D., Dawood, M., and Rizkalla, S., *Proposed design guidelines for strengthening of steel bridges with FRP materials*, Construction and Building Materials, Vol.21, pp.1001-1010, 2007.

(Sedlacek et al., 1992)

Sedlacek, G., Dahl, W., Langenberg, P., Bild, J., *Verfahren zur Ermittlung der Sicherheit der alten Stahlbrücken unter Verwendung neuer Erkenntnisse der Werkstofftechnik*, Ernst & Sohn Verlag, Der Bauingenieur 67, H.2, 1992.

(Shaat et al., 2004)

Shaat, A., Schnerch, D., Fam, A., Rizkalla, S., *Retrofit of Steel Structures Using Fiber Reinforced Polymers (FRP): State-of-the-Art*, Transportation Research Board (TRB) Annual Meeting: Washington, DC, USA, 2004.

(Shang et al., 2005)

Shang, S.P., Zou, P.X.W., Peng, H., *Avoiding de-bonding in FRP strengthened reinforced concrete beams using prestressing techniques*, In: Chen JF and Teng JG (eds) Proceedings of the international symposium on bond behavior of FRP in structures, HongKong, 7–9 December 2005, International Institute for FRP in Construction, pp. 321–327, 2005.

(Shen et Hou, 2011)

Shen, H., Hou, C., *SIFs of CCT plate repaired with single-sided composite patch*, Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures, Vol.34, pp.728-733, 2011.

(STRRES, 2014)

Guide du STRRES, *Réparation et rénovation des structures métalliques*, Fame – version 2, novembre 2014.

(Sudret, 2005)

Sudret, J.P., *Développement d'un essai de cisaillement d'interface collée*, ERLPC Renforcement des ouvrages en béton par collage de composites – Bilan de deux opérations de recherche du LCPC, OA 54, 2005.

(Sumerak et al., 2001)

Sumerak, J.E. and Martin, J.D., *Pultrusion*, In Composites, ASM Handbook Vol.21, Materials Park, ASM International, pp.550-564, 2001.

(Suresh et Ritchie, 1984)

Suresh S. and Ritchie R. O., *Propagation of short fatigue cracks*, International Metals Reviews, Vol. 29, No.6, pp. 445-476, 1984.

(Sustainable Bridges, 2007)

Sustainable Bridges Project, *Improved Assessment Methods for Static and Fatigue Resistance of Old Steel Railway Bridges*, Background document D4.6, 2007.

(Tada, Paris et Irwin, 2000)

Tada, H., Paris, P. C., Irwin, G. R., *The Stress Analysis of Cracks Handbook*, Third Edition, ASME Press, 2000.

(Täljsten et al., 2009)

Täljsten, B., Hansen, C.S., Schmidt, J.W., *Strengthening of old metallic structures in fatigue with prestressed and non-prestressed CFRP laminates*, Construction and Building Materials, Vol. 23, No.4, pp. 1665-1677, 2009.

(Tamai et al., 1972)

Tamai, Y. and Aratani, K., *Experimental study of the relation between contact angle and surface roughness*, Journal of Physical Chemistry, Vol.76, pp.3267-3271, 1972.

(Tanner et al., 1991)

Tanner, P, Hirt, M.A., *Überlegungen zur Restlebensdauer schweisseiserner Brücken am Beispiel der basler Wettsteinbrücke*, Stahlbau, Vol.60, No.7, pp. 211-219, 1991.

(Tavakkolizadeh et Saadatmanesh, 2003)

Tavakkolizadeh, M. and Saadatmanesh, H., *Fatigue Strength of Steel Girders Strengthened with Carbon Fiber Reinforced Polymer Patch*, Journal of Structural Engineering, pp.186- 196, 2003.

(Taylor, 1982)

Taylor, D., *Euromech Colloquium on short fatigue cracks*, Fatigue Engineering & Materials Structures, Vol.5, pp. 305-309, 1982.

(Teng et al., 2009)

Teng, J.G., Yu, T., and Fernando, D., *FRP composites in steel structures*, In: Proceedings of the third international forum on advances in structural engineering, Shanghai, China, 2009.

(Teng et al., 2012)

Teng, J.G., Yu, T., and Fernando, D., *Strengthening of steel structures with fiber-reinforced polymer composites*, Journal of Constructional Steel Research, Vol.78, pp. 131-143, 2012.

(Triantafillou et al., 1992)

Triantafillou, T. C., Deskovic, N., and Dearing, M., *Strengthening of Concrete Structures with Prestressed Fiber Reinforced Plastic Sheets*, ACI Structural Journal, Vol. 89, pp. 235-244, 1992.

(Tweed et Rooke, 1973)

Tweed, J. and Rooke, D.P., *The distribution of stress near the tip of a radial crack at the edge of a circular hole*, International Journal of Engineering Science, Vol. 11, No.11, pp. 1185-1195, 1973.

(Van Kranenburg, 2010)

Van Kranenburg, C., *Fatigue crack growth in aluminum alloys*, PhD thesis, T.U. Delft, ISBN 978-90-9025170-7, 2010.

(Volkersen, 1938)

Volkersen, O., *Die Nietkraftverteilung in Zugbeanspruchten mit konstanten Laschenquerschnitten*. Luftfahrtforschung, Vol. 15, pp. 41-47, 1938.

(Vor, 2010)

Vor, K., *Etude expérimentale et modélisation numérique de la fermeture de fissures longues et courtes dans un acier inoxydable 304L*, PhD Thesis, Engineering Sciences, ISAE-ENSMA Ecole Nationale Supérieure de Mécanique et d'Aéronautique, Poitiers, 2010.

(Walker et Beevers, 1979)

Walker, N., and Beevers, C.J., *A fatigue crack closure mechanism in titanium*, Fatigue of Engineering Materials and Structures, Vol.1, No.1, pp. 135-148, 1979.

(Walsh, 2001)

Walsh, P.J., *Carbon Fibers*, In: Composites, ASM Handbook Vol.21, Materials Park, ASM International, pp.35-40, 2001.

(Wang et al., 2012)

Wang, W.W., Dai, J.G., Harries, K.A., *Prestress losses and flexural behavior of reinforced concrete beams strengthened with post-tensioned CFRP sheets*, Journal of Composite Construction, Vol. 16, No.2, pp. 207-216, 2012.

(Wang et al., 2014)

Wang, W.W., Dai, J.G., Harries, K.A., Zhang, L., *Prediction of prestress losses in RC beams externally strengthened with prestressed CFRP sheets/plates*, Journal of Reinforced Plastics & Composites, Vol. 33, No.8, pp. 699–713, 2014.

(Wittemann, 1993)

Wittemann, K., *Wie sicher sind alte Stahlbauwerke*, Materialprüfung, Vol.35, No.3, pp. 53-57, 1993.

(Wu, 2006)

Wu Z., *The shape of a surface crack in a plate based on a given stress intensity factor distribution*, International Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 83, No.3, pp. 168-180, 2006.

(Wu et al., 2012a)

Wu, C., Zhao, X.L., Al-Mahaidi, R., Emdad, M.R., and Duan, W.H., *Fatigue tests of cracked steel plates strengthened with UHM CFRP plates*, Advances in Structural Engineering, Vol.15, No.10, pp.1801-1815, 2012.

(Wu et al., 2012b)

Wu, C., Zhao, X.L., Duan, W.H., Al-Mahaidi, R., *Bond characteristics between ultra high modulus CFRP laminates and steel*, Thin-Walled Structures, Vol.51, pp.147-157, 2012.

(Wu et al., 2012c)

Wu, C., Zhao, X.L., Al-Mahaidi, R., Duan, W.H., *Mode I Stress Intensity Factor of center-cracked tensile steel plates with CFRP Reinforcement*, International Journal of Structural Stability and Dynamics, Vol.13, No.1, 26 pages, 2012.

(Wu et al., 2012d)

Wu, C., Zhao, X.L., Al-Mahaidi, R., Duan, W.H., *Effects of CFRP bond locations on the Mode I Stress Intensity factor of centre-cracked tensile steel plates*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.36, No.2, pp.154-167, 2012.

(Wu et al., 2013)

Wu, C., Zhao, X.L., Al-Mahaidi, R., Emdad, M.R., Duan, W.H., *Fatigue tests on steel plates with longitudinal weld attachment strengthened by ultra high modulus carbon fibre reinforced polymer plate*, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures, Vol.36, No.10, pp.1027-1038, 2013.

(Xia et Teng, 2005)

Xia, S.H. and Teng, J.G., *Behavior of FRP-to-steel bond joints*, In Proceedings of International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005), Hong Kong, pp.419-426, 2005.

(Xiao et al., 2011)

Xiao, Z.G., Zhao, X.L., and Tong, L.W., *Tests on CFRP repaired welded thin-walled cross- beam connections*, Advances in FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2010), Berlin, pp.903-906, 2011.

(Yamada et al., 2007)

Yamada, Y., Lacy, T., Newman, J., Smith, B.L., Kumar, B., *Effects of crack closure on fatigue crack growth predictions for 2024-T351 aluminium alloy panels under spectrum loading*, International journal of fatigue, Vol. 29, No.8, pp. 1503-1509, 2007.

(Yin et al., 1982)

Yin, W., Fang, Q., Wang, S., Wang, X., *Fatigue strength of high strength bolted joints*, IABSE Colloquium, Lausanne, pp.707-714, 1982.

(Yao et al., 2005)

Yao, J., Teng, J.G., Chen, J.F., *Experimental study on FRP-to-concrete bonded joints*, Composites Part B: Engineering, Vol.36, No.2, pp.99-113, 2005.

(Yu et al., 2012a)

Yu, T., Fernando, D., Teng, J.G., and Zhao, X.L., *Experimental study on CFRP-to-steel bonded interfaces*, Composites Part B: Engineering, Vol.43, No.5, pp.2279-2289, 2012.

(Yu et al., 2012b)

Yu, P., Guo W., *An equivalent thickness conception for prediction of surface fatigue crack growth life and shape evolution*, Engineering Fracture Mechanics, Vol. 93, pp. 65-74, 2012.

(Yu et al., 2012c)

Yu, Q.Q., Chen, T., Gu, X.L., and Zhao, X.L., *Fatigue tests on CFRP strengthened steel plates with different degrees of damage*, the 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering, CICE2012, Rome, Italy, 13-15 June, 2012.

(Yu et al., 2013)

Yu, Q.Q., Chen, T., Gu, X.L., Zhao, X.L., Xiao, Z.G., *Fatigue behavior of CFRP strengthened steel plates with different degrees of damage*, Thin-Walled Structures, Vol.69, pp. 10-17, 2013.

(Yu et al., 2014a)

Yu, Q.Q., Zhao, X.L., Xiao, Z.G., Chen, T., Gu, X.L., *Evaluation of Stress Intensity Factor for CFRP Bonded Steel Plates*, Advance in Structural Engineering, Vol.17, No.12, pp.1729-1746, 2014.

(Yu et al., 2014b)

Yu, Q.Q., Zhao, X.L., Al-Mahaidi, R., Xiao, Z.G., Chen, T., Gu, X.L., *Tests on cracked steel plates with different damage levels strengthened by CFRP laminates*, International Journal of Structural Stability and Dynamics, Vol. 14, No.6, 26p., 2014.

(Yuan et al., 2004)

Yuan, H., Teng, J.G., Seracino, R., Wu, Z.S., Yao, J., *Full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints*, Engineering Structures, Vol.26, No.5, pp.553-565, 2004.

(Zhao et Zhang, 2007)

Zhao, X.L., and Zhang, L., *State-of-the-art review on FRP strengthened steel structures*, Engineering Structures, Vol.29, No.8, pp.1808-1823, 2007.

(Zhao, 2014)

Zhao, X.L., *FRP-strengthened metallic structures*, CRC Press, Taylor & Francis, Boca Raton, 236 pages, 2014.

(Zheng et al., 2006)

Zheng, Y., Ye, L.P., Lu, X.Y. and Yue, Q.R., *Experimental study on fatigue behavior of tensile, steel plates strengthened with CFRP plates*, Proceedings of Third International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2006), Miami, USA, 13-15 December, pp.722-736, 2006.

(Zhou, 2003)

Zhou, Y.E., *Assessing remaining fatigue life of existing riveted steel bridges*, Recent Developments Bridge Engineering, Mahmoud (ed.), Swets & Zeitlinger, Lisse, 2003.

(Zuidema et al., 2003)

Zuidema J., Veer F., Kranenburg K., *Square and slant crack growth in (thin) sheets*, Proceedings of Fatigue Crack Paths (FCP 2003), Parma, Italy, 2003.

ANNEXE 1

A) Caractéristiques des jauges de déformations (fournisseur UHM) :

Type de jauges	Dimensions de la jauge	Résistance nominale (Ω)
K-LY41-6/350	<p> $a = 6 \text{ mm}$ $b = 2,8 \text{ mm}$ $c = 13,9 \text{ mm}$ $d = 5,9 \text{ mm}$ </p>	350

https://www.hbm.com/fileadmin/mediapool/hbmdoc/technical/s1265_22-41.pdf

B) Courbes DSC

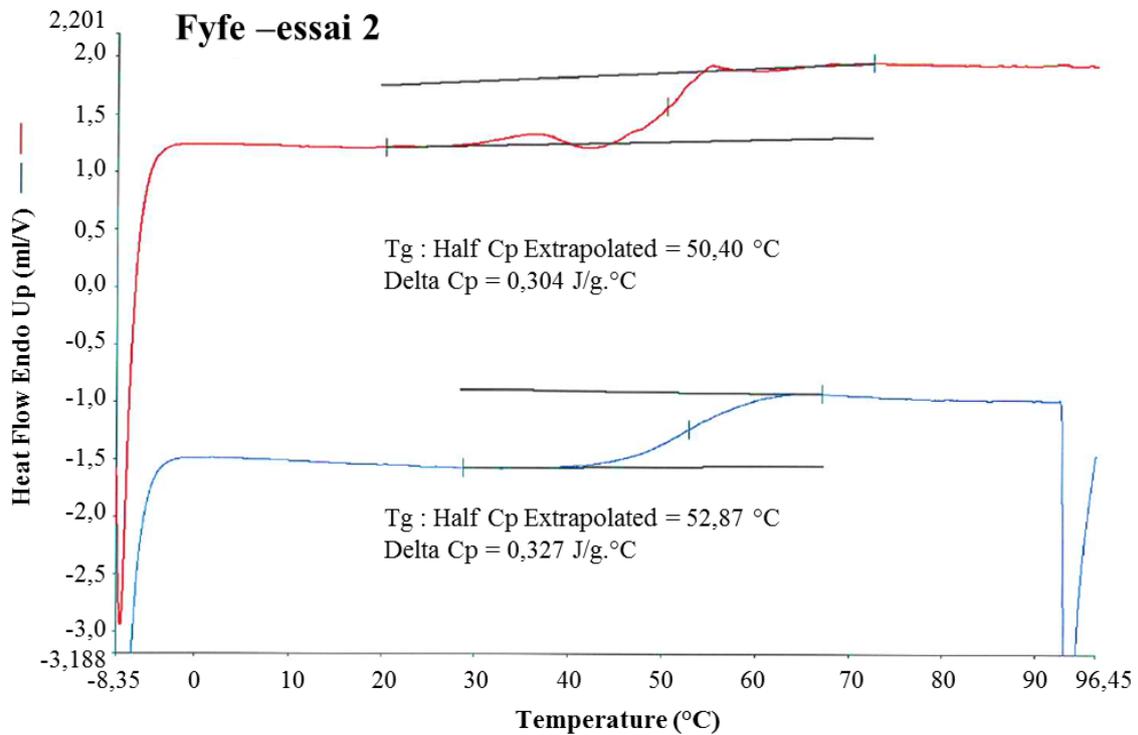


Figure 133: Exemple de résultats obtenus concernant les essais DSC - Adhésif Fyfe

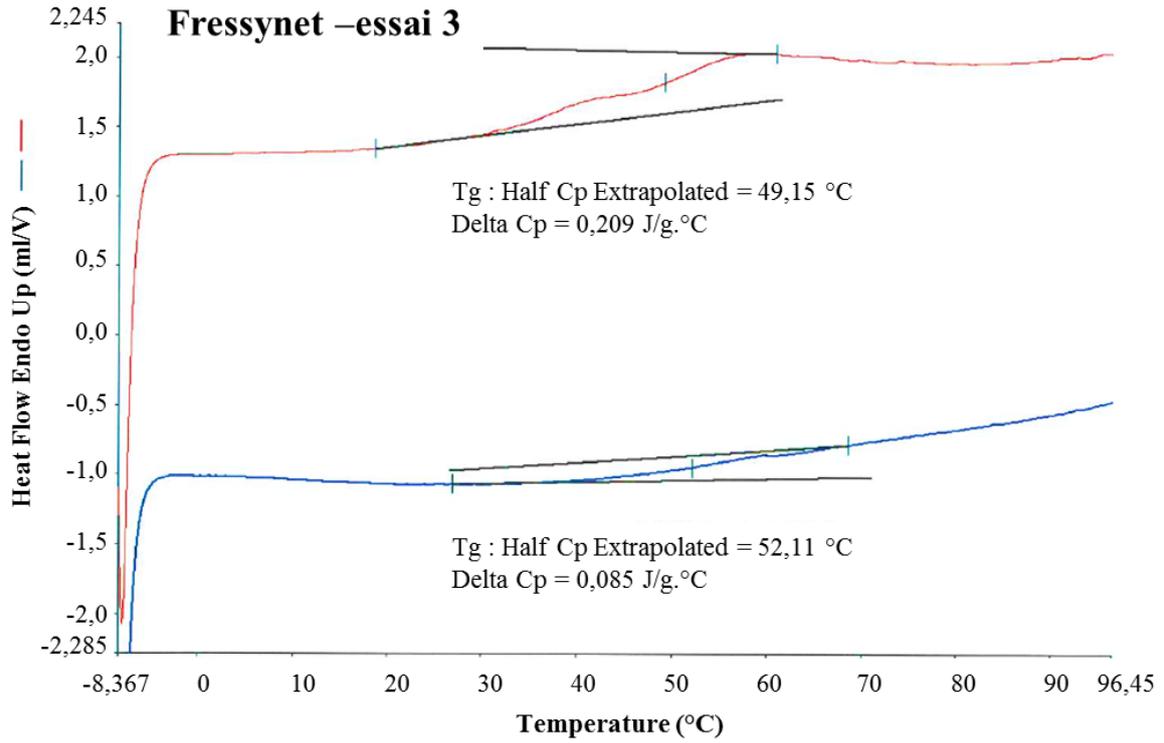


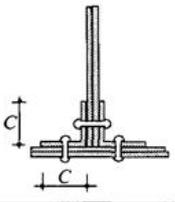
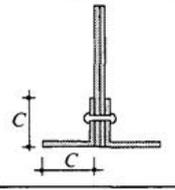
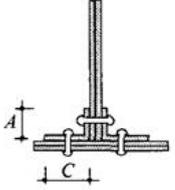
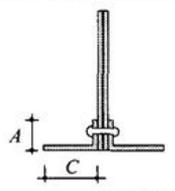
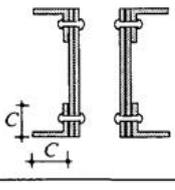
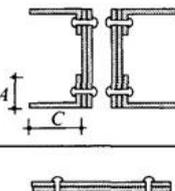
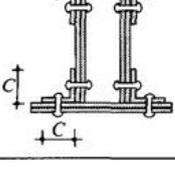
Figure 134: Exemple de résultats obtenus concernant les essais DSC - Adhésif Freyssinet

ANNEXE 2

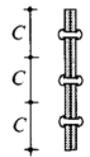
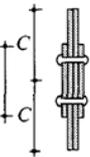
➤ Modèles simplifiés selon Hensen, 1992:

m : nombre de plaques formant l'âme

n : nombre de plaques formant l'aile

Section rivetée	Composant fissuré	Modèle	Largeur du modèle simplifié W
	cornière $m = 1, n = 1$	plaque avec entaille centrale	C
	cornière $m = 1$	plaque avec entaille centrale	$1.1 C$
	cornière $m = 1, n = 1$	plaque avec entailles symétriques aux bords	$A + C$
	Cornière $m = 1$	plaque avec entaille centrale	$1.2 A$
	cornière $m = 1$	plaque avec entaille centrale	$1.1 C$
	cornière $m = 1$	plaque avec entaille centrale	$1.2 A$
	cornière $m = 1, n = 1$	plaque avec entaille centrale	C

	cornière $m = 1, n = 1$	plaque avec entailles symétriques aux bords	$A + C$
	profil U $m = 0$	plaque avec entailles symétriques aux bords	$A + C/2$
	profil U $m = 0$	plaque avec entaille centrale	$2(A+C)$
	profil U $n = 1$	plaque avec entailles symétriques aux bords	$2(A+C)$
	profil U $m = 0$	plaque avec entaille centrale	$2(A+C)$
	aile inférieure $m = 0, n = 1$	plaque avec entaille centrale	C
	aile inférieure $m = 1, n = 1$	plaque avec entailles symétriques aux bords	$2C$
	aile inférieure $m = 1, n = 1$	plaque avec entaille centrale	C
	âme $m = 1, n = 0$	plaque avec entaille latérale sur bord	A
	âme $m = 1, n = 0$	plaque avec entailles symétriques aux bords	$2A$

 <p>The diagram shows a vertical plate with a central notch. The plate is divided into three equal segments, each labeled with the letter 'C'. The notch is located in the middle segment.</p>	<p>âme $m = 1$</p>	<p>plaque avec entaille centrale</p>	<p>C</p>
 <p>The diagram shows a vertical plate with a central notch. The plate is divided into four segments: two segments of length 'C' at the top and bottom, and a central segment of length 'A'. The notch is located in the central segment.</p>	<p>âme $m = 1$</p>	<p>plaque avec entaille centrale</p>	<p>$2C$</p>

Thèse de Doctorat

Emilie LEPRETRE

Efficacité du renforcement par composites collés vis-à-vis de la propagation de fissures de fatigue pour une application aux structures rivetées

Adhesively bonded composite reinforcement against fatigue crack propagation in the case of riveted structures

Résumé

La fatigue représente la deuxième cause d'endommagement des structures métalliques anciennes après la corrosion. Celle-ci se manifeste par l'apparition de fissures, dans les zones fortement sollicitées présentant des concentrations de contraintes importantes, et peut mener à terme à la ruine de l'ouvrage. Dans le cas des structures métalliques anciennes, les fissures de fatigue s'amorcent généralement au droit des trous de rivets rendant difficile leur détection par les techniques de contrôle non destructif conventionnelles. De même, les matériaux métalliques anciens de la construction, et notamment le fer puddlé, limitent l'utilisation de certaines techniques. Dans le cadre de ce travail de thèse, l'objectif principal est d'étudier l'efficacité d'un renforcement par composites collés dans le cas de fissures de fatigue émanant de trous de rivets. Pour cela, des éprouvettes de petites dimensions, présentant un perçage central et une unique fissure de fatigue en bord de perçage, ont été considérées. De même, deux matériaux métalliques, acier doux et fer puddlé, ainsi que deux procédés de renforcement PRFC (polymères renforcés de fibres de carbone), à Module Normal et à Ultra Haut Module, sont étudiés. Pour chaque procédé de renforcement, différentes configurations de renforcement ont été testées et notamment la mise en précontrainte du plat composite MN avant collage. Cela a permis de mettre en évidence l'efficacité de la technique de collage de plats PRFC pour un renforcement à la fatigue de matériaux métalliques anciens. Par ailleurs, les expressions analytiques simples proposées pour le facteur d'intensité de contraintes pourront par la suite être utilisés pour une application aux structures rivetées en tenant compte de la présence du rivet ainsi que celle des plaques assemblées.

Mots clés

PRFC, Fatigue, Structures rivetées, Mécanique de la rupture

Abstract

After corrosion, fatigue phenomenon is the main cause of damage in old metallic structures. Fatigue cracks appear in stress concentration area subject to high stresses, and can lead to the ruin of the bridge. In old metallic structures, fatigue cracks mainly occur at the edge of the rivet hole and are thus difficult to detect with the common non-destructive inspection technique (NDI). Moreover, due to the poor quality of the old metallic materials, particularly puddled iron, some of the NDI techniques cannot be used. The main objective of the present work is to study the effectiveness of carbon fibre reinforced polymer (CFRP) laminates in reinforcing fatigue crack emanating from the rivet hole. Thus, investigations on small-scale specimens were done. These specimens consist of metallic plates with center hole from which one single crack emanates. Two metallic materials, puddled iron and mild steel, and two reinforcement processes were used. These reinforcement processes consist of Normal Modulus (NM) and Ultra High Modulus (HHM) CFRP laminates. Furthermore, symmetrical and un-symmetrical reinforcement configurations are considered as well as pre-stressing NM laminates before application. The experimental results showed firstly the efficiency of the different studied reinforcement configurations in slowing down crack propagation. In conclusion of this work, the achieved results, particularly those in terms of Stress Intensity Factor, could be used for reinforcement of riveted structures by CFRP bonding, taking into account the presence of rivets as well as the presence of the others elements of the assembly.

Key Words

CFRP, Fatigue, Riveted structures, Fracture Mechanics