



**HAL**  
open science

# Contribution à l'étude du comportement mécanique de composites textile-mortier : application à la réparation et/ou renforcement de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant

Raphaël Contamine

► **To cite this version:**

Raphaël Contamine. Contribution à l'étude du comportement mécanique de composites textile-mortier : application à la réparation et/ou renforcement de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant. Autre. Université Claude Bernard - Lyon I, 2011. Français. NNT : 2011LYO10271 . tel-00715159

**HAL Id: tel-00715159**

**<https://theses.hal.science/tel-00715159>**

Submitted on 6 Jul 2012

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

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



N° d'ordre 271-2011

Année 2011

THESE DE L'UNIVERSITE DE LYON

Délivrée par

L'UNIVERSITE CLAUDE BERNARD LYON 1

ECOLE DOCTORALE MEGA  
Spécialité : Génie Civil (Matériaux et Structures)

DIPLOME DE DOCTORAT

(arrêté du 7 août 2006)

soutenue publiquement le 6 décembre 2011

par

Raphaël CONTAMINE

CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE  
DE COMPOSITES TEXTILE-MORTIER.  
APPLICATION À LA RÉPARATION ET/OU RENFORCEMENT  
DE POUTRES EN BÉTON ARMÉ VIS-À-VIS DE L'EFFORT TRANCHANT

JURY :

Rapporteurs :

M. Jan WASTIELS,

Professeur des Universités

M. David BIGAUD,

Professeur des Universités

Examineurs :

M. Amen AGBOSSOU,

Professeur des Universités

M. Germain AURAY,

Ingénieur

Directeur de thèse :

M. Patrice HAMELIN,

Professeur des Universités

Co-directeur de thèse :

M. Amir SI LARBI,

Maître de Conférences

# RÉSUMÉ

Ces travaux portent sur la réparation et le renforcement de structures béton armé par matériaux composite. Dans ce domaine, la solution de type carbone-époxy appliqué sur les faces extérieures des structures occupe une place prépondérante, mais reste perfectible. L'objectif principal de cette thèse est de proposer des solutions alternatives à ces matériaux, tels que les composites de type textile-mortier (Textile Reinforced Concrete, « TRC ») et d'en juger la faisabilité, les performances et le comportement. Une approche expérimentale et analytique, aux échelles micro, méso et macroscopiques, est menée en s'appuyant notamment sur la technique de mesure de champs de déplacements par corrélation d'images.

À l'égard de l'étude du matériau, une procédure d'essai de caractérisation en traction directe des TRC a été conçue et validée. La conduite de 98 essais par cette procédure, a permis de mieux appréhender le comportement de ces composites, notamment l'articulation entre les mécanismes locaux et leur traduction à l'échelle macroscopique. Les principaux leviers permettant l'optimisation des TRC ont ainsi été déterminés.

À l'échelle structurelle, l'étude de 11 poutres réparées vis-à-vis de l'effort tranchant, par collage de plats préfabriqués ou moulage à même la poutre, a été conduite. Il en ressort que les solutions TRC se comparent favorablement à celles de type carbone-époxy. Aussi, le comportement local a été finement évalué, notamment, l'évolution des efforts repris par le renfort TRC ainsi que la validité du modèle analytique du treillis. Un comportement de type multifissurant ou pull-out du TRC sensible à son procédé de mise en œuvre a également été mis en avant.

**TITRE :** CONTRIBUTION À L'ÉTUDE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DE COMPOSITES TEXTILE-MORTIER. APPLICATION À LA RÉPARATION ET/OU RENFORCEMENT DE POUTRES EN BÉTON ARMÉ VIS-À-VIS DE L'EFFORT TRANCHANT

**AUTEUR :** M. Raphaël CONTAMINE

**DIRECTEUR DE THESE :** M. Patrice HAMELIN, Professeur des Universités

**CO-DIRECTEUR DE THESE :** M. Amir SI LARBI, Maître de Conférences

**LIEU ET DATE DE SOUTENANCE :** Lyon, le 6 décembre 2011

**MOTS-CLEFS :** Composite textile-mortier, TRC, caractérisation, traction, béton armé, poutre, réparation, renforcement, effort tranchant, optimisation, comportement local

**DISCIPLINE ADMINISTRATIVE :** Génie Civil

**LABORATOIRE :** Laboratoire de Génie Civil et Ingénierie Environnementale (LGCIE)

# RÉSUMÉ DÉTAILLÉ

Ces travaux de recherche s'inscrivent dans une voie d'actualité et de portée internationale qui traite de la réparation et du renforcement de structures béton armé par matériaux composites. La solution de réparation par matériaux de type carbone-époxy appliqués sur les faces extérieures des structures s'est particulièrement développée au cours des deux dernières décennies et prend dorénavant une place prépondérante dans le domaine de la réparation et du renforcement. Toutefois, aussi intéressants qu'ils soient, ces composites restent perfectibles et présentent des limites contraignantes notamment en termes de coût et de comportement au feu. L'objectif principal de cette thèse est de proposer des solutions alternatives à ces matériaux, tels que les composites de type textile-mortier (Textile Reinforced Concrete, « TRC »), et d'en juger la faisabilité, les performances et le comportement. Cette approche originale, peu développée scientifiquement à l'instant, est analysée tant au niveau du matériau, concernant sa composition, sa mise en œuvre et sa caractérisation expérimentale, qu'au niveau d'éléments de structure réparés vis-à-vis de l'effort tranchant de type poutres. L'approche suivie, aux échelles micro, méso et macroscopiques, est expérimentale et analytique.

À l'égard de l'étude du matériau, une procédure d'essai de caractérisation en traction directe des composites textile-mortier a été conçue et validée en s'appuyant sur une analyse critique des essais recensés au cours de la bibliographie. L'enrichissement de la base de données expérimentales, par la conduite de 98 essais de traction direct, a permis de mieux appréhender le comportement des TRC en confortant ou nuanciant les acquis bibliographiques, grâce notamment à des mesures de champs par corrélation d'images. En effet, des pistes ont été précisées quant à l'articulation entre les mécanismes locaux de dégradation et leur traduction à l'échelle macroscopique en termes de rupture selon l'imprégnation ou non des fibres par la matrice cimentaire. Aussi, l'influence sur le comportement global d'un certain nombre de paramètres a été discutée, mettant en avant les leviers principaux qu'il était possible de moduler pour optimiser le TRC en vue de son emploi dans le cadre de la réparation de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant.

À l'échelle structurelle, une étude portant sur l'examen du comportement de 11 poutres testées en flexion 4 points, sur lesquelles le procédé de réparation vis-à-vis de l'effort tranchant est éprouvé, a été conduite en considérant 2 variantes de mises en œuvre du composite : le collage de plats préfabriqués et le moulage au contact à même la poutre. Il en a été ressorti en premier que la solution TRC est technologiquement réalisable et que ces performances, tant au niveau ultime qu'en service, se comparent favorablement aux solutions de type carbone-époxy. L'évolution du comportement local, notamment de la déformation des armatures transversales, du schéma de fissuration et des déformations moyennes sur la face latérale de la travée de poutre réparée vis-à-vis de l'effort tranchant, a été évaluée tout au long du chargement pour les différentes configurations de poutres (notamment par l'intermédiaire d'un dispositif de corrélation d'images et de jauges de déformations). Un comportement local du TRC, très particulier de type multifissurant ou pull-out, sensible à son procédé de mise en œuvre a ainsi été mis en avant. Aussi, la mobilisation du principe de superposition de l'effort tranchant repris par les différents matériaux constitutifs des poutres a montré que le niveau de reprise des efforts par le renfort TRC demeurerait constant après l'atteinte d'un effort seuil. Enfin, la pertinence du modèle analytique du treillis a été discutée sur la base des différentes hypothèses appréciées à l'aune des résultats obtenus.

# ABSTRACT

This research focuses on repairing and strengthening concrete structures with composite materials. In this particular domain, carbon-epoxy composites are of considerable interest, but still room for improvement. The main objective of this thesis is to show alternatives to these composites, such as Textile Reinforced Concrete (TRC). Feasibility, performances and behavior of this alternative composite are examined. An experimental and analytical approach, at the micro-, meso- and macroscopic scale are conducted, notably thanks to the technique of digital image correlation for in-plane displacement measurement.

Regarding the study of the material, a rather handy, reliable and efficient procedure of a direct tensile test was designed and validated. To enable a better understanding of the TRC behavior, 98 different TRC configurations were tested thanks to this procedure. The links between local mechanisms and macroscopic scale behavior were notably studied. Finally, key levers for optimizing the TRC were determined.

On the structural level, a study was conducted on 11 beams shear strengthened by bonding of prefabricated plates or by contact molding. It shows that TRC solutions compare favorably with carbon-epoxy composites. Also, the local behavior was thoroughly assessed, notably the change of forces carried by the composite material and the truss model validity. A multi-cracking or pull-out behavior of the TRC was put forward depending on its application process.

**TITLE:** CONTRIBUTION TO THE MECHANICAL BEHAVIOR STUDY OF THE COMPOSITE TEXTILE REINFORCED CONCRETE. APPLICATION TO SHEAR REPAIRING AND/OR STRENGTHENING OF REINFORCED CONCRETE BEAMS.

**AUTHOR:** Mr. Raphaël CONTAMINE

**THESIS DIRECTOR:** Mr. Patrice HAMELIN, University Professor

**MAJOR ADVISOR:** Mr. Amir SI LARBI, University Assistant Professor

**LOCATION AND DATE OF THE DEFENCE:** Lyon (France), December 6th 2011

**KEYWORDS:** Textile Reinforced Concrete, TRC, composite, characterization, tensile, reinforced concrete, beam, repair, strengthening, shear, optimization, local behavior.

**ACADEMIC DISCIPLINE:** Civil Engineering

**LABORATORY:** Laboratory of Civil and Environmental Engineering, « Laboratoire de Génie Civil et Ingénierie Environnementale » (LGCIE)

# REMERCIEMENTS

Ces recherches ont été effectuées au sein du Laboratoire de Génie Civil et Ingénierie Environnementale (LGCIE) site Bohr, dont je remercie le professeur Patrice Hamelin qui m'a accueilli en tant que directeur de site et directeur de thèse. Il a su donner des axes originaux et porteurs à ces recherches.

Je remercie vivement mon codirecteur de thèse, M. Amir Si Larbi, et lui suis très reconnaissant pour m'avoir initié à la recherche et avoir dirigé cette thèse. Son fort investissement pour la recherche, son dynamisme, sa grande disponibilité, et ses conseils précieux m'ont permis de mener à bien ce travail.

J'adresse mes sincères remerciements à M. Jan Wastiels, Professeur à l'université libre de Bruxelles et à M. David Bigaud, Professeur à l'université d'Angers pour m'avoir fait l'honneur d'examiner ce mémoire et lui apporter ainsi l'accréditation de la communauté scientifique, ainsi que pour leur présence en tant que membre du jury.

Aussi, j'adresse mes sincères remerciements à M. Amen Agbossou, professeur à l'université de Savoie, et à M. Germain Auray, pour enrichir le jury de leur présence en tant qu'examineurs.

La réalisation des campagnes expérimentales a été simplifiée et parfois affinée grâce à la participation active et à l'expérience de Emmanuel Janin, agent technique et Gérard Lagarde assistant ingénieur que je remercie à cet effet.

Enfin, je remercie l'ensemble des membres du LGCIE site Bohr, et tout particulièrement Charlotte Meaud, Toan Quoc Bach et Samira Souidi pour leur aide et leur bonne humeur au cours de ces années passées au laboratoire.

# TABLE DES MATIÈRES

<b>INTRODUCTION</b> .....	<b>12</b>
LES COMPOSITES DANS LE SECTEUR DU GÉNIE CIVIL .....	13
LES COMPOSITES À MATRICE CIMENTAIRE : ÉTAT DE L'ART .....	18
<i>Naissance des composites à matrice cimentaire</i> .....	18
<i>Composites fibres-ciment</i> .....	18
Composites amiante-ciment .....	18
Autres types de composites fibres-ciment .....	19
<i>Composites ferrociment</i> .....	22
<i>Les solutions alternatives</i> .....	23
<i>Composite textile-mortier (TRC)</i> .....	24
<i>Objectifs de la recherche</i> .....	25
<b>CHAPITRE I: ÉTUDE BIBLIOGRAPHIQUE : MATÉRIAUX COMPOSITES TEXTILE-MORTIER (TRC)</b> .....	<b>26</b>
I.1 INTRODUCTION .....	27
I.2 LES MATRICES CIMENTAIRES (MINÉRALES).....	28
I.2.1 <i>Mortier de clinker Portland</i> .....	30
I.2.2 <i>Mortiers d'aluminate de calcium</i> .....	31
I.2.3 <i>Mortiers phosphatiques</i> .....	31
I.2.4 <i>Mortiers chargés de polymère</i> .....	33
I.2.4.1.a <i>Imprégnation du mortier par polymère (PIC)</i> .....	33
I.2.4.1.b <i>Modification du ciment par polymère (PMC)</i> .....	33
I.3 LES TEXTILES.....	35
I.3.1 <i>Nature de filaments</i> .....	35
I.3.1.1 <i>Verre-E et verre-AR</i> .....	37
I.3.1.2 <i>Basalte</i> .....	37
I.3.1.3 <i>Aramide</i> .....	38
I.3.1.4 <i>Carbone</i> .....	38
I.3.1.5 <i>Acier inoxydable</i> .....	39
I.3.2 <i>Technologies textiles</i> .....	39
I.3.2.1 <i>Tricotage à maille jetée</i> .....	40
I.3.2.1.a <i>Canevas</i> .....	41
I.3.2.1.b <i>Tricot à maille jetée</i> .....	42
I.3.2.1.c <i>Grille à maille jetée à 3 dimensions</i> .....	43
I.3.2.2 <i>Tissage</i> .....	44
I.3.2.3 <i>Tressage</i> .....	44
I.3.2.4 <i>Collage</i> .....	45
I.4 LES DIFFÉRENTS PROCÉDÉS DE PRODUCTION DES TRC .....	47
I.4.1 <i>Moulage au contact in situ</i> .....	47
I.4.2 <i>Projection in situ</i> .....	48
I.4.3 <i>Préfabrication (production de masse)</i> .....	48
I.4.3.1 <i>Pultrusion</i> .....	49
I.4.3.2 <i>Pultrusion et compactage</i> .....	49

I.4.3.3	Imprégnation mécanique .....	50
I.4.3.4	Pompage et injection .....	51
I.4.3.5	Conclusions .....	52
I.5	MÉCANIQUE DES TRC .....	53
I.5.1	<i>Introduction</i> .....	53
I.5.2	<i>Échelle nanoscopique (adhérence filament-mortier)</i> .....	53
I.5.3	<i>Échelle microscopique</i> .....	54
I.5.3.1	Adhérence filament-mortier .....	54
I.5.3.2	Adhérence fil-mortier .....	55
I.5.3.2.a	Essais d'arrachement fil-mortier .....	55
I.5.3.2.b	Comportement mécanique .....	57
I.5.3.2.b.i	« Adhérence interne » inférieure à « l'adhérence externe » .....	57
I.5.3.2.b.ii	« Adhérence interne » supérieure à « l'adhérence externe ».....	60
I.5.4	<i>Échelle mésoscopique et macroscopique (Adhérence structurelle)</i> .....	60
I.5.5	<i>Les produits de préimprégnation des textiles</i> .....	62
I.5.6	<i>Influence de la préimprégnation des fils sur leur adhérence avec la matrice</i> .....	64
I.6	CARACTÉRISATION MÉCANIQUE DU COMPOSITE TRC EN TRACTION .....	67
I.6.1	<i>Limites de validité des essais de flexion</i> .....	67
I.6.2	<i>Description des essais de traction existants</i> .....	67
I.6.3	<i>Comportement mécanique en traction</i> .....	71
I.6.4	<i>Influence des paramètres du TRC sur le comportement mécanique en traction du composite</i> .....	73
I.6.4.1	Nature de la matrice.....	73
I.6.4.2	La nature des filaments.....	75
I.6.4.3	L'augmentation du nombre de filaments par fil.....	76
I.6.4.4	Espacement entre les boucles de chainettes.....	77
I.6.4.5	Précontrainte des fils .....	77
I.6.4.6	Préimprégnation du textile.....	77
I.6.4.7	Direction du textile tricoté (Utilisation direction de chaîne ou trame).....	79
I.6.4.8	L'orientation des fils.....	80
I.6.4.9	Taux de renforcement.....	81
I.6.4.10	La cure du composite .....	82
I.6.5	<i>Modes de rupture du TRC</i> .....	83
I.6.5.1	Renfort non préimprégné.....	83
I.6.5.2	Renfort préimprégné.....	83
I.7	CONCLUSION .....	84

**CHAPITRE II : DÉVELOPPEMENT D'UNE PROCÉDURE D'ESSAI EN TRACTION DIRECTE POUR LA CARACTÉRISATION DES COMPOSITES TEXTILE-MORTIER (TRC)86**

II.1	INTRODUCTION .....	87
II.2	MATÉRIAUX EMPLOYÉS .....	88
II.2.1	<i>Matrice</i> .....	88
II.2.1.1	Mortier de référence .....	89
II.2.1.2	Formulation évolutive : variation paramétrique de la formulation d'un mortier-IS .....	90
II.2.2	<i>Renfort</i> .....	91
II.2.2.1	Grilles tricotées .....	92
II.2.2.2	Armatures de répartition.....	93
II.2.2.3	Produits de préimprégnation .....	94



II.3	CONTRIBUTION À LA CONCEPTION, VALIDATION ET ANALYSE D'UN ESSAI DE CARACTÉRISATION DES TRC EN TRACTION DIRECTE.....	95
II.3.1	<i>Conception de l'essai</i> .....	95
II.3.1.1	Mise en œuvre des éprouvettes .....	97
II.3.1.1.a	Plats de composite TRC.....	97
II.3.1.1.b	Éprouvettes .....	98
II.3.1.2	Description des mors.....	100
II.3.1.3	Instrumentation et chargement .....	100
II.3.2	<i>Référencement des TRC</i> .....	101
II.3.3	<i>Comportement des TRC en traction directe et méthodologie d'exploitation</i> .....	102
II.3.3.1	Lois de comportement contrainte-déformation .....	102
II.3.3.2	Taux de travail du renfort.....	104
II.3.3.3	Prévision de l'espacement des fissures.....	105
II.3.4	<i>Validation de l'essai de traction directe et analyse du comportement du TRC</i> .....	108
II.3.4.1	Mesure de champs par corrélation d'image.....	109
II.3.4.2	Analyse des mesures de champs dans le cadre de l'essai de traction directe.....	110
II.3.4.3	« Pureté » du champ de traction .....	110
II.3.4.4	Homogénéité du champ de traction.....	111
II.3.4.5	Représentativité de la zone de mesure et comportement à proximité des talons .....	112
II.3.4.6	Représentativité de l'effort mesuré en vue du calcul de la contrainte moyenne et mode de rupture .....	114
II.3.4.7	Reproductibilité de l'essai de traction .....	116
II.3.4.7.a	Zone 1 de la courbe contrainte-déformation .....	117
II.3.4.7.b	Zone 2 et 3 de la courbe contrainte-déformation.....	118
II.3.4.8	Conclusions.....	119
II.3.5	<i>Influence des défauts des plats TRC sur leur comportement en traction directe</i> .....	120
II.3.5.1.a	Comportement global.....	121
II.3.5.1.b	Comportement local.....	121
II.3.5.1.b.i	Voilement de l'éprouvette (symétrie maîtrisée) .....	121
II.3.5.1.b.ii	Dissymétrie de l'éprouvette (voilement maîtrisé) .....	122
II.4	AMÉLIORATION DES PERFORMANCES EN TRACTION DES COMPOSITES TRC-ISRS EN FONCTION DE LEUR STRUCTURATION .....	124
II.4.1	<i>Taux de renfort et fils</i> .....	125
II.4.1.1	Structurations testées.....	125
II.4.1.2	Lois de comportement contrainte-déformation .....	126
II.4.1.3	Évolution de la zone 1 .....	127
II.4.1.4	Évolution de la déformation du point caractéristique 2 « $\epsilon_{car2}$ ».....	129
II.4.1.5	Évolution de la rigidité de la zone 3 et de la résistance des TRC .....	129
II.4.1.6	Évolution de la déformation ultime.....	133
II.4.2	<i>Nombre de filaments par fil</i> .....	133
II.4.2.1	Lois de comportement.....	134
II.4.2.2	Évolution de la zone 1 .....	134
II.4.2.3	Évolution des zones 2 et 3 et schéma de fissuration à rupture.....	135
II.4.3	<i>Influence des armatures de répartition</i> .....	137
II.4.3.1	Lois de comportement (armature de répartition seul).....	137
II.4.3.1.a	Armatures de répartition seules.....	137
II.4.3.1.b	Couplage des armatures de répartition et des grilles tricotées.....	138
II.4.3.2	Étude de la zone 1 .....	139

II.4.3.2.a	Armatures de répartition seules.....	139
II.4.3.2.b	Couplage des armatures de répartition et des grilles tricotées.....	139
II.4.3.3	Schéma de fissuration à rupture (armatures de répartition seules) .....	140
II.4.3.4	Étude des zones 2 et 3 et schéma de fissuration à rupture (couplage des armatures de répartition et des grilles tricotées) .....	140
II.4.4	<i>Nature du mortier</i> .....	142
II.4.4.1	Propriétés fraîches de la matrice.....	143
II.4.4.2	Influence de la formulation du mortier sur le comportement mécanique du TRC-ISRS en traction .....	144
II.4.4.2.a	Loi de comportement .....	144
II.4.4.2.b	Étude de la zone 1 et 2 .....	145
II.4.4.2.c	Étude de la zone 3 .....	145
II.4.5	<i>Produit de préimprégnation</i> .....	146
II.4.5.1	Propriétés fraîches des TRC préimprégnés .....	148
II.4.5.2	Loi de comportement .....	148
II.4.5.3	Étude des zones 1 et 2 .....	149
II.4.5.4	Étude de la zone 3 .....	150
II.4.5.5	Mode de rupture.....	153
II.4.6	<i>Procédé de mise en œuvre</i> .....	154
II.4.6.1	Loi de comportement .....	154
II.4.6.2	Étude des zones 1 et 2 .....	155
II.4.6.3	Étude de la zone 3 .....	155
II.4.7	<i>TRC-ISRS amélioré</i> .....	157
II.4.7.1	Propriétés à l'état frais de la matrice « MIS » .....	157
II.4.7.2	Lois de comportement et taux de travail de la matrice « MIS » .....	157
II.4.8	<i>Détermination du schéma de fissuration en fonction du chargement appliqué au TRC-ISRS</i> .....	159
II.4.8.1	Description sommaire des modèles de Ahn et Cuypers.....	160
II.4.8.2	Recalage du modèle de Ahn.....	162
II.4.8.3	Validation du modèle .....	164
II.4.8.4	Influence de la configuration du renfort textile sur les paramètres de Weibull .....	166
II.4.8.5	Détermination de l'ouverture moyenne des fissures.....	167
II.5	CONCLUSIONS .....	168

### **CHAPITRE III : APPLICATION DE TRC À LA RÉPARATION ET/OU RENFORCEMENT DE POUTRES BÉTON ARMÉ VIS-À-VIS DE L'EFFORT TRANCHANT ...**

	.....	171
III.1	INTRODUCTION .....	172
III.2	BRÈVE REVUE BIBLIOGRAPHIQUE.....	173
III.2.1	<i>COMPORTEMENT D'UNE POUTRE EN BÉTON ARMÉ</i> .....	173
III.2.1.1	Analogie du treillis.....	173
III.2.1.2	Facteurs influençant le comportement d'une poutre en béton armé .....	174
III.2.1.3	Mécanisme de rupture d'une poutre en Béton Armé .....	175
III.2.1.3.a	Mécanisme de rupture vis-à-vis du moment fléchissant .....	176
III.2.1.3.b	Mécanisme de rupture à l'effort tranchant .....	176
III.2.2	<i>Comportement d'une poutre en béton armé renforcée ou réparée par composite carbone époxy (cfrp)</i> .....	179
III.2.2.1	Introduction.....	179

III.2.2.2	Renforcement de poutres en béton armé à l'effort tranchant .....	179
III.2.2.2.a	Configurations courantes de renforcement à l'effort tranchant .....	179
III.2.2.2.b	Mécanismes de rupture des poutres renforcées ou réparées à l'effort tranchant .....	180
III.2.2.2.b.i	Rupture du composite .....	180
III.2.2.2.b.ii	Rupture par désolidarisation .....	181
III.2.2.2.c	Description des modèles de calcul prévisionnel (ELU) de poutres béton armé renforcées à l'effort tranchant par FRP .....	182
III.2.3	<i>Comportement d'une poutre en béton armé renforcée ou réparée par composite carbone textile-mortier (TRC)</i> .....	183
III.2.3.1	Introduction .....	183
III.2.3.2	Mise en œuvre et configuration de renforcement .....	183
III.2.3.3	Résultats .....	184
III.2.3.4	Conclusions .....	186
III.3	PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE VISANT L'ÉTUDE DE LA RÉPARATION DES POUTRES BÉTON ARMÉ À L'EFFORT TRANCHANT PAR TRC-ISRS .....	187
III.3.1	<i>Méthodologie</i> .....	187
III.3.2	<i>Matériaux et mise en œuvre</i> .....	187
III.3.2.1	Poutres béton armé .....	187
III.3.2.1.a	Béton .....	187
III.3.2.1.b	Acier .....	188
III.3.2.2	Composites de réparation .....	188
III.3.2.2.a	Composite carbone époxy (CFRP) .....	188
III.3.2.2.b	Composites textile-mortier (TRC) .....	188
III.3.2.3	Plan de ferrailage .....	189
III.3.3	<i>Configuration de réparation des poutres endommagées et modalités de mise en œuvre</i> .....	190
III.3.3.1	Endommagement et réparation des poutres .....	190
III.3.3.2	Dimensionnement .....	190
III.3.3.3	Référencement des poutres .....	190
III.3.3.4	Poutres saines (référence) .....	191
III.3.3.5	Réparation par CFRP .....	191
III.3.3.6	Collage de plats préfabriqués .....	191
III.3.3.7	Moulage au contact <i>in situ</i> .....	192
III.3.3.8	Procédure de mise en œuvre des composites de réparation .....	194
III.3.3.8.a	Composite carbone époxy (CFRP) .....	194
III.3.3.8.b	Composite textile-mortier (TRC) .....	195
III.3.3.8.b.i	Collage de plats préfabriqués .....	195
III.3.3.8.b.ii	Moulage au contact <i>in situ</i> .....	195
III.3.4	<i>Instrumentation et principe de chargement</i> .....	196
III.4	PERFORMANCES GLOBALES .....	198
III.4.1	<i>Description et confrontation du comportement des poutres saines et réparées</i> .....	198
III.4.1.1	Confrontation du comportement des poutres réparées par CFRP et TRC .....	201
III.4.1.2	Influence de l'augmentation de l'épaisseur du TRC sur les poutres « R30 » .....	202
III.4.1.3	Influence du procédé de réparation des poutres .....	202
III.4.1.4	Confrontation du comportement des poutres « R30 » et « R40 » .....	202
III.4.1.5	Mode de rupture des poutres .....	203
III.5	COMPORTEMENT À L'ÉCHELLE LOCALE .....	210
III.5.1	<i>Comportement local des poutre réparées</i> .....	210

III.5.1.1	Influence de la réparation sur le schéma de fissuration des poutres à rupture .....	210
III.5.1.1.a	Reproductibilité du schéma de fissuration sur les poutres saines (zone réparée) .....	211
III.5.1.1.b	Poutres réparées par collage de plats TRC préfabriqués par bandes en face latérale .....	213
III.5.1.1.c	Poutres réparées par moulage au contact <i>in situ</i> en « U » .....	216
III.5.1.1.c.i	Réparation de la poutre « R30 » par renfort continu de TRC(5) .....	216
III.5.1.1.c.ii	Réparation de la poutre « R30 » par bandes de TRC(5).....	217
III.5.1.1.c.iii	Réparation de la poutre « R30 » par bandes de CFRP .....	217
III.5.1.1.c.iv	Réparation de la poutre « R40 » par bandes de TRC(5).....	218
III.5.1.1.c.v	Réparation de la poutre « R40 » par TRC(2) continu .....	219
III.5.1.2	Déformations.....	219
III.5.1.2.a	Poutres saines.....	220
III.5.1.2.b	Influence renfort TRC sur comportement qualitatif.....	220
III.5.1.2.c	Influence du TRC de réparation sur les déformations en flexion .....	220
III.5.1.2.d	Influence du TRC de réparation sur la déformation des cadres.....	221
III.5.1.2.e	Confrontation des déformations dans les cadres des poutres réparées par CFRP et TRC	227
III.5.1.3	Évolution des méso et macro-fissures en fonction du chargement pour les poutres « R40 » saines et réparées.....	229
III.5.2	<i>Comportement local du TRC de réparation</i> .....	231
III.5.2.1	Mise en œuvre par collage de plats préfabriqués de « TRC(5) ».....	232
III.5.2.2	Mise en œuvre par moulage au contact <i>in situ</i> de « TRC(5) ».....	236
III.5.2.2.a	Comportement local du TRC de réparation par bandes en « U » .....	236
III.5.2.2.a.i	Description .....	236
III.5.2.2.a.ii	Influence de la configuration en « U » .....	239
III.5.2.2.a.iii	Justifications .....	239
III.5.2.2.b	Comportement local du TRC de réparation continu en « U » .....	240
III.6	PERTINENCE DU MODÈLE DU TREILLIS DANS LE CAS DE RÉPARATION DE POUTRES BÉTON ARMÉ PAR COMPOSITES TRC.....	244
III.6.1	<i>Qualitatif</i> .....	244
III.6.2	<i>Quantitatif</i> .....	248
III.6.3	<i>Estimation du taux de travail</i> .....	251
III.7	CONCLUSIONS .....	252
<b>SYNTHÈSE –CONCLUSIONS .....</b>		<b>254</b>
<b>RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES .....</b>		<b>261</b>
<b>ANNEXES.....</b>		<b>278</b>
ANNEXE A	PROPRIÉTÉS DES MATRICES FRAICHES .....	279
ANNEXE B	CORRÉLATION D'IMAGE.....	280
B.1	<i>Principe de la corrélation d'image</i> .....	280
B.2	<i>Matériel utilisé</i> .....	280
ANNEXE C	PRINCIPE DU LOGICIEL ICASOFT.....	282
ANNEXE D	MODÈLES ANALYTIQUES.....	284
D.1	<i>Symboles et abréviations</i> .....	284
D.1.1	Symboles (alphabet latin).....	284
D.1.2	Symboles (alphabet grec et latin) .....	285
D.2	<i>Modèle Aveston-Cooper-Kelly (A.C.K.)</i> :.....	286
D.2.1	Hypothèses du modèle ACK : .....	286
D.2.2	Zone pré-fissuration (Zone 1) :.....	287

D.2.3	Zone de multi-fissuration (Zone 2) : .....	287
D.2.4	Zone post-fissuration .....	289
D.3	<i>Modèle de Ahn et Curtin</i> .....	290
D.3.1	Hypothèses : .....	290
D.3.2	Description du modèle.....	290
D.3.2.a	Calcul de la déformation du composite en fonction de la contrainte qui lui est appliquée :... .....	290
D.3.2.b	Calcul de la population de défauts dans la matrice du composite. ....	294
D.3.3	Analyse du modèle .....	294
D.3.4	Obtention de la contrainte de cisaillement ( $\tau_0$ ) à partir d'essais expérimentaux. ....	295
ANNEXE E	MODÈLE À 2 DISTRIBUTIONS DE WEIBULL.....	298
ANNEXE F	INFLUENCE DE L'EFFET D'ARRACHEMENT SUR LE COMPORTEMENT CONTRAINTE-DÉFORMATION .....	299
ANNEXE G	DÉPENDANCE ENTRE LA FIN DE LA ZONE 1 DE LA COURBE CONTRAINTE-DÉFORMATION MOYENNE ET LE SCHÉMA DE FISSURATION DE LA MATRICE .....	300
ANNEXE H	TAUX D'IMPRÉGNATION EN FONCTION DU NOMBRE DE FILAMENTS PAR FILS .....	301
ANNEXE I	INFLUENCE DU RENFORT TRC SUR LES DÉFORMATIONS EN FLEXION.....	303
ANNEXE J	POSITION DU POINT RETENU POUR LE CALCUL DE L'OUVERTURE DE FISSURE MAXIMALE ... .....	305
ANNEXE K	DÉFORMATIONS VERTICALES MOYENNES MAXIMALES RELEVÉES SUR LES TRC(5) .	307
ANNEXE L	COMPORTEMENT LOCAL DE « TRC(2) » MIS EN ŒUVRE PAR MOULAGE AU CONTACT <i>IN SITU</i> POUR UNE RÉPARATION CONTINUE EN « U ».....	311

# **INTRODUCTION**

## LES COMPOSITES DANS LE SECTEUR DU GÉNIE CIVIL

Le secteur des composites employait, en 2005, environ 550000 personnes dans le monde et générait un chiffre d'affaires de l'ordre de 62 milliards d'euros pour 8.6 millions de tonnes consommées [UP-TEX\_10] contre 7 millions en 2000 [BERREUR\_02]. Le marché des matériaux composites a une croissance de l'ordre de 5 % par an et a atteint 80 milliards d'euros en 2010 ([UP-TEX\_10], selon JEC composites 2010). Cette croissance reste assez stable depuis les années 1990 ; en effet d'après [BERREUR\_02] ce taux de croissance était d'environ 6 % entre 1994 et 2000. Ce marché peut ainsi être qualifié de porteur dans le contexte économique mondial actuel (le taux de croissance du PIB mondial étant seulement de 3,9 % en 2010 d'après le rapport 2011 de la banque mondiale concernant la croissance mondiale).

Le secteur du génie civil représentait en 2009, 27 % du volume de composite utilisé dans le monde au cours de cette année, juste derrière le secteur du transport avec 28 %, suivent ensuite les secteurs de l'électronique (16 %), des biens de consommation (9 %), la pétrochimie (7 %), le maritime (6 %), l'éolien (3.5 %) et l'aérospatiale (3.5 %) [JAMES\_09].

Un matériau composite est un matériau hétérogène en phase solide formé d'au moins 2 constituants non miscibles dont les qualités respectives se complètent pour former un matériau aux caractéristiques hybrides. Un matériau composite est constitué d'un renfort et d'une matrice. Le renfort prenant généralement la forme de fibres et/ou de particules, assure l'essentiel des propriétés mécaniques. La matrice joue le rôle de liant afin d'assurer la transmission des efforts au renfort, de le maintenir dans sa position initiale et le protéger de l'environnement extérieur.

Il est d'usage de classer les composites par la nature de leur matrice car la matrice assure toutes les fonctions autres que la tenue mécanique et conditionne le choix du procédé de mise en forme. On distingue habituellement 2 familles : les composites à matrice organique et les composites à matrice céramique (figure 1).

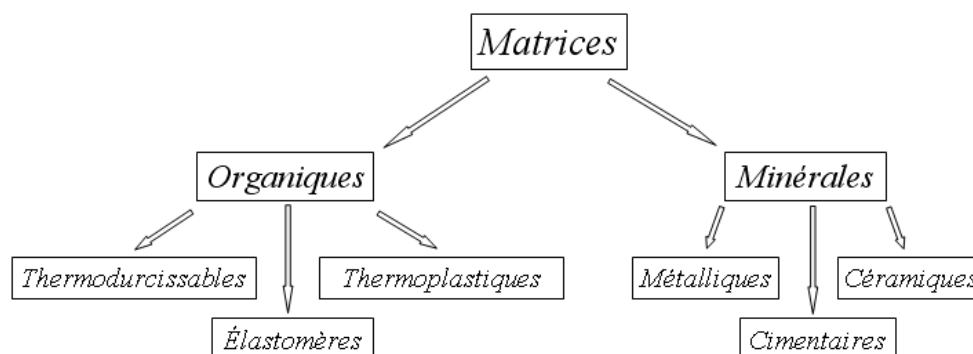


Figure 1 : Principales familles de matrices utilisées dans les matériaux composites

L'association de différents matériaux sous forme d'un matériau composite peut ainsi permettre de tirer parti des propriétés intéressantes de chacun des matériaux utilisés (caractéristiques mécaniques, propriété thermique, durabilité, masse volumique, prix ...) tout en éliminant les caractéristiques indésirables de ces matériaux afin de « créer » un matériau unique répondant précisément à un cahier des charges. C'est ainsi dans un souci d'optimisation, afin de répondre au mieux aux problèmes technico-économiques et satisfaire des besoins parfois contradictoires auxquels les matériaux classiques répondent difficilement, que les matériaux composites sont de plus en plus utilisés dans le domaine de la construction.

Les pathologies des bâtiments et infrastructures existants, les modifications des conditions d'exploitation et de nouvelles conditions accidentelles exigent l'entretien, la protection, la réparation et le renforcement. Les matériaux composites sont bien adaptés à ces objectifs. Leurs performances mécaniques, en particulier en traction, leur légèreté (qui ne surcharge pas la structure en cours de réparation) et leur adhérence sur béton ou maçonnerie sont les principaux atouts de ces matériaux.

L'objectif est donc d'exploiter les potentialités de ces systèmes composites dans le but de : i) protéger, ii) réparer, iii) renforcer et iv) contrôler les ouvrages existants.

Le marché visé par ces matériaux composites se situe au niveau de la mise en sécurité des infrastructures et de la conservation du patrimoine [LUYCKX\_99].

Ceci est dirigé par la nécessité d'augmenter la durée de vie des ouvrages existants, d'adapter les constructions existantes à de nouvelles conditions d'exploitation et de prendre en considération les nouvelles contraintes environnementales (choc, explosion et sismique).

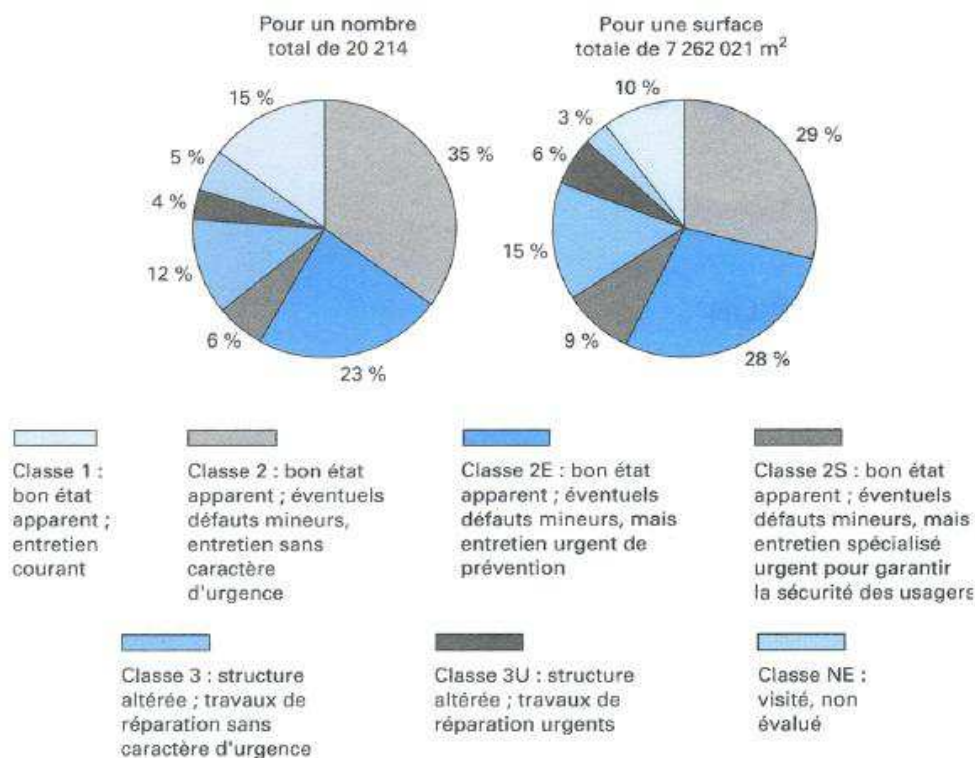
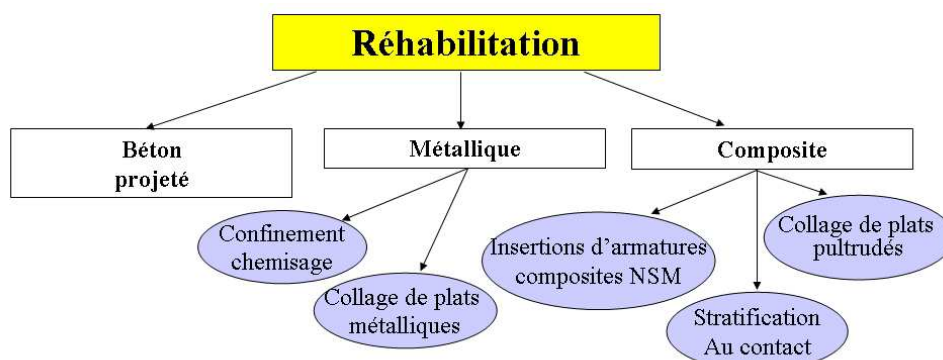


Figure 2 : État des ouvrages d'après une enquête du Setra [SETRA\_99]



Une enquête du Setra [SETRA\_99] (Service d'étude technique des routes et autoroutes) montre qu'en 1999, 16 % des ouvrages présentent des désordres qui nécessitent des travaux de réparation, 37 % exigent un entretien spécialisé urgent (figure 2). Les principales causes des désordres affectant les ouvrages d'art sont multiples : dégradation des matériaux (érosion, altération physico-chimique, cycles gel-dégel, retrait du béton, corrosion des armatures ...), erreurs de conception et d'exécution, modification des conditions d'exploitation ou d'utilisation des ouvrages [HAMELIN\_02].

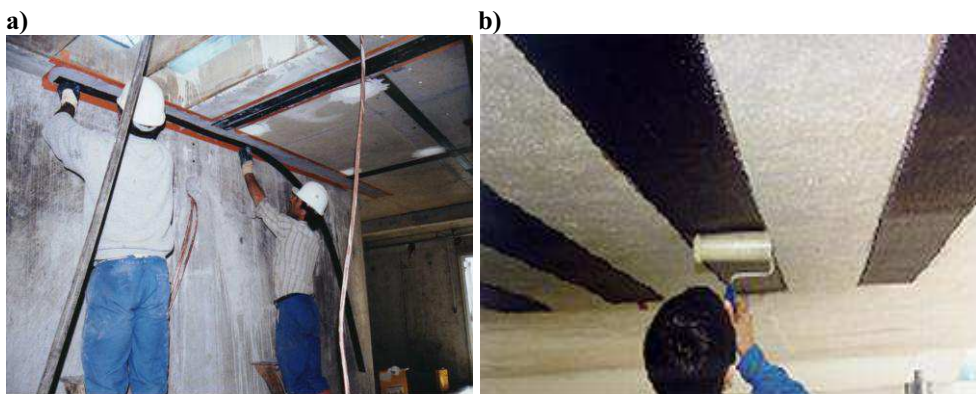
Différentes méthodes de réhabilitation de structures par matériaux composites permettent de pallier les inconvénients des méthodes conventionnelles (figure 3, chemisage par béton armé, chemisage en acier, tôles collées, précontrainte additionnelle, etc.), avec des performances mécaniques supérieures.



**Figure 3 : Principales méthodes de réhabilitations de structures**

Les méthodes de renforcement les plus utilisées en France sont la mise en place de tissus stratifiés au contact ou le collage de plats préfabriqués (figure 4). Le moulage au contact (ou la stratification au contact) est une technique manuelle qui consiste à placer le composite directement sur l'élément à renforcer. Le collage de plats préfabriqués (semi-produit) se caractérise par la pose de plaques de composite collées sur une surface en béton par des résines époxydiques à forte viscosité.

Les principales formulations utilisées sont constituées de fibres de carbone, fibres de verre ou fibres d'aramide. Ces fibres de renfort sont couplées avec des matrices époxydiques ou polymères (vinylester) afin d'assurer une imprégnation convenables des fibres. Le comportement global en flexion de la structure peut être significativement modifié (augmentation de la résistance au cisaillement et à la compression des colonnes).



**Figure 4 : Illustration du procédé de réparation par CFRP mis en œuvre par collage de plats préfabriqués (a) et par moulage au contact (b)**

En Génie Civil, la crédibilité d'un projet mettant en œuvre des matériaux composites ne peut se limiter aux performances mécaniques et physicochimiques instantanées au regard du domaine d'application visé dans la construction. Nous pouvons mettre en avant plusieurs verrous au développement de tels matériaux :

- Au niveau socio-économique, les matériaux composites présentent un coût élevé par rapport aux matériaux traditionnels tels que le béton (0.005 BC/kg) ou l'acier (1 BC/kg). Une estimation des marchés potentiels par absence d'expériences et de retours d'expériences (chantiers expérimentaux) est difficile à réaliser. Il est donc très difficile d'évaluer le besoin en composites dans le domaine de la construction. Une baisse des prix en fonction du volume commandé semble donc compliquée.
- Comme nous l'avons vu précédemment, l'absence de procédés de transformation performants handicape fortement l'utilisation de ces systèmes composites. Les conditions de transformation, plus complexes que pour le béton nécessitent une main d'œuvre qualifiée.
- Les garanties demandées pour les assurances sont importantes (durée de vie de 10 à 100 ans). Les conditions d'essais ne permettent pas d'établir des limites d'utilisation irréfutables. L'absence de retour d'expérience (et de jeux de données) sur le comportement à long terme de ces matériaux composites conduit à l'impossibilité de définir un niveau d'endommagement évolutif (remise en cause des procédures d'évaluation des risques, pérennité des ouvrages).
- L'utilisation de ces nouveaux matériaux impose la mise à disposition de recommandations et de règles de calcul qui ne sont pas toujours disponibles. L'absence de formation des techniciens et ingénieurs freine le développement des composites dans le marché du B-TP [HAMELIN\_07].

En conséquence, comme le montre l'organigramme (figure 5), il est nécessaire d'engager des actions incitatives à tous les niveaux de la conception et de la réalisation des ouvrages pour débloquer les verrous cités précédemment.

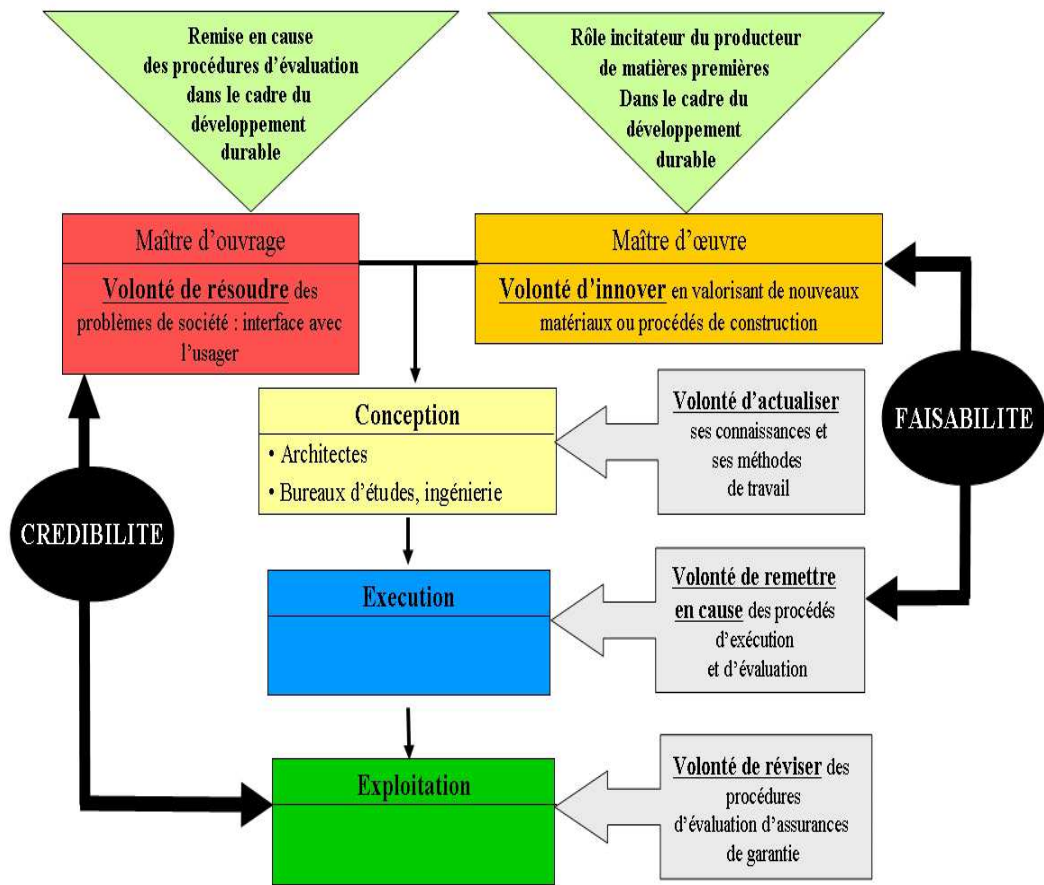


Figure 5 : Conception et réalisation d'un ouvrage de génie civil [HAMELIN\_07]

Les composites usuels sont vulnérables aux incendies. Ils brûlent facilement en émettant des fumées toxiques. Ce comportement est généralement lié à la nature organique de la matrice polymère qui les compose. Enfin, le manque de filière de traitement ou de valorisation des déchets freine l'utilisation des composites. Le développement des composites dans le B-TP se heurte au problème du recyclage des matériaux ce qui justifie parfois le choix de solutions traditionnelles. La gestion de fin de vie des pièces en composites ainsi que la valorisation des déchets sont prioritaires pour garantir le développement de ces composites.

Un des axes de recherche qui est proposé afin de pallier ces problèmes de prix, de résistance au feu, de durabilité et de gestion environnementale consiste en la substitution des matrices polymères par des matrices cimentaires (figure 6)

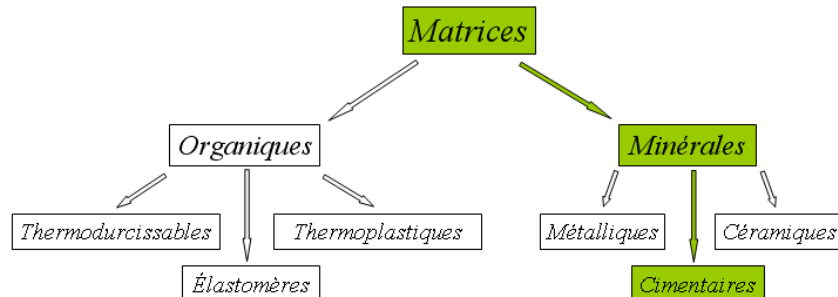


Figure 6 : Principales familles de matrices utilisées dans les matériaux composites

## **LES COMPOSITES À MATRICE CIMENTAIRE : ÉTAT DE L'ART**

### ***NAISSANCE DES COMPOSITES À MATRICE CIMENTAIRE***

La découverte du ciment est attribuée à Louis Vicat. En 1818, il fut vraisemblablement le premier à fabriquer, de manière artificielle et contrôlée, des chaux hydrauliques dont il détermina les composants ainsi que leur proportion. Le béton de ciment est apparu au début du 19<sup>ème</sup> siècle en architecture, grâce aux bétons moulés et aux pierres factices, imitation des pierres de taille coulées en béton (souvent du béton de ciment prompt naturel). En ces débuts, le béton était uniquement utilisé dans des éléments structuraux travaillant uniquement en compression.

Dans la seconde moitié du 19<sup>ème</sup> siècle, Joseph Monier, William Boutland Wilkinson, Josef Louis Lambot et Thaddeus Hyatt eurent les premiers l'idée d'associer des grilles métalliques ou barres d'acier dans du béton frais de manière à reprendre les efforts de traction au sein de ce matériau, c'est l'invention officielle du béton armé ou fer ciment.

Quoiqu'il en soit, pour la construction du grand portail de l'Acropolis en 437 avant notre ère, l'architecte Mnésiclès (Μνησκλής) eut l'idée de sceller, grâce à du mortier, des barres de fer à l'intérieur d'une rainure taillée dans la partie tendue de poutres en marbre de longue portée ! L'utilisation de matériaux composites à matrice cimentaire dans le domaine de la construction est ainsi on ne peut plus traditionnelle.

### ***COMPOSITES FIBRES-CIMENT***

#### **COMPOSITES AMIANTE-CIMENT**

L'extraction d'amiante a commencé à se développer après 1860, avec la découverte de grands gisements et sous l'impulsion de l'industrie textile. L'exploitation industrielle et commerciale n'a ensuite cessé d'augmenter, et ce jusqu'en 1975 (5 millions de tonnes extraites). En France, l'importation d'amiante a fortement baissé à partir de 1975. En 1997, elle était interdite (risques sanitaires).

En raison des qualités exceptionnelles de l'amiante pour le domaine de la construction (incombustibilité, propriété isolante thermique et acoustique, résistance aux hautes températures (jusqu'à 800°), résistance aux substances chimiques agressives (acides ou bases) et résistance à l'abrasion, résistance électrique, résistance mécanique à la traction (jusqu'à 2'000 MPa et davantage), résistance à l'usure, résistance aux micro-organismes, compatibilité chimique avec le ciment et faible coût économique), des fibres d'amiante ont été ajoutées au ciment (mélange de 90 % de ciment et 10 % d'amiante avec de l'eau) de manière à obtenir un matériau composite performant d'un point de vue mécanique, peu onéreux, imputrescible, résistant au feu...

L'amiante-ciment va ainsi devenir le premier composite fibre ciment utilisé en quantité industrielle. Ce composite présentera l'application la plus répandue de

l'utilisation de l'amiante. L'amiante-ciment, breveté dès 1901 a, en France, surtout été utilisé à partir des années 1960. De nombreux produits en contenant ont été commercialisés, notamment des plaques planes ou ondulées, tuiles et panneaux de toiture, plaques et panneaux de cloisons intérieures, conduits de cheminées, tuyaux et canalisations... (figure 7).



**Figure 7 : Tôles ondulées et tuyaux en fibres d'amiante-ciment**

### **AUTRES TYPES DE COMPOSITES FIBRES-CIMENT**

Dès la fin des années 1950 en URSS, des chercheurs ont eu l'idée de tirer parti de la résistance exceptionnelle du verre en traction pour renforcer les bétons (traduction proposée : [BIRYUKOVICH\_65]). Cependant, la forte sensibilité des fibres de verre E à l'alcali réaction avait engendré l'abandon de cette technologie. Puis, suite à la découverte des risques sanitaires liés à l'amiante, l'industrie des composites fibres-ciment s'est investie de manière plus conséquente dans la recherche de solutions alternatives à l'amiante.

La première campagne de recherche significative visant à évaluer les potentialités du composite fibre d'acier ciment a débuté au début des années 1960 [ROMUALDI\_63]. Puis dans les années 1970, des recherches portent sur la possibilité de traiter le verre standard (verre E) afin de le rendre stable en milieu alcalin [MAJUMDAR\_76]. La société Pilkington achète les droits de cette nouvelle fibre de verre Alcali Résistante (AR), développée par Madjumdar. Durant les années 1970 Pilkington développe ainsi des procédés de fabrication pour ces produits fibres-ciment (GRC de l'anglais Glass Reinforced Cement) en s'inspirant de l'industrie des plastiques renforcés. Le développement rapide des GRC depuis les années 1970 a conduit à l'élaboration d'un nouveau système breveté système Vetrotex-Saint-Gobain, développé en partenariat par le Centre de Recherche de Pont-à-Mousson et Vetrotex. Ce matériau est composé de fibre de verre AR dans un mélange de ciment, de polymères, d'adjuvants et d'ajouts spécifiques [MOHAMADOU\_94].

L'utilisation des fibres de verre AR entraîne une forte diminution des problèmes de vieillissement [BABUT\_78], [BRANDT\_86], [BENTUR\_90], [BRANDT\_91], [FRANCOIS-BRAZIER\_91], [GLINICKI\_94]. Toutefois, couplées à un mortier portland, ces fibres restent sujettes à la dégradation de leurs propriétés mécaniques avec le temps [ORLOWSKY\_05], [CUYPERS\_06].

L'interaction entre le mortier et les fibres est conditionnée par l'ensimage de ces dernières. L'interface régule les phénomènes de mouillage et d'enrobage des fibres par la matrice, afin d'obtenir un transfert de charge satisfaisant.

Les faibles performances (fragilité, résistance en traction) du liant hydraulique sont compensées par l'utilisation de fibres de renfort afin de reprendre l'effort après la rupture de la matrice cimentaire [GRANDHAIE\_93]. Une forte réserve de déformation est ainsi obtenue et les propriétés de matériau vont dépendre de plusieurs facteurs tels que la quantité et la longueur du renfort, la compacité de la matrice, etc. [CHERUBIN-GRILLO\_01]. De plus, les fibres de renfort limitent le retrait de la matrice lors de la phase de durcissement.



**Figure 8 : Fibres de verre utilisées dans les composites fibres-ciment**



**Figure 9 : Surface de rupture d'un composite fibre d'acier-ciment**

Les premiers essais concernant les composites fibres synthétiques ciments (fibres de nylon et polypropylène) n'ont pas été aussi convaincants que ceux des fibres de verre ou d'acier [GOLDFEIN\_63], [MONFORE\_68]. Toutefois, la compréhension des mécanismes des composites fibres-ciment couplée à l'élaboration de nouvelles méthodes de mise en œuvre de ce composite ont permis de conclure que les fibres synthétiques et naturelles pouvaient apporter de la résistance au béton [NAAMAN\_82], [KRENCHHEL\_85].

Des travaux de recherche conséquents ont été menés à travers le monde depuis les années 1960 sur les fibres-ciment, menant ainsi à de nombreuses applications pour ces composites. De nombreuses natures de fibres sont actuellement utilisées afin d'optimiser les performances des composites à matrice cimentaire tels que leur résistance en traction et compression, schémas de fissuration (diminution de l'ouverture et espacement de fissures), durabilité, résistance à la fatigue, résistance aux impacts, résistance à l'abrasion, retrait, expansion, propriétés thermiques et résistance au feu. Les natures de fibres les plus couramment utilisées ainsi que leur domaine d'application principale sont listés dans le Tableau 1.

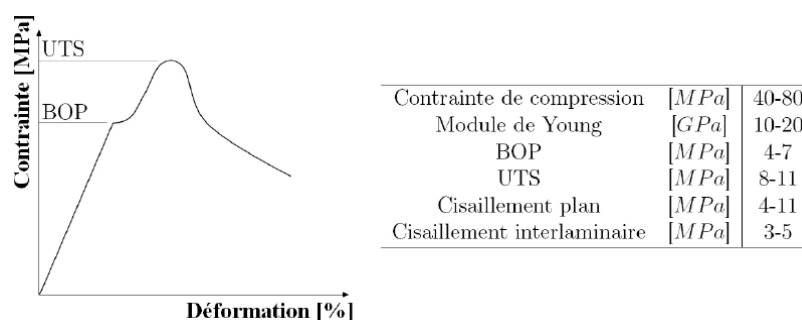
**Tableau 1 : Application des renforts de fibres les plus couramment utilisées dans les produits à base de ciment**

Nature de fibre	Application
Verre-AR	Panneaux préfabriqués, murs, rideaux, tuyaux d'égout, toitures en voiles minces de béton, enduits pour blocs de béton
Acier inoxydable	Éléments de toiture en béton cellulaire, revêtements de chaussée, tabliers de pont, produits réfractaires, tuyaux en béton, pistes d'atterrissage, réservoirs sous pression, structures résistantes aux explosions, revêtements de tunnel, coques de bateaux.
Polypropylène, Nylon	Pieux de fondation, pieux précontraints, panneaux de revêtement, éléments flottants de débarcadères et amarres pour les marinas, matériaux de réparation des routes, couches de lest pour les tuyaux sous-marins.
Carbone	Éléments ondulés pour la construction des planchers, structures de membranes simples ou doubles courbures, coques de bateaux, planches d'échafaudage.

Il existe maintenant de nombreuses méthodes de mise en œuvre des composites fibres-ciment, cependant 2 tendances se distinguent :

- La projection : un pistolet pneumatique à double sortie est utilisé afin de projeter le matériau sur un moule. La fibre arrive sous forme d'un roving continu et est hachée puis mélangée au mortier.
- Le prémélange : un malaxeur rotatif incorporant les fibres précoupées et le mortier réalise le mélange qui est ensuite coulé dans un moule.

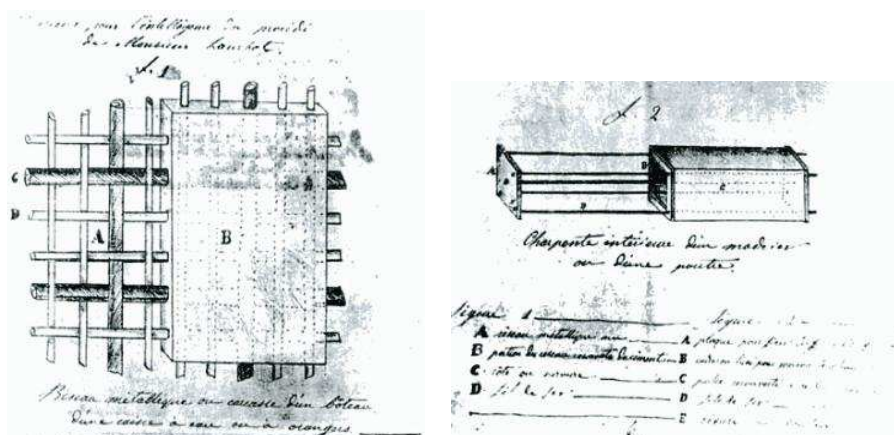
Les caractéristiques des mortiers ont été significativement améliorées par l'addition de fibres et d'adjuvants (fibre ciment). La figure 10 présente les propriétés mécaniques usuelles ainsi que l'allure du comportement en traction des composites fibres-ciment. La résistance maximale atteinte en traction directe par les composites fibres-ciment est de l'ordre de 10 MPa.

**Figure 10 : Propriétés usuelles des composites fibres-ciment**

Ces composites permettent la réalisation de formes complexes. Les propriétés acoustiques de ces matériaux peuvent également être utilisées pour la construction d'amphithéâtre ou salle de réunion. Les fibres-ciment sont présents sur les marchés du neuf et de la rénovation/réparation. Diverses autres applications sont possibles comme la réalisation de coques ou de tubes.

## COMPOSITES FERROCIMENT

La découverte officielle des composites ferrociment remonte pourtant à la même période que celle du béton armé. Le premier brevet concernant ce matériau est déposé, Josef Louis Lambot en 1847. Ce matériau constitué d'une toile de fils métallique noyés dans une matrice de ciment hydraulique était destiné à la réparation des coques de bateau en bois (figure 11). Ainsi, Josef Louis Lambot s'avère avoir ainsi été précurseur, non seulement vis-à-vis des premières applications de béton armé, mais de surcroît sur le concept de réparation de structures par composites « textile-mortier » sur le quelle s'articule cette thèse !



**Figure 11 : Illustration appartenant à la demande de brevet de Josef Louis Lambot : le béton armé, matériaux de substitution au bois (1855)**

Cependant les technologies de l'époque ne permettaient pas la réalisation d'une « toile de fils » comprenant des milliers de fils. Cette dernière s'est ainsi vue remplacée par des barres d'acier menant ainsi au béton armé. Le concept de ferrociment a ainsi été oublié durant un siècle. C'est au début des années 1940 que Pier Luigi Nervi remit au goût du jour les composites ferrociment en s'apercevant que ces composites présentaient des caractéristiques mécaniques proches d'un matériau homogène possédant une résistance aux impacts intéressante. Le résultat de ses recherches prendra la forme d'un voilier de 165 tonneaux (467 m<sup>3</sup>) dont la coque est réalisée en matériau ferrociment de 36 mm d'épaisseur. Il sera moins lourd de 5 % que les bateaux en bois classique de même taille. Le ferrociment a ensuite été principalement utilisé pour la réalisation de coques de bateau aux Royaumes Unis, en Nouvelle Zélande et en Australie jusqu'au début des années 70 où la communauté scientifique a commencé à publier de nombreux articles concernant ce matériau au sein desquels l'utilisation à caractère structurel de ce composite naîtra. Le composite ferrociment a ensuite principalement été utilisé dans les pays en voie de développement pour la création de toute sorte de structures « low cost » tels que des maisons dont les murs et la toiture sont en ferrociment et des bacs de stockage alimentaire ou d'irrigation.

Les composites ferrociment ont atteint une certaine maturité et ont déjà fait l'objet de nombreuses publications, livres, prescriptions et normes [ACI\_97], [ACI\_04], [NAAMAN\_00], [NAAMAN\_06].



## **LES SOLUTIONS ALTERNATIVES**

Ces dernières années, de nouvelles formulations de liants minéraux ont été mises au point afin de compenser la sensibilité de la fibre de verre E à l'alcali-réaction. Différentes additions de pouzzolanes peuvent être ajoutées à la formulation de base. La proportion de clinker Portland est réduite par la substitution d'additions de type fumée de silice, cendres volantes, métakaolin, etc. [AMBROISE\_89] propose l'ajout de métakaolin ou métakaolinite susceptible de conférer de meilleures caractéristiques mécaniques au matériau composite. Le métakaolin, obtenue par calcination du kaolin, est directement incorporé à l'eau de gâchage en même temps que le ciment et le sable afin de consommer tout l'hydroxyde de calcium libéré par le ciment [ORIOLE\_95]. D'autres facteurs comme la fluidité, la durabilité sont également optimisés par les diverses additions.

Les ciments magnésiens, également appelés ciments à l'oxychlorure de magnésium sont constitués de 3 composants : l'oxyde de magnésium ou magnésite (ou encore périclase) MgO, l'eau et le chlorure de magnésium (MgCl<sub>2</sub>) [MATRAY\_90]. Ils présentent l'avantage d'un pH légèrement basique, ce qui n'engendre pas d'attaque alcaline des fibres de renfort. De plus, les propriétés mécaniques sont légèrement supérieures à celles des ciments à base Portland. Néanmoins, les ciments magnésiens présentent l'inconvénient d'une forte solubilité à l'eau, ce qui restreint son utilisation au sein des composites GRC. Différents adjuvants, de nature minérale ou organique, peuvent être ajoutés à la formulation initiale afin de rendre le ciment magnésien stable à l'eau. Les propriétés physico-chimique et mécanique du mortier sont très nettement améliorées par l'augmentation du rapport MgO/Sol. Ces améliorations portent essentiellement sur la porosité résultant d'un excédent d'eau de gâchage [MATRAY\_91]. Un fluidifiant doit être ajouté à la formulation afin de compenser le fort rapport MgO/Sol [MATRAY\_91A].

Les ciments sulfoaluminate de calcium CSA (de l'anglais Calcium SulfoAluminate) ont été développés en Chine au cours des années 1970. L'hydratation du ciment CSA ne conduit pas à la formation d'hydroxyde de calcium. L'ettringite qui se forme dans ce cas mène à l'élaboration d'un système cimentaire à haute résistance en compression au jeune âge (40 MPa à 6 heures) et une ouvrabilité importante (environ 60 minutes). L'utilisation de matrice CSA est proposée par [PERA\_04] afin d'améliorer les performances mécanique de composites GRC [CAU\_09].

Récemment, les Ciments Phosphatiques Inorganiques (CPI) ont été développés comme alternatives aux liants hydrauliques pour la réalisation de composites GRC [WASTIELS\_99]. Ces liants minéraux phosphatés sont neutres après durcissement, ce qui autorise l'utilisation de fibres de renfort en verre E. Une formulation spécifique est proposée afin de retarder la prise, sans perte de durabilité.

Toutefois, les propriétés mécaniques des fibres-ciment restent relativement faibles au regard de celles des matériaux composites à matrice polymère qui leur apportent une concurrence conséquente. Afin de repousser les limites des composites fibres-ciment, l'utilisation de **tissus de renfort** est envisagée. Ces nouveaux matériaux TRC (Textile Reinforced Concrete) présentent les avantages d'un taux de renfort plus important et de l'orientation des performances mécaniques. En revanche, les

procédés de transformation des composites fibres-ciment ne sont pas toujours adaptés à ces matériaux.

### **COMPOSITE TEXTILE-MORTIER (TRC)**

L'utilisation du terme « textile-mortier » (ou Textile Reinforced Concrete, TRC) destiné à la conception ou à la réparation d'éléments structuraux est très récente. Les premières recherches y référant ont débuté au milieu des années 90 [OHNO\_94], [PELED\_94]. Cependant il a fallu attendre la fin des années 90 avant qu'un nombre plus important de chercheurs s'intéresse à ce sujet [HEGGER\_98], [PELED\_98], [LITWIN\_99], [BANHOLZER\_01], [BRAMESHUBER\_01], [KRÜGER\_01], [MOLTER\_01]...

Une première définition du Composite Textile-mortier (TRC) a été proposée par le professeur NAAMAN au cours de la seconde conférence internationale RILEM [NAAMAN\_10].

*« Textile reinforced concrete is a type of reinforced concrete commonly constructed of hydraulic-cement matrix reinforced with several layers of closely spaced continuous 2D textiles, or one or several layers of 3D textiles. At least one textile layer should be placed near each of the two extreme surfaces of the resulting structure. The textiles may be made of polymer, synthetic, metallic, organic or other suitable materials. The fineness of cementitious matrix and its composition should be compatible with the textile armature system it is meant to encapsulate. The matrix may contain discontinuous fibers or microfibers of appropriate dimensions. »*

Cette définition se traduit ainsi :

*Le composite textile-mortier est un type de béton armé généralement composé d'une matrice de ciment hydraulique renforcée de plusieurs couches textiles continues 2D étroitement espacées ou de une ou plusieurs couches de textiles 3D. Au moins une couche textile devrait être placée près de chacune des 2 surfaces extrêmes de la structure qui en résulte. Les textiles peuvent être de différentes natures : polymères synthétiques, métalliques, organiques ou d'autres matériaux appropriés. La finesse de la matrice cimentaire ainsi que sa composition doit être compatible avec le système de textile que la matrice est destinée à envelopper. La matrice peut contenir des fibres discontinues ou microfibrilles de dimensions appropriées.*

Cette définition reflète particulièrement bien l'état de l'art relatif aux matériaux TRC. La définition de la matrice semble cependant pouvoir être complétée. En effet, en plus des composites à matrice de ciment hydraulique, la littérature inclut aussi sous la nomination « TRC » tous les composites à matrice de ciment inorganique correspondant à la définition précédente.

Il semblerait aussi que la naissance du terme « textile-mortier » soit associée à l'utilisation de mortier de nouvelle génération. En effet, comme cela a été décrit précédemment, les mortiers ont particulièrement évolué au cours des années 1990 et 2000 améliorant ainsi significativement les caractéristiques mécaniques des composites ferrociment, d'où l'utilisation d'un nouveau terme plus moderne

« textile-mortier » afin de souligner le fossé présent entre les caractéristiques des ferrociments utilisés dans les années 70 et les textile-mortier utilisés de nos jours. Concernant la rentabilité des TRC à renfort non métallique, déjà en 2005 [NAAMAN\_05] a montré que ces composites textile-mortier se montraient compétitifs d'un point de vue performances mécaniques/prix de revient par rapport aux composites TRC au renfort textile métallique.

### **OBJECTIFS DE LA RECHERCHE**

En continuité avec les enjeux et les limites scientifiques normatives et technologiques évoquées lors de la présentation des composites fibres-ciment, l'objectif de recherche est le développement, la valorisation et l'étude multi-échelle des matériaux composites TRC dans le cadre d'applications structurelles en visant plus particulièrement :

- **À l'échelle du matériau :**
  - Contribution à l'établissement d'une procédure de caractérisation en traction directe adaptée aux spécificités des composites TRC.
  - L'identification des caractéristiques mécaniques des TRC sous forme de lois de comportement.
  - Identification de l'influence des paramètres (matériaux constitutifs et technologie de mise en œuvre) influents sur le comportement du TRC.
  - Optimisation d'une configuration composite (TRC) en vue de son emploi dans le cadre d'applications structurelles.
- **À l'échelle de la structure :**
  - Juger de la faisabilité technologique de solutions TRC mises en œuvre par moulage au contact *in situ* dans le cadre de la réparation et/ou renforcement de poutres en béton armé vis-à-vis de sollicitation d'effort tranchant.
  - Positionnement des performances du renforcement TRC par rapport à des solutions plus traditionnelles tels que les CFRP, tant à l'échelle locale que globale
  - Identifier les modes d'endommagement et de rupture du TRC dans le cadre de configuration de réparation
  - Introduction à l'évaluation de la pertinence du modèle treillis dans le cadre de la prévision de la capacité portante de poutres renforcées par TRC vis-à-vis de l'effort tranchant.

*CHAPITRE I :*  
**ÉTUDE**  
**BIBLIOGRAPHIQUE :**  
**MATÉRIAUX COMPOSITES**  
**TEXTILE-MORTIER (TRC)**

## **I.1 INTRODUCTION**

Une synthèse approfondie des études concernant les matériaux composites textile-mortier est présentée au cours de ce chapitre. Cette étude bibliographique s'articule autour de 2 thèmes. Le premier est axé sur les matériaux constitutifs tels que les renforts textiles, les matrices ainsi que leurs procédés de mise en œuvre. Le second porte sur le comportement mécanique des composites textiles mortier, principalement vis-à-vis de sollicitations de traction.

Ce chapitre visera essentiellement à identifier les verrous scientifiques et technologiques, tant en termes de méthodologie expérimentale, indispensable à une caractérisation fine et pertinente des TRC qu'en termes phénoménologiques à divers échelles du matériau.

## I.2 LES MATRICES CIMENTAIRES (MINÉRALES)

Les matrices cimentaires destinées aux composites TRC doivent permettre une mise en œuvre aisée du renfort textile, garantir un enrobage optimum de ce dernier et assurer un transfert de charge satisfaisant. De ce fait, des mortiers très fins sont utilisés (granulométrie maximale < 2mm). Malgré leur finesse, ces matrices doivent être résistantes et présenter une adhérence élevée avec le renfort textile. Aussi, la rhéologie visée de ces matrices est largement dépendante du procédé de mise en œuvre auquel elles sont destinées. En fonction de leur application et du renfort textile avec lequel elles sont couplées, les critères de durabilité requis varient clairement. Dans le cas de production industrielle, une prise rapide est nécessaire afin de pouvoir démouler dans les meilleurs délais possibles. Cela peut aussi être nécessaire lors du renforcement d'ouvrage *in situ* afin de pouvoir, au plus vite, rendre l'ouvrage à sa destination. Pour les applications en extérieur, une résistance au gel et aux autres conditions environnementales peut être attendue. Les propriétés demandées au mortier étant en partie conflictuelles, sa composition résulte forcément d'un compromis entre les critères rhéologiques, mécaniques, de durabilité sans perdre de vue les aspects économiques.

De plus, le cahier des charges imposé aux matrices varie de manière conséquente en fonction des différents projets et de leurs applications. C'est pourquoi différentes formulations de matrices ont été développées au cours de ces dernières années. Les matrices minérales actuellement utilisées pour les TRC peuvent principalement être divisées en 4 groupes. Les matrices à base de Clinker Portland, les matrices phosphatiques, les matrices à base d'aluminate de calcium (ou sulfo-aluminate de calcium) et les matrices cimentaires chargées de polymère. Ces différents types de matrices seront brièvement décrits au cours de ce paragraphe.

La formulation d'une sélection de matrice représentative des principaux mortiers développés à ce jour afin de répondre à des applications de TRC diverses et variées (à l'exception des matrices phosphatiques) est présentée par le tableau 2. Les mortiers sélectionnés ont tous été développés dans le cadre d'un programme unique : projet de recherche SFB 532 à l'université d'Aachen (Aix la chapelle) en Allemagne (plus précisément détaillé dans le rapport [RILEM\_06]). Une matrice phosphatique (Vubonite) mise au point à l'université libre de Bruxelles est aussi présentée dans cette étude bibliographique pour son caractère innovant et performant

**Tableau 2 : Formulation des principales matrices cimentaires de TRC développées**

Unités	Matériaux	Mortier à base de clinker Portland				Mortier minéral chargé de polymère	Mortier d'aluminat de calcium
		PZ-0899-01	FA-1200-01	RP-03-2E	MF-02-101		
(Kg/m <sup>3</sup> )	Ciment CEM I 52,5	490	210	980	441	430	-
	CAC 42.5	-	-	-	-	-	700
	Cendres volantes	175	455	210	210	154	-
	Fumée de silice	35	35	210	-	31	-
	Métakaolin	-	-	-	49	-	-
	<b>Liant (Somme)</b>	700	700	1400	700	615	700
(% poids liant)	Plastifiant	1,5	0,9	2,5	2,0	-	1,0
	Stabilisateur	-	-	-	-	-	0,25
	Polymères	-	-	-	-	20	-
(Kg/m <sup>3</sup> )	Fines siliceuses	500	470	118	500	438	520
	Sable siliceux	715	670	168	715	626	740
	Eau	280	280	350	280	245	280
-	<b>Poids eau / ciment</b>	0,57	1,33	0,36	0,63	0,57	0,40
	<b>Poids eau / liant</b>	0,40	0,40	0,25	0,40	0,40	0,40

Les techniques de mesure des propriétés fraîches des matrices destinées au TRC préconisées par le rapport [RILEM\_06] sont brièvement décrites au cours de l'ANNEXE A. Ces critères ayant principalement été définis par des chercheurs allemands, ils s'appuient sur des normes allemandes (Deutsches Institut für Normung, DIN). Il en est de même pour les critères retenus pour la détermination des propriétés mécaniques des mortiers. Le retrait, la résistance et le module d'Young en compression sont respectivement obtenus par les normes [DIN 52450 08.85], [DIN 18555-3 09.82] et [DIN 1048-5 06.91]. La carbonatation est évaluée sur des prismes de mortier (20x20x160mm) conservés à 20°C et 65 % humidité relative. Ces prismes sont ensuite coupés en 2 et la profondeur de carbonatation peut être mesurée grâce à un révélateur (solution de phénolphthaléine). (La carbonatation relève d'un phénomène de vieillissement naturel des matériaux à base de liant minéral qui conduit à la formation de carbonates de calcium par réaction entre les composés des ciments (principalement la portlandite) et le dioxyde de carbone atmosphérique (CO<sub>2</sub>), présent dans l'air. Cette réaction entraîne la consommation de bases alcalines présentes dans la solution interstitielle des bétons aboutissant à une diminution du pH).

Enfin, il est intéressant de noter que la quasi-totalité des matrices recensées dans la bibliographie sont de consistance fluide à plastique destinées à une mise en œuvre par préfabrication.

### **1.2.1 MORTIER DE CLINKER PORTLAND**

Le mortier de clinker Portland est constitué de ciment clinker Portland enrichi par des matériaux d'addition. Le clinker Portland est obtenu après cuisson d'un mélange de calcaire et d'argile fixé avec précision et contenant des proportions visées de CaO, SiO<sub>2</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> et F<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Les additions pour béton sont définies dans la norme EN 206-1 : matériau minéral finement divisé et pouvant être ajouté au béton pour améliorer certaines de ses propriétés, ou pour lui conférer des propriétés particulières. Il existe 2 types d'additions : les additions quasiment inertes (type I) et les matériaux à caractère inorganique (silicate d'alumine), pouzzolanique ou les additions à caractère hydraulique latent (type II). Le liant est ainsi formé par le mélange du ciment aux additions.

En fonction des projets et de leurs applications, différentes formulations de matrices cimentaires à base de clinker portland ont été développées au cours de ces dernières années. Le tableau 2 décrit la formulation de 4 mortiers Portland. Un seul paramètre clef de ces mortiers varie significativement (par rapport à la matrice de référence, PZ-0899-01). Les 3 autres sont ajustés afin de conserver une consistance fluide de la matrice. Les matrices développées par [BRAMESHUBER\_01A], [BRAMESHUBER\_01B], sont de consistance fluide due à leur très faible granularité (<0.6 mm), leur fort taux de liant ainsi que l'ajout d'éléments pouzzolaniques et d'adjuvant plastifiant. La durabilité du renfort est améliorée en substituant une partie du clinker par de la fumée de silice et des cendres volantes. Cependant, afin de maintenir une consistance fluide du mortier Brameshuber a dû restreindre la quantité de fumée de silice à moins de 10 % de la masse totale de liant (mortier PZ-0899-01), alors que pour éliminer complètement l'alkali réaction, une masse de fumée de silice de plus de 25 % de la masse de liant est nécessaire [SELLEVOLD\_82], [ZHANG\_91].

Pour garantir une durabilité élevée du mortier, une seconde formulation a été mise au point dans laquelle le taux de cendre volante est très important (mortier FA-1200-01). Cependant, cela a eu pour effet de réduire significativement la fluidité du mortier (étalement à 10 min de 266 mm au lieu de 340 mm), la résistance en flexion (de 35 %) ainsi qu'en compression (de 60 %) du béton et son module d'Young (de 25 %) et d'augmenter nettement la carbonatation du mortier (de 220 %).

La troisième formulation (mortier RP-03-2E) avait pour objectif de significativement améliorer la résistance en compression du béton grâce à un taux de ciment clinker très important et un faible rapport masse d'eau sur masse de liant. Cette formulation a permis d'augmenter la résistance du béton en compression de 30 %, mais elle a aussi pour principal effet de diminuer le module d'Young (de 20 %) et d'augmenter considérablement le retrait (de 80 %).

Enfin, dans la dernière formulation (mortier MF-02-101), la fumée de silice est remplacée par du métakaolin. Les principaux effets sont une diminution importante de l'écoulement (à 10 min de 110 %), une légère réduction de la résistance en compression (de 10 %) mais une importante augmentation de la résistance en flexion (20 %) (il faut cependant noter que contrairement aux autres, la cure de ce composite a été réalisée dans de l'eau, ce qui a tendance à augmenter la résistance du mortier).



**Tableau 3 : Principales caractéristiques des mortiers de clinker Portland**

Mortier	Étalement (mm)		Écoulement (s)		Retrait 28 jours (mm/m)	Carbonatation 28 jours (mm)	Résistance, 28 jours (MPa)		Module d'Young, 28 jours (MPa)
	10 min	30 min	10 min	30 min			Compression	Flexion	
PZ-0899-01	340	340	6,5	7,2	0,81	1,9	74	7,6	33000
FA-1200-01	266	263	4,4	4,8	0,56	6,1	32	5,1	24800
RP-03-2E	305	320	7,0	9,0	1,47	0,8	98	8,1	26500
MF-02-101	330	320	3,1	3,9	0,60	2,2	66	9,2	N.D.

Les résistances et modules d'Young sont obtenus sur des matériaux dont la cure est réalisée en milieu fermé à 20°C à l'exception du MF-02-101 pour lequel la cure est réalisée dans l'eau à 20°C

### 1.2.2 MORTIERS D'ALUMINATE DE CALCIUM

Les aluminates de calcium sont obtenus en faisant réagir à haute température de la chaux et de l'alumine. La chaux (ou oxyde de calcium) provient généralement de calcaire, l'alumine (ou oxyde d'aluminium) est contenue dans des minerais naturels comme la bauxite, ou est préalablement raffinée sous forme d'alumine Bayer. Le produit de cette réaction entre chaux et alumine est, après refroidissement, un minéral dur appelé clinker d'aluminates de calcium. Ce clinker broyé en poudre fine est appelé ciment d'aluminates de calcium (CAC). Il s'agit d'un liant hydraulique. Les Ciments d'Aluminate de Calcium (CACs) sont reconnus dans le domaine de la construction vis-à-vis d'applications spécifiques nécessitant un durcissement rapide et une résistance chimique.

Des recherches sur les mortiers d'aluminate de calcium [BRAMESHUBER\_01B] ont montré la pertinence théorique de ces matrices vis-à-vis des TRC. Cependant, de par leur moindre utilisation que celle des matériaux à base de ciment Portland, il persiste un manque de connaissance sur l'hydratation de ce ciment et en particulier sur le développement de sa microstructure.

**Tableau 4 : Principales caractéristiques du mortier d'aluminate de calcium**

Mortier	Étalement (mm)		Écoulement (s)		Retrait 28 jours (mm/m)	Carbonatations 28 jours (mm)	Résistance, 28 jours (MPa)	
	10 min	30 min	10 min	30 min			Compression	Flexion
CAC	270	-	7,8	-	0,95	1,7	96	11,9

Les résistances sont obtenues sur des matériaux dont la cure est réalisée dans l'eau à 20°C, le retrait et la carbonatation à 28 jours (20°C, 65% H.R.)

### 1.2.3 MORTIERS PHOSPHATIQUES

Une matrice phosphatique (Vubonite) a été développée sous l'impulsion des Professeurs Jan Wastiels [WASTIELS\_99] et Georges Patfoort de la faculté des Sciences Appliquées de la VUB (Vrije Universiteit Brussel), l'université libre de Bruxelles.

La Vubonite est une matrice phosphatique résultant de la réaction entre une poudre composée de Wollastonite et une solution aqueuse. La Wollastonite est une pierre de contact, elle se forme lors de l'intrusion d'une poussée granitique dans la croûte terrestre. Il s'agit d'un inosilicate de calcium ( $\text{CaSiO}_3$ ). La Wollastonite pure est composée à 48.3 % de CaO et à 51.7 % de  $\text{SiO}_2$ . On la trouve rarement à l'état pur mais associée au manganèse, au magnésium, au fer et au strontium. Par ailleurs, elle est surtout présente au sein de gisements métamorphiques de contact entre des calcaires et des roches ignées.

Contrairement aux matrices précédemment détaillées, la Vubonite n'est pas un liant hydraulique, elle résulte en effet du mélange d'une poudre de silicate de calcium et d'une phase aqueuse (acide phosphorique). Le silicate de calcium réagit avec les ions métalliques de l'acide phosphorique présent dans la phase aqueuse. Il se forme une matrice céramique dotée d'une structure réticulaire 3D. La Vubonite est composée de 82.5 doses de poudre pour 100 doses d'acide phosphorique. Le tableau 5 apporte des précisions sur les composants de la Vubonite.

Les ciments phosphatiques ont initialement été développés pour pallier l'acidité nuisible des matrices classiques et permettre le couplage avec la fibre de verre-E. Avant le durcissement, l'acide phosphorique ( $\text{pH} = 1$ ) rend le matériau acide mais dès le début de la prise, la Vubonite devient neutre. Ce qui permet à cette matrice de s'adapter à de nombreux types de renfort par fibres de verre-E, verre-AR, aramide, carbone, fibres naturelles...

L'ouvrabilité relativement importante du matériau (fluide) autorise divers processus de production industrielle. Cependant, cette matrice ne permet pas, en l'état, le moulage au contact de TRC directement sur des faces verticales ou en sous-face de structures. La Vubonite fait partie des matrices inorganiques non dangereuses car elle ne dégage aucun Composé Organique Volatile (COV) acteur de l'augmentation des Gaz à Effet de Serre (GES). De plus, la Vubonite est labellisée A1 (incombustible) dans l'EuroClass.

**Tableau 5 : Composition chimico-physique de la Vubonite**

<b>Vubonite powder</b>	Composition chimique	Calcium méta silicate
	Concentration	> 98%
	Densité	2.9 g/ml
	pH	9.9
	Température de fusion	1 540°C
	Solubilité dans l'eau	0.01g/100cc
	Formule	$\text{CaSiO}_3$
<b>Vubonite liquid</b>	<b>Acide Phosphorique</b>	
	Teneur	entre 50 et 60%
	CAS-N°	7664-38-2
	EC-N°	231-633-2
	Index-N°	015-011-00-6
	Classification-N°	C ;R34
	<b>Oxyde de Zinc</b>	
	Teneur	entre 1 et 10%
	CAS-N°	1314-13-2
	EC-N°	215-222-5
	Index-N°	030-013-00-7
	Classification-N°	N ;R50-53

Cette matrice est insensible à la carbonatation (tableau 6). De plus, comparativement à la matrice FA-1200-01, développée afin de limiter l'alkali-réaction, la Vubonite montre une résistance à la flexion et en compression élevée (respectivement 60 % et 100 % de plus). De plus, elle offre de bien meilleures propriétés chimiques quant à l'alkali-réaction et la corrosion du verre que la matrice FA-1200-01 [BROCKMANN\_01]. Cette matrice semble ainsi être un excellent compromis entre les nombreux critères généralement visés. Il faut cependant noter le retrait de la Vubonite (1 mm/m à 28 jours), qui est tout de même 80 % plus important que celui du mortier de clinker Portland (FA-1200-01) à durabilité élevée.

**Tableau 6 : Principales caractéristiques du mortier phosphatique (Vubonite)**

Mortier	Étalement (mm)		Retrait 28 jours (mm/m)	Carbonatations 360 jours (mm)	Résistance, 28 jours (MPa)	
	10 min	30 min			Compression	Flexion
IPC	320	315	1,0	Pas de carbonatation	68	8,1

*Les résistances sont obtenues sur des matériaux dont la cure est réalisée dans l'eau à 20°C, le retrait et la carbonatation à 28 jours (20°C, 65% H.R.)*

## ***1.2.4 MORTIERS CHARGÉS DE POLYMÈRE***

En ajoutant des polymères à la matrice cimentaire, il est possible de modifier la résistance en traction et compression, le module d'élasticité ainsi que l'adhérence fibre-matrice. Il existe 2 manières d'ajouter du polymère au mortier. Par imprégnation du mortier durci (Polymer Impregnated MPa, PIC) ou en ajoutant le polymère directement dans la formulation du mortier (sous forme de poudre en la mélangeant au liant ou directement sous forme de liquide lors du malaxage), (Polymer Modified Cement, PMC).

### **1.2.4.1.a Imprégnation du mortier par polymère (PIC)**

L'imprégnation du mortier par polymère engendre une nette augmentation du module d'élasticité, de la résistance en compression et en traction du mortier et permet aussi la diminution de son fluage. Cependant, elle est coûteuse et technologiquement complexe à mettre en œuvre.

### **1.2.4.1.b Modification du ciment par polymère (PMC)**

Contrairement au procédé précédent, la PMC est très facile à mettre en œuvre mais elle induit la réduction du module d'élasticité ainsi que de la résistance en traction et en compression du mortier. Cependant, dans le cas des TRC, le mortier est utilisé en tant que matrice et l'imprégnation du renfort textile par le mortier ainsi que l'adhérence textile-mortier peuvent avoir plus d'importance que les caractéristiques mécaniques du mortier seul. C'est pour cette raison que l'ajout de polymères à une matrice cimentaire par le procédé PMC peut s'avérer intéressant. En effet, de par le très faible diamètre des particules dispersées de polymère (d'environ 100 à 200 nm), celles-ci sont susceptibles de pénétrer dans les espaces

laissés entre les filaments et le mortier et ceux entre les filaments au cœur du fil, et de ce fait améliorer à la fois l'adhérence filament-mortier et filament-filament.

Différents types de monomères, polymères et co-polymères sont ainsi utilisés pour modifier les propriétés des mortiers (Polymère latex, poudre de polymère redispersible, polymère soluble à l'eau, résine liquide, monomère et co-polymères). Ce procédé a été étudié par [WALK-LAUFFER\_03] et résumé en anglais dans le rapport [RILEM\_06]. La matrice formulée (PZ-PM-20) est semblable à la matrice PZ-0899-01 (précédemment identifiée) mais, la masse de liant de la matrice de référence a été diminuée et remplacée par une masse de co-polymère (méthyle de méthacrylate de butyle) équivalente à 20 % de la nouvelle masse de liant. Il apparaît effectivement que la résistance en compression du mortier diminue sévèrement (de 50 %), en revanche sa résistance à la flexion augmente (de 40 %). Aussi, d'après [WALK-LAUFFER\_03], l'ajout de méthacrylate de méthyle polymère améliore considérablement la résistance chimique de la matrice.

**Tableau 7 : Principales caractéristiques du mortier modifié par polymères**

Mortier	Étalement 10 min (mm)	Retrait 28 jours (mm/m)	Résistance, 28 jours (MPa)	
			Compression	Flexion
PZ-PM-20	350	0,50	35	10,9

*Les résistances sont obtenues sur des matériaux dont la cure est réalisée 2 jours (23°C, 95% H.R.) puis 5 jours (20°C, dans l'eau) et 21 jours (23°C, 95% H.R.). Le retrait et la carbonatation à 28 jours (20°C, 65% H.R.)*

On retiendra qu'une large gamme de matrices minérales existe et permet d'envisager des associations potentiellement fécondes avec les armatures textiles qu'il convient d'identifier.

### **I.3 LES TEXTILES**

Les renforts textiles, dans le cadre des TRC, doivent présenter des propriétés (mécaniques, géométriques et physico-chimiques) compatibles avec le type de matrice utilisée dans le but de permettre leur mise en œuvre et leur imprégnation. Grâce aux nombreux procédés et technologies de production, les textiles offrent la possibilité de création de motifs adaptés aux performances visées.

À l'échelle microscopique, la fibre ou le filament constitue la plus petite unité, contenue par le renfort textile (de 5 à 30  $\mu\text{m}$  de diamètre). Ces filaments sont joints les uns aux autres par une opération d'ensimage et parfois de retordage pour former des fils. L'ensimage est ainsi susceptible d'influer considérablement sur l'adhérence entre filaments ainsi que sur l'adhérence entre les filaments et le mortier les entourant dans le cas de TRC. Le poids linéaire d'un fil, exprimé en Tex (grammes par mètre), dépend de la nature et du diamètre moyen des filaments, du nombre de filaments par fil ainsi que de la nature et du volume de l'ensimage.

Par l'intermédiaire de différentes technologies telles que le tricotage, le tissage, le tressage ou le collage, ces fils servent à la confection d'armatures textiles, à l'échelle macroscopique suffisamment résistantes pour les considérer dans le cadre d'applications structurelles.

#### ***1.3.1 NATURE DE FILAMENTS***

Les propriétés mécaniques, physiques et chimiques ainsi que la proportion, la disposition et l'interaction des fibres utilisées comme renfort au sein du composite, ont une influence considérable sur le comportement mécanique du TRC. Le module d'Young des filaments ainsi que les conditions d'adhérence textile-matrice doivent être suffisamment élevés afin de contrôler l'ouverture des fissures du composite textile-mortier et contribuer à la rigidité du composite. Aussi, afin d'assurer la durabilité du TRC, la nature des fibres utilisées doit être chimiquement compatible avec le mortier (sensibilité limitée à l'alcali réaction et la corrosion). Les fibres doivent montrer une relaxation limitée sous chargement constant. Elles doivent aussi être compatibles avec les machines de mise en œuvre du textile.

Les fibres en verre AR (alcali résistant), basalte, aramide, carbone et acier inoxydable semblent être, parmi l'ensemble des natures de fils disponibles sur le marché (tableau 8), celles qui a priori et en première approche satisfont au mieux les précédents critères. Le carbone est cependant très onéreux, son utilisation sera limitée à certaines applications particulières justifiant son emploi. Le procédé de fabrication ainsi que les principales caractéristiques de ces fibres sont définis dans le paragraphe suivant.

Aussi, selon les types de textiles, certains fils contribuent quasi exclusivement à la stabilité géométrique du textile. Ces fils de maintien n'ayant qu'une fonction mécanique souvent limitée (hormis l'interaction structurelle), ils sont souvent constitués de matériaux peu coûteux tels que le polypropylène ou le polyester.

**Tableau 8 : Classification des fibres (les plus utilisées) selon leur nature chimique**

Organiques		Inorganiques		
Naturelles	synthétiques	Naturelles	synthétiques	Métalliques
Cellulose Chanvre Coton Lin	Acryliques <b>Aramide</b> Polyamides Polyesters Polypropylène Polyuréthane	Amiante* <b>Basalte</b>	Bore <b>Carbone</b> Carbure de silicium <b>Verre</b>	Aciers <b>Aciers inoxydables</b>

\* l'amiante est très réglementé car il présente de forts risques sanitaires (cause de pathologies mortelles)

**Tableau 9 : Caractéristiques techniques des fils (Valeurs indicatives)**

Nature de fibre	Résistance (MPa)	Module d'Young (GPa)	Allongement à rupture (%)	Coefficient de poisson	Coefficient de dilatation thermique ( $^{\circ}\text{C}^{-1}$ )	Densité ( $\text{Kg}/\text{dm}^3$ )	Diamètre mini - maxi ( $\mu\text{m}$ )
Verre-E	1100-1550	72-73	1.8	0.22	$5 \times 10^{-6}$	2.6	5-24
Verre-AR	1100-1700	74-76	1.8	0.25	$7.9 \times 10^{-6}$	2.7	9 - 27
Basalte	1800	85	2.1	0.25	$7 \times 10^{-6}$	3	9 - 13
Para-aramide (N)	3000	60	5	0.35	$-2 \times 10^{-6}$	1.4	10 -15
Para-aramide à élasticité élevée (HM)	3000	130	2.3	0.35	$-2 \times 10^{-6}$	1.4	10 -15
Carbone haute résistance (HT)	3000-5000	200-250	1.8	0.3	$0.2 \times 10^{-6}$	1.8	5 - 8
Carbone à élasticité élevée (HM)	2000-4500	350-450	0.8	0.35	$0.8 \times 10^{-6}$	1.8	5 - 8

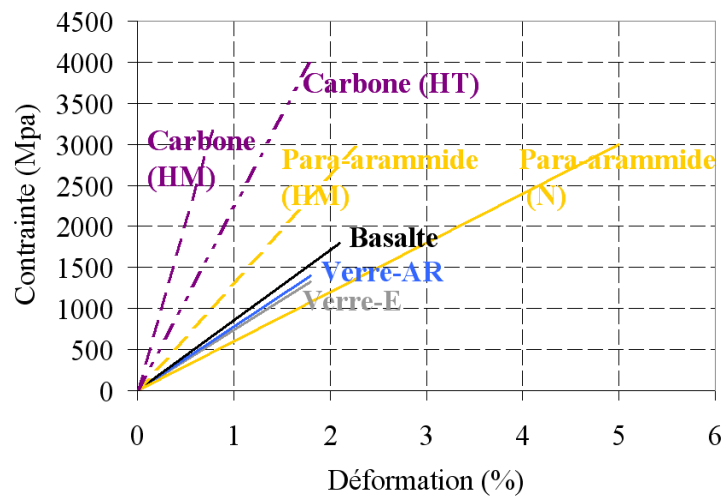


Figure 12 : Loi de comportement contrainte-déformation des fils susceptibles d'être utilisés dans les TRC (à caractère indicatif)

### I.3.1.1 VERRE-E ET VERRE-AR

La fibre de verre est obtenue en mélangeant de la silice, de l'argile et du calcaire à plus de 1350°C. Le verre en fusion se transforme en filament en étant étiré à grande vitesse (entre 25 et 150 m/s). Les filaments sont ensuite agglomérés par ensimage afin de former un fil. L'ensimage protège les fibres de l'abrasion et du développement excessif de cristaux agressifs à leur surface. Le verre alcali-résistant (verre-AR) contient une masse de zirconium supérieure à 15 % afin d'assurer sa stabilité en milieu alcalin (alors que le verre E n'en contient pas).

### I.3.1.2 BASALTE

Le basalte est une roche volcanique issue d'un magma refroidi rapidement au contact de l'eau ou de l'air. C'est le constituant principal de la couche supérieure de la croûte océanique. Le basalte a une structure microlithique, il est composé essentiellement de plagioclases (50 %), de pyroxènes (25 à 40 %), d'olivine (10 à 25 %), et de 2 à 3 % de magnétite. La fabrication de la fibre de basalte exige la fonte de roche extraite de basalte à environ 1 400°C. La roche fondue est alors extrudée pour produire les filaments continus de fibre de basalte.

Les fibres de basalte possèdent de meilleures propriétés mécaniques que les fibres de verre et résistent au feu à une température d'utilisation élevée (820 °C), comme les fibres de silice, de céramique ou de carbone, tout en étant beaucoup moins coûteuses (3 à 4 fois moins chères que les fibres de silice). Le basalte présente ainsi des atouts intéressants vis-à-vis du domaine de la construction.

Les fibres de basalte possèdent également une bonne mouillabilité et n'absorbent pas l'humidité. Cette caractéristique est très importante car elle facilite la mise en œuvre du textile au sein du mortier limitant l'absorption d'eau du mortier. La fibre de basalte présente une très bonne résistance aux produits chimiques (acides forts, bases, solvants), une très bonne résistance à la corrosion et aux rayonnements UV.

Cependant, le basalte est instable au milieu alcalin. Si ces fibres s'avèrent intéressantes, il sera alors nécessaire d'envisager un traitement spécifique afin de

pouvoir les utiliser au sein d'un renfort textile dans les composites TRC, ou les utiliser avec une matrice au PH neutre. Enfin, ce matériau est inerte, non toxique et non cancérigène.

### I.3.1.3 ARAMIDE

L'aramide (ou le para-phenyleneterephtalamide, PPD-T) est obtenu par réaction entre le paraphénylénédiamine et le chlorure de terephtalyle dans un solvant organique. Le polymère obtenu est dissous dans de l'acide sulfurique. À ce stade, le polymère est partiellement orienté dans une forme de cristaux liquides. Ce polymère est extrudé dans une filière et filé. Les filaments sont refroidis par jet d'air puis lavés, séchés et bobinés. Les fibres de para-aramide (couleurs dorées) sont nettement plus tenaces (résistance à la rupture voisine de 3 GPa) et rigides (le module d'élasticité peut dépasser 100 GPa) que les fibres de méta-aramide (couleur blanchâtre). Le para-aramide se décline sous 3 formes : normales (N), à haute résistance (HT) et à module d'Young élevé (HM).

Par rapport aux fibres de carbone et de verre, les fibres d'aramide et para-aramide possèdent une densité plus faible et une résistance au cisaillement et aux impacts plus élevée. Cependant, le coefficient de dilatation négatif associé aux fibres d'aramide constitue une limite non négligeable dans la perspective de l'emploi de cette fibre dans le cadre des TRC (surcontraintes potentielles à l'interface fibre-mortier lors de différentiels de température importants). Un second désavantage de l'aramide pourrait être sa sensibilité au milieu alcalin, cependant de nouvelles fibres telles que les Technora® présentent un meilleur comportement en milieu alcalin [DEROMBISE\_09] tout en conservant d'excellentes caractéristiques mécaniques (une résistance de 3300 MPa et un module d'Young de 73 GPa).

### I.3.1.4 CARBONE

La fibre de carbone est actuellement l'une des fibres présentant les meilleures performances mécaniques (résistance, rigidité) rapportées à sa masse volumique.

La technique plus couramment utilisée pour la fabrication de la fibre de carbone est l'oxydation et la pyrolyse de polyacrylonitrile (PAN), un polymère utilisé dans la fabrication de nombreux matériaux synthétiques. Comme tous les polymères, les molécules de polyacrylonitrile sont de longues chaînes qui sont assemblées afin de produire une fibre. L'oxydation a pour fonction essentielle de faire passer la mésophase d'un état thermoplastique à un état infusible afin de pouvoir procéder à la carbonisation. Cette opération est effectuée en présence d'oxygène à des températures de 150 à 250°C. La carbonisation détermine les propriétés de la fibre de carbone. Elle est réalisée sous gaz inerte, jusqu'à des températures de l'ordre de 1500°C pour obtenir de la fibre de carbone brute (fibre haute résistance). Cette carbonisation peut être suivie d'une graphitisation au-delà de 2000°C pour obtenir des modules de traction plus élevés (fibres à haut module d'élasticité). Lorsque la température de carbonisation ou de graphitisation croît, le module de traction des fibres augmente. Le carbone présente comme avantage considérable dans le domaine de la construction d'être très peu sensible au fluage, à la dilatation, aux rayons X et aux solvants acides, alcalins et organiques.



Cependant, en plus du prix élevé des fils de carbone, ces derniers sont d'excellents conducteurs électriques, ainsi les machines de tricotage ou de tissage du carbone doivent être isolées, ce qui est de nature à augmenter le coût de production.

### **I.3.1.5 ACIER INOXYDABLE**

Ce sont des aciers, alliages de fer et de carbone, auxquels on ajoute essentiellement le chrome qui, au-delà de 10,5 % en solution dans la matrice, produit la résistance souhaitée à l'oxydation. D'autres éléments peuvent être ajoutés, notamment le nickel qui améliore les propriétés mécaniques en général et la ductilité en particulier. Différents types d'acier inoxydable existent (martensitiques, ferritiques austénitiques) associés à des propriétés mécaniques variables.

Des fibres d'acier inoxydable peuvent être obtenus à partir de barres d'acier inoxydable d'un diamètre compris entre 6 et 10 mm laminées et étirées à chaud pour obtenir un filament d'environ 1 mm de diamètre. Plusieurs centaines voire plusieurs milliers de ces filaments sont ensuite regroupés puis mis en tube (en acier doux ou en cuivre). De la même façon que précédemment, le tube est ensuite étiré jusqu'à atteindre le diamètre des fibres souhaitées. Le tube est ensuite dissous dans un bain d'acide libérant ainsi les filaments d'acier inoxydable qui sont ensuite rincés et séchés.

L'acier inoxydable présente l'avantage par rapport aux natures de filaments précédemment cités d'exhiber un comportement ductile. De plus, il présente une bonne durabilité dans le mortier. Enfin, il offre une excellente mouillabilité et pourrait s'associer avantageusement à une matrice cimentaire.

Si l'abondance des fibres textiles aux propriétés intéressantes est un atout incontestable dans l'optique de la valorisation des composites TRC dans le domaine structurelle, il n'en est pas moins conditionné, au moins de manière partielle, par l'efficacité des technologies de mise en œuvre des textiles.

### **I.3.2 TECHNOLOGIES TEXTILES**

L'objectif premier des textiles est généralement de garantir une position relative des fils entre eux. Le textile doit ainsi posséder sa propre stabilité géométrique : il doit être en mesure de conserver sa géométrie initiale lors des manipulations diverses y compris lors de sa mise en œuvre dans le cadre des TRC (manipulation, découpe, enrobage dans le mortier au rouleau débulleur...)

Les technologies de textile peuvent être divisées en 2 familles : bidimensionnelle et tridimensionnelle. La figure 13 (qui reprend et complète une figure issue de [EL HAGE\_06]), classifie les technologies de textile les plus répandues dans le domaine des composites destinées à des applications structurelles. Les renforts textiles bidimensionnels permettent uniquement de reprendre des efforts dans les 2 directions du plan. Les préformes bidimensionnelles incluent les unidirectionnelles qui sont, en fait, des préformes bidirectionnelles dans lesquels l'ensemble des fils, à l'exception des fils nécessaires au maintien du textile, sont orientés dans la même direction. Les composites constitués de renforts bidimensionnel se composent d'un empilement de textile bidirectionnels (de plis) indépendants les uns des autres. Les efforts hors plan sont ainsi exclusivement repris par la matrice ce qui limite la

résistance du composite perpendiculairement à son plan, et le rend dès lors très sensible au délaminage. C'est principalement pour éviter ce mode de rupture que des textiles tridimensionnels ont été mis au point. En effet, les préformes tridimensionnelles permettent d'assurer un transfert de charge selon les 3 directions de l'espace. De plus, ils permettent de gagner du temps lors de la mise en œuvre du composite en positionnant un pli unique de textile. Enfin, les textiles tridimensionnels permettent d'assurer un positionnement plus précis des fils dans l'épaisseur du composite.

Les principales technologies de textile utilisées comme armature dans les composites textile-mortier sont le canevas, le tricotage à maille jetée, le tricotage à maille jetée en 3 dimensions ainsi que le tissage.

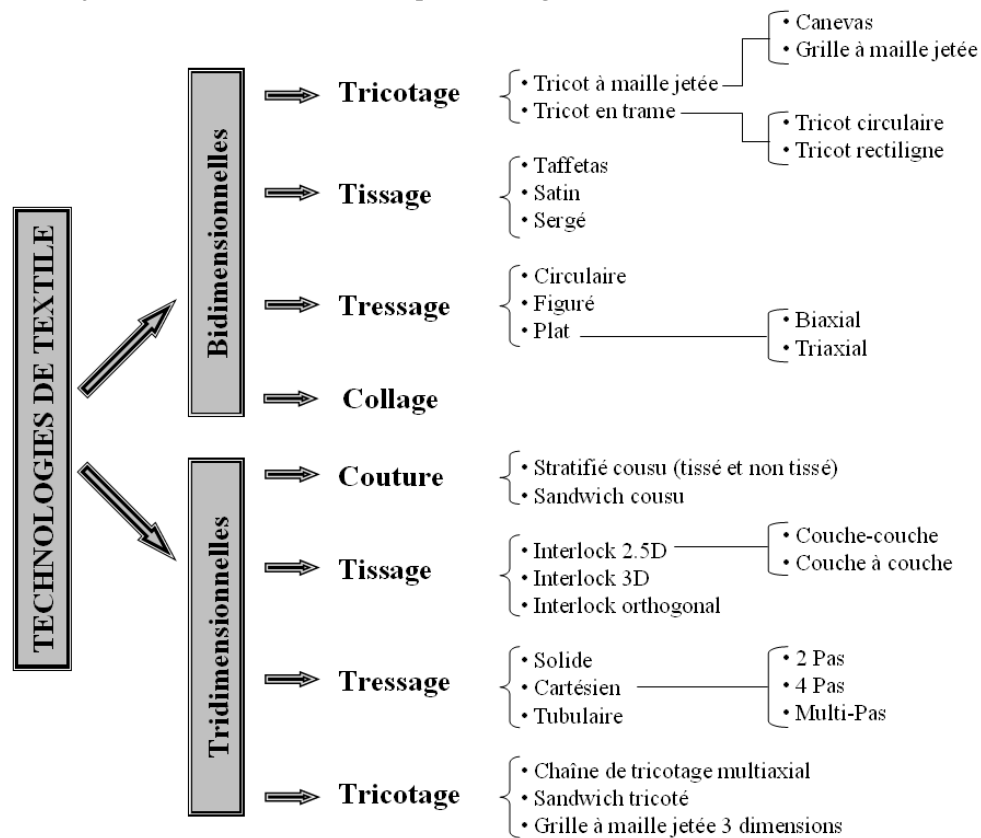


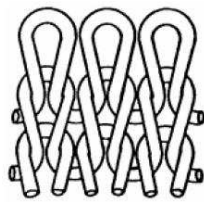
Figure 13 : Principales technologies de mise en œuvre de renforts textiles

### I.3.2.1 TRICOTAGE À MAILLE JETÉE

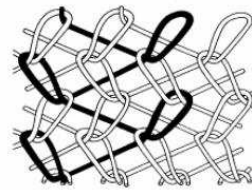
Le tricot est constitué de boucles, appelées mailles, passées l'une dans l'autre. Les mailles actives sont tenues sur des aiguilles jusqu'à ce qu'elles puissent être bloquées par le passage d'une nouvelle maille à travers elles. Contrairement au tricotage en trame qui consiste à tricoter un textile à partir d'un seul fil, les mailles du tricotage à maille jetée sont produites par des aiguilles alimentées individuellement par un fil distinct dans le sens longitudinal du tricot et par l'extension de l'entrelacement chaînette sur les aiguilles voisines au moyen de fils voisins. L'entrelacement se fait dans la direction des colonnes de mailles, reliées entre elles pour donner naissance au tricot. L'aiguille et le fil agissent dans 2 directions parallèles ou adjacentes, le fil sera "jeté" sur l'aiguille en entrelaçant les

mailles successivement pour obtenir des colonnes de mailles entrelacées entre elles, et complètement indémaillables.

De cette manière, comme il est possible d'en juger à travers la figure 14, le tricotage ne semble pas permettre la production de textiles destinés à reprendre des efforts importants. Pourtant de tels textiles peuvent être réalisés en assemblant des couches de fils unidirectionnels à travers des mèches tricotées. Ainsi, comme cela est décrit dans les paragraphes I.3.2.1.a, I.3.2.1.b, et I.3.2.1.c, le tricotage est réalisé par des fils de très faible diamètre, nommés chaînettes, n'ayant aucun rôle dans la résistance du textile en tant que renfort, mais uniquement destinés à assurer la stabilité géométrique des fils de gros diamètre permettant la reprise des efforts.



a) Tricoté en sens trame



b) Tricoté en sens chaîne

Figure 14 : Types de textiles tricotés à partir d'un seul fil courant [FALCONNET\_02]

### I.3.2.1.a Canevas

Les canevas sont des textiles produits en maintenant par l'intermédiaire d'un tricotage (fil de chaînette), une superposition de couches de fils de section importante parallèles les unes aux autres (fils de reprise d'effort) selon 1, 2 ou plus de 3 directions (respectivement nommées canevas unidirectionnel, bidirectionnel et multidirectionnel) assurant la reprise des efforts. Les différentes couches de fils de reprise d'efforts sont maintenues par un tricot en maille jetée dont les mailles sont indépendantes de celles des fils de reprise d'efforts. Les fils de chaînette sont ainsi susceptibles de transpercer aléatoirement les fils de reprise d'efforts, de plus, à leurs l'intersections, les fils de reprise d'efforts de directions différentes ne sont pas forcément liés par les fils de chaînettes.

Les canevas multiaxiaux offrent un champ d'application important. En effet, l'indépendance entre les mailles de fils de chaînette et de reprise d'efforts laisse une liberté totale sur le choix de l'angle entre les différentes couches de fils parallèles, de l'espacement entre les fils de chaque couche. En revanche, elle est susceptible d'endommager significativement les fils de reprise d'efforts. C'est peut être la raison pour laquelle peu d'auteurs ont retenu ce type de textile pour le renforcement de TRC [KEIL\_07], [BRÜCKNER\_06]

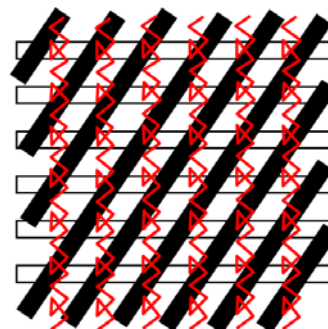


Figure 15 : Schéma d'un canevas

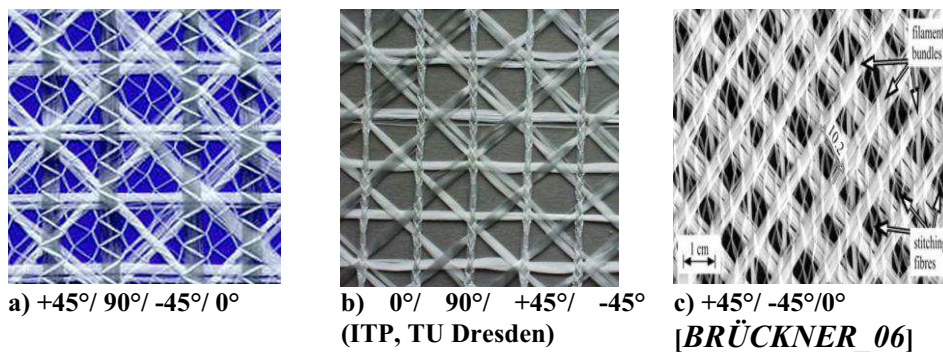


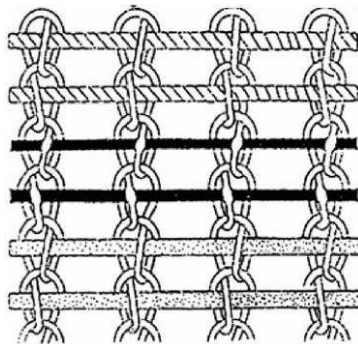
Figure 16 : Exemple de canevas à structure ouverte

### I.3.2.1.b Tricot à maille jetée

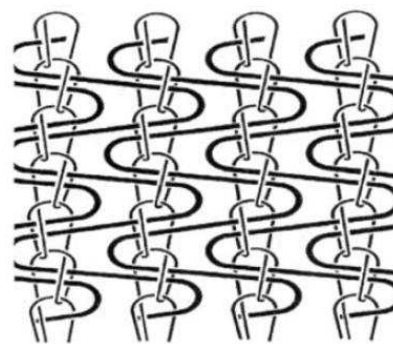
Le tricot à maille jetée est assez proche du canevas, cependant, les fils de reprise d'effort sont pris à l'intérieur des boucles des fils de chaînettes puis serrés dans celles-ci. De ce fait, contrairement au canevas, le schéma de maillage des fils de chaînette est dépendant de celui des fils de reprise d'effort. Les tricots à maille jetée offrent ainsi moins de liberté de conception que les canevas. Pour autant, leur procédé de mise en œuvre limite significativement l'endommagement des fils de reprise d'effort. La stabilité géométrique du tricot à maille jetée dépend de la taille des mailles ainsi que du schéma, de la taille et de la tension des boucles de chaînettes.

Différents types de tricots à maille jetée existent. Le plus simple consiste à maintenir une couche de fils parallèles les uns aux autres par le tricot à maille jetée selon la direction de production du textile (fils de chaîne) produisant ainsi un textile unidirectionnel « tricot tramé » (weft insertion knit fabric, figure 17-a). Afin de réaliser un textile bidirectionnel (grille à maille jetée, figure 17-c) une seconde couche de fils parallèles peut être ajoutée perpendiculairement à la première (fils de trame). Cette dernière configuration est dans la littérature, la technologie de textile la plus utilisée comme armature de renfort des TRC [PELED\_98],[DILTHEY\_06], [PELED\_08], [HEGGER\_08].

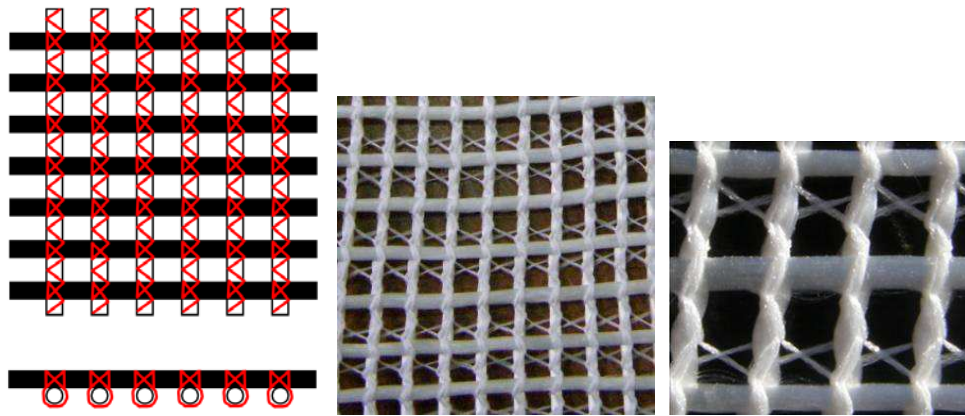
Cependant, d'autres types de tricots à maille jetée plus complexes sont possibles comme par exemple le « tricot à trame courte » (short weft knit fabric, figure 17-b, [PELED\_02])



a) tricot tramé (weft insertion knit fabric) [PELED\_02]



b) tricot à trame courte (short weft knit fabric) [PELED\_02]



c) Grille à maille jetée (schéma et photo)

Figure 17 : Illustration de différents types de tricots à maille jetée

### I.3.2.1.c Grille à maille jetée à 3 dimensions

Avec 2 barres à tricoter d'une machine Raschel, 2 grilles à maille jetée liées parallèlement l'une à l'autre selon un espacement prédéfini peuvent être produits simultanément. Ces grilles sont liées par des fils de faible section mais possédant une rigidité importante à la flexion, ce qui permet d'assurer l'espace souhaité entre les grilles. Les textiles destinés au renforcement des TRC sont généralement espacés de 15 à 100 mm. Ce textile à 3 dimensions permet ainsi d'assurer le positionnement des 2 grilles tricotées à maille jetée à proximité des 2 surfaces extérieures du composite. L'espacement entre les 2 grilles peut être modifié au sein d'un même textile. De plus, ces 2 textiles étant tricotés indépendamment l'un de l'autre, il est possible d'avoir un schéma de maille différent et des fils de configurations différentes.

Le principal inconvénient des textiles tricotés à maille jetée en 3 dimensions est qu'ils semblent uniquement adaptés à la production de composites TRC mise en œuvre par injection (matrice de consistance fluide). Une mise en œuvre par projection pourrait aussi être envisagée pour ce type de textile à condition que la matrice utilisée permette une imprégnation correcte du renfort textile. Aussi, ces textiles ne sont pas compatibles avec certaines technologies permettant d'améliorer l'imprégnation des fils et d'augmenter le taux volumique maximal du renfort textile admissible par la matrice tel que le passage d'un rouleau d'ébulleur (moulage au contact) ainsi que le compactage (imprégnation mécanique).

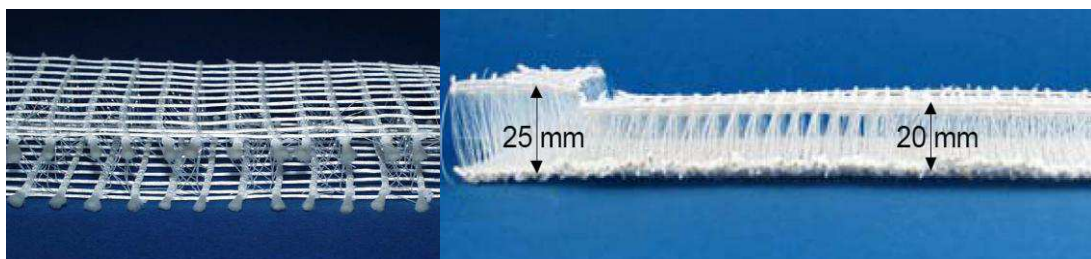


Figure 18 : Illustration de grilles à maille jetée à 3 dimensions (ITA, RWTH Aachen University)

### I.3.2.2 TISSAGE

Un tissu est un textile fabriqué par entremêlement bi-directionnels (généralement de manière orthogonale) des rangées de fils : une direction de chaîne et une direction de trame. Les fils sont ainsi liés par tissage, c'est-à-dire par passage des fils de trame au-dessus et au-dessous des fils de chaîne suivant des séquences préétablies. Il existe différentes façons d'entremêler les fils conduisant ainsi à un schéma de maillage du tissu différent. Ce schéma influence les caractéristiques du tissu. Il existe 3 schémas caractéristiques de maillage du tissu : taffetas, serge et satin.

Dans le cas des taffetas, les fils de trame et de chaîne s'entremêlent à chaque intersection. Pour les sergés, le fil de chaîne s'entremêle avec une série d'un nombre de fil de trame constant. Ainsi, des sillons obliques traversant toute la largeur de l'étoffe apparaissent. Enfin pour les satins, le fil de chaîne s'entremêle avec un seul fil de trame puis passe ensuite un nombre de fil de trame constant avant de s'entremêler de nouveau avec un unique fil de trame.

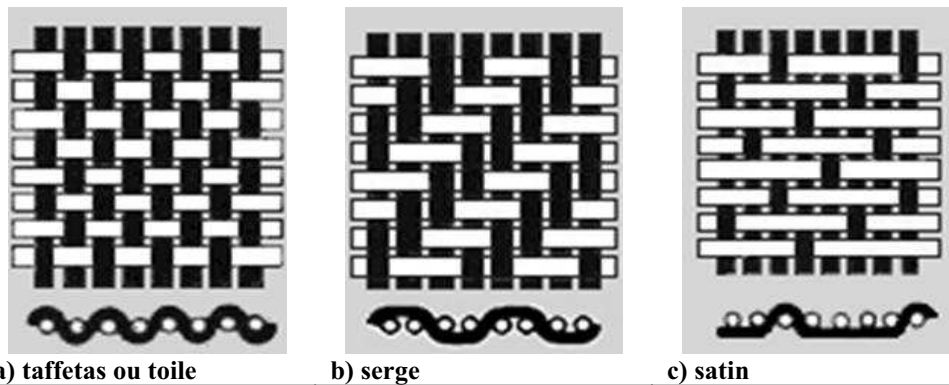


Figure 19 : Différent schémas de maillage du tissu

Le taffetas est le tissu qui présente la meilleure stabilité géométrique. Cependant, afin d'améliorer l'imprégnation des fils et de diminuer les risques de rupture par délaminage, les textiles de renforcement des TRC doivent être aérés (un espace minimal dépendant de la nature et potentiellement de la consistance de la matrice doit être prévu entre les fils). Cet espace compromet significativement la stabilité géométrique du tissu. Ainsi, pour assurer cette stabilité, la toile peut être collée après avoir été tissée (cf. §.I.3.2.4). C'est peut-être à cause de cette faible stabilité géométrique, ou aussi à cause des surcontraintes que l'entremêlement des fils peut engendrer (susceptible d'être critique dans le cas de fils de faible résistance transverse comme le verre) que peu d'auteurs ont retenu ce procédé dans le cadre des TRC [MOBASHER\_05], [PELED\_06].

### I.3.2.3 TRESSAGE

Les textiles tressés sont fabriqués par un entrelacement mutuel de fils sous une forme tubulaire. Ils sont fabriqués à partir d'au moins 2 types de mèche qui parcourent chacune une trajectoire qui n'est pas forcément droite, tout en créant une direction privilégiée en renfort. Le tressage est réalisé par entrelacement des différentes mèches entre elles. Il s'effectue par un simple moyen technique de

changement de position des porteurs de bobines de chaque type de mèche. Les tressés ont une large flexibilité en conception géométrique dont quelques variantes sont présentées en figure 20. En revanche, le processus de fabrication est relativement lent.

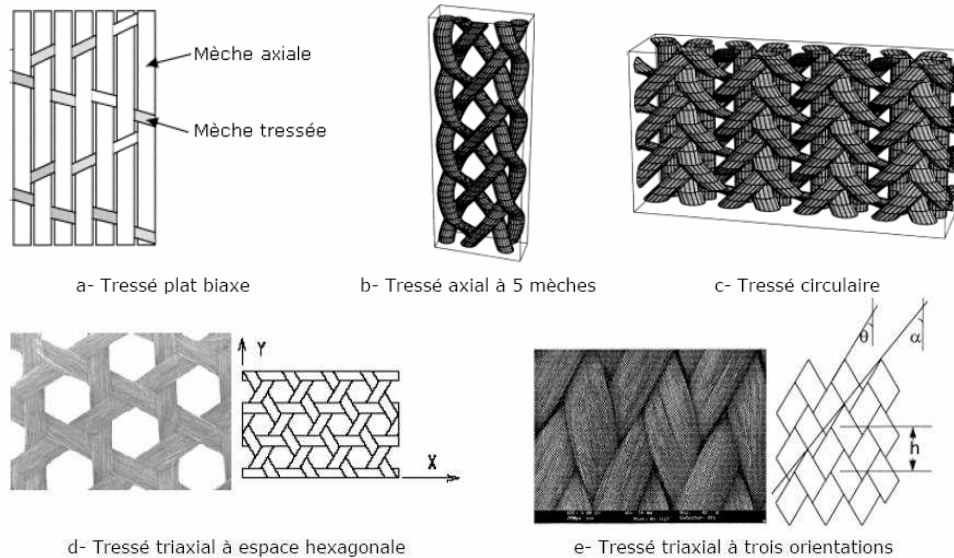


Figure 20 : Quelques types de tressés 2D [EL HAGE\_06]

Les tressés triaxiaux sont plus utilisés que les bi-axiaux. Ils sont constitués par 3 directions de mèche dont une unidirectionnelle dirigée en sens chaîne ou en sens trame et les 2 autres s'entrelacent sur les unidirectionnels selon 2 directions principalement symétriques, inclinées par rapport aux directions principales du plan. Les 3 mèches, forment une architecture hexagonale.

Par rapport aux préformes textiles tricotées et aux textiles à base de tissu, les tressés sont peu fabriqués. En termes de performances, ils ont une bonne tenue sous chargement en traction mais pas en compression. Il semblerait que ce type de textile n'ait jamais été utilisé en tant que renfort de TRC. (En revanche, il peut être intéressant de noter que le tressage a été employé pour confiner des poutres réalisées en TRC [PROMIS\_10]. Un textile est directement tressé autour de la poutre, puis est imprégné et collé à cette dernière par une résine époxydique).

### I.3.2.4 COLLAGE

Cette technique consiste à coller, généralement par un liant polymère ou par un procédé thermique les fils entre eux afin d'obtenir un textile géométriquement stable. En superposant puis en collant 2 séries de fils parallèles, il est ainsi possible d'obtenir un textile sans tricotage, tissage ou tressage (figure 21).

Cependant tous les textiles précédemment décrits peuvent subir une opération de collage afin d'en améliorer la stabilité géométrique. Le procédé de collage généralement utilisé consiste à préimprégner le textile par une solution polymère afin de lier les filaments et fils entre eux (par une augmentation conséquente de l'adhérence entre filaments due au polymère).

Ce procédé semble approprié au TRC, cependant il reste peu utilisé dans la littérature [MOBASHER\_05], [PELED\_06].

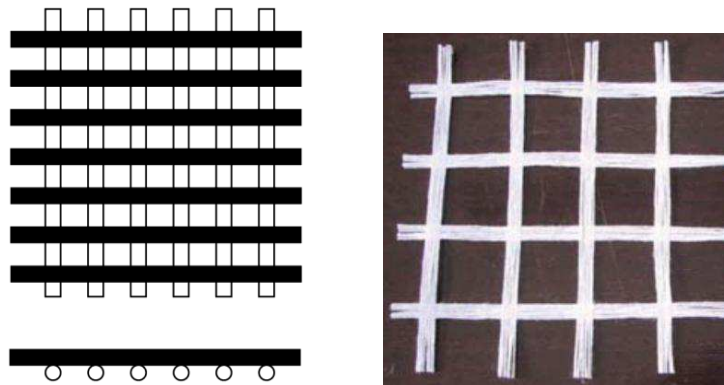


Figure 21 : Illustration d'un textile collé n'ayant préalablement subi ni tricotage, tissage ou tressage (schéma et photo)

Le choix d'une technologie textile ne peut s'affranchir de la considération de l'application visée et, partant, des spécificités qu'elle impose.

Si le développement de structures neuves n'est pas exclu, et semble même prometteur, il n'en demeure pas moins hors cadre de cette thèse. En revanche, **la réparation d'éléments de structure en béton armé** constitue le cœur du présent document. À cet effet, il est crucial de se pencher sur les différentes techniques de mise en œuvre du TRC et de s'interroger sur le niveau de compatibilité de chacune d'entre elles en pointant, le cas échéant, les limites associées.



## I.4 LES DIFFÉRENTS PROCÉDÉS DE PRODUCTION DES TRC

Cette partie recense les différentes techniques de production de composites TRC et les évalue vis-à-vis du renforcement ou de la réparation de poutres en béton armé. En fonction du renfort, de la matrice utilisée ainsi que de la destination du composite TRC, différentes techniques de production, ou de mise en œuvre du TRC, peuvent être retenues. Ce paragraphe présente ainsi les différents procédés permettant d'enrober la ou les couches de renfort textile par une matrice afin d'obtenir un élément composite TRC doté d'une géométrie donnée.

En fonction du procédé de production retenu, le composite pourra être entièrement mis en œuvre sur son lieu de destination finale *in situ* (par moulage au contact ou projection) ou devra être préfabriqué en usine par des machines spécialement développées à cet effet avant d'être acheminé sur son lieu de destination (Pultrusion, pultrusion et compactage, imprégnation mécanique, pompage et injection).

**Tableau 10 : Comparatif des différentes techniques de production**  
(● : médiocre ; ●● : moyen ; ●●● : bon)

Procédé de production	Adapté à la mise en œuvre de :		Géométrie réalisable	Taux volumique de renfort	Reproductibilité des caractéristiques mécaniques	
	Pièce unique	Production de masse				
Moulage au contact <i>in situ</i>	●●	●	Complexe	●	●	
Projection <i>in situ</i>	●●●	●●●	Complexe	●	●	
Préfabrication	Pultrusion	●	●●●	Profilé	●●	●●●
	Pultrusion et compactage	●	●●●	Plat	●●●	●●●
	Imprégnation mécanique	●●	●●●	Plat	●●●	●●●
	Pompage et injection	●●	●●	Complexe	●	●●●

### I.4.1 MOULAGE AU CONTACT *IN SITU*

Le moulage au contact, aussi nommé stratification manuelle est l'une des techniques de mise en œuvre la plus accessible. Elle ne nécessite ni matériel onéreux, ni main d'œuvre hautement qualifiée. Ce procédé manuel permet de réaliser des pièces en composite à température ambiante. Cependant, ce procédé nécessite une main d'œuvre vigilante et sensibilisée aux défauts potentiels dans le composite de nature à engendrer une dispersion sensible des caractéristiques mécaniques. Ce procédé ne permet pas d'atteindre des taux volumiques de renfort dans le composite aussi importants que dans le cas de composites préfabriqués.

Enfin, le moulage au contact demande un temps de mise en œuvre (taux de production) relativement élevé.

Le moulage au contact se réalise dans un moule préalablement conçu ou directement sur la pièce à réparer (notamment dans le cadre du renforcement ou de la réparation de poutres béton armé par TRC). Une fine couche de matrice est appliquée sur le substrat avant de déposer le renfort textile. Par l'intermédiaire d'outils, tels qu'une truelle et/ou un débulleur, la matrice doit permettre l'enrobage du renfort en éliminant soigneusement toute inclusion d'air et en imprégnant au mieux les fils de renfort. Le procédé est ensuite répété jusqu'à ce que le nombre de couches souhaité soit atteint (stratification). Enfin, en prenant soin d'éviter la formation de poches d'air, un film plastique est placé sur le mortier afin de limiter le phénomène de retrait prématuré en surface du composite.

#### ***1.4.2 PROJECTION IN SITU***

La mise en œuvre par projection est voisine du moulage au contact. La différence entre les 2 techniques réside dans l'application du mortier. Au lieu d'être appliqué à la truelle, le mortier est projeté sur le substrat à l'aide d'une machine (par voie humide ou sèche).

Cette méthode de mise en œuvre semble ainsi présenter nombre d'avantages en commun avec le moulage au contact mais permet en plus d'améliorer considérablement le taux de production. Ce procédé semble donc être très pertinent en vue de la réparation ou du renforcement de structure par composite TRC. Cependant, par rapport au moulage au contact, ce procédé présente tout de même un risque d'enrobage et imprégnation de moins bonne qualité du renfort textile pouvant engendrer une diminution significative des caractéristiques mécaniques du TRC. Une telle matrice doit posséder toutes les propriétés nécessaires au moulage au contact, mais en plus être adaptée à la projection.

#### ***1.4.3 PRÉFABRICATION (PRODUCTION DE MASSE)***

Par rapport aux procédés précédemment décrits la préfabrication des composites a comme principal avantage, de garantir une faible dispersion des caractéristiques mécaniques du TRC et de permettre la mise en œuvre d'un taux de renfort plus élevé au sein du composite. Elle permet ainsi d'obtenir des composites aux performances mécaniques améliorées. La préfabrication nécessite une matrice de consistance fluide à plastique.

De nombreuses techniques de préfabrication ont déjà été développées pour les composites TRC. Les techniques les plus classiques (pultrusion, pultrusion plus compactage, l'imprégnation mécanique ainsi que le pompage et injection) sont brièvement détaillées ci-dessous. À cet effet, des TRC pultrudés, pultrudés et compactés, puis mécaniquement imprégnés de Vubonite (matrices inorganiques à composée phosphatique) étudiés aux cours de la thèse de Promis [*PROMIS\_10*] sont résumés. Une technique de mise en œuvre de TRC par pompage et injection en utilisant une matrice fluide « PZ-IN-06 » développée par [*BROCKMANN\_05*] est aussi résumée.

D'autres méthodes de production existent cependant, comme la « Wellcrete technology » qui désigne une méthode d'extrusion à basse pression permettant de produire des profilés de composite TRC à une vitesse allant, dans le cas de série importante (production de masse), jusqu'à 8m/min [PACHOW\_04]. Le procédé Durapact est une deuxième technique d'extrusion à basse pression « Module process technologie » [PACHOW\_04]. Ce procédé permet uniquement la préfabrication de plats TRC mais a pour avantage, par rapport au procédé précédent, de faciliter la modification du composite conçu, d'être à moindre frais et de nécessiter moins de place. Enfin, une méthode de production de profilé TRC quasi continu a été développée à Aachen (Allemagne) au sein du projet de recherche SFB 532. Ce procédé nécessite une matrice suffisamment fluide pour être injectée mais aussi une matrice en adéquation avec le procédé de déshydratation. Une nouvelle matrice « PZ-IN-04 » a ainsi été spécialement développée à cet effet [BROCKMANN\_05].

#### I.4.3.1 PULTRUSION

Une étude de [PROMIS\_10] illustre la production de plats de TRC unidirectionnels réalisée par un système d'imprégnation des filaments passant au travers de 2 bains successifs de Vubonite sans aucune contrainte. Les filaments passent ensuite dans un four standard à 40°C puis dans un système de calibration (section ouverte en aluminium) d'une température de 70°C (figure 22). La vitesse de défilement est de 20 cm/min. Le taux de renfort atteint est théoriquement de 21 %. La pultrusion peut ainsi permettre d'obtenir des taux de renfort élevés et une vitesse de production importante adaptée à la production de masse.

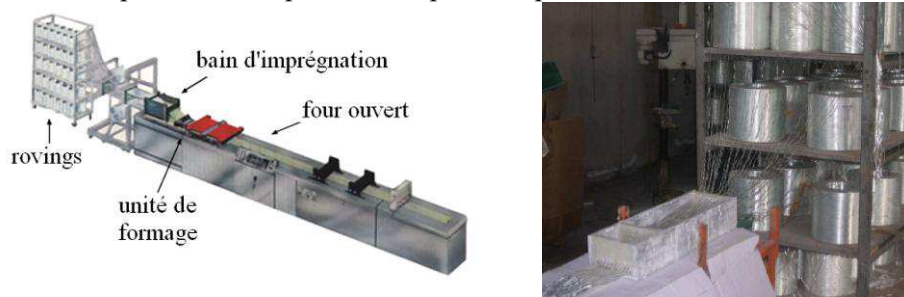


Figure 22 : Schéma et photo d'un banc de pultrusion [PROMIS\_10]

Aussi, [JESSE\_05] a conduit de nombreux tests afin de confronter le comportement mécanique de composites mis en œuvre par pultrusion et projection. **En fonction du textile utilisé, la résistance du composite a été soit améliorée, soit détériorée par ces procédés de fabrication. Selon l'auteur, cela est attribuable à l'augmentation de la pression du mortier (et granulats) sur les fils** et dans le cas de la projection à l'impact (à vitesse élevée) du mortier sur les fils. Mais ces effets n'ont pas pu être quantifiés isolément.

#### I.4.3.2 PULTRUSION ET COMPACTAGE

Afin d'améliorer les performances mécaniques intrinsèques du composite, le procédé de pultrusion peut être complété par un processus de compression. De même que dans le cas de la pultrusion, un composite TRC pultrudé puis compacté

a été étudié dans la thèse de Promis [*PROMIS\_10*]. La Vubonite a été utilisée comme matrice de ce TRC. La compression est réalisée par une presse constituée de 4 pistons (figure 23) (une pression uniformément répartie de 4 MPa est appliquée sur le composite).

Grâce à ce procédé, il est possible d'ajouter des couches de renfort multidirectionnel sur les 2 faces extérieures d'un pultrudé unidirectionnel, ce qui peut permettre à ce composite d'offrir une meilleure résistance au cisaillement plan. Le taux de renfort obtenu dans la thèse de Promis est de l'ordre de 27 % (contre 21 % par pultrusion non compactée). L'imprégnation des tissus multidirectionnels est réalisée grâce à « l'excédent » de matrice présent dans le pultrudé non compacté.

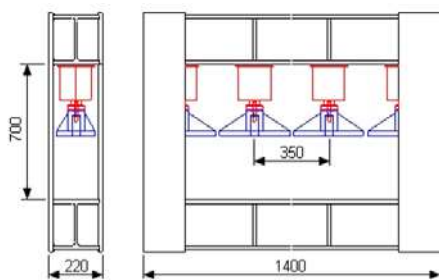


Figure 23 : Schéma de principe d'une presse de compression [*PROMIS\_10*]

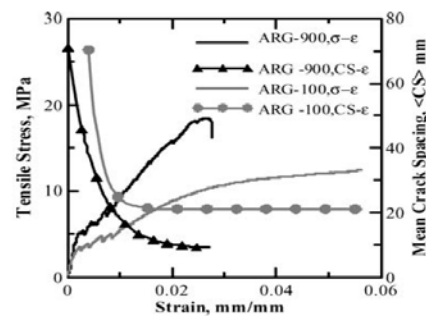


Figure 24 : Confrontation du comportement mécanique en traction de composites TRC pultrudé compactés en fonction de la pression de compactage [*MOBASHER\_05*]

Au cours d'une étude menée par [*MOBASHER\_05*] l'influence de la mise en pression des plaques de composites durant l'heure suivant leur pultrusion a été évaluée (le renfort utilisé est un tissu). La même configuration de composite est testée pour une pression de 1,7 KPa (ARG-100) et 15,3 KPa (ARG-900), 15,3 KPa étant la pression maximum imputable à la pâte de mortier fraîche sans en expulser l'eau. Le composite ayant subi la pression la plus élevée après la phase de pultrusion présente un espacement final entre fissures successives environ 2 fois plus faible, il est 40 % plus résistant et nettement plus rigide que le second. Les auteurs attribuent ce constat à l'augmentation de l'adhérence fil-matrice due à la mise en pression du composite. Ce procédé est évidemment plus performant que la pultrusion simple mais il est aussi plus coûteux.

### I.4.3.3 IMPRÉGNATION MÉCANIQUE

Une unité spéciale de compactage SCI (de l'anglais Self Compacting Impregnator) a été spécialement développée [*WASTIELS\_08*] pour la production de systèmes composites à matrice IPC (inorganic phosphate cement, comme la Vubonite). Immédiatement après son passage dans un bain de Vubonite, le renfort passe entre 2 cylindres horizontaux en rotation qui forcent l'imprégnation de la matrice, comme illustré sur la figure 25. Le taux de renfort obtenu peut atteindre 25 %. Ce procédé permet ainsi d'atteindre un taux de renfort supérieur à la pultrusion. En revanche, contrairement à ce dernier procédé, il ne permet que la réalisation de plats.

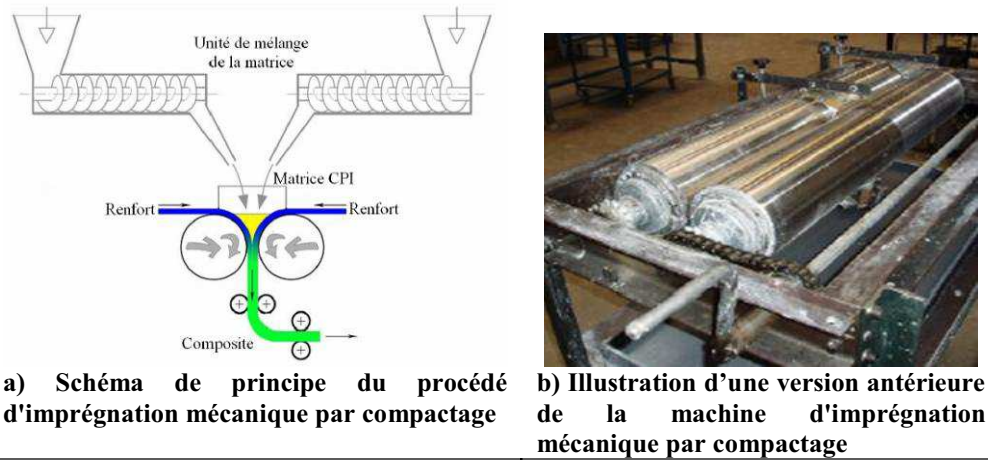


Figure 25 : Procédé d'imprégnation mécanique par compactage SCI [WASTIELS\_08]

#### I.4.3.4 POMPAGE ET INJECTION

Une technique d'injection a été testée par [BROCKMANN\_05]. Ce procédé d'imprégnation mécanique présente par rapport aux procédés précédemment décrits, l'avantage de permettre la préfabrication de pièces de composite TRC de formes complexes. Ce procédé consiste à injecter le mortier dans un moule à double face (les 2 faces du composites sont moulées) à l'aide d'une pompe à mortier. Le renfort textile doit être préalablement positionné et fixé dans le moule avant l'injection du mortier. Ce procédé requiert une étude préalable dédiée à la détermination du nombre et de l'emplacement des points d'injection afin d'éviter les inclusions d'air à l'intérieur du moule et de permettre à la matrice de se répandre avec une pression suffisante dans tous les recoins du moule. Une matrice très fluide doit être utilisée. Le taux de renfort volumique maximal du composite obtenu par cette méthode est inférieur aux autres méthodes de préfabrication évoquées plus haut.

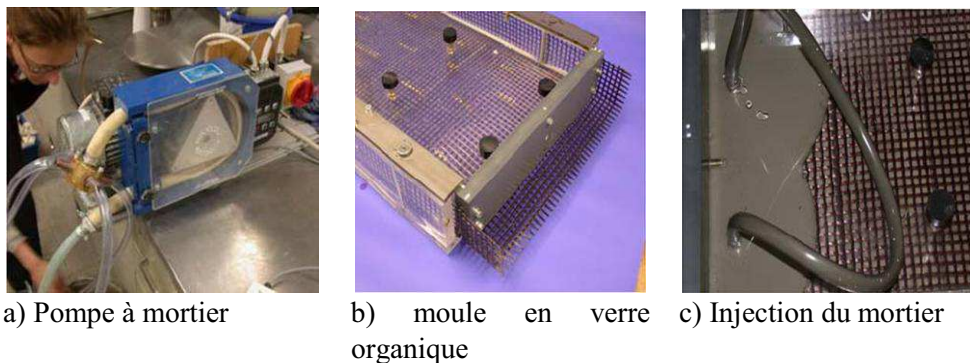


Figure 26 : Illustration de la préfabrication par pompage et injection [BROCKMANN\_05]

#### **I.4.3.5 CONCLUSIONS**

Il ressort de ce panorama que les méthodes de mise en œuvre sont nombreuses et qu'elles renvoient à des niveaux de sophistication variables et du même coup à des performances échelonnées.

Pour autant, la **valorisation de la réparation au moyen de composite TRC** passe inéluctablement par une mise œuvre sur chantier. Aussi, le recul relatif à l'emploi de ces matériaux incline à la prudence.

Dans cette optique, le moulage au contact dont la simplicité de mise en œuvre s'accommode fort bien de moyens (relativement) dérisoires, paraît s'offrir avantageusement au praticien.

Pour autant, les performances associées ne peuvent être dissociées de l'interaction textile-mortier, laquelle se révèle complexe et se décline à plusieurs échelles.

## I.5 MÉCANIQUE DES TRC

### I.5.1 INTRODUCTION

Certains matériaux composites, comme ceux à matrice polymère présentent une forte adhérence fil matrice. Leurs lois de comportement exprimées en contrainte-déformation en traction peuvent alors être modélisées de manière simple et précise en considérant une hypothèse d'adhérence parfaite entre le textile et la matrice. Dans ce cas, les propriétés intrinsèques des matériaux en présence suffisent à rendre compte du comportement.

En revanche, dans le cas des composites textile-mortier, l'adhérence filament-matrice reste généralement très limitée. De plus, l'imprégnation des fils (constituée de centaines de filaments) est essentiellement restreinte aux filaments situés sur le pourtour. Les efforts appliqués à la matrice sont ainsi transmis aux filaments « extérieurs » imprégnés par la matrice (adhérence filament matrice) qui eux-mêmes les redistribuent, en partie, aux filaments « internes » (adhérence filament-filament).

La compréhension de ces mécanismes d'adhérence est ainsi nécessaire à l'appréhension du comportement du TRC en traction. Étant donné la complexité et l'importance de ces mécanismes d'adhérence entre le textile et le mortier, ceux-ci ont été étudiés à différentes échelles.

Aussi, dans le but d'améliorer cette adhérence, les fils peuvent être préimprégnés par divers produits. Leur influence sur le comportement d'adhérence entre les fils et la matrice sera aussi examinée.

### I.5.2 ÉCHELLE NANOSCOPIQUE (ADHÉRENCE FILAMENT-MORTIER)

Entre la matrice et le renfort une zone différente de ces 2 phases est observée. Dénommée interphase, elle est issue de processus complexes, et représente alors une zone de transition d'épaisseur non nulle. Les propriétés physico-chimiques et mécaniques de l'interphase diffèrent de celles du renfort et de la matrice.

L'interphase contribue essentiellement à la transmission des efforts mécaniques entre le renfort et la matrice et intervient significativement dans le mécanisme d'amorçage et de propagation des fissures. L'efficacité du transfert de charge est une condition *sine qua non* à l'obtention de composites à hautes performances. Une forte liaison interfaciale entraîne de hautes rigidités et résistances mais elle mène également à une faible ténacité, une certaine fragilité et une sensibilité aux chocs [IBRAHIM\_97]. Dans ce cas, les fissures se propageront perpendiculairement à l'axe des fibres jusqu'à la ruine du composite. La mise en place de liaisons faibles (interphase souple) peut en revanche permettre l'accroissement de l'absorption d'énergie. La fissure sera dès lors déviée vers l'interphase et l'impact sera limité à quelques fibres uniquement. L'interphase des TRC reste méconnue, en revanche cette dernière a été plus étudiée dans le cadre des composites à matrices polymères (FRP). Pour ces composites, L'épaisseur de l'interphase est un paramètre variable,

de quelques nanomètres à une dizaine de micromètres (voire plus dans certains cas de composites thermodurcissables), dépendant de la structure de la matrice, du filament ainsi que de l'ensimage du filament. Différentes techniques d'analyse sont utilisées pour les composites à matrice polymère afin de déterminer la nature physico-chimique de l'interphase et peuvent théoriquement être étendues aux composites à matrice minérale [DEGALLAIX\_07]. Ces techniques peuvent être basées sur des analyses optiques (microscopiques et nanoscopique permettant de visualiser la zone d'interphase) ou sur des analyses physico-chimiques à l'échelle nano de l'interphase (étude de la nature et la concentration des atomes ainsi que les mouvements de chaînes macromoléculaires).

### 1.5.3 ÉCHELLE MICROSCOPIQUE

#### 1.5.3.1 ADHÉRENCE FILAMENT-MORTIER

La liaison entre les filaments et la matrice cimentaire peut aussi être étudiée de manière simplifiée, à l'échelle microscopique, par le concept d'interface. L'interface représente alors la frontière d'épaisseur nulle entre 2 phases, la matrice et le renfort, qui ne présentent pas d'évolution de leurs propriétés physico-chimiques. L'interface représente alors une notion théorique introduisant une discontinuité entre ces phases.

[BRAMESHUBER\_03] propose une étude des mécanismes d'adhérence (regroupant l'étude de l'adhésion et la friction) définissant en partie l'interface entre les filaments et la matrice cimentaire. Pour ce faire, des monofilaments ont été noyés dans une matrice cimentaire, puis après durcissement de cette dernière, le glissement des filaments en fonction de l'effort de traction qui leur est appliqué a été mesuré. La figure 27 présente un des résultats de l'essai de [BRAMESHUBER\_03] pour un filament (de 29  $\mu\text{m}$  de diamètre) extrait d'un fil de verre-AR Saint-Gobain Vetrotex 2400 Tex noyé dans une matrice cimentaire PZ-0899-01 (cf. I.2). Sur ce graphique il apparaît que, pour ce composite, la perte d'adhésion n'entraîne qu'une faible diminution de la contrainte tangentielle, ce qui signifie que le transfert de contraintes par friction reste quasi-constant tout au long du glissement (au moins jusqu'à un glissement de 0.1 mm).

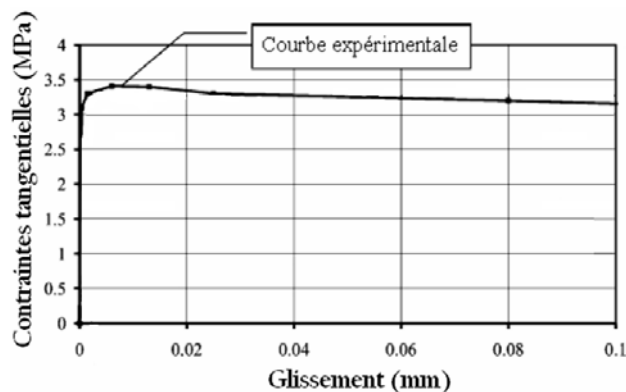


Figure 27 : Comportement d'un monofilament noyé dans une matrice cimentaire [BRAMESHUBER\_03]



### I.5.3.2 ADHÉRENCE FIL-MORTIER

Les fils, destinés à reprendre les efforts, généralement utilisés dans les textiles de renforcement des TRC, sont constitués de 400 à 7000 filaments d'un diamètre compris entre 5 et 30  $\mu\text{m}$ . En fonction de la configuration du textile et de l'ensimage, ces filaments sont plus ou moins serrés les uns aux autres. Cependant l'espace entre chaque filament reste de l'ordre de leur diamètre. La pénétration du mortier à l'intérieur des fils est ainsi limitée [HÄUßLER-COMBE\_07], [KRÜGER\_02], [KRÜGER\_04], [JESSE\_05A]. De ce fait les filaments extérieurs du fil (filaments externes) sont ceux qui présentent la section enrobée par la matrice la plus importante. Plus les filaments sont proches du centre du fil, plus leur surface de contact avec la matrice est limitée. Enfin, au cœur du fil (filaments internes), les filaments ne sont généralement plus imprégnés (figure 28).

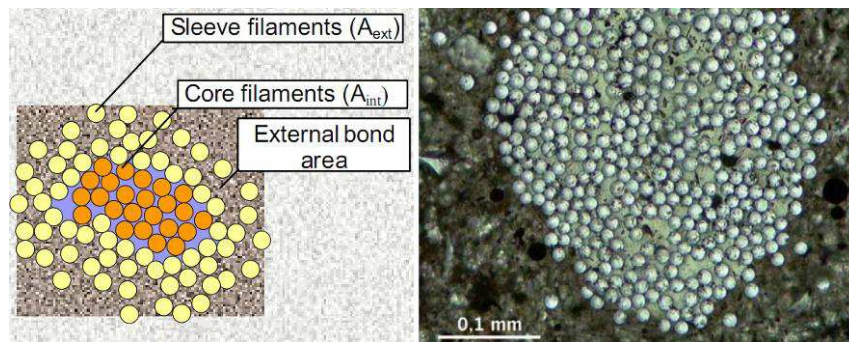


Figure 28 : Illustration d'un filament enrobé dans sa matrice. Visualisation des filaments intérieurs non imprégnés et extérieurs imprégnés [KRÜGER\_02] et [JESSE\_05A]

#### I.5.3.2.a Essais d'arrachement fil-mortier

Le comportement effort de traction-glissement d'un fil enrobé dans sa matrice peut être déterminé expérimentalement par un essai d'arrachement (*pull-out test*). Différents essais d'arrachement propres aux matrices cimentaires ont été développés par différents auteurs. [BADANOIU\_03], [KRÜGER\_04], [DILTHEY\_06] et [SCHEFFLER\_09] ont par exemple mis au point des essais d'arrachement à double longueur d'ancrage (respectivement figures 29, 30, 31 et 32. Alors que Peled et al. utilisent un essai à simple longueur d'ancrage [PELED\_98A], [PELED\_98B], [PELED\_00], [PELED\_02] (figure 38). Un autre type d'essai d'arrachement à simple longueur d'ancrage, mais plus complexe, a été développé par [BANHOLZER\_04] (figure 33). Il est particulièrement intéressant pour étudier le comportement fil de verre-mortier à l'arrachement.

En effet, l'auteur utilise les capacités de transmission de la lumière propre au verre pour en déduire, par LSM (Laser Scanning Microscopy), le glissement de chaque filament par rapport à l'extrémité de l'éprouvette. L'évolution de la dégradation des filaments en fonction du chargement peut aussi être relevée par la technique « FILT » (Failure Investigation using Light Transmission properties). Cependant, l'éprouvette est assez complexe à mettre en œuvre, elle est composée de 2 parallélépipèdes (d'époxy et de mortier) dans lesquels est pris le fil (figure 33-a).

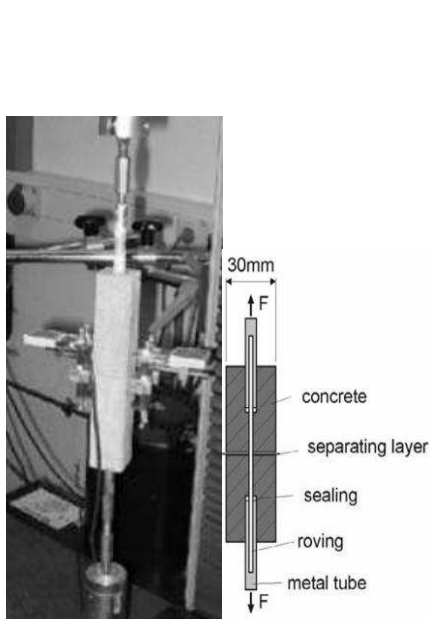


Figure 29 : Essai d'arrachement à double longueur ancrage [DILTNEY\_06]

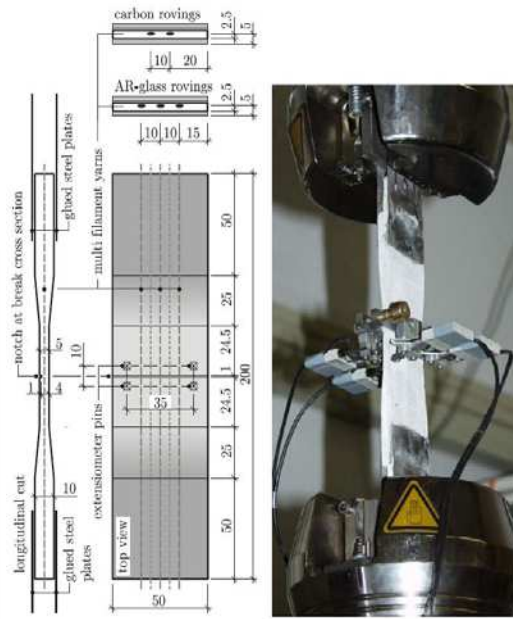


Figure 30 : Essai d'arrachement à double longueur ancrage [SCHEFFLER\_09]

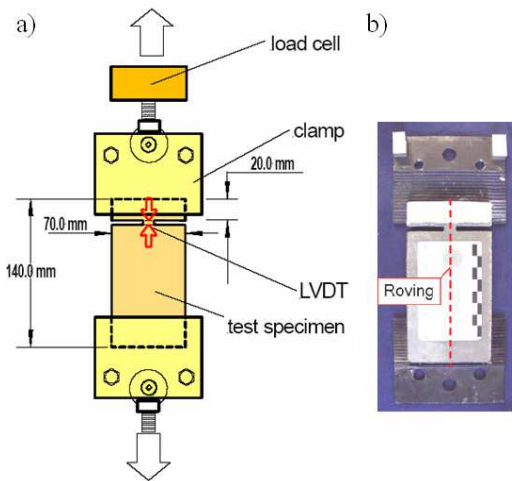


Figure 31 : Essai d'arrachement à double longueur ancrage [KRÜGER\_04]

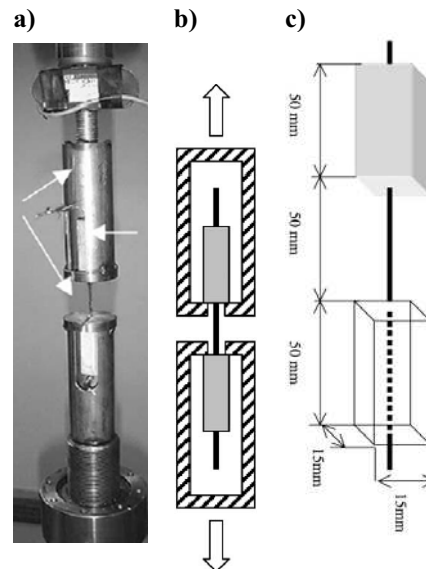


Figure 32 : Photo et schémas présentant l'essai d'arrachement utilisé par [BADANOIU\_03]

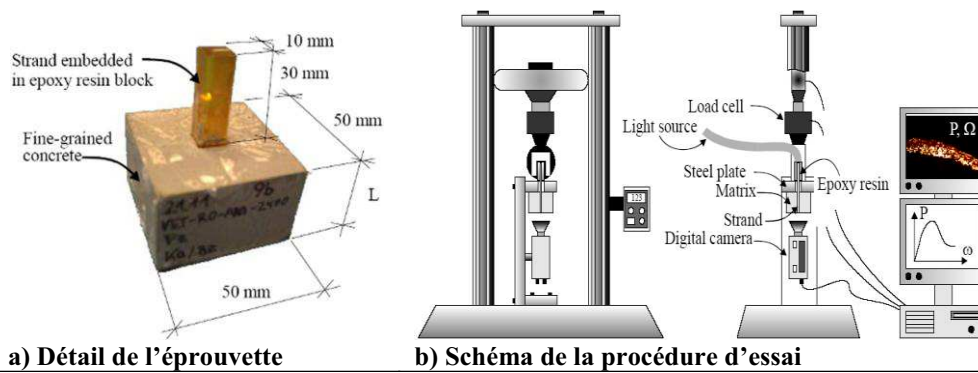


Figure 33 : Essai d'arrachement à simple longueur d'ancrage [BANHOLZER\_04]

### I.5.3.2.b Comportement mécanique

La figure 34 montre 2 allures potentielles du comportement de l'effort de traction appliqué au fil en fonction de son glissement dans la matrice obtenu expérimentalement par les essais d'arrachement (précédemment décrits). La partie pré-pic des courbes présente un comportement quasi-linéaire, suivi d'une non-linéarité jusqu'à l'atteinte de l'effort maximal. Cette non-linéarité, ainsi que le comportement post-pic dépend, selon [KRÜGER\_03], de la relation entre l'adhérence des filaments externes avec la matrice (adhérence externe) et celle des filaments internes entre eux (adhérence interne). Cette dernière est par ailleurs discontinue, hétérogène et principalement frictionnelle.

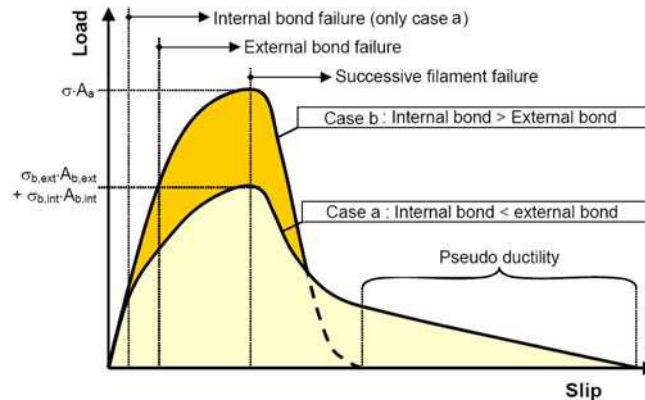


Figure 34 : Schémas du comportement à l'arrachement d'un textile (grille tricotée) en fonction de l'adhérence relative entre les filaments externes et internes [KRÜGER\_03]

#### I.5.3.2.b.i « Adhérence interne » inférieure à « l'adhérence externe »

Les essais d'arrachement sus-présentés ont montré que l'adhérence entre les filaments externes et la matrice est significativement meilleure que celle qui s'exerce entre les filaments internes non enrobés par cette dernière. En effet, pour ces derniers l'adhérence avec le reste du fil se fait uniquement par frottement entre filaments en contact (à l'exception des fils ayant subi un traitement afin d'augmenter l'adhérence inter filaments, avant d'être enrobés dans la matrice).

Sur la base de ces essais, différents modèles ont été mis au point. Le plus simple consiste à diviser le fil en 2 zones : filaments externes imprégnés et internes non

imprégnés (figure 35-a). Ce modèle montre que dans la zone entourant une fissure, la déformation maximale des filaments internes est inférieure à celle des filaments externes à cause de la faiblesse de l'adhérence entre les filaments non imprégnés (figure 35), [OHNO\_94].

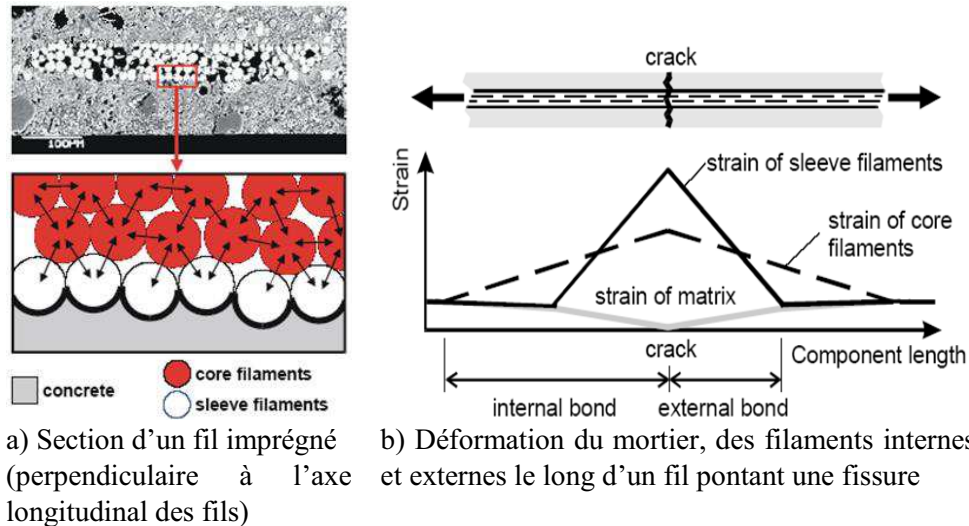


Figure 35 : Évolution des déformations des filaments internes et externes dans un fil [OHNO\_94], [JESSE\_05A]

Des conclusions similaires ont été tirées pour un modèle un peu plus complexe [BANHOLZER\_04], considérant une diminution de l'enrobage des filaments en se rapprochant du centre du fil qui se traduit par une diminution de l'adhérence entre les filaments. Cette réduction de l'adhérence engendre, à l'intersection d'une fissure, une décroissance de la déformation dans les filaments en se rapprochant du centre du fil. C'est cette inhomogénéité de la répartition de la déformation dans le fil qui est à l'origine de la non-linéarité pré-pic mise en évidence sur la figure 34. De plus, ce défaut d'homogénéité entraîne les ruptures successives des filaments initiés par les filaments extérieurs (figure 36). La rupture prématurée d'un nombre suffisant de filaments extérieurs conduit à une rupture prématurée du fil lui-même. Ce mode de rupture est dit « télescopique ». Ainsi, cette rupture successive des filaments externes puis des filaments internes génère une « pseudo ductilité » dans le fil (figure 34, « cas a ») et peut, de ce fait, s'avérer très intéressante.

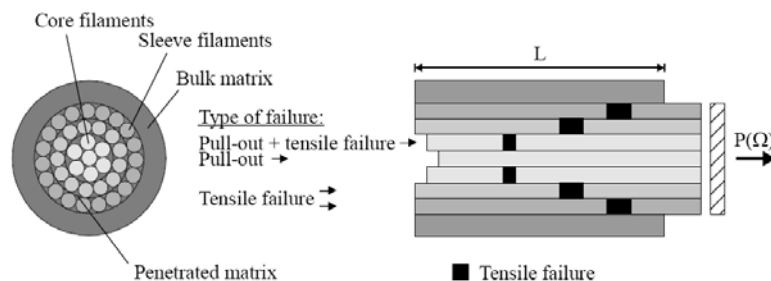


Figure 36 : Mécanisme de rupture d'un fil enrobé dans une matrice cimentaire soumis à essai d'arrachement [BANHOLZER\_04]

Le mode de rupture télescopique a clairement été mis en lumière, dans le cas d'un fil de verre-AR, par une étude expérimentale [BANHOLZER\_04]. En effet, la figure 37-a illustre la rupture progressive des filaments au cours du comportement post-pic. Aussi, la figure 37-c montre le glissement plus important des filaments internes au fils (de 0.7 mm par rapport à la partie inférieure de l'éprouvette) par rapport aux filaments les plus externes non rompus (de 0.4 mm) pour le chargement atteint (figure 37-b).

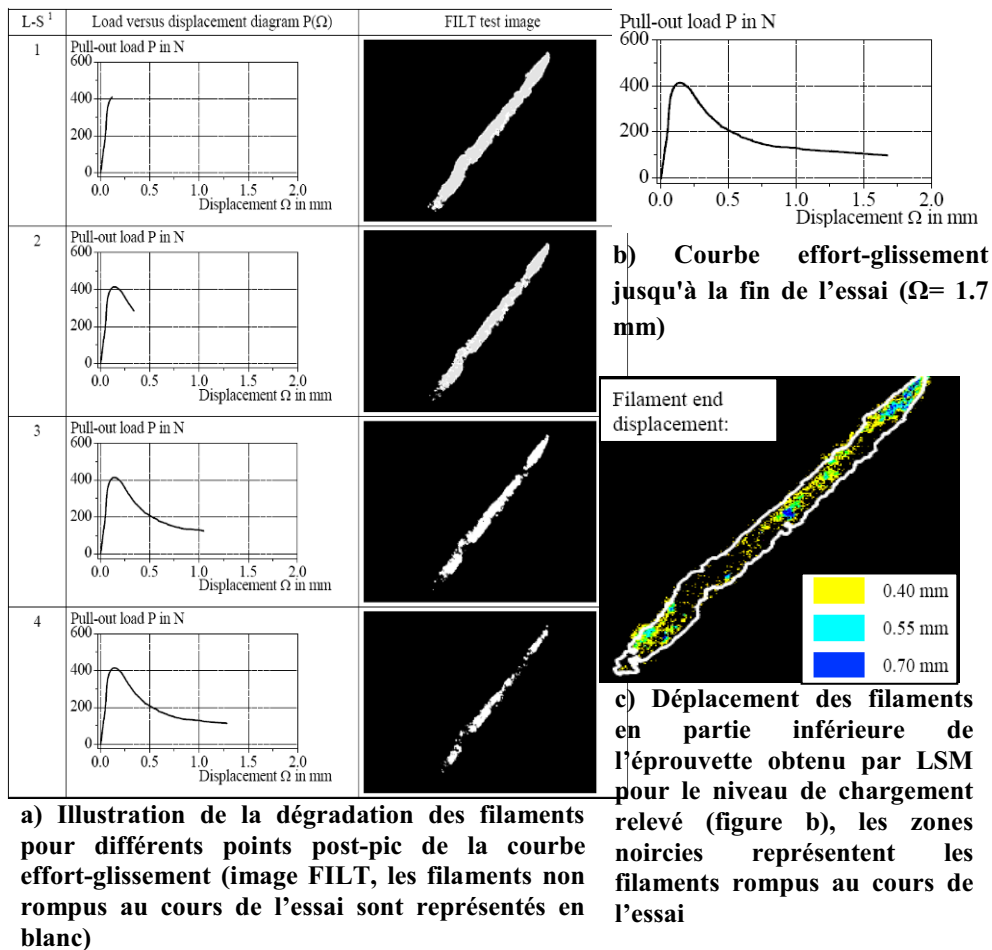


Figure 37 : Rupture des filaments constituant un fil (image FILT et LSM) pour différents points post-pic de la courbe effort-glissement [BANHOLZER\_04]

Lorsque le comportement de « l'adhérence interne » se rapproche de celui de « l'adhérence externe » les déformations des filaments tendent à s'homogénéiser, ce qui mène à une augmentation de l'effort maximal repris par le fil. Le glissement relatif à la rupture des filaments internes devient alors de plus en plus proche de celui relatif à la rupture des filaments externes, diminuant voire gommant la « pseudo ductilité ».

La qualité d'imprégnation des fils constituant le renfort textile intervient ainsi, directement sur la qualité de l'adhérence fil matrice, et est de ce fait déterminante dans le comportement mécanique du composite TRC. Il semble dès lors important de définir un paramètre la quantifiant, il sera nommé « **taux d'imprégnation des fils** ». Ce dernier représente pour une section représentative de fil, le rapport moyen

entre le périmètre total de filaments enrobés par le mortier et le périmètre total des filaments constituant ce fil. Le taux d'imprégnation des fils varie en fonction de la nature de la matrice, de la configuration du textile et de la méthode de mise en œuvre du composite.

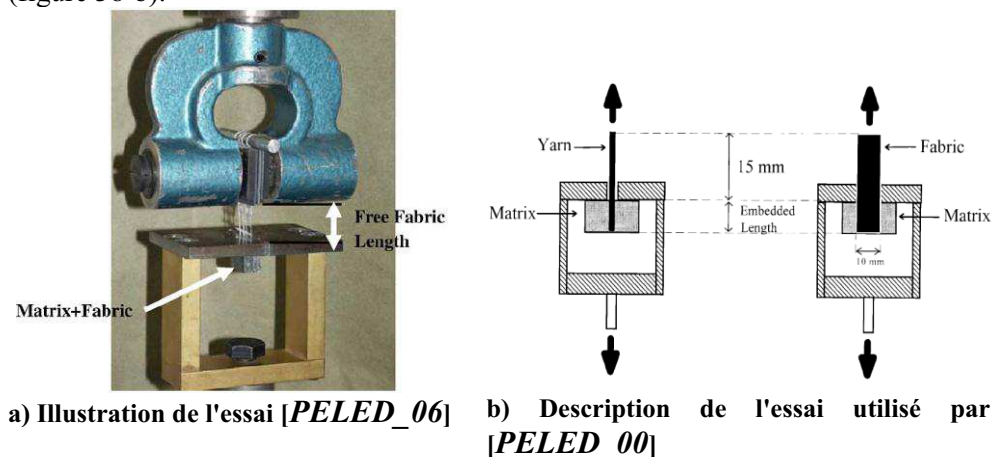
#### I.5.3.2.b.ii « Adhérence interne » supérieure à « l'adhérence externe »

Au vu des conclusions précédentes, il apparaît clairement que le taux d'imprégnation des fils constitue un levier de choix dans la modulation du mode de rupture et l'accroissement du taux de travail moyen des fils. Cependant, aucun des mortiers et des procédés de mise en œuvre relevés dans la bibliographie ne semble permettre une imprégnation totale des fils (pour des multifilaments classiques dont le nombre de filaments est supérieur à 400 et le diamètre des filaments inférieur à 30  $\mu\text{m}$ ). Ainsi, afin d'augmenter le taux d'imprégnation des fils et leur « adhérence interne », certains auteurs ont choisi de traiter ces fils (ensimage, produits de préimprégnation, traitement de surface) avant leur mise en œuvre dans la matrice. Ces traitements peuvent permettre d'atteindre une « adhérence interne » supérieure à « l'adhérence externe ». Dans ce cas, la non-linéarité pré-pic mise en évidence sur la figure 34 est imputable à la perte progressive de l'adhésion filaments extérieurs-matrice accompagnée de la rupture éventuelle de quelques filaments extérieurs. La rupture intervient alors pour un glissement et un effort quasi-identique de l'ensemble des filaments. Le mode de rupture tend ainsi à devenir « fragile » (figure 34 « cas b »).

### I.5.4 ÉCHELLE MÉSCOPIQUE ET MACROSCOPIQUE (ADHÉRENCE STRUCTURELLE)

Les textiles sont souvent uniquement considérés comme un moyen de garantir la stabilité géométrique relative ainsi que l'alignement des fils dans le composite.

Afin d'examiner l'influence du textile sur l'adhérence entre le fil et le mortier, Peled et al. sur [PELED\_98A], [PELED\_00], [PELED\_02] se sont appuyés sur essai d'arrachement (*Pull-out*) du textile (figure 38). Ils ont comparé le comportement à l'arrachement d'un fil seul à celui d'un fil faisant partie intégrante d'un textile enrobé dans le mortier (figure 38-d), ou même du textile lui-même (figure 38-b).



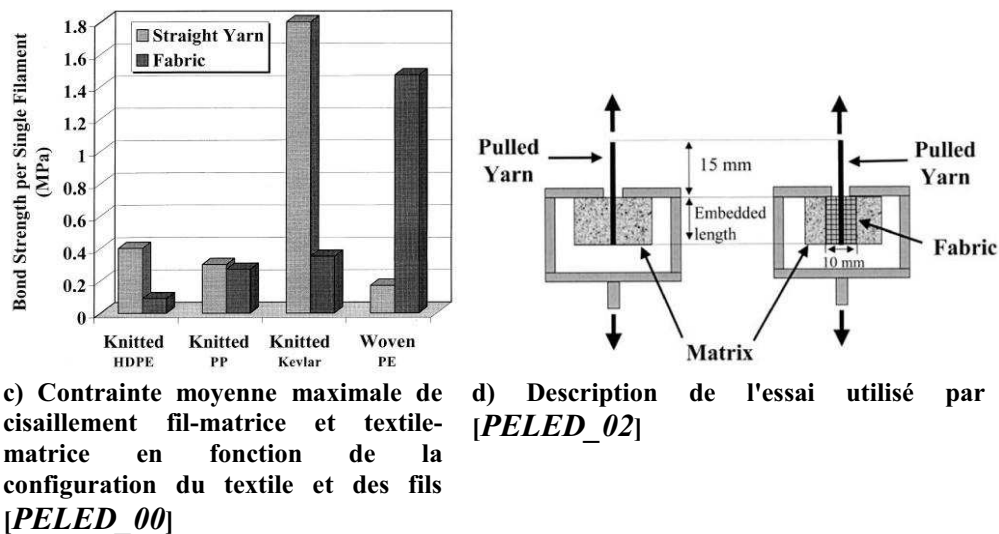


Figure 38 : Illustrations et description et résultats de l'essai d'arrachement utilisé par Peled

Il en ressort, que pour les tissus (taffetas), la contrainte moyenne maximale de cisaillement (effort maximal repris par le fil ramené à la surface latérale totale des filaments : circonférence d'un filament x longueur de scellement du filament x nombre de filaments) fil-matrice est largement plus importante pour le textile que pour un fil seul (environ 1000 %, figure 38-c). Cela est attribuable à l'oscillation des fils de chaîne passant alternativement sous et sur les fils de trame qui engendre, lorsque le fil est mis en tension, une nette augmentation du frottement inter-filaments à chaque intersection de fil. Ce phénomène améliore significativement l'adhérence du fil avec le reste de la structure. Il est nommé « adhérence structurelle ». Cependant, ce résultat est à relativiser car les filaments constituant le tissu sont en polyéthylène (PE), une nature de filament offrant une excellente résistance au cisaillement transverse.

En revanche, pour l'ensemble des grilles à maille jetée testées au cours de ces essais, la contrainte moyenne maximale de cisaillement fil-matrice est de 20 % à 85 % plus faible que pour un fil seul enrobé dans la matrice (figure 38-c). Cela s'explique par le fait que l'adhérence entre les fils de chaîne est très faible (contrairement aux tissus où cette dernière est favorisée par l'entremêlement des fil), ce qui réduit significativement l'adhérence structurelle. En revanche, la superposition des fils de chaîne et des fils de trame à leur intersection, entraîne localement une diminution du taux d'imprégnation des fils, qui est responsable de la diminution de la contrainte moyenne maximale de cisaillement.

Les essais menés par Peled et al. montrent ainsi que l'adhérence fil-mortier (fil seul et linéaire enrobé dans une matrice cimentaire) est clairement différente de l'adhérence textile-mortier (fil faisant partie intégrante d'un renfort textile enrobé dans une matrice cimentaire). Il a de plus été montré que l'adhérence textile-mortier variait en fonction de la géométrie du textile (technologie de textile (tricoté, tissé...) et configuration de maille (type et largeur de maille)).

### 1.5.5 LES PRODUITS DE PRÉIMPRÉGNATION DES TEXTILES

Afin d'améliorer le taux d'imprégnation des fils ainsi que leur « adhérence interne », certains auteurs ont choisi de traiter ces fils, généralement par préimprégnation, avant leur mise en œuvre dans la matrice. [PELED\_00], [BADANOIU\_03], [KRÜGER\_04] et [DILTHEY\_06] ont évalué l'effet de la préimprégnation par des essais d'arrachement du renfort, [HEGGER\_05B], [RAUPACH\_06], [KEIL\_07], [HEGGER\_08] et [HOJCZYK\_10] par des essais de traction directe.

Différents produits et procédés de préimprégnation ont été évalués par ces auteurs. L'époxy, de par ces excellentes propriétés mécaniques est le produit le plus utilisé [KRÜGER\_04] et [DILTHEY\_06] (arrachement) [HEGGER\_05B], [RAUPACH\_06], [KEIL\_07] et [HEGGER\_08] (traction). Cependant, étant donné son prix élevé, certaines études visent à lui trouver un produit de substitution tel que le latex (dont la nature exacte n'est pas précisée) [PELED\_00], l'acrylique [HEGGER\_05B], le polyacétate de vinyle (PVA) [DILTHEY\_06] et enfin une solution ciment-polymère (le polymère utilisé est généralement partiellement hydrolysé et soluble dans l'eau) [DILTHEY\_06] et [HOJCZYK\_10]. Un traitement de surface à base de Silane a aussi été étudié par [BADANOIU\_03] pour améliorer l'adhérence des fils de carbone avec le mortier.

Il existe principalement 2 familles de procédé : la préimprégnation par produit « frais » et celle par produit « durci ». La première consiste à préimprégner le renfort textile par le produit puis à le mettre directement en œuvre dans la matrice alors que pour le second procédé, le textile est mis en œuvre dans la matrice après la cure complète de son produit de préimprégnation.

Hormis [DILTHEY\_06] et [KEIL\_07], tous les auteurs précédemment cités ont uniquement utilisé le procédé de préimprégnation par produit « durci ».

La préimprégnation des textiles par produit « durci », est quant à elle généralement réalisée en plongeant le textile dans un bain. À sa sortie le textile est alors pressé entre 2 rouleaux afin d'améliorer l'imprégnation du textile. Cependant d'après [HOJCZYK\_10] la performance de ce procédé chute rapidement lors de l'utilisation de produits visqueux, comme les solutions ciment-polymère. Pour remédier à cela, des procédés d'imprégnation mécanique plus pertinents ont été développés par [MENZEL\_97] et [MONFORTS\_94] (figure 39)

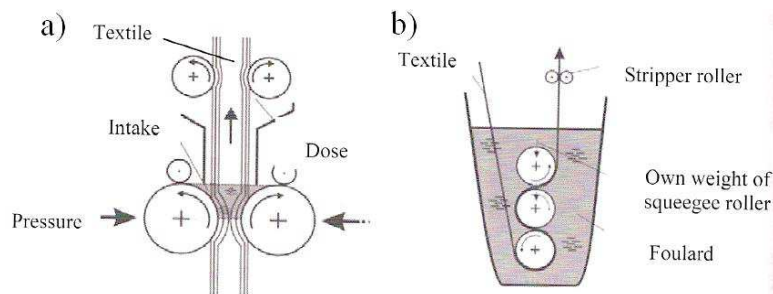


Figure 39 : Procédé de préimprégnation de textile adapté aux produits visqueux tels que les solutions ciment-polymères (a) [MENZEL\_97] et (b) [MONFORTS\_94]



La cure de certains produits peut être réalisée en plein air (comme l'époxy, 24h à 23°C), tandis que d'autres nécessitent d'être montés en température. Le traitement de fils de carbone au silane nécessite notamment de plonger le fil dans une solution à base de silane maintenu à 75°C durant 1 heure, puis de le sécher avant de le mouler dans une matrice cimentaire [BADANOIU\_03]. Le PVA nécessite aussi d'être monté en température, en effet selon [DILTNEY\_06], le PVA est dissous dans un bain d'eau à 95°C puis refroidi à température ambiante. Le textile est ensuite immergé dans cette solution puis séché à température ambiante.

Le choix du procédé de préimprégnation (« frais » ou « durci ») n'est pas sans influence. En effet, contrairement à la préimprégnation par produit « frais », celle par produit « durci » permet d'assurer la cure du produit et de ce fait, la qualité de la préimprégnation du fil ainsi que de l'adhérence filament-produit. En contrepartie, ce procédé entraîne un changement brutal d'interface entre le fil préimprégné et la matrice (figure 40), et étant donné l'aspect de surface lisse de la majorité des produits de préimprégnation « durcis », une faible adhérence fil-matrice (cependant supérieure à l'adhérence filament matrice). En revanche, comme cela est illustré figure 41 la préimprégnation par produit « frais » engendre une homogénéisation de l'interface et, de ce fait, une meilleure adhérence fil-matrice.

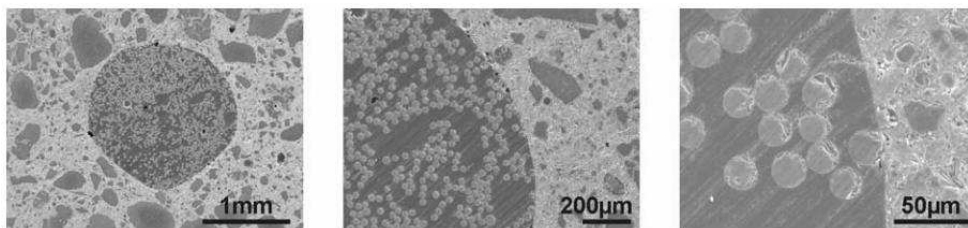


Figure 40 : Illustration de l'excellente préimprégnation du fil par époxy « durci » ainsi que du net changement d'interface fil matrice grâce à des mesures réalisées par microscope à balayage électronique (MEB), [DILTNEY\_06]

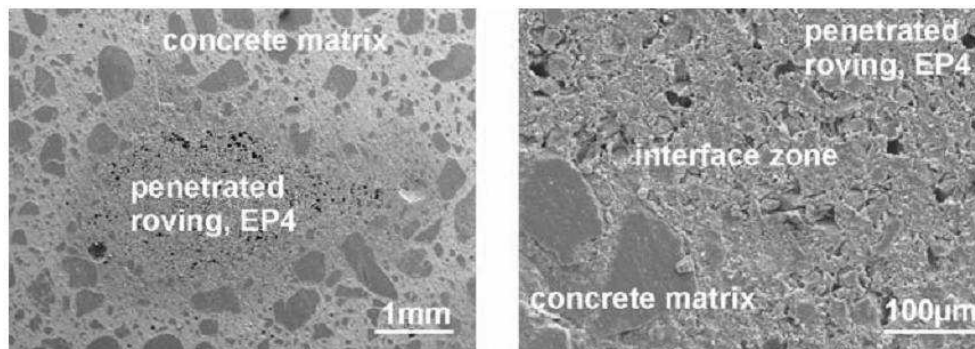


Figure 41 : Illustration de la préimprégnation du fil par époxy à base d'eau (water based epoxy) « frais » ainsi que de l'homogénéité de l'interface fil matrice grâce à des mesures réalisées par microscope à balayage électronique (MEB), [DILTNEY\_06]

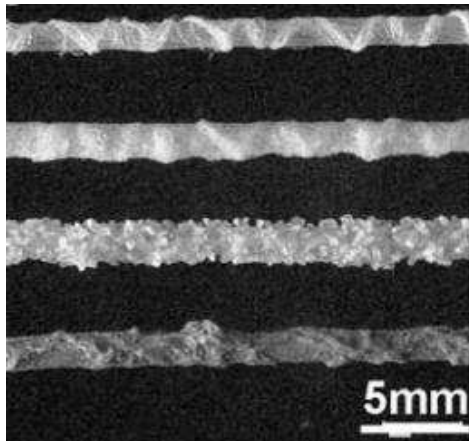


Figure 42 : Modification de l'état de surface des fils préimprégnés par époxy « durci » [DILTHEY\_06]

Divers procédés ont alors été élaborés afin d'améliorer l'adhérence fil-matrice dans le cas du procédé de préimprégnation par produit « durci ». En effet, l'état de surface du fil peut être modifié immédiatement après sa préimprégnation en projetant des grains de sable ou de silice, ou encore en enroulant autour du fil un filament ou fil de faible diamètre, avant que le produit n'ait effectué sa prise (figure 42). Dès lors que la résine est durcie, ces matériaux sont collés au fil et améliorent significativement sa rugosité en surface.

### 1.5.6 INFLUENCE DE LA PRÉIMPRÉGNATION DES FILS SUR LEUR ADHÉRENCE AVEC LA MATRICE

L'influence de la préimprégnation des fils sur l'adhérence fil mortier a été évaluée expérimentalement par des essais d'arrachement (précédemment présentés) conduits par différents auteurs [PELED\_00], [BADANOIU\_03], [KRÜGER\_04] et [DILTHEY\_06]. Peled et al. ont étudié l'influence de la préimprégnation par latex de fils de nylon composés de 2 fils retordus (de 240 filaments de 30 $\mu$ m de diamètre chacun). L'auteur ne précise cependant pas le procédé de mise en œuvre du latex ni de cure du composite. [BADANOIU\_03] propose quant à lui l'étude du traitement de surface par silane d'un fil de carbone (12000 filaments de 6.9 $\mu$ m de diamètre chacun). [DILTHEY\_06] évalue l'influence de préimprégnation par PVA (avec et sans traitement thermique, porté à 120°C pendant 2 heures), et solution ciment-polymère sur un fil de verre AR de 2400 Tex constitué de filaments de 27  $\mu$ m. Enfin, [KRÜGER\_04] a évalué le comportement à l'arrachement de fils de carbone 1700 Tex et verre-AR 2500 Tex, avec ou sans précontrainte initiale, mis en œuvre au sein d'une matrice de mortier pour différentes configurations d'imprégnation des fils : imprégnés d'époxy enrobés de sables, uniquement imprégnés d'époxy, et non imprégnés. [DILTHEY\_06] a aussi réalisé des essais d'arrachement afin d'évaluer l'influence de la préimprégnation par époxy avec et sans enrobage de sable pour un fil de verre AR de 2400 Tex constitué de filaments de 27  $\mu$ m.

Il en ressort qu'en fonction du produit de préimprégnation utilisé, l'effort maximal d'arrachement du fil (ou la contrainte tangentielle maximale entre le fil et la matrice) est amplifié ou réduit. La préimprégnation par latex, PVA et PVA+traitement thermique engendre des diminutions respectives de cet effort de 30 % (figure 43), 50 % et 55 % (figure 45) alors qu'une augmentation de l'effort d'arrachement est observée pour le traitement de surface des fils de carbone au silane (370 %, figure 44) ou la préimprégnation des fils de verre-AR à l'époxy (190 %, figure 47-a et 330 %, figure 46), de verre-AR par une solution ciment-polymère (162 %, figure 45) de carbone à l'époxy (150 %, figure 47-b) et de carbone à l'époxy enrobé de

sable (270 %, figure 47-b). D'après ces essais d'arrachement, le traitement de surface par silane (dans le cas du carbone), offrirait des performances au moins identiques à celles de la préimprégnation par époxy, alors que la préimprégnation par une solution ciment-polymère mène à des performances moindres mais néanmoins intéressantes. Ces 2 produits semblent ainsi susceptibles de se substituer à l'époxy. Il convient cependant de rester prudent, car l'amélioration du comportement à l'arrachement du fil n'engendre pas une amélioration proportionnelle du comportement de traction du TRC. Aussi, le traitement de surface par silane n'a pas encore été testé sur d'autres natures de fils.

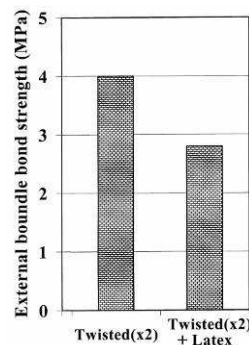


Figure 43 : Contrainte tangentielle maximale atteinte entre le fil et la matrice pour un fil non préimprégné et un second préimprégné de latex [PELED\_00]

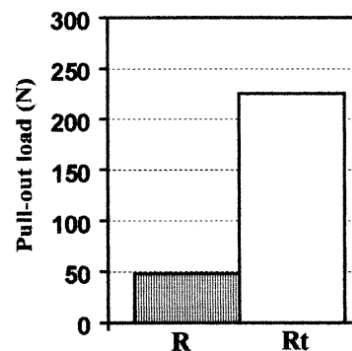


Figure 44 : Effort d'arrachement maximal atteint pour un fil de carbone non traité (R) et ayant subi un traitement de surface au silane (Rt) [BADANOIU\_03]

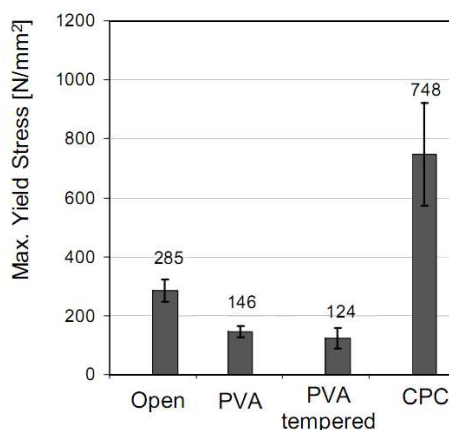


Figure 45 : Contrainte tangentielle maximale atteinte entre le fil et la matrice pour des fils non préimprégnés (open), préimprégnés de PVA, de PVA+traitement thermique et de solutions ciment-polymère (CPC) [DILTHEY\_06]

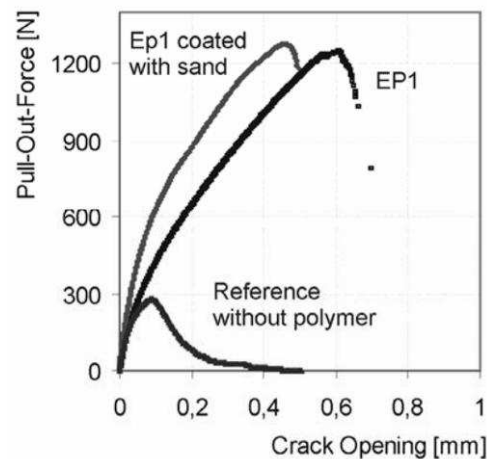
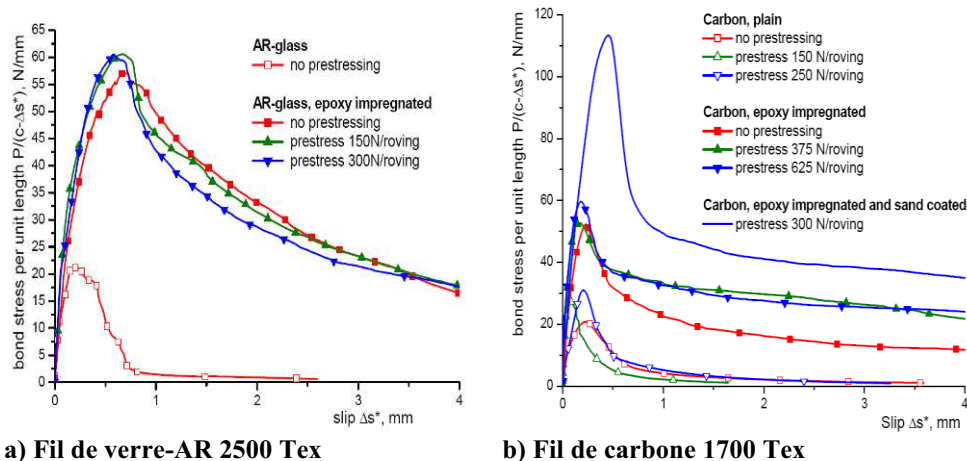


Figure 46 : Comportement effort-glisement dans un mortier [DILTHEY\_06]

Aussi contrairement aux études de [PELED\_00], [BADANOIU\_03] qui présentent uniquement les résultats vis-à-vis de l'effort maximal du fil à l'arrachement, les études de [KRÜGER\_04] et [DILTHEY\_06] présentent le comportement effort-glisement du fil enrobé dans la matrice. L'étude réalisée par

[DILTNEY\_06] (figure 46) confirme le modèle proposé par [KRÜGER\_03] (figure 34). En effet, la préimprégnation des fils par époxy entraîne une évolution du comportement post-pic de « pseudo ductile » à « fragile » (figure 46). Aussi, d'après l'auteur, l'enrobage du fil par du sable n'améliore pas l'effort d'arrachement maximal du fil car la préimprégnation par époxy suffit à homogénéiser la contrainte entre les filaments du fil et entraîner une rupture en traction de celui-ci.

En revanche, sur la figure 47 illustrant les résultats de ces essais, il semblerait que ce modèle ([KRÜGER\_03], figure 34) soit discutable. En effet, pour les 2 types de fils (carbone et verre-AR), la « pseudo ductilité » des fils préimprégnés par époxy est supérieure à celle des fils qui ne le sont pas (figure 47). Cela est en fait dû à une longueur d'ancrage du TRC insuffisante dans ces essais conduisant à une rupture d'ancrage et à un glissement conséquent du fil (alors que le modèle de [KRÜGER\_03] est établi pour une rupture du fil en traction). Cela explique d'ailleurs l'augmentation de l'effort maximal d'arrachement des fils préimprégnés d'époxy et enrobés de sable par rapport à ceux qui sont seulement préimprégnés d'époxy.



a) Fil de verre-AR 2500 Tex

b) Fil de carbone 1700 Tex

Figure 47 : Comportement effort-glissement du fil enrobé dans un mortier [KRÜGER\_04]

Il ressort de ce volet que l'interaction textile-mortier conditionne dans une large mesure le comportement macroscopique du TRC.

L'approche multi-échelle permet de mettre en avant les processus d'endommagement et leur implication à l'échelle macroscopique. C'est cette approche qui sera adoptée dans le cadre de l'évaluation des performances des poutres réparées vis-à-vis de l'effort tranchant.

Ainsi, il apparaît que l'opportunité d'utiliser des produits d'imprégnation s'avère concluante mais variable selon la nature du produit et des traitements associés. À cet effet, si la résine époxy s'avère logiquement très efficace, elle pâtit néanmoins du surcoût très sensible qu'elle engendre et qui n'est pas de nature à favoriser l'emploi des TRC. En revanche, l'emploi de matériaux substitutifs dont le prix est compatible avec les exigences propres au génie civil tel que le latex est tout à fait envisageable sous réserve d'en éprouver les performances sur le couple textile-mortier à retenir dans la perspective de la réparation, et de garantir son adéquation avec les conditions de mise en œuvre envisagées.

## **I.6 CARACTÉRISATION MÉCANIQUE DU COMPOSITE TRC EN TRACTION**

### ***I.6.1 LIMITES DE VALIDITÉ DES ESSAIS DE FLEXION***

La majorité des travaux de caractérisation du composite TRC s'est portée sur l'étude du comportement en traction. À cet effet, 2 types de procédures de caractérisation en traction ont été mises en place. La caractérisation en traction directe [SINGLA\_04], [JESSE\_05], [HEGGER\_05B], [MOBASHER\_05], [ROTH\_07] et celle en flexion [PELED\_00].

La caractérisation des bétons fibrés ou des Composites Ciment Verre (CCV) s'accommode fort bien d'essais de flexion du fait de la répartition plus ou moins homogène des fibres. Des méthodes d'exploitation dites indirectes permettent dès lors d'identifier les propriétés de traction. Pour autant, la flexion se révèle peu adaptée, compte tenu de la structure textile du renfort, à la caractérisation par flexion des composites TRC [CHANVILLARD\_00], [ROSSI\_00].

En effet, dans le cas de plaques de composites TRC, la position des renforts textile dans l'épaisseur du composite TRC n'est pas forcément maîtrisée, surtout dans le cas de composites présentant un faible taux de renfort. Pourtant en flexion, une incertitude même faible de la position des renforts textile par rapport à l'axe neutre du composite peut engendrer une incertitude considérable sur la résistance du composite en traction. Ce phénomène est d'autant plus marqué que l'épaisseur des plaques de TRC est faible. Il est alors légitime de s'interroger sur le caractère reproductible de l'essai. De plus, afin de positionner correctement l'axe neutre dans l'épaisseur du composite et d'obtenir ainsi la résistance en traction du composite, le comportement du TRC en compression doit être connu. Cependant, à cause des problèmes liés au flambement, il est très difficile de caractériser précisément le comportement des TRC en compression. Enfin, l'effet de structure notamment lié à la longueur de l'éprouvette n'est pas à occulter. Ainsi, est il plus judicieux de réaliser directement un essai de traction directe dès lors qu'il est adapté.

L'étude bibliographique concernant la caractérisation des composites TRC en traction sera ainsi essentiellement portée sur le comportement en traction directe afin de ne pas surcharger l'étude bibliographique par des résultats dont la pertinence est discutable.

### ***I.6.2 DESCRIPTION DES ESSAIS DE TRACTION EXISTANTS***

Il n'existe actuellement aucune réglementation régissant la caractérisation du composite TRC en traction. Différentes procédures d'essais ont été élaborées au cours de ces dernières années afin de caractériser, d'analyser, de modéliser et d'optimiser le comportement mécanique des composites TRC en traction directe. Ces procédures d'essais, décrites ci-après, proposées par différents auteurs ont pu être inspirées des essais antérieurs destinés à la caractérisation des ferrociments [NAAMAN\_88] et [NAAMAN\_99].

Cinq formes, fruit d'un arbitrage entre la facilité de mise en œuvre et l'exigence de limiter les concentrations de contraintes induites par les mors, sont recensées. Le parallélépipède rectangulaire [SINGLA\_04] (figure 48), [JESSE\_05] (figure 50), [MOBASHER\_05] et [RAUPACH\_06] (première essai, figure 52) est le plus simple à mettre en œuvre. L'haltère dans le cas de [HEGGER\_05B] (figure 51) qui a choisi d'augmenter progressivement la section de l'éprouvette à ses extrémités et de positionner à mi-épaisseur une plaque métallique perforée afin d'assurer la transmission de l'effort. Cette configuration semble attractive dans la mesure où elle permet de s'affranchir des effets d'un retrait différentiel des faces de la plaque au moyen d'une mise en œuvre dans un moule vertical (où le mortier est inséré par la tranche latérale du moule). Néanmoins, si le léger surcoût induit par la forme particulière des moules ne constitue qu'un obstacle aisément surmontable, la difficulté d'un positionnement parfait de la plaque perforée ainsi que la relative inadaptation aux mortiers de consistance plastique à ferme de ce type de mise en œuvre constituent des limites parfois rédhibitoires. De surcroît, cette configuration d'éprouvette empêche l'étude de l'influence du procédé de mise en œuvre par l'essai de traction (il est par exemple impossible de réaliser une telle éprouvette par projection ou pultrusion). Dans l'objectif de limiter les concentrations de contraintes au niveau du talon, [RAUPACH\_06] (deuxième essai, figure 53) et [KEIL\_08] (figure 54) ont opté pour une éprouvette à la forme d'os. Enfin, dans l'optique de localiser la rupture, [ROTH\_07] (figure 49) a opté pour un parallélépipède « chanfreiné » par une encoche en « V » (V-notched). L'essai peut se révéler utile pour la détermination de la résistance du TRC mais la localisation imposée de l'amorce de la première fissure (en zone « chanfreinée ») constitue un biais dans l'évaluation du comportement global et limite la portée des résultats.

Divers procédés ont été utilisés afin de transmettre l'effort de traction de la machine à l'éprouvette. Des mors « classiques » ont été retenus par [SINGLA\_04] et [JESSE\_05]. On peut légitimement s'interroger sur la pertinence de ces mors quand on connaît la fragilité du mortier et/ou l'impact sur les fibres au voisinage immédiat des mors. Des mors adaptés à des éprouvettes en forme d'os ont été utilisés [RAUPACH\_06] (deuxième essai) et [KEIL\_08]. Enfin, l'effort peut être transmis par l'intermédiaire d'un ou plusieurs cylindres d'acier traversant l'éprouvette au niveau des talons [HEGGER\_05B] et [RAUPACH\_06] (premier essai). Pour autant, peu d'éléments d'information sont disponibles sur la pièce utilisée pour transmettre les efforts de traction au cylindre. Pourtant son intérêt paraît primordial car susceptible de surajouter un moment parasite non négligeable. Si la méthode d'exploitation en contrainte moyenne (laquelle est indifféremment rapportée à la section droite du TRC ou celle des fils parallèles à la direction de chargement) en fonction de la déformation moyenne (jugée homogène) semble établie les modalités de mesure de la déformation divergent. Des jauges de déformation sont employées par [ROTH\_07], ce qui peut se révéler très insuffisant dans le cadre d'un comportement multifissurant. [SINGLA\_04] relève le déplacement des traverses de la machine de traction, [RAUPACH\_06] mesure le déplacement entre mors par l'intermédiaire de capteurs LVDT, [HEGGER\_05B] mesure le déplacement de talon à talon par l'intermédiaire de capteurs LVDT, [KEIL\_08] mesure le déplacement par l'intermédiaire d'extensomètres positionnés sur le TRC à la limite marquant la fin du talon (principale différence entre les

essais de [RAUPACH\_06] et [KEIL\_08]), alors que [JESSE\_05] préfère ne pas considérer le comportement à proximité des talons en positionnant des extensomètres en partie centrale de l'éprouvette.

Les longueurs des corps peuvent sensiblement varier de 50 à 90 cm alors que la largeur généralement retenue est de 10 cm. En plus de la facilité de mise en œuvre et du caractère représentatif de la zone de mesure les dimensions se doivent de limiter l'impact de l'effet Poisson dans le cadre d'une sollicitation uni-axiale.

Enfin, tous les auteurs privilégient le chargement de l'éprouvette en déplacement. Mais, aucun d'entre eux n'argumente le choix de la vitesse de déplacement imposée à l'éprouvette. Toutefois, certains auteurs semblent être d'accord sur une vitesse ramenée à la longueur entre talons identique : 0.5 mm/min pour 250 mm entre mors [RAUPACH\_06], [KEIL\_08] et 1 mm/min pour 500 mm entre mors [HEGGER\_05B] (les autres auteurs mentionnés au cours de ce paragraphe ne précisent pas la vitesse ou la longueur entre talons).

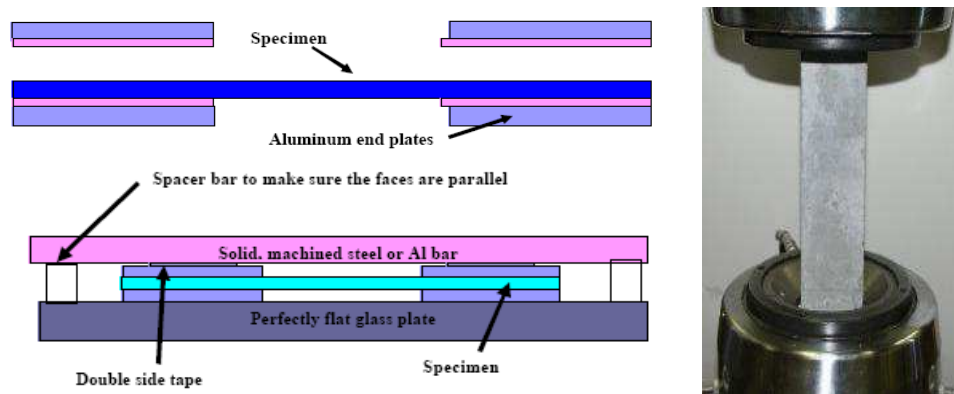


Figure 48 : Schéma de l'essai de traction développé par [SINGLA\_04], dimensions de l'éprouvette : (556x70x10 mm)

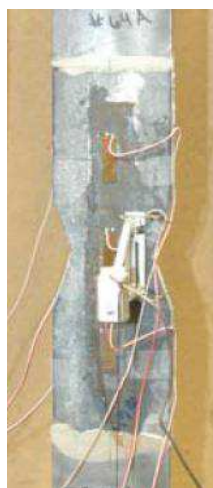


Figure 49 : Schéma de l'essai de traction développé par [ROTH\_07]

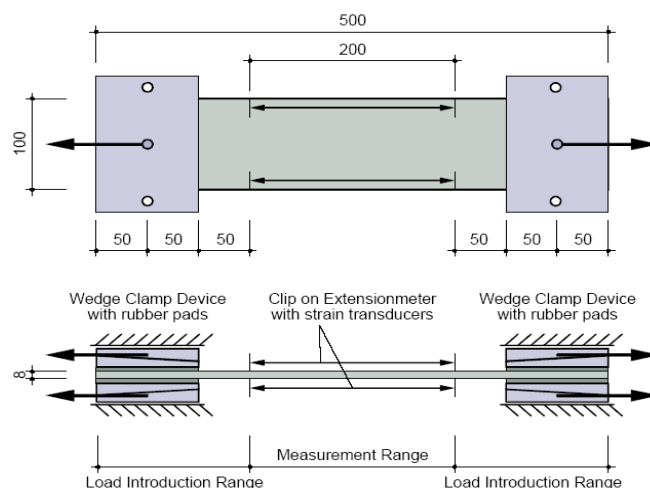


Figure 50 : Schéma de l'essai de traction développé par [JESSE\_05]

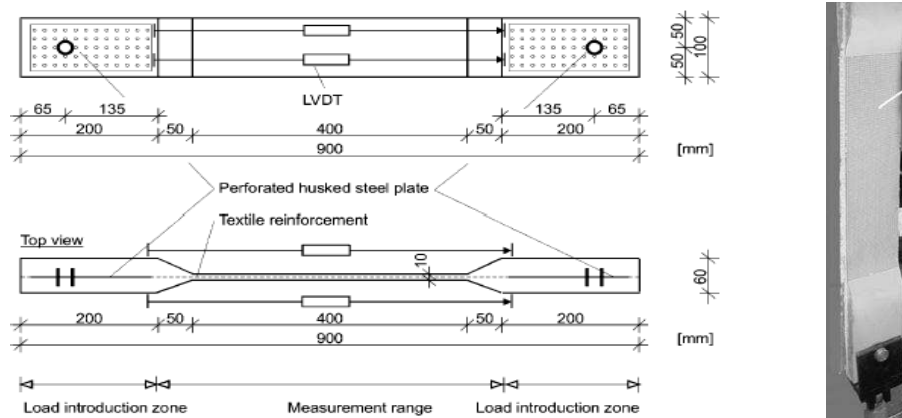


Figure 51 : Schéma de l'essai de traction développé par [HEGGER\_05B]

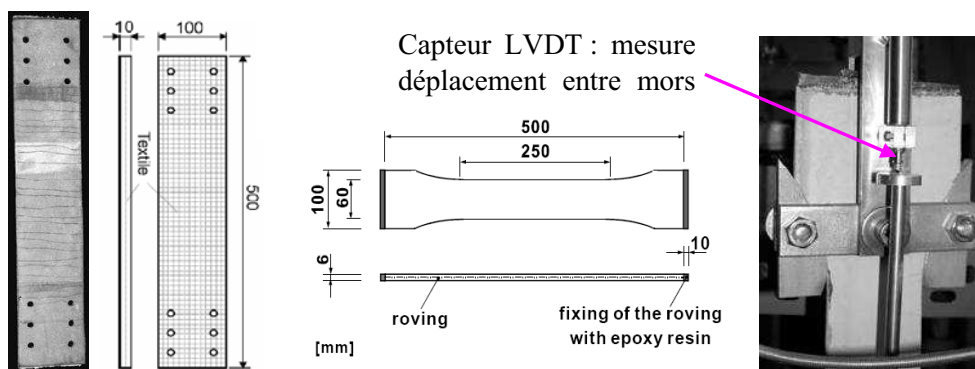


Figure 52 : Schéma du première essai de traction utilisé par [RAUPACH\_06]

Figure 53 : Schéma du second essai de traction utilisé par [RAUPACH\_06]

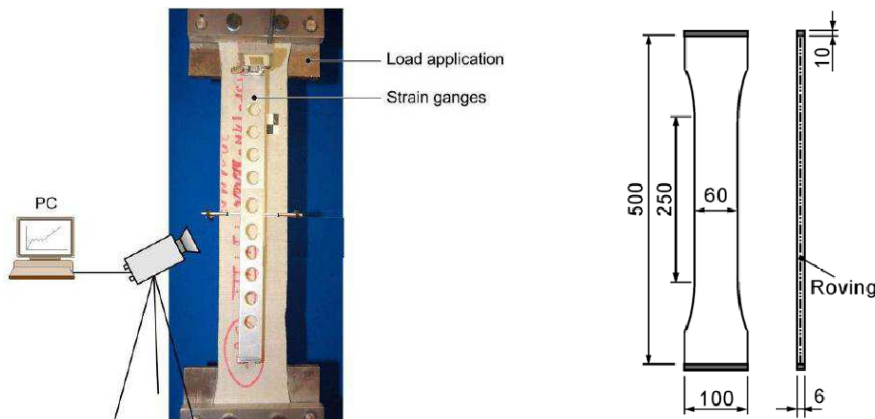


Figure 54 : Schéma de l'essai de traction développé par [KEIL\_08]

La brève revue bibliographique inspire 2 remarques, la première à trait au fait que l'ensemble des essais conçus et développés ne sont pas dénués d'intérêt mais qu'ils ne se valent pas et se révèlent plus ou moins attractifs selon les critères mobilisés (facilité de mise en œuvre, qualité des résultats, restitution du comportement global...etc) et sont donc perfectibles. La deuxième, plus étonnante, porte sur le fait qu'aucune validation explicite n'est disponible à ce jour. C'est en gardant présent à l'esprit, l'ensemble des spécificités et limites évoquées qu'on abordera le comportement mécanique en traction.



### **1.6.3 COMPORTEMENT MÉCANIQUE EN TRACTION**

De nombreuses études ont traité le comportement en traction directe des composites textiles mortier, [MASHIMA\_90], [KRÜGER\_01], [MOLTER\_01], [HEGGER\_04], [SINGLA\_04], [HEGGER\_05], [HEGGER\_05A], [HEGGER\_05B], [JESSE\_05], [KOECKRITZ\_05], [MOBASHER\_05], [MOLTER\_05], [RICHTER\_05], [DILTHEY\_06], [RAUPACH\_06], [ROTH\_07], [HEGGER\_08] et [PELED\_08].

La grande majorité de ces études montre que la loi de comportement exprimée en contrainte-déformation peut être divisée en 3 zones (lorsque les fibres utilisées ont un comportement fragile) comme cela est illustré sur la figure 55-a. D'après le rapport [RILEM\_06](p 135) qui résume en partie les 2 articles (rédigés en allemand) [HEGGER\_04], [JESSE\_05], la première zone (zone 1) est linéaire [RILEM\_06](p 135) ou quasi linéaire [MOBASHER\_05]. La transition entre les zones 1 et 2 est marquée par un changement brutal de rigidité, associé selon [HEGGER\_05B] au développement de la première fissure dans le mortier. La zone 1 est alors suivie d'une zone de non-linéarité de rigidité largement inférieure pouvant présenter de fortes oscillations (Zone 2). Enfin, la troisième zone linéaire présente une augmentation sensible de rigidité (par rapport à la seconde zone) mais demeure inférieure à celle de la première (zone 3). Aussi, certains auteurs remarquent une zone de non-linéarité à la suite de la troisième zone et considèrent l'existence d'une quatrième zone. En effet, selon le rapport [RILEM\_06](p 135) qui résume en partie [HEGGER\_04], [JESSE\_05] une quatrième partie (figure 55-a) peut être observée dans l'unique cas où les fibres sont dotées d'un comportement ductile (plastification des fibres).

Des désaccords existent entre les auteurs sur la correspondance entre le comportement qualitatif des courbes contrainte-déformation (zone 1, 2 et 3) et l'évolution de la fissuration de la matrice. Selon le rapport [RILEM\_06](p 135) (qui résume les 2 articles allemands [HEGGER\_04], [JESSE\_05]) et une étude expérimentale de [HEGGER\_05B] la zone 1 est parfaitement linéaire jusqu'à un changement brutal de rigidité (zone 2) engendré par la première fissure traversant la matrice (figure 55-c). Néanmoins, selon [MOBASHER\_05], cette zone peut être divisée en 2 sous parties, la première étant parfaitement linéaire, puis la seconde légèrement incurvée. La fin de la zone 1 est quoiqu'il en soit marquée par un changement significatif de rigidité. Aussi, d'après [RILEM\_06](p 135) (qui résume les 2 articles allemands [HEGGER\_04], [JESSE\_05]) la zone 2 s'étend jusqu'à la fissuration complète de la matrice. La zone 3 correspondrait dès lors au comportement post-fissuration : seule une augmentation de l'ouverture entre les lèvres des fissures (ouverture des fissures) existantes est supposée. Mais toujours d'après l'étude expérimentale de [MOBASHER\_05], il semblerait que la fissuration de la matrice puisse intervenir au-delà de la zone 2 et empiéter largement sur la troisième zone qui est linéaire. Ce résultat est illustré sur la figure 55-b présentant la courbe contrainte-déformation et la courbe espacement de fissure-déformation.

Enfin, des divergences considérables peuvent être observées entre le comportement contrainte-déformation qualitatif obtenu par les différents auteurs. Ainsi, contrairement au comportement contrainte-déformation relevé par une imposante majorité des auteurs, [MOBASHER\_05] a par exemple observé une non-linéarité

en fin de courbe pour un composite renforcé par des fibres de verre-AR (comportement fragile) (figure 55-b). De même, selon [PELED\_08] un comportement post pic peut être observé (figure 55-d), alors que cela n'est quasiment jamais le cas dans les autres articles. Même dans le cas de 2 composites TRC renforcés par des grilles tricotées de verre-AR, des divergences flagrantes peuvent être observées sur le comportement contrainte-déformation. En effet, la figure 55-b présente par exemple selon [MOBASHER\_05] un comportement « classique » pour un composite verre-AR mortier. Sur cette courbe, il est remarquable, que le « palier » (zone 2) situé entre les 2 parties linéaires (zones 1 et 3) est fortement réduit par rapport à celui de la figure 55-a. De plus un comportement non-linéaire peut être observé avant la rupture du composite. La courbe représentée sur la figure 55-c présente aussi le comportement pour un composite verre-AR/mortier [HEGGER\_05B], mais contrairement au comportement du composite détaillé précédemment (figure 55-b), seulement 2 zones (zones 1 et 2) sont observables et le nombre de fissures augmente jusqu'à la rupture du composite.

Aussi, de nombreuses études, ont été menées sur l'influence des différents paramètres du textile-mortier, souvent à caractère exploratoire, sans pour autant aboutir systématiquement à des constats ou interprétations convergents.

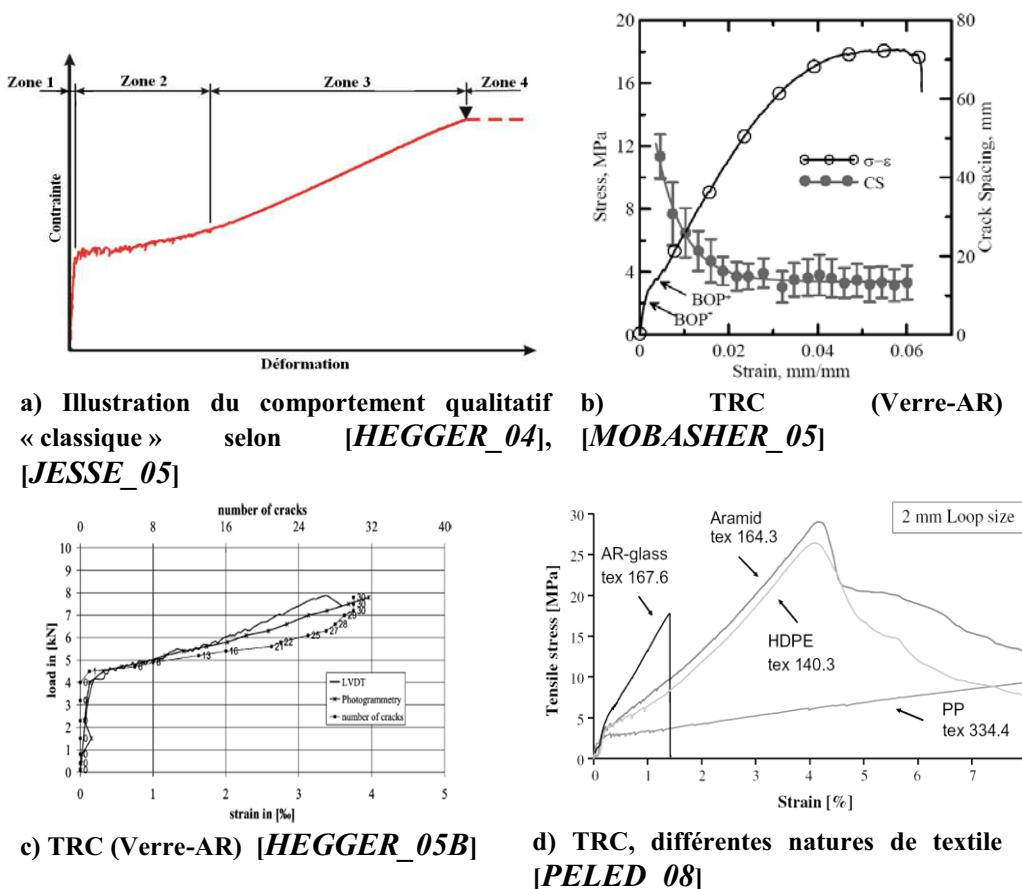


Figure 55 : Loi de comportement contrainte-déformation en traction directe de composites TRC relevée expérimentalement

#### **1.6.4 INFLUENCE DES PARAMÈTRES DU TRC SUR LE COMPORTEMENT MÉCANIQUE EN TRACTION DU COMPOSITE**

La majorité des travaux de caractérisation en traction recensés au cours de cette bibliographie sont réalisés sur des composites TRC dont le renfort est composé de grilles à maille jetée (grilles). Aussi, la grille à maille jetée étant le renfort étudié tout au long de cette thèse, le peu d'études relatives aux textiles issus de procédés différents ne seront pas examinés afin de ne pas surcharger inutilement notre propos.

En outre, certains auteurs confrontent des échantillons dont plusieurs paramètres varient simultanément (notamment pour l'étude de la nature des fils, ou la nature du mortier). Il est alors infondé de tirer des conclusions de ces expériences.

Afin de confronter le comportement des TRC de nombreux auteurs privilégient l'étude du taux de travail du renfort en résistance. En effet, ce paramètre traduit le pourcentage de filaments nécessaires pour obtenir une résistance identique à celle d'un TRC dont la contrainte serait uniforme dans l'ensemble des filaments du renfort (dans la direction de traction) de ce composite.

Il est important d'être très prudent lors de la comparaison de taux de travail. En effet, dans la bibliographie différentes manières de calculer le taux de travail ont été recensées. Certains auteurs prennent pour référence la résistance du textile [PELED\_08], [HEGGER\_05B] et d'autres, la résistance d'un filament [HEGGER\_08]. Aucun auteur n'ayant discuté ce choix, il semblerait que celui-ci soit dicté par les données dont les auteurs disposent. Afin de faciliter la compréhension, dans la suite de cette thèse, la référence de calcul du taux de travail sera mis en évidence en la nommant : **Taux de travail du textile** ( $T_{\text{textile}}$ ), **taux de travail des fils** ( $T_{\text{fils}}$ ) et **taux de travail des filaments** ( $T_{\text{filaments}}$ ) (cf. équation (I-1)).

$$(I-1) \quad T_{\text{textile}} = \frac{R_{\text{composite}}}{R_{\text{textile}}} ; T_{\text{fils}} = \frac{R_{\text{composite}}}{R_{\text{fil}}} ; T_{\text{filaments}} = \frac{R_{\text{composite}}}{R_{\text{filament}}}$$

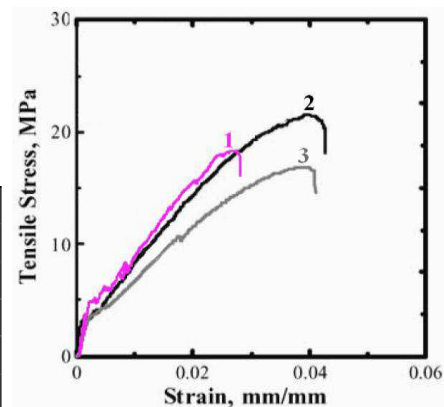
En effet il est important de distinguer les différents taux de travail car la résistance d'un textile est généralement largement inférieure à celle d'un filament (dégradation des fils lors de la mise en œuvre du textile et surcontraintes engendrées par la structure du textile). De ce fait, le taux de travail du textile est souvent largement supérieur à celui des filaments et contrairement à ce dernier il peut être supérieur à 100 %.

##### **1.6.4.1 NATURE DE LA MATRICE**

L'influence de la nature de la matrice sur le comportement en traction des TRC a été étudiée sur la base d'une large gamme de matrices fluides destinées à la préfabrication (projet d'étude SFB 532, RWTH université d'Aachen en Allemagne). Le rapport RILEM [RILEM\_06] conclut, sans présenter de résultats ni la procédure d'essai expérimentale, que quelque soit la matrice utilisée, son influence sur le comportement en traction du TRC se limite au comportement pré-fissuration des TRC (la rigidité de la zone 1 ainsi que la contrainte marquant la fin de cette zone).

Une étude expérimentale conduite par [MOBASHER\_05] est cependant en désaccord avec les résultats précédents. En effet, selon cette étude la nature de la matrice peut aussi avoir une influence significative sur la troisième zone de la courbe contrainte-déformation, et ainsi sur la résistance et la déformation ultime du composite (figure 56). Il y est proposé une analyse de l'influence de 2 paramètres de la matrice (le rapport de super plastifiant et le rapport de fumée de silice) sur le comportement en traction de composite TRC (le renfort est composé d'un textile en verre-AR). Il apparaît que l'augmentation du taux volumique de fumée de silice de 5 à 10 % diminue significativement la résistance et la rigidité de la zone 3 du TRC. D'après l'auteur, l'augmentation du taux de fumée de silice entraîne une diminution importante de l'ouvrabilité. Et selon lui, la diminution de l'ouvrabilité des mortiers diminuerait le taux d'imprégnation des fils par la matrice et entraînerait alors une diminution des caractéristiques mécaniques du composite en question. L'auteur justifie cette hypothèse par l'augmentation de l'espacement et de l'ouverture de fissure induite. Enfin, l'auteur ne commente pas l'augmentation de résistance du TRC dû à l'augmentation du taux de super plastifiant, mais ce dernier améliore l'ouvrabilité de la matrice, ce qui va dans le sens de la remarque précédente. Ainsi, il est envisageable que l'ouvrabilité du mortier puisse influencer significativement sur le comportement du TRC, voire même sur la résistance et la déformation ultime du composite. Cela expliquerait pourquoi l'étude des mortiers SFB 532 pour lesquelles toutes les matrices étaient de consistance très fluide, la nature du mortier n'influe pas sur le comportement post-fissuration du TRC.

Type de matrice :	1	2	3	
Ciment (Kg)	6743	6743	6349	
Fumée de silice	(Kg)	560	560	1113
	(% vol.)	5	5	10
Super plastifiant	(ml)	10	17	10
	(% vol.)	0.1	0.2	0.1



a) Formulation de 3 matrices testées en traction pour une configuration de renfort identique b) Comportement en traction de TRC pour les 3 matrices

Figure 56 : Essai réalisé par [MOBASHER\_05]

[KEIL\_07] a pourtant étudié l'influence de la modification d'une matrice cimentaire PZ-0899-01 (cf. I.2) de consistance très fluide par polymère époxy pour un rapport époxy/liant de 5, 10 et 15 % sur un TRC dont le renfort est constitué de fils alignés parallèlement (non maintenus entre eux de 1560 filaments de 27 µm de diamètre par fil). Il apparaît alors clairement sur la figure 57 qu'au-delà de 5 % de la masse de liant, y compris dans le cas de matrices très fluides, l'insertion d'époxy dans la matrice fraîche améliore significativement la résistance du TRC (d'environ 40 et 45 % pour une quantité d'époxy de 10 et 15 %), probablement du fait de l'amélioration de l'interaction textile-mortier.

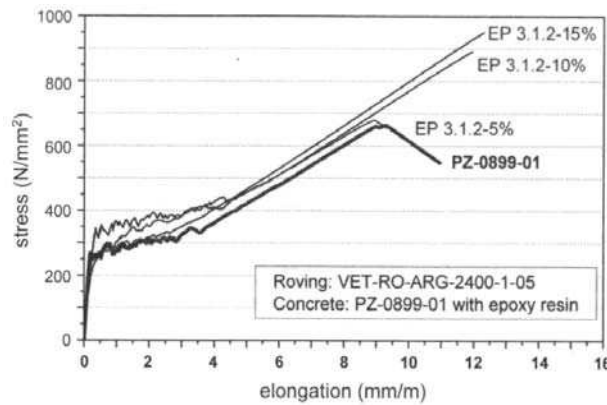


Figure 57 : Comportement en traction-déformation moyenne dans les fils du TRC où le taux d'époxy mélangé dans la matrice varie, dans l'ordre croissant de résistance des fils, de 5, 10 et 15 % de la masse de liant du mortier [KEIL\_07]

#### I.6.4.2 LA NATURE DES FILAMENTS

De nombreuses natures de filaments ont été testées, cependant aucun auteur ne propose une étude paramétrique où seule la nature des filaments varie. De plus, le nombre ou la qualité des différents paramètres variables ne permettent pas de tirer de conclusions à partir des connaissances actuelles sur l'influence de la nature des filaments.

En revanche, [PELED\_08] fournit des résultats intéressants sur les textiles tricotés avec une configuration de fil dans laquelle différentes natures de filaments sont utilisées. Deux configurations de fils sont éprouvées, l'une où les fils sont entièrement constitués de filaments d'aramide et la seconde identique à la première excepté que la moitié des filaments d'aramide constituant les fils sont remplacés par des filaments de polypropylène (PP) de faibles caractéristiques mécaniques et de faible coût (fil hybride). La contrainte ultime des 2 composites est quasi identique. Ainsi, le taux de travail du textile est plus de 90 % plus efficace pour le textile hybride que pour le textile entièrement constitué d'aramide (figure 58). En contre-partie, le composite au renfort hybride affiche une rigidité légèrement inférieure et son comportement post-pic est significativement plus fragile.

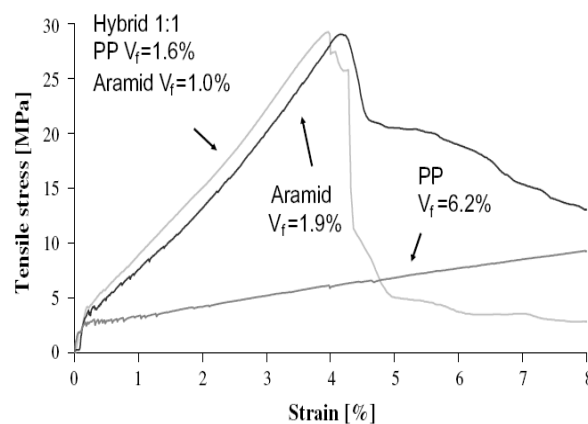


Figure 58 : Comportement en traction de composite constitué de fils d'aramide, de polypropylène et hybride [PELED\_08]

### I.6.4.3 L'AUGMENTATION DU NOMBRE DE FILAMENTS PAR FIL

Dans le cas des textiles tricotés les fils sont maintenus par des chaînettes dont la taille des boucles est fixée lors du procédé de fabrication. Pour une taille de boucle constante, la densité des filaments présents dans un fil se voit ainsi augmentée lorsque le nombre de filaments de ce fil est accru, ce qui pénalise l'imprégnation du fil comme cela est illustré figure 60 et diminue ainsi le taux de travail des filaments.

C'est ce qui apparaît dans les études menées sur ce paramètre ([HEGGER\_05], [PELED\_08]). L'étude réalisée par [HEGGER\_05] présente 3 configurations différentes de textile pour lesquelles le seul paramètre variable est le nombre de filaments de verre-AR par fils. D'après cette étude, la contrainte maximale moyenne atteinte dans les fils diminue lorsque le nombre de filaments par fil augmente (figure 59 ; Section de fil par mètre de textile : MAG-01-03, 60 mm<sup>2</sup>/m, MAG-03-02-03, 111 mm<sup>2</sup>/m et MAG-03-03-03, 139 mm<sup>2</sup>/m).

Une nuance à ce résultat est cependant apportée dans l'étude réalisée par [PELED\_08]. Dans cette étude, le renfort est positionné selon une position des fils de trame parallèle à la direction de chargement. Quatre configurations d'éprouvette sont testées en traction (2 configurations de fil de trame HDPE, de 310 filaments et 200 filaments sont testées pour 2 tailles de boucles de chaînettes de 2 mm et 4 mm). Le résultat de l'étude précédemment évoquée est confirmé pour un espacement des boucles de chaînettes de 2 mm (le taux de travail du textile passe de 114 % à 77 % lorsque le nombre de filaments passe de 200 à 310). En revanche pour un espacement des boucles de chaînettes de 4 mm, le taux de travail du textile passe de 142 % à 160 % lorsque le nombre de filament passe de 200 à 310. Ainsi, il semblerait qu'à partir d'un certain espacement des fils des boucles de chaînette, la densité de filament dans le fils soit suffisamment faible pour obtenir une imprégnation optimale.

Enfin, les résultats de [HEGGER\_05] montrent que la rigidité de la seconde partie de la courbe n'évolue pas, ou très peu en fonction du nombre de filaments par fils (figure 59). Ce résultat ne peut pas être comparé à ceux de [PELED\_08] car dans cet article aucune courbe contrainte-déformation n'est donnée.

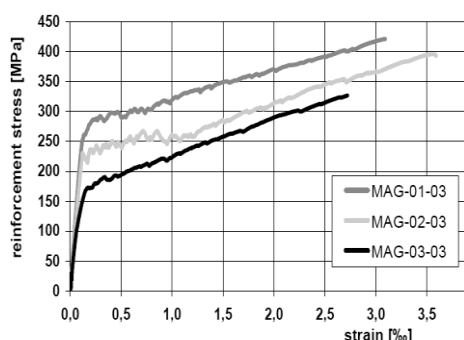


Figure 59 : Comportement en traction de composite où seul le nombre de filament par fils varie [HEGGER\_05]

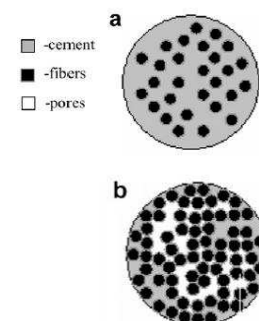


Figure 60 : Illustration de l'influence de la densité des filaments sur l'imprégnation [PELED\_08]

#### I.6.4.4 ESPACEMENT ENTRE LES BOUCLES DE CHAINETTES

Afin d'évaluer l'influence de la configuration des boucles de chaînettes sur les propriétés mécaniques du TRC (fils de trame parallèle à la direction de traction), [PELED\_08] a testé 4 configurations d'éprouvettes (détaillées au cours du paragraphe précédent). Pour les 2 couples de configuration, l'augmentation de l'espacement des boucles de 2 à 4 mm augmente le taux de travail du textile (de 77 % à 160 % pour les fils de 310 filaments, et de 114 % à 142 % pour les fils de 200 filaments). D'après l'auteur, cela est dû à l'amélioration de l'imprégnation des fils engendrée par l'augmentation de la taille des boucles de chaînette.

#### I.6.4.5 PRÉCONTRAINTÉ DES FILS

Aucun test présentant l'influence de la précontrainte des fils en traction directe n'a été répertorié au cours de la bibliographie. Cependant, [KRÜGER\_01] a étudié l'influence de ce paramètre en flexion. Un essai de flexion a ainsi été réalisé sur 2 configurations de TRC identiques excepté le fait que l'une d'elle présente une précontrainte de 1.5N par fil de verre-AR.

Le composite dont les fils sont précontraints présente une première partie de courbe contrainte-déformation identique à l'autre configuration, en revanche sa rigidité concernant la seconde partie de courbe est plus élevée, sa résistance est 20 % plus importante, l'espacement entre les fissures est 29 % plus faible et l'ouverture de fissure maximale observée est plus de 7 fois plus faible que celle du composite non précontraint (figure 61).

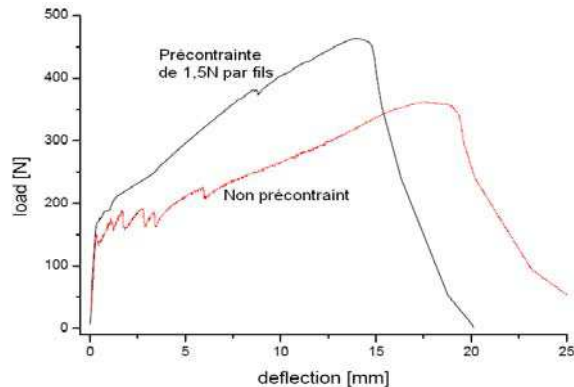


Figure 61 : Comportement en traction de composite où seule la précontrainte dans les fils varie [KRÜGER\_01]

Bien que cette étude soit isolée et menée sur la base d'un essai de flexion, elle suggère clairement que la précontrainte des fils peut constituer une alternative de choix dans l'amélioration des performances des TRC. Pour autant le surcoût potentiel engendré par une telle procédure peut se révéler rédhibitoire.

#### I.6.4.6 PRÉIMPRÉGNATION DU TEXTILE

L'influence de la préimprégnation du textile a été précédemment étudiée vis-à-vis du comportement à l'arrachement d'un fil qui ne reflète pas nécessairement le comportement du TRC en traction directe (notamment par l'adhérence structurelle du renfort textile). Il est donc nécessaire d'étudier son influence en traction directe. La plupart des auteurs ayant travaillé sur ce sujet [HEGGER\_05B], [RAUPACH\_06], [HEGGER\_08] et [HOJCZYK\_10] ont étudié des configurations de TRC pour lesquelles le textile est préimprégné par produit « durci ». [KEIL\_07] a cependant pris soin de confronter les procédés de préimprégnation du textile par produit « frais » et « durci ». Aussi, à l'exception de

[KEIL\_07] qui réalise les essais de traction sur un TRC dont le renfort est constitué de fils de verre AR 2400 Tex alignés parallèlement d'entre-axe 7,5 mm (non maintenus entre eux), les autres auteurs étudient des TRC dont le renfort est un textile tricoté de verre AR 2400 tex de maille est de 8 x 8 mm.

Sur l'ensemble des articles traitant la préimprégnation par époxy, il apparaît que ce produit augmente considérablement la contrainte maximale moyenne atteinte dans les fils (et de ce fait le taux de travail des fils et la résistance du composite, figure 62 et 65). Les études de [RAUPACH\_06] et [HEGGER\_08] montrent respectivement des taux de travail des filaments de l'ordre de 75 % (et 66 %) pour les textiles préimprégnés par époxy contre 20 % (et 25 %) pour un textile non préimprégné. Aussi, [KEIL\_07] montre que la préimprégnation par époxy « durci » engendre une augmentation de résistance par rapport au TRC non préimprégné nettement inférieure à celle due à la préimprégnation par époxy « fraîche » (respectivement 27 % et 77 %, figure 62-c). Le procédé de préimprégnation des fils par époxy « fraîche » semble ainsi permettre un meilleur taux de travail des fils. Enfin, [HEGGER\_05B], remarque que la préimprégnation du textile par époxy réduit l'espacement entre les fissures de la matrice observée juste avant rupture.

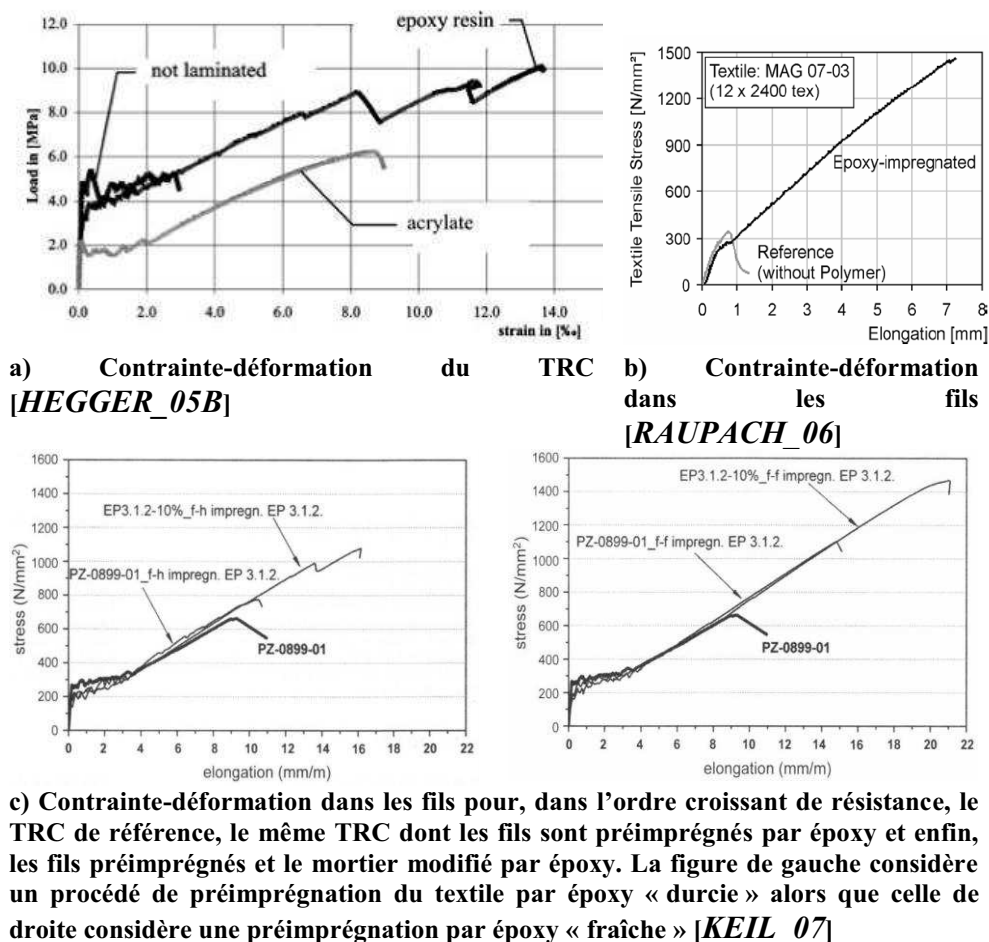


Figure 62 : Comportement en traction-déformation moyennes dans le TRC où seul la préimprégnation du textile varie (à l'exception de la figure c où le mortier varie aussi)



Quant aux autres produits testés, l'acrylique montre une très légère augmentation de la résistance du TRC mais au prix d'une réduction significative de sa rigidité (figure 62-a) ainsi que d'une augmentation de l'espacement et ouverture de fissures de la matrice au voisinage de la rupture. En fonction des paramètres du procédé de préimprégnation par solution ciment-polymère (procédé [MENZEL\_97], figure 39-a) la résistance du TRC peut au mieux être augmentée de 20 % par rapport à un TRC dont le textile n'est pas préimprégné (figure 63). Il semblerait donc que la préimprégnation par ciment-polymère améliore très sensiblement le comportement à l'arrachement (paragraphe I.5.6) sans que cela ne se répercute sur le comportement en traction du TRC (pourtant, le rapport entre la masse de ciment et la masse de polymère utilisé dans la solution ciment-polymère ainsi que le polymère utilisé (PVA) sont identiques à celui relatif à l'essai d'arrachement précédemment présenté paragraphe I.5.6). D'après l'auteur, cela pourrait provenir de l'épaisseur trop importante de solution ciment-polymère laissée par le procédé de préimprégnation [MENZEL\_97] sur l'extérieur du textile. Mais ce phénomène pourrait aussi être dû à une différence de cure, de matrice et d'adhérence macroscopiques (entre le comportement d'un fil et celui d'un textile dans une matrice, cf. §.I.5.4). Dès lors, ni l'acrylique, ni la solution ciment-polymère respectivement testées par [HEGGER\_05B] et [HOJCZYK\_10], ne peuvent être avantageusement substituées à l'époxy.

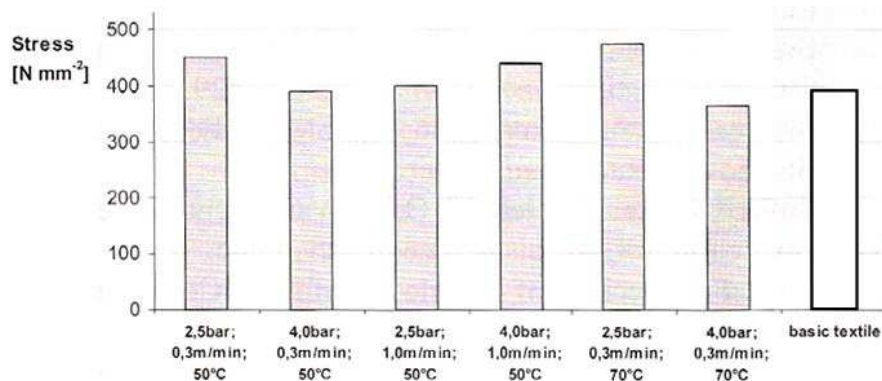


Figure 63 : Confrontation de la résistance en traction de TRC dont seul le procédé de préimprégnation par une solution ciment polymère varie. En gris, variation de la pression, vitesse et température de préimprégnation et en blanc, le TRC de référence dont le textile n'est pas préimprégné [HOJCZYK\_10]

#### I.6.4.7 DIRECTION DU TEXTILE TRICOTÉ (UTILISATION DIRECTION DE CHAÎNE OU TRAME)

D'après les études menées par [HEGGER\_05B] et [HEGGER\_08], pour un textile tricoté « équilibré » (c'est-à-dire possédant la même configuration de fil ainsi que le même espacement entre fils dans la direction de chaîne et dans celle de

trame), le composite est plus résistant lorsque le textile est dans le sens trame (figure 64 ; 0°, sens chaîne et 90°, sens trame) et (figure 65 ; Fabric 4, sens chaîne et Fabric 3, sens trame). Selon l'auteur, cela est dû à la diminution du taux d'imprégnation des fils de chaîne, par rapport aux fils de trame, du fait de l'obstruction à l'imprégnation des fils de chaîne par les fils de chaînettes qui les entourent (cf. figure 66, selon la direction 0°).

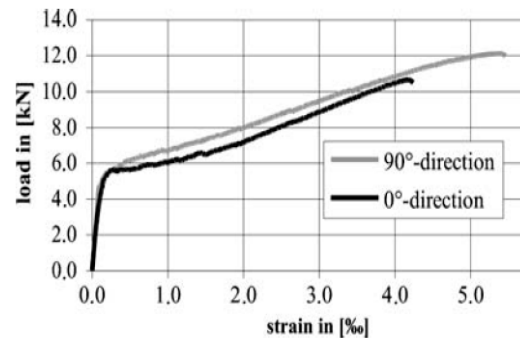


Figure 64 : Comportement en traction de composites où seul l'orientation du textile varie [HEGGER\_05B]

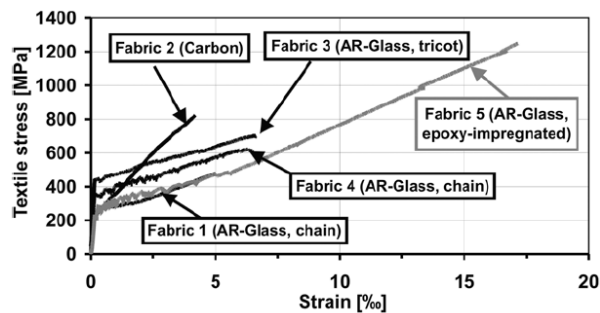


Figure 65 : Contrainte-déformation dans les fils (imprégnation du textile et variation de l'orientation du textile) [HEGGER\_08]

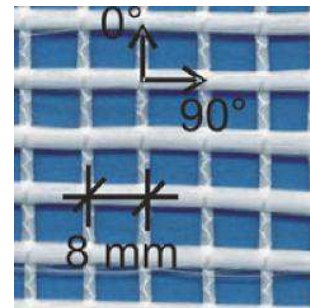


Figure 66 : Illustration d'un textile tricoté [HEGGER\_08]

#### I.6.4.8 L'ORIENTATION DES FILS

Pour des fibres en carbone ou en verre-AR, une diminution conséquente de la résistance du composite a été constatée, lorsque les fils ont été inclinés par rapport à la direction de la sollicitation de traction. Cette diminution oscille entre 50 % ([JESSE\_05], [HEGGER\_05A] et [HEGGER\_05B], figure 67) et 70 % [PROCTOR\_90] pour un angle de 45° avec la direction de traction. Pour un angle de 12°, tous remarquent une différence d'environ 20 % ([MASHIMA\_90], [PROCTOR\_90], [MOLTER\_05] et [HEGGER\_05A]).

D'après Hegger et al. [HEGGER\_05A], [HEGGER\_05B] (figure 68-a), cette diminution de résistance serait liée à :

- La faible résistance au cisaillement des fibres de verre-AR et de carbone.
- La flexion prononcée des filaments extérieurs à l'intersection avec la fissure qui amplifie encore la différence de déformation entre les filaments extérieurs et intérieurs propre au TRC

Néanmoins, Jesse [JESSE\_05] pointe du doigt l'utilisation d'éprouvettes trop étroites pour la détermination de la contrainte de traction de fibres inclinées. En effet, les fibres inclinées présentent un défaut d'ancrage sur les bords de l'éprouvette et, comme la largeur de l'éprouvette est limitée, ce phénomène n'est pas négligeable. D'après Jesse, si ce phénomène n'est pas considéré, plus l'angle entre les fils et la direction du chargement augmente plus la résistance du composite est sous-estimée. Afin de prendre en compte la diminution de résistance

due à l'inclinaison des fibres, l'auteur propose de considérer une largeur effective de l'éprouvette correspondant à 0,8 fois la largeur réelle.

Enfin, Jesse [JESSE\_05] propose un autre modèle justifiant la diminution de résistance lié à l'inclinaison des fils. Lorsque le diamètre moyen des fils est important par rapport à la largeur des fissures (figure 68-b), la fissure n'engendre que de très légères variations de déformation dans les filaments. En revanche, sur une partie du fil, la pression à l'interface avec le mortier augmente alors que sur l'autre partie, elle diminue (figure 68-b). La diminution de résistance serait dès lors due à une modification des conditions d'adhérence entre les filaments et le mortier ainsi qu'entre les filaments eux-mêmes à l'intersection de la fissuration. Mais aucune de ces 2 hypothèses n'a été validée.

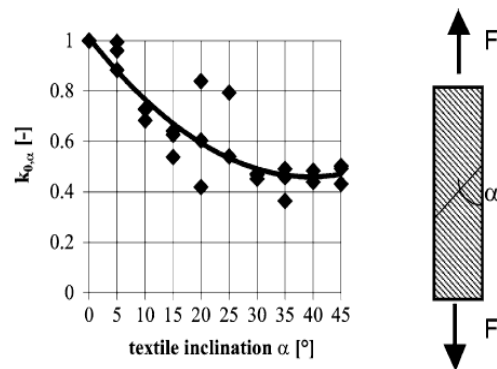
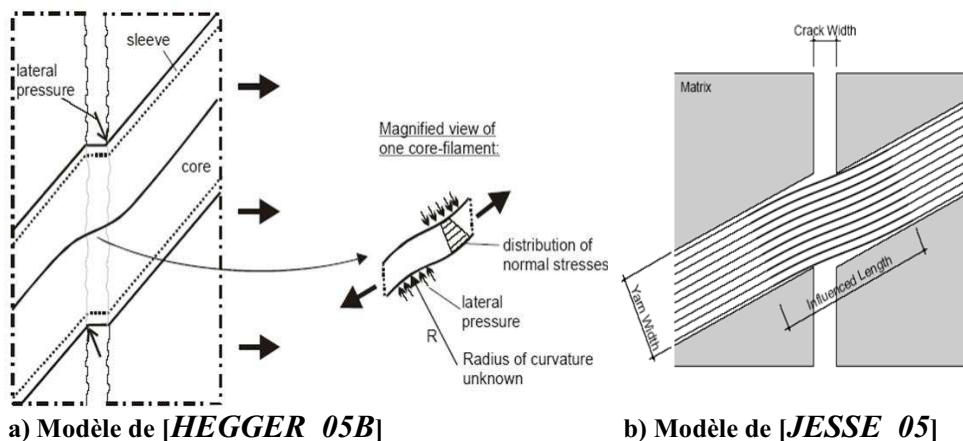


Figure 67 : Rapport de la contrainte pour un angle des fils  $\alpha$  et un angle  $\alpha = 0^\circ$  en fonction de l'angle  $\alpha$ . [HEGGER\_05B]



a) Modèle de [HEGGER\_05B]

b) Modèle de [JESSE\_05]

Figure 68 : Schéma du pontage d'une fissure (fil non perpendiculaire à la fissure)

#### I.6.4.9 TAUX DE RENFORCEMENT

Hegger et al. [HEGGER\_05B] ont fait varier le nombre de couches de textile pour une même épaisseur de composite TRC (1, 2 et 3 couches de textile tricoté en verre-AR pour une épaisseur de 10 mm). Ces essais ont montré une diminution du taux de travail des filaments (de 49 % à 43 %) lors de l'augmentation du taux volumique de renfort du composite (de 1.1 % à 3.3 %). D'après l'auteur, cette diminution de la résistance du textile est causée par une diminution de l'adhérence textile-mortier engendrée par l'interaction entre les 2 couches de renfort.

Il semble qu'aucun autre auteur n'ait réalisé d'étude portant sur ce paramètre.

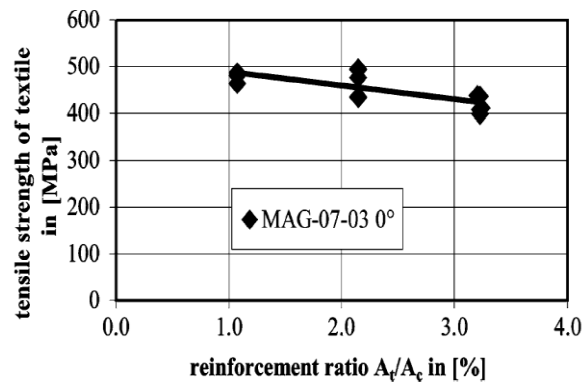


Figure 69 : Effort maximal dans le renfort en fonction du taux volumique de renfort du composite [HEGGER\_05B]

#### I.6.4.10 LA CURE DU COMPOSITE

Mobasher et al. [MOBASHER\_05] ont testé 2 procédés différents de cure sur une configuration de composite identique. L'un étant soumis à une cure de 25 jours à 23°C et 100 % d'humidité relative puis ensuite stocké dans des conditions normales jusqu'à ce qu'il soit testé à 28 jours, et le second soumis à une cure accélérée durant 3 jours à 80°C et 90 % d'humidité relative puis stocké 4 jours dans une pièce stabilisée à 20 % d'humidité relative avant d'être testé. La résistance du composite évolue peu en fonction du procédé de cure. En revanche, le composite ayant subi une cure accélérée présente une rigidité nettement inférieure à celui ayant subi une cure de 28 jours (figure 70). Selon l'auteur, cette diminution de la rigidité serait liée à une amélioration de l'adhérence textile matrice pour une cure de 28 jours.

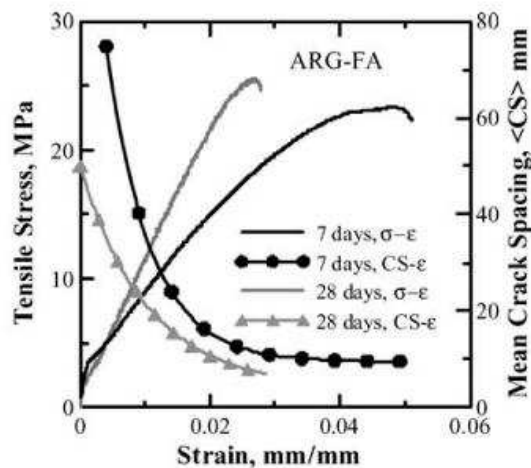


Figure 70 : Comportement en traction de composite où seule la cure varie [MOBASHER\_05]

## I.6.5 MODES DE RUPTURE DU TRC

### I.6.5.1 RENFORT NON PRÉIMPRÉGNÉ

Peu d'auteurs décrivent les modes de rupture observés lors des essais de traction directe menés sur les composites TRC. Selon [HEGGER\_05B], une augmentation plus prononcée de l'ouverture entre les lèvres des fissures situées à proximité des talons par rapport aux fissures situées au centre de l'éprouvette apparaît pour des charges avoisinant la charge de rupture (figure 71). La rupture de l'éprouvette intervient ensuite dans la région avoisinant les mors où l'ouverture de fissure est plus prononcée. Selon l'auteur, cela est dû à 2 phénomènes liés : l'effet d'arrachement (*pull-out*) et la différence d'imprégnation entre les filaments internes et externes des fils.

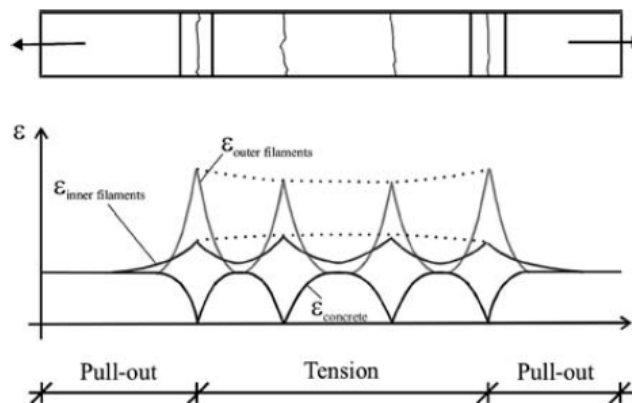


Figure 71 : Déformations des filaments internes et externes d'un fil le long de l'éprouvette ainsi que du mortier [HEGGER\_05B]

### I.6.5.2 RENFORT PRÉIMPRÉGNÉ

Comme cela est détaillé dans le paragraphe I.5.6, la préimprégnation du renfort influe largement sur l'adhérence fil-mortier. Ainsi, pour un composite TRC dont le renfort (Textile tricoté, Verre AR) a été préimprégné par époxy et « durci » [HEGGER\_08], [HEGGER\_05B] le composite rompt par délaminage. Ce mode de rupture est engendré par des efforts de traction perpendiculaires au plan du textile provenant des bielles de compressions formées à l'ancrage du textile « hoop tension ». Ces efforts sont d'autant plus importants que l'adhérence textile-mortier est élevée. Effectivement, une forte adhérence engendre une diminution de la longueur d'ancrage et donc une augmentation de la contrainte dans les bielles de compression.

En revanche [HEGGER\_05B] remarque que pour un composite de configuration identique, préimprégné par résine acrylique « durcie », la ruine intervient dans le textile pour un effort maximal dans les fils nettement plus faible que dans le cas de l'époxy (figure 62-a).

## I.7 CONCLUSION

La revue bibliographique a mis en évidence l'intérêt de la communauté scientifique pour les composites textile-mortier (TRC) et donc sa crédibilité en termes performantiels (résistance en traction pouvant atteindre des dizaines de méga Pascal, couplée à de faibles ouvertures de fissures en service de l'ordre du dixième de millimètre). Les études recensées, aussi riches soient elles, restent insuffisantes à saisir finement l'ensemble des mécanismes en cours dans le cas du comportement multifissurant identifié, et appellent incontestablement l'enrichissement de la base de données, condition sine qua non à une meilleure compréhension du composite dont l'essor est incontestable depuis plus d'une décennie.

La littérature a clairement mis en lumière l'importance de considérer une approche multi-échelle pour appréhender le comportement non-linéaire du composite. Ce dernier étant prioritairement gouverné par l'interaction textile-mortier à différentes échelles ce qui renvoie à des mécanismes d'adhérence différenciés selon la présence ou non de produit d'imprégnation dont il a été montré qu'il constituait un levier de choix pour moduler les performances du TRC.

Les constats expérimentaux, s'appuyant sur des mesures de microscopie à balayage électronique (MEB), distinguent, en l'absence de produit d'imprégnation, des filaments extérieurs au contact de la matrice, des filaments intérieurs qui en sont l'abri et enfin des filaments intermédiaires dont l'imprégnation n'est pas uniforme. A contrario, l'adjonction d'un produit d'imprégnation efficace est de nature à homogénéiser l'imprégnation ce qui se traduit par des ruptures fragiles qui tranchent avec celles plus ductiles, dites « télescopiques » qui se produisent lorsque l'imprégnation du textile est très hétérogène. C'est essentiellement 2 mécanismes à l'échelle micro et mésoscopique, qui sont à l'origine de ces modes des non-linéarités de comportement et qui expliquent les modes de rupture observés. De manière schématique, il s'agit d'une part de l'adhérence filaments extérieurs-matrice plutôt uniforme et de type adhésive et d'autre part, l'adhérence filament-filament discontinue, hétérogène et principalement frictionnelle.

Pour autant, d'autres facteurs, à caractères technologiques, affectant le comportement du composite textile-mortier, ont été identifiés, le moindre d'entre eux n'étant pas le procédé de mise en œuvre. Ce dernier se décline sous plusieurs configurations dont le niveau de sophistication et de technicité, bien que utiles en termes de gains performantiels, peuvent se révéler handicapant au développement des TRC. C'est donc logiquement

que la mise en œuvre par moulage au contact, largement éprouvée, sera privilégiée dans la suite de ces travaux.

De plus, si des procédures d'essais de caractérisation, notamment en traction directe, sollicitation a priori privilégiée dans le cas des applications visées, existent, elles ne sont pas encore consensuelles ou normalisées tout en demeurant malgré tout perfectibles. Il est évident que la valorisation des TRC ne peut faire l'économie de l'établissement de procédures à la fois simples de mise en œuvre, fiables et reproductibles. Dans cette optique il importe de concevoir de mettre en œuvre et de valider un essai de traction directe en s'appuyant sur les différents acquis mis en exergue.

Enfin, en accord avec l'objectif principal assigné à la présente thèse, il est primordial de conduire, compte tenu du nombre de paramètres affectant peu ou prou le comportement du TRC, une étude paramétrique assez ambitieuse permettant à la fois d'ajouter une pierre, aussi modeste soit elle, à l'édifice de la compréhension des TRC, et d'autre part, à l'optimisation d'un composite destiné à constituer un renfort extérieur « optimal » dans le cadre de la réparation de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant. À cet effet, l'adjonction d'un produit d'imprégnation semble tout à fait adaptée si l'on s'en tient à la recherche de performances ultimes. Notre choix, en adéquation avec notre volonté de favoriser l'emploi de TRC comme solution alternative, se portera de manière privilégiée sur des produits fruits d'un compromis entre les performances mécaniques et le surcoût économique engendré.

*CHAPITRE II :*

**DÉVELOPPEMENT D'UNE  
PROCÉDURE D'ESSAI EN  
TRACTION DIRECTE POUR  
LA CARACTÉRISATION  
DES COMPOSITES  
TEXTILE-MORTIER (TRC)**



## II.1 INTRODUCTION

La littérature a mis en exergue des variations considérables de comportement exprimées en contrainte-déformation aussi bien qualitatives que quantitatives en fonction de la formulation des composites TRC. De nombreuses études ont alors été menées afin d'identifier les paramètres à l'origine de ces différences de comportement et de quantifier leur influence. Cependant, ces travaux ne présentent, pour la plupart d'entre eux, qu'un nombre très limité d'essais et de ce fait, permettent surtout de dégager des tendances. De plus, ces résultats sont obtenus par divers essais de traction clairement dissemblables. Ces derniers sont dès lors susceptibles d'influer sur le comportement contrainte-déformation identifié.

Aussi, la quasi-totalité des composites TRC étudiés dans la littérature sont destinés à la préfabrication. Afin d'élargir le champ d'application de ces matériaux, les composites TRC étudiés tout au long de cette thèse visent à être directement mis en œuvre, par moulage au contact manuel, sur les structures à réparer et remplacer ainsi, pour certaines applications le procédé de réparation par carbone époxy (CFRP) moulé au contact *in situ*. Ces composites seront dès lors nommés : **textile-mortier de réparation (ou de renforcement) de structures mis en œuvre *in situ*** (Textile Reinforced Concrete for *In situ* Repair (or Reinforcement) of Structure, **TRC-ISRS**).

Les objectifs visés dans ce chapitre sont : i) contribuer au développement et à la validation d'un essai de caractérisation en traction directe relativement simple à mettre en œuvre et adapté à tous types de textile-mortier, ii) d'identifier et quantifier l'influence des paramètres prédominant dans le comportement des composites textile-mortier, iii) de renforcer la base de données expérimentales des composites TRC, iv) de développer un composite TRC-ISRS performant destiné à la réparation de poutres en béton armé à l'effort tranchant par moulage au contact *in situ*, et v) de proposer un modèle analytique permettant de déterminer simplement l'ouverture de fissure moyenne tout au long de l'évolution du chargement des TRC-ISRS (en vue d'un éventuel dimensionnement aux états limites de service).

À ces fins, une analyse paramétrique portant sur l'influence de la nature, du taux de renfort, de la configuration des textiles, de la nature de la matrice, de la préimprégnation des textiles par des produits de différentes natures et du procédé de mise en œuvre des TRC-ISRS a été conduite sur 45 structurations de composites différentes (réalisant un total de 98 éprouvettes). Hormis la résistance du composite et le taux de travail du renfort textile en résistance, très peu de paramètres représentatifs du comportement en traction du composite TRC ressortent de l'étude bibliographique. Pour contribuer à combler cette insuffisance, et afin de permettre une confrontation étendue des différentes structurations de TRC testées en traction directe, une méthodologie de confrontation est développée au cours de ce chapitre. Enfin, une étude détaillée du comportement local des composites TRC-ISRS soumis à l'essai de traction directe développé sera réalisée en s'appuyant sur des mesures de champs de déplacement au moyen d'une technique de corrélation d'images sur un échantillon représentatif d'éprouvettes.

## II.2 MATÉRIAUX EMPLOYÉS

Les matrices, renforts et produits de préimprégnation associés au sein des composites textile-mortier ayant servi au développement et à la validation de l'essai de traction ainsi qu'à la mise au point d'un composite TRC-ISRS performant destiné à la réparation de poutres béton armé à l'effort tranchant sont présentés ci-après.

### II.2.1 MATRICE

La finalité première de l'étude de la matrice d'apport porte sur son adéquation tant rhéologique (ouvrabilité) que mécanique (résistance) avec les impératifs de réparation d'éléments en béton armé notamment, dans le cas présent, vis-à-vis de l'effort tranchant.

Les matrices destinées à la réalisation de TRC-ISRS sont des mortiers permettant leur mise en œuvre (ainsi que ceux des textiles de renfort) sur des surfaces de béton d'orientation quelconque (verticale, oblique, sous-face ...). Les mortiers susceptibles de posséder cette caractéristique seront dorénavant nommés mortier *In situ* (**mortier-IS**). Leur formulation et rhéologie sont évidemment différentes des matrices destinées à la mise en œuvre de TRC préfabriqués utilisés par la plupart des auteurs dans la bibliographie. Contrairement à ces derniers mortiers de consistance très fluide, les mortiers-IS sont généralement de consistance très plastique à ferme. Afin de permettre à la fois la mise en œuvre des textiles et leur maintien sur la structure (quelque soit son orientation), les mortiers-IS sont généralement pourvus d'un fort caractère thixotropique.

Deux catégories de mortiers sont étudiées au cours de ce chapitre, un mortier disponible commercialement qui servira de référence et un mortier-IS à formulation évolutive qui sera spécialement développé au cours de cette thèse pour les composites TRC-ISRS.

Étant donné le fait qu'aucun mortier-IS spécifiquement destiné aux TRC-ISRS n'existe a priori dans le commerce, sur la base de différents critères jugés pertinents, un mortier commercial à vocation structurelle ou de scellement a été retenu. Il a pour avantage d'être disponible dès le début des travaux de thèse et de limiter fortement les risques de rupture d'approvisionnement. Ce mortier de référence sera ainsi utilisé comme matrice des TRC-ISRS pour la mise en place et la validation de l'essai de traction directe ainsi que pour la réalisation d'une étude paramétrique portant sur le renfort textile.

En parallèle, ce mortier servira aussi de référence pour le développement, au sein du laboratoire et en collaboration avec un formulateur et producteur industriel, à la seconde catégorie de mortier : les mortiers-IS à formulation évolutive. Ces mortiers feront l'objet d'une étude paramétrique destinée à étudier l'influence de leur formulation sur le comportement mécanique en traction des TRC-ISRS. De plus, cette étude contribuera au développement d'un mortier en vue d'une future utilisation commerciale en tant que matrice destinée aux composites TRC-ISRS.

### II.2.1.1 MORTIER DE RÉFÉRENCE

Le mortier de référence est sélectionné parmi 6 mortiers commerciaux (tableau 11) préalablement retenus selon des critères recueillis dans la littérature (granularité fine et spectre étendu, adhérence avec le vieux béton et résistance élevées, ouvrabilité). Ces critères étant parfois conflictuels, les mortiers présélectionnés couvrent un large éventail de consistance et de caractéristiques mécaniques.

La sélection du mortier s'est appuyée sur la conjugaison de plusieurs critères tant mécaniques que rhéologiques. Les performances mécaniques des matrices ont été évaluées à partir d'essais de traction directe réalisés sur des composites TRC dont la nature du mortier constitue le seul paramètre variable. La rhéologie a été testée en évaluant la **compatibilité de la matrice avec le renfort textile** et l'**adhérence fraîche du TRC avec son support** (définies ci-après). Une matrice dite « compatible » avec le renfort textile doit permettre un positionnement régulier et symétrique de ce dernier dans l'épaisseur du TRC, une mise en œuvre rapide, ainsi qu'un taux de renfort maximal admissible par la matrice le plus élevé possible (**le taux de renfort maximal admissible par la matrice constitue, dans le cadre de cette thèse, le taux de renfort maximal qu'il est possible de mettre en œuvre dans la matrice par le procédé de moulage au contact manuel**). L'adhérence fraîche du TRC représente dans le cadre de cette thèse, la capacité de la matrice à permettre l'application et le maintien du composite TRC en sous-face de poutres en béton armé.

Ces 2 derniers critères rhéologiques sont appréciés, pour une même configuration de renfort textile, en évaluant la compatibilité de la matrice pour le moulage au contact d'une bande de TRC (15 x 50 cm) pour une épaisseur de 10 mm (sous-face d'une poutre de béton armé).

Le mortier « E » a été retenu car il réalise le meilleur compromis entre ces critères (les autres mortiers étant clairement inadaptés au moulage au contact *in situ*). Ce mortier est un mono-composant, prévu pour des épaisseurs de 5 à 50 mm. Il se compose de liants hydrauliques, résine de synthèse thixotrope, charges de quartz et de fibres synthétiques. Il est intéressant de noter que bien que ce mortier semble être le meilleur disponible commercialement pour la mise en œuvre de TRC-ISRS, l'enrobage des textiles dans cette matrice reste difficile et sa mise en œuvre en sous-face ou en face verticale d'élément de structure en béton, laborieuse. Aussi, pour ces différents mortiers, aucun rapport ne semble exister entre la consistance du mortier (fluide, plastique ou ferme) et son aptitude à l'enrobage du textile.

Bien que s'appuyant sur des critères a priori objectifs le choix du mortier « E » est aussi le fruit de l'appréciation du manipulateur et gagnerait à être affiné.

**Tableau 11 : Caractéristiques des 5 mortiers commerciaux testés fournis par le fabricant**

Référence	A	B	C	D	E	F
Destination <sup>(*)</sup>	S	R	R	R	R	S
Granularité maxi (EN 12192-1) [mm]	1,6	1,5	1,6	2	1,25	1
Résistance en compression (28 jours) (EN 12190) [MPa]	83	60	55	65	42	75
Résistance à la flexion (28 jours) (EN 196-1) [MPa]	12,5	-	-	12	8	12
Adhérence sur le béton (EN 1542) [MPa]		2	2	3	1,5	5,5
Module d'élasticité [GPa]	-	20	20	-	17,6	
Consistance <sup>(*)</sup>	F1	P	F1	F	F	P

<sup>(\*)</sup> : S, Scellement ; R, Réparation ; <sup>(\*)</sup> : F1, Fluide ; P, Plastique ; F, Ferme

### II.2.1.2 FORMULATION ÉVOLUTIVE : VARIATION PARAMÉTRIQUE DE LA FORMULATION D'UN MORTIER-IS

Une première formule (P1) est établie par le formulateur industriel en se basant sur la consistance, les matériaux utilisés dans le mortier commercial de référence « E » et en recourant à des critères identiques à ceux ayant permis de sélectionner cette matrice commerciale. Sur la base de cette formule, une étude paramétrique est lancée en considérant 6 « leviers » tirés de l'étude bibliographique, considérés isolément de sorte à bien dissocier l'effet induit. Ces 6 leviers ainsi que l'effet associé sont décrits dans le tableau 12. Le tableau 13 quant à lui, synthétise et précise l'ensemble des éléments quantitatifs relatifs à la formulation des mortiers en question.

**Tableau 12 : Description des leviers utilisés au cours de l'étude paramétrique et de l'effet visé sur le mortier**

Ref	Levier concerné	Effet visé
P2	Augmentation du taux de ciment	Accroître les performances mécaniques
P3	Diminution de la granularité	Améliorer l'adhérence textile-mortier
P4	Augmentation de la granularité	Accroître les performances mécaniques
P5	Augmentation du taux d'ultrafines	Améliorer l'adhérence textile-mortier ainsi que la pénétration au sein des fils
P6	Ajout d'une résine polymère	Améliorer l'adhérence textile-mortier ainsi que la pénétration au sein des fils
P7	Ajout d'un fluidifiant et réduction du taux de gâchage	Accroître les performances mécaniques et diminution du retrait

**Tableau 13 : Formulation des différents mortiers**

Référence	unité	P1	P2	P3	P4	P5	P6	P7
CEM I 52.5 N HTS	% de la masse liant + granulats	35	45	35	35	35	35	35
Chaux vive ultra fine		2	2	2	2	2	2	2
Fumée de silice		2	2	2	2	3,5	2	2
Filler 0/100 µm		-	-	10	-	-	-	-
Sablon siliceux 0/400 µm		36	26	51	36	34,5	33	35,7
Sable 400/800 µm		25	25	-	-	25	25	25
Sable 0.1/2 mm		-	-	-	25	-	-	-
Fluidifiant		-	-	-	-	-	-	0.3
Poudre de polymère redispersible		-	-	-	-	-	3	-
Taux de gâchage		15	15,5	16,5	15	15,5	14	10,5

## II.2.2 RENFORT

Les fibres en verre AR, basalte, aramide, carbone et acier inoxydable semblent être, parmi l'ensemble des natures de fils disponibles sur le marché, celles qui sont les plus appropriées à la réalisation de TRC-ISRS. Cependant, les renforts comprenant des fils métalliques de diamètre élevé qui, de par leurs rigidités élevées en flexion, s'adaptent difficilement au moulage au contact sur des surfaces présentant des angles droits ne seront pas considérés dans cette étude (car ils sont impropres au renforcement de poutres béton armé à l'effort tranchant par implantation en « U » ou par confinement). Les renforts en fibres de carbone ne seront pas non plus étudiés dans cette thèse car le tricotage ou le tissage de carbone nécessite des machines spécialement conçues à cet effet (étant donné la très bonne conductivité électrique du carbone) dont ne dispose pas le partenaire industriel avec lequel nous étions en collaboration pour le développement et la production des textiles. De plus, la rigidité élevée du carbone, qui est l'un de ces principaux intérêts par rapport aux autres natures de fils, n'est pas centrale dans le cadre d'un renforcement à l'effort tranchant (dimensionnement exclusivement mené à l'état limite ultime, ELU). En revanche, les fibres de verre AR, basalte et aramide seront examinées. Les fibres en verre E ont aussi été retenues afin d'étudier l'influence de la différence d'ensimage entre les fibres de verre E et AR sur le comportement mécanique des TRC en traction. Les fibres de para-aramides retenues sont les fibres Technora® présentant un meilleur comportement vis-à-vis de l'alkali réaction [DEROMBISE\_09].

D'après la conclusion du chapitre précédent, seul les procédés de fabrication des textiles par tricotage semblent intéressants dans le cadre de cette thèse. Le procédé de grille à maille jetée (warp knitting) sera donc préféré au canevas car il présente une dégradation moindre lors de son tricotage.

Aussi, comme cela est mis en lumière par les modèles analytiques (ANNEXE D), tout autre paramètre identique par ailleurs, plus la résistance caractéristique du mortier est élevée, plus la rigidité de l'ensemble du comportement contrainte-déformation du TRC est élevée. Il semble alors intéressant d'augmenter la résistance du mortier par l'ajout de fibres (verre, inox ...) d'une longueur inférieure au centimètre comme cela est pratiqué pour les composites fibres-ciment.

Cependant, cela a pour effet de diminuer significativement le taux de renfort maximal de grilles tricotées admissibles par la matrice. Alors pour pallier ce problème un nouveau type de renfort, nommé « armature de répartition » jusqu'à présent jamais utilisé au sein des TRC a été développé au cours de cette thèse.

Enfin, comme cela est clairement illustré dans le chapitre bibliographique, la préimprégnation des textiles par époxy a largement prouvé son efficacité mais limite dès lors significativement l'intérêt économique (et probablement vis-à-vis du comportement au feu) de l'utilisation des composites textiles mortiers. Un produit de substitution à l'époxy est ainsi considéré.

### II.2.2.1 GRILLES TRICOTÉES

Les mailles sont aérées afin de faciliter la pénétration du mortier à travers les fils et assurer ainsi une bonne pénétration tout en favorisant l'adhérence fils/mortier. L'ouverture des mailles a été établie de manière à permettre le passage de l'ensemble des granulats (en l'occurrence, 2 mm pour la matrice « P4 »). Ainsi, un entre-axe des mailles de 4x6 mm, 6 mm entre fil de trame et ouverture de maille de l'ordre de 3x5 mm (figure 72) a été retenu pour ces grilles. Aussi, il semble important de noter que les fils de chaînettes, formant une croix au milieu des mailles, entravent le bon enrobage du textile par le mortier. Toutefois, la modification du type de maille visant à supprimer les fils de chaînettes au centre de la maille représente, en premier lieu, un investissement trop lourd pour le producteur de textile. À terme, l'opportunité de les reconsidérer est envisagée. Il sera alors intéressant d'affiner la taille des mailles en fonction du mortier retenu. Le fil de chaîne est un polyester (PET) haute ténacité 2200 Tex.

Le seul paramètre variable entre les différents textiles est la configuration des fils de trame (direction de traction du composite) (cf. tableau 14). Ainsi, il semble bon de souligner que le maillage des fils de chaînette (type de maille et taille des boucles de chaînette, qui ne peuvent être divulgués de par des clauses de confidentialités) est identique pour l'ensemble des textiles (de ce fait, en fonction de la section des fils, ces derniers seront plus ou moins serrés par les boucles de chaînette).

Les différentes configurations de fils utilisés sont énumérées ci-après (tableau 14).

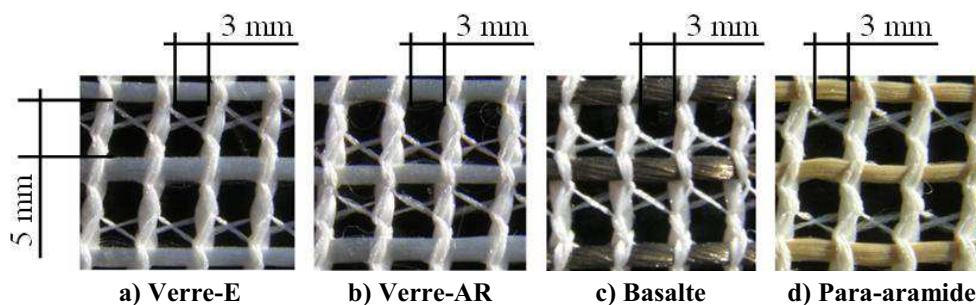


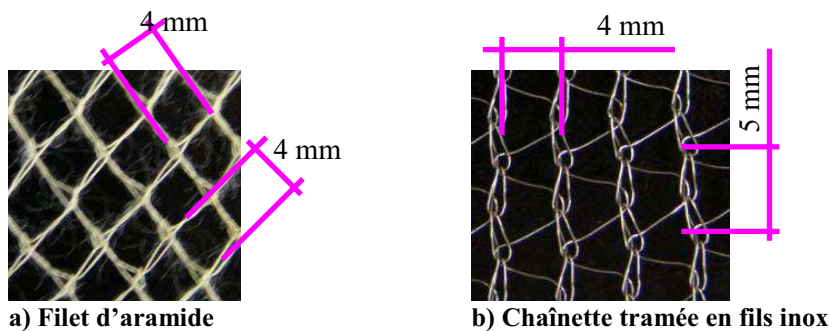
Figure 72 : Illustration des grilles textiles utilisées

**Tableau 14 : Caractéristiques des fils de trame fournis par le fabricant**

Référence des grilles	Nature de fibres	Nombre de filaments /fils	Poids linéaire fils (Tex)	Diamètre des filaments ( $\mu\text{m}$ )	Résistance constructeur du fil (MPa)	Module d'Young constructeur de la fibre (GPa)
PA-1	Para-aramide	1000	167	12	3272	73
PA-2	Para-aramide	2000	334	12	3272	73
PA-3	Para-aramide	3000	501	12	3272	73
B	Basalte	4598	1680	13	1835	84
VE1-1	Verre-E (1)	2000	1200	17	1388	72,3
VE1-2	Verre-E (1)	4000	2400	17	1388	72,3
VE2	Verre-E (2)	2000	1200	17	990	77
VAR	Verre-AR	1600	1200	19	1102	74

### II.2.2.2 ARMATURES DE RÉPARTITION

Afin d'optimiser le comportement en traction du composite, un second type de renfort peut être associé aux grilles tricotées. Cette seconde forme de renfort a pour objectif premier de réduire la dispersion de résistance dans le mortier et, d'augmenter sa résistance. Pour cela 2 variantes de textile présentant des sections de fils largement inférieures à celles des grilles sont utilisées : un filet constitué de multifilaments d'aramide (mailles 5 x 5 mm, figure 73-a) et une chaînette tramée en monofilament d'acier inoxydable (mailles 4 x 5 mm figure 73-b). Les caractéristiques des fils utilisés sont listées dans le tableau 15.



**Figure 73 : Illustration des armatures de répartition**

**Tableau 15 : Caractéristiques des fils de l'armure de répartition fournis par le fabricant**

Référence des armatures	Nature de fibres	Poids linéaire fils (Tex)	Diamètre des filaments ( $\mu\text{m}$ )	Résistance constructeur du fil (Mpa)	Effort ultime constructeur du fil (N)	Déformation à ruptures des filaments (%)
APA	Para-aramide	20	-	-	22.2	2.72
AAI	Acier inoxydable	135	150	850	15	30

- : Valeurs non disponibles

### II.2.2.3 PRODUITS DE PRÉIMPRÉGNATION

Une alternative à l'utilisation de la résine époxy (mécaniquement efficiente mais économiquement onéreuse) a été envisagée en considérant 2 produits d'imprégnation.

Afin de trouver un produit de substitution à la résine époxy, 2 produits d'imprégnation ont été testés et confrontés à cette dernière. Une résine polyester (SYNOLYTE 0328-A-1) aux performances mécaniques en traction comparables à celles de la résine époxydique (tableau 16) et un latex sous forme liquide couramment utilisé comme adjuvant pour mortier visant à augmenter l'adhérence et la résistance à la traction des mortiers.

**Tableau 16 : Caractéristiques des résines de préimprégnation**

Nature de la résine	Époxydique	Polyester
Référence	CAB N- GTM ROCC® C07	SYNOLYTE 0328-A-1
Module d'élasticité en traction (MPa)	3218 ± 21	4100
Résistance en traction (MPa)	56 ± 3	56
Allongement à rupture en traction (%)	2,3 ± 0,4	1,6

Les latex sont des dispersions colloïdales de polymère stabilisées dans un milieu aqueux. Les latex peuvent être sous forme liquide ou sous forme de poudre redispersible. Lorsqu'ils sont sous forme liquide et qu'ils sont combinés à un mortier ou béton, on parle de résines ajoutées à un catalyseur. Plusieurs latex sont utilisés à cet effet, comme le Styène-Butadiène (SBR), le Chlorure de Polyvinyle (PVDC), l'Acrylonitrile-Butadiène (NBR), le Polychloropène (CR), l'Ester Polyacrylique (PAE), l'Acétate de Polyvinyle (PVAC), le poly(Styène/Acrylate de nbutyle) (SA) ou encore le poly(Ethylène/Acétate de Vinyle) (EVA).

Toutefois, la nature exacte du latex utilisé au cours de cette thèse ne pourra être divulguée pour cause de clause de confidentialité.

Les mortiers modifiés latex sont utilisés dans de nombreux domaines de la construction en raison de leur résistance, de leur plus grande déformabilité, adhérence au support, imperméabilité et durabilité. Dans l'industrie, 2 grandes applications sont la colle à carrelage et les enduits sur isolants.

L'une des particularités des latex est le fait qu'ils augmentent l'adhérence au support [PAREEK\_86], [ALMEIDA\_07], [NICOT\_08]. Ce phénomène est très intéressant dans le cadre de cette thèse, non seulement afin d'améliorer l'adhérence entre les TRC moulés au contact *in situ* et la poutre, mais aussi, afin d'améliorer l'adhérence entre le renfort textile et le mortier.

La principale raison de l'amélioration de l'adhérence provient de la formation d'un film de polymère à l'interface mortier-support. Avec des supports poreux, les latex peuvent s'insérer dans le réseau poreux et ainsi former une adhésion mécanique avec le support. Avec des supports peu poreux, c'est la liaison entre le film et le support qui peut augmenter l'adhérence. L'amélioration de la cohésion de la matrice cimentaire, l'augmentation de la déformabilité, la modification de la porosité sont d'autres facteurs susceptibles d'améliorer l'adhérence.



## **II.3 CONTRIBUTION À LA CONCEPTION, VALIDATION ET ANALYSE D'UN ESSAI DE CARACTÉRISATION DES TRC EN TRACTION DIRECTE**

### **II.3.1 CONCEPTION DE L'ESSAI**

L'objectif est de contribuer à établir un essai de traction directe mettant à profit les avantages des différents essais recensés au cours de l'étude bibliographique en se délestant, autant que faire se peut, de leurs limites (représentativité, commodité et coût).

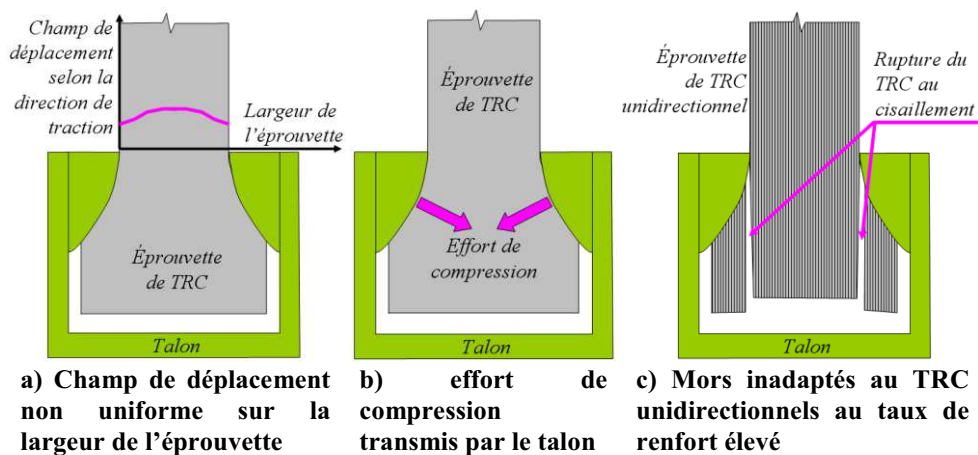
La mise en œuvre d'éprouvettes dans un moule vertical (le mortier est inséré par la tranche latérale du moule) est principalement adaptée aux mortiers de consistance très fluide. De plus, dans la littérature [*MOBASHER\_05*], il est montré que le procédé de mise en œuvre peut influencer sur le comportement mécanique du TRC. Ainsi, les éprouvettes destinées à la caractérisation des TRC-ISRS moulés au contact doivent être mises en œuvre selon le même mode opératoire (ce qui exclut les moules verticaux).

Afin d'éviter les défauts de bord dans les éprouvettes de TRC-ISRS, dus à une répartition inhomogène du renfort textile aux bordures de l'éprouvette, il a été décidé de découper l'éprouvette dans une plaque de ce composite (permettant ainsi sa mise en œuvre par l'ensemble de procédés répertoriés dans la bibliographie).

Une éprouvette à « encoche en V » engendre une localisation de la rupture, ce qui permet de mesurer la résistance du composite mais empêche la détermination du comportement contrainte-déformation du composite.

La réalisation d'une éprouvette en forme d'os nécessiterait une découpe ardue de plaque de TRC. De plus, le type de mors associés à cette forme d'éprouvette ne garantit pas la transmission d'un effort de traction homogène sur toute la largeur de l'éprouvette (figure 74-a) et s'accompagne d'un effort de compression potentiellement parasite dans les talons de l'éprouvette (figure 74-b). Cet effort est susceptible d'augmenter l'adhérence moyenne fil-mortier et de ce fait, accroître « artificiellement » la résistance mesurée. A contrario, il est également envisageable que sous la pression exercée par les mors, le mortier endommage le fil et diminue ainsi sa résistance. Enfin, cette forme d'éprouvette semble incompatible avec des composites unidirectionnels au taux de renfort élevé (rupture par cisaillement dans le talon avant d'atteindre la rupture de traction dans le composite, figure 74-c).

Enfin, la pertinence de l'utilisation d'une éprouvette en forme de parallélépipède rectangle dépend de la manière dont le chargement lui est appliqué.



**a) Champ de déplacement non uniforme sur la largeur de l'éprouvette** **b) effort de compression transmis par le talon** **c) Mors inadaptés au TRC unidirectionnels au taux de renfort élevé**

**Figure 74 : défauts envisageables d'une éprouvette en forme d'os vis-à-vis des composites TRC**

Les mors consistant à serrer les extrémités de l'éprouvette génèrent une pression importante selon l'épaisseur des talons conduisant à des conséquences du même type que celle de l'éprouvette en forme d'os mais de manière encore plus marquée. La mise en place de talons entre l'éprouvette et les mors limite les concentrations de contrainte dans le talon sans résoudre entièrement le problème. Une autre méthode consiste à mettre l'éprouvette en charge par l'intermédiaire de plusieurs goupilles (cylindres) d'acier traversant l'éprouvette. Cette solution n'est pas satisfaisante non plus car elle engendre des concentrations de contrainte et une potentielle rupture prématurée de l'éprouvette. En revanche, une dernière solution plus pertinente consiste à mettre l'éprouvette en charge par l'intermédiaire d'une goupille d'acier (cylindrique) traversant le talon de l'éprouvette tout en le renforçant par des plaques en acier afin d'homogénéiser la répartition des contraintes dans le talon.

Une légère concentration de contrainte sera cependant engendrée par les talons à leurs extrémités. Seule une étude détaillée confrontant l'éprouvette en forme d'os à l'éprouvette parallélépipède rectangle (talon renforcés par des plaques d'acier) permettrait de les comparer de manière rigoureuse.

Afin que l'essai proposé permette la caractérisation de tous types de composites TRC (y compris les TRC unidirectionnels à taux de renfort élevé) ainsi que pour des raisons évidentes de mise en œuvre en phase avec la valorisation des TRC, notre choix s'est porté sur les éprouvettes parallélépipédiques où des talons d'aluminium sont collés sur les 2 faces de chacune des extrémités. Le déplacement est imposé à l'éprouvette par une goupille traversant les talons.

La pièce utilisée pour transmettre les efforts de traction à la goupille, que l'on nommera par extension « mors » dans la suite de cette thèse, est d'une importance capitale car elle est susceptible de transmettre un moment parasite non négligeable à l'éprouvette. Ainsi, dans le paragraphe II.3.1.2 il sera pris soin de détailler la conception et la géométrie des « mors » que nous utiliserons dans la suite de cette thèse.

La longueur de l'éprouvette est principalement considérée en fonction de la longueur de la zone de mesures des déformations moyenne. Une longueur de 500mm est ainsi retenue. Aussi, Le rapport de 1/5 entre la largeur et la hauteur constitue une valeur acceptable pour limiter l'incidence de l'effet Poisson sur la

caractérisation uni-axiale. Une largeur de 100 mm sera ainsi retenue afin de considérer une section de composite représentative (comme dans la majorité des essais proposés dans la littérature).

Dans la bibliographie, aucune étude ne semble avoir été menée sur la longueur des talons de l'éprouvette (représentant la longueur d'ancrage réelle du renfort). Le choix de la longueur des talons (100 mm) est calqué sur l'essai développé par [JESSE\_05] présentant une géométrie d'éprouvette identique à celle de notre étude. L'épaisseur de l'éprouvette dépendra de la structuration de composite à tester.

Enfin, au cours de ce chapitre, seule la procédure par moulage au contact (a priori la plus pénalisante notamment en termes de défauts) sera évoquée mais rien n'exclut évidemment sa transposition aux autres types de mise en œuvre.

### **II.3.1.1 MISE EN ŒUVRE DES ÉPROUVETTES**

#### **II.3.1.1.a Plats de composite TRC**

Les plats de renforcement en composite textile-mortier sont confectionnés manuellement par moulage au contact (figure 75). Pour chaque structuration de TRC, un plat de 600 x 400 mm est réalisé dans un moule en bois de coffrage contre plaqué de 20 mm d'épaisseur (d'autres matériaux plus rigides pourraient être utilisés) rigidifié en sous-face par des madriers en bois (10 x 10 cm) espacés de 50 cm dans 2 directions perpendiculaires. La hauteur des bords de ce moule est calquée sur celle de la plaque de composite à mettre en œuvre. Après 14 jours de cure, 3 éléments de 500\*100 sont extraits de ce plat à l'aide d'une scie à diamant. Ainsi, une largeur de 50 mm est soustraite sur tout le pourtour du plat afin d'éliminer les hétérogénéités de mise en œuvre du renfort textile (figure 79-a).

Deux procédés de moulage au contact ont été éprouvés au cours de cette étude : **au débulleur et à la truelle**. Une fine couche de mortier est mise en œuvre à la truelle en fond de moule, puis le renfort est positionné et enrobé au sein du mortier. C'est au cours de cette étape qu'intervient la différence entre le moulage au contact au débulleur et à la truelle. Dans la première méthode l'enrobage du textile est réalisé par de multiples passages du rouleau débulleur afin d'assurer une meilleure pénétration du renfort textile, alors que dans la seconde méthode cette étape est simplement réalisée en enduisant le renfort textile de mortier à l'aide d'une truelle (gain de temps considérable). Ce procédé de stratification est ensuite répété autant de fois que de couches nécessaires.

Quelque soit le procédé de mise en œuvre, un soin particulier doit être accordé au positionnement symétrique des couches de renfort textile régulièrement espacées dans l'épaisseur du composite. La surface supérieure du composite est ensuite arasée à hauteur des tasseaux puis talochée (figure 75-a). Afin de limiter le phénomène de retrait en surface du composite, un film plastique (polyane) est plaqué sur le mortier (figure 77) en prenant soin d'éviter la formation de bulles d'air. Les plaques sont démoulées 14 jours après leur mise en œuvre.

Comme cela est montré dans la suite de cette étude, les conditions de mise en œuvre conditionnent en partie la reproductibilité des résultats, il importe d'y porter une attention particulière. Deux principaux défauts peuvent accompagner peu ou prou la mise en œuvre des corps d'épreuve. D'une part le **voilement** (retrait différentiel du mortier), et d'autre part le **positionnement dissymétrique des**

**renforts** (la parfaite symétrie relevant d'une vue de l'esprit). Pour des structurations de composite présentant un taux de renfort relativement faible (par rapport au taux maximum admissible par le mortier), la symétrie du renfort est particulièrement difficile à maîtriser (figure 78-a). Une dissymétrie est de plus susceptible d'engendrer ou d'augmenter le voilement de l'éprouvette par un retrait différentiel (figure 78-b).

Afin de limiter le voilement des plaques certains auteurs choisissent d'effectuer la cure du mortier dans un milieu saturé en humidité, cependant cette procédure à aussi pour effet d'augmenter significativement les caractéristiques mécaniques du mortier. Dans des conditions de mise en œuvre *in situ* une telle cure est difficilement envisageable. Ainsi, afin de ne pas surestimer la résistance du mortier, la cure est réalisée dans une pièce dont la température avoisine les 20°C jusqu'à la mise en œuvre des essais de traction directe. Dans ces conditions, le mortier « E » (matrice commerciale de référence) étant très sensible au retrait différentiel, la « flèche » engendrée par le voilement varie de moins d'un millimètre à 5 millimètres pour certaines éprouvettes. (le voilement est apprécié à travers la « flèche » au milieu du corps d'éprouvette, figure 76). En revanche, pour les mortiers « P » (formulé au cours de cette étude) l'ensemble des éprouvettes réalisées est resté parfaitement plane (flèche inférieure à 1mm). Il conviendra donc de s'interroger sur l'impact de ces défauts sur les résultats obtenus.

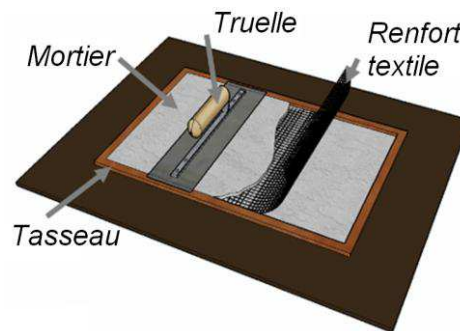


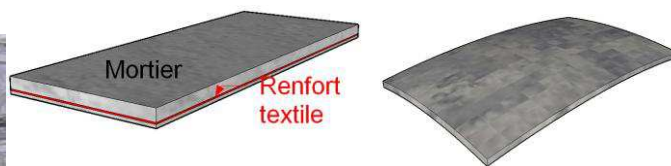
Figure 75 : Illustration de la mise en œuvre d'une plaque de TRC par moulage au contact



Figure 76 : Illustration de la flèche qui traduit le voilement d'une plaque de TRC



Figure 77 : Cure du TRC sous un film plastique (type Polyane)



a) Position dissymétrique du renfort b) Voilement de la plaque de TRC

Figure 78 : Défauts du composite TRC liés à la mise en œuvre

### II.3.1.1.b Éprouvettes

Les corps d'éprouvette sont composés d'une plaque de matériau composite (100 x 500 mm<sup>2</sup>) ainsi que de talons d'aluminium (4 x 100 x 100 mm) collés (sablage + double encollage à la colle époxy (Etacol 492, tableau 17) aux extrémités de la plaque (figure 80-b-c-d-e). En collant les talons sur un panneau de contreplaqué de

surface plane rigidifiée (figure 80-b-c-d), il est alors possible de percer de façon précise les talons perpendiculairement à cette surface (figure 80-f). Le déplacement est alors imposé à l'extrémité d'un cylindre métallique (goupille) traversant de manière perpendiculaire les talons de l'éprouvette préalablement percés ( $\text{Ø}12 \text{ mm}$ ). Une distance suffisamment importante (60 mm) est retenue entre l'axe de la goupille et le bord du talon (figure 80) afin que l'effort transmis au TRC soit homogène sur la largeur de l'éprouvette.

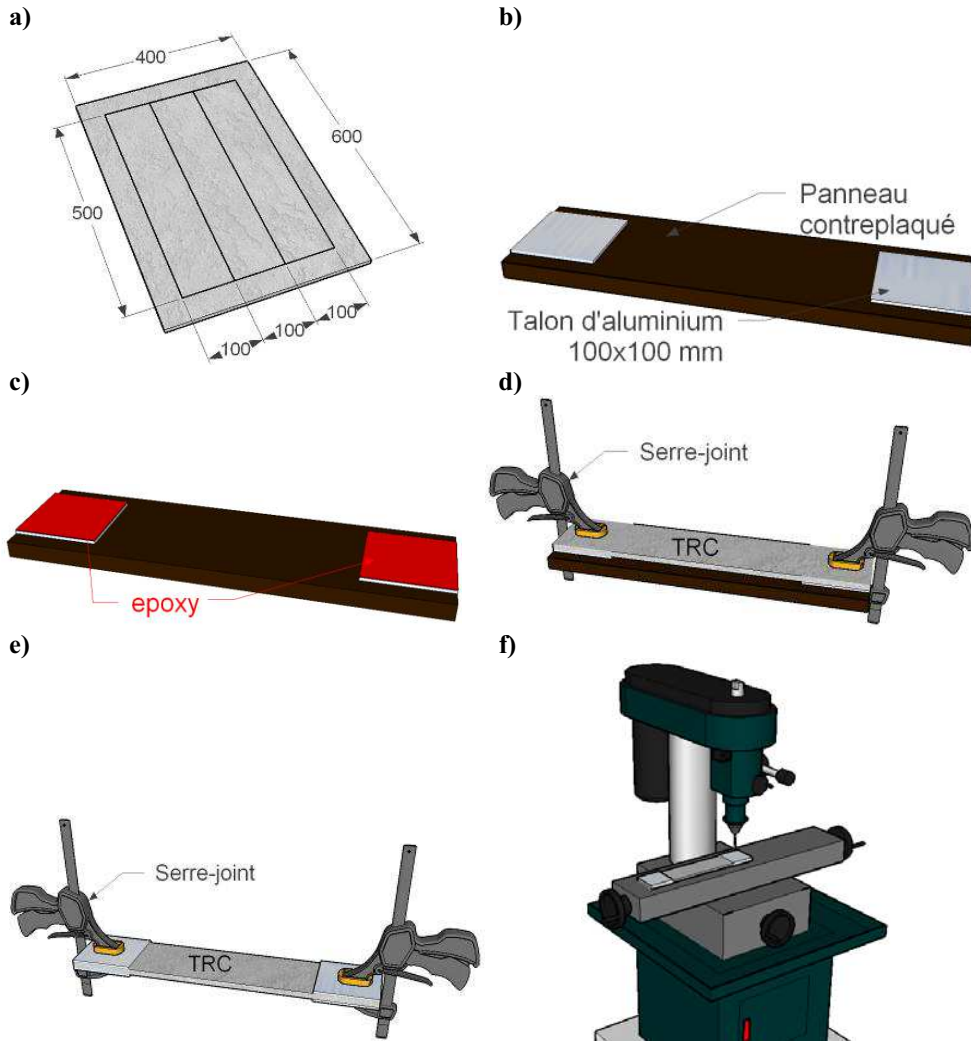


Figure 79 : Mise en œuvre d'une éprouvette de traction directe

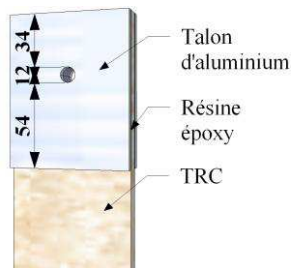


Figure 80 : Détail d'un talon de l'éprouvette de traction

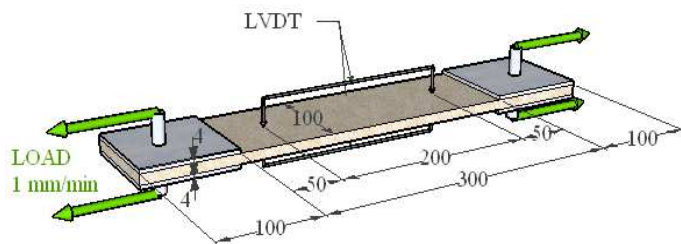


Figure 81 : Illustration d'une éprouvette de traction (géométrie, instrumentation et chargement)

**Tableau 17 : Caractéristiques mécaniques de l'Etanco 492**

Résistance à la compression - Iso 604	83 ± 1,6 MPa
Résistance à la traction - Iso 527	29,5 ± 1,0 MPa
Allongement à la rupture	0,65 % ± 0,10 %
Module d'élasticité en traction (0,2 %)	4940 ± 170 MPa
Module d'élasticité en compression (0,2 %)	4200 ± 150 MPa
Module d'élasticité en flexion	5050 ± 450 MPa
Adhérence sur béton	Rupture du béton

### II.3.1.2 DESCRIPTION DES MORS

L'effort de traction est appliqué par l'intermédiaire de « mors » élaborés pour atténuer voire éliminer la flexion parasite qui accompagnerait tout défaut de perçage de l'éprouvette. Ces mors permettent aussi, dans une certaine mesure, de minimiser la flexion parasite due à la dissymétrie du renforcement et/ou le voilement de l'éprouvette (retrait différentiel des faces de l'éprouvette, retrait important du mortier). Ce mors est constitué de 5 rotules (figures 82, 83).

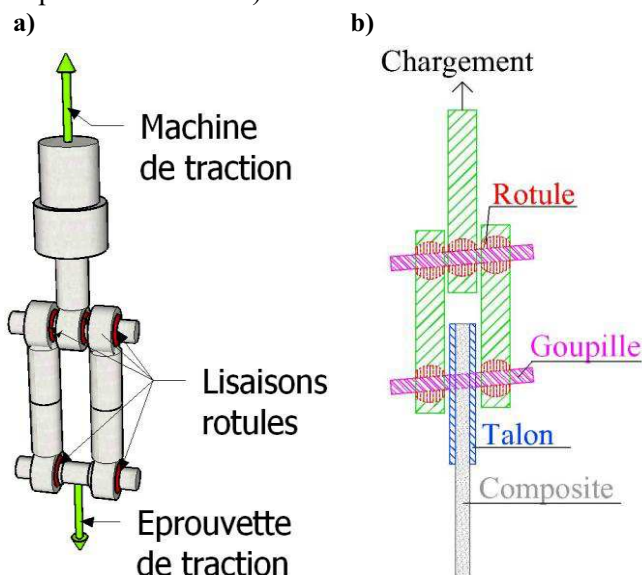


Figure 82 : Illustration (a) et détail (b) d'un mors de traction

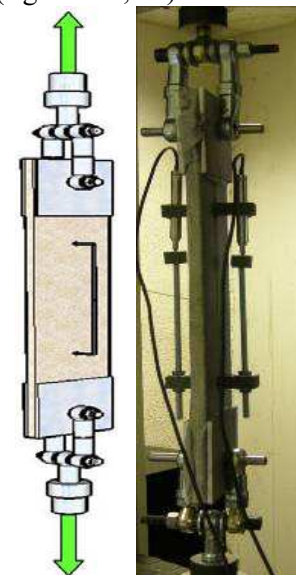


Figure 83 : Illustration et photo de l'essai de traction

### II.3.1.3 INSTRUMENTATION ET CHARGEMENT

Le composite TRC affiche un comportement multifissurant, la déformation est donc variable le long des éprouvettes chargées et la mesure de la déformation moyenne par des jauges de déformation de faible longueur est inappropriée. En revanche, une déformation moyenne du composite peut être mesurée par l'intermédiaire d'extensomètres ou de capteurs LVDT.

Cependant, il se pose encore la question du positionnement et de la longueur de mesure des extensomètres. Certains auteurs préfèrent mesurer l'espacement entre talons, probablement dans le but de relever le comportement post-pic. Cependant cette mesure n'est pas représentative du comportement global en traction car elle

intègre des concentrations de déformations ponctuelles et localisées à proximité immédiate des talons (figure 84). Selon [HEGGER\_05B], cette concentration de déformation est due à un comportement d'arrachement (*pull-out*) due au fait de l'imprégnation hétérogène des fils. C'est pour ces raisons qu'il a été choisi de laisser un espacement de 50 mm entre les talons et la zone de mesure des capteurs de déplacement.

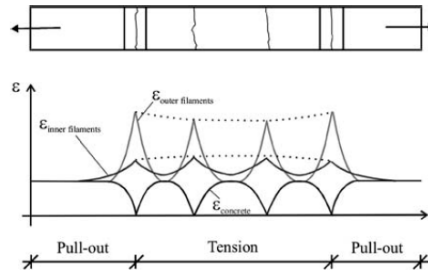


Figure 84 : Déformations des filaments internes et externes d'un fil le long de l'éprouvette ainsi que du mortier [HEGGER\_05B]

La déformation du composite textile-mortier dépend principalement de l'espacement et de l'ouverture moyenne des fissures. Ainsi, afin d'évaluer correctement la déformation moyenne du composite, il est nécessaire que la zone de mesure des capteurs de déplacement englobe un nombre représentatif de fissures. Étant donné l'espacement maximum de 20 mm généralement constaté entre les fissures dans la littérature [HEGGER\_05B], [MOBASHER\_05], une zone de 200 mm est jugée suffisante (figure 81). **La déformation moyenne est calculée en moyennant les déplacements mesurés pour chacune des 2 faces de l'éprouvette puis en divisant cette valeur par la longueur de la zone de mesure des extensomètres.** Cette opération est réalisée afin de mesurer la composante de déformation de traction pure, même lorsque l'éprouvette est soumise à de la flexion composée. En effet, comme cela sera montré au cours du paragraphe II.3.5 un moment parasite peut être engendré par un voilement de l'éprouvette. **La contrainte homogénéisée (moyenne) du composite est obtenue en divisant l'effort de traction par la section moyenne de l'éprouvette. L'exploitation des résultats de cet essai se fera ainsi en contrainte moyenne -déformation moyenne.** Le chargement de l'éprouvette est contrôlé en déplacement. La vitesse de déplacement imposée à l'éprouvette (vitesse de déplacement de la traverse de la machine de traction) est de 1 mm/min.

À cet effet, 2 capteurs de déplacement LVDT 20 mm ( $\pm 4.2 \mu\text{m}$ ) et un capteur de force 50 KN ( $\pm 50\text{N}$ ) sont retenus tout au long de cette étude.

### II.3.2 RÉFÉRENCIEMENT DES TRC

Afin de gagner en lisibilité et en clarté, nous avons choisi d'adopter une référence pour chaque structuration de TRC. Cette référence se décompose comme suit : *Référence de la matrice (épaisseur)/Référence du renfort (nombre de couches)* (cf. exemple tableau 18)

Aussi, afin de référencer une population de TRC possédant des paramètres communs, ce ou ces paramètres seront, comme décrit ci-dessus, remplacés par

leurs références alors que la référence des paramètres variables au sein de ce groupe sera remplacée par « matrice », « ép », « renfort » et « nb » (pour remplacer respectivement la référence de la matrice, l'épaisseur du TRC, la référence du renfort et le nombre de couches du renfort).

Par exemple, E(10)/renfort(1) désigne le groupe de TRC de « matrice E » d'épaisseur 10 mm renforcé par 1 couche de textile (quelque soit la configuration du renfort).

Ou encore E(5)/B(nb) désigne le groupe de TRC de « matrice E » d'épaisseur 5 mm renforcé par un textile tricoté de basalte (quelque soit le nombre de couche de textile)...

### II.3.3 COMPORTEMENT DES TRC EN TRACTION DIRECTE ET MÉTHODOLOGIE D'EXPLOITATION

#### II.3.3.1 LOIS DE COMPORTEMENT CONTRAINTE-DÉFORMATION

Dans la littérature, l'exploitation des résultats issus des essais de traction directe se résume souvent à relever la contrainte ultime des TRC et parfois le taux de travail du renfort vis-à-vis de la résistance du composite. Dans cette thèse, il a été choisi de développer une méthodologie permettant de tendre vers une exploitation se voulant plus fine de la loi de comportement contrainte-déformation des TRC. Cette méthodologie permettra notamment de faciliter la procédure de validation de l'essai de traction et de proposer une confrontation étendue des différentes structururations de TRC lors de l'étude paramétrique concernant les composites TRC-ISRS présentés dans la partie suivante. Pour ce faire, une première analyse globale des résultats des nombreux essais de traction effectués au cours de cette thèse est conduite dans ce paragraphe. Tout d'abord, comme cela est déjà mis en avant au cours de l'étude bibliographique (figure 85), le comportement contrainte-déformation en traction de l'ensemble des TRC au renfort fragile testé au cours de cette thèse peut être divisé au maximum en 3 zones (figure 87).

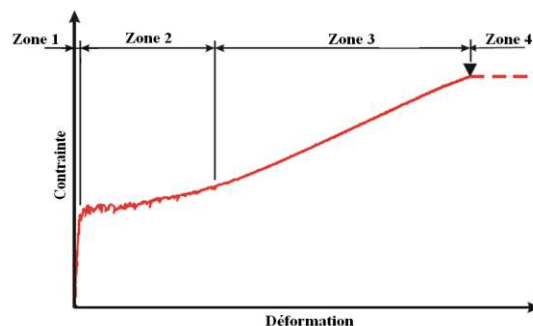


Figure 85 : Illustration du comportement contrainte-déformation qualitatif en traction directe de composites TRC « classique » selon [HEGGER\_04], [JESSE\_05]

Afin de confronter le comportement des différentes structururations de TRC testées, il est nécessaire de définir de manière simple les courbes contrainte-déformation. Dans le cas d'une structururation de TRC dont la courbe contrainte-déformation



présente 3 zones, cette courbe peut être approchée par un comportement tri-linéaire (zones 1, 2 et 3) et donc par 3 points caractéristiques «  $P_{car1}$ ,  $P_{car2}$  et  $P_{car3}$  » (figure 87).

Il a toutefois été constaté que la première zone de la courbe peut parfois être divisée en 2 sous parties (figure 86). La première est parfaitement linéaire jusqu'à un point de courbure « PC- », puis la seconde est légèrement incurvée jusqu'à un net changement de la pente de la tangente à la courbe qui marque la fin de la zone 1 («  $P_{car1}$  »). Ce phénomène n'est pas propre à cette étude et a déjà pu être observé par [MOBASHER\_05], il est généralement lié aux défauts de mise en œuvre de l'éprouvette et n'est pas reproductible. Dès lors cette non-linéarité n'est donc pas un comportement inhérent au matériau. «  $P_{car2}$  » est défini comme étant le point marquant le début de la linéarité de la zone 3 (figure 87, point de déformation la plus faible appartenant à la fois à la courbe contrainte-déformation et à la droite passant par la zone 3). «  $P_{car3}$  » est le point correspondant à la contrainte et à la déformation ultime du TRC. Il est vrai que le positionnement des points caractéristiques 1 et 2 peut très légèrement varier en fonction du ressenti de l'auteur, cependant cet écart reste largement inférieur à la dispersion des résultats et de ce fait, est tout à fait acceptable.

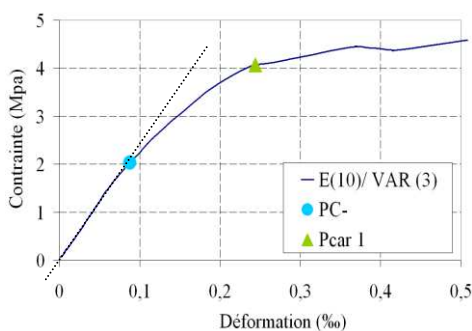


Figure 86 : Illustration de PC- et  $P_{car1}$

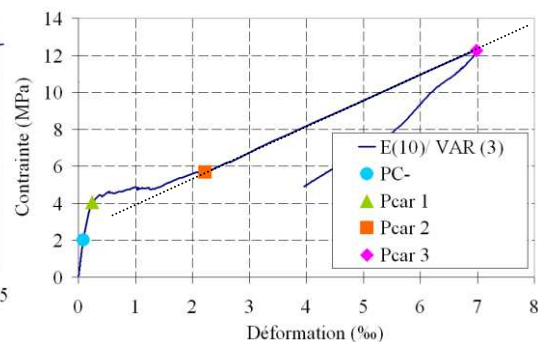


Figure 87 : Repérage des points caractéristiques sur la courbe contrainte-déformation

Ainsi, la détermination de ces 3 points est une méthode simple et efficace pour exploiter les mesures expérimentales. Les 6 paramètres retenus pour définir la position de ces points sont choisis de manière à refléter les grandeurs jugées les plus intéressantes dans le comportement du TRC (figure 88) :

- La contrainte du point caractéristique 1 «  $\sigma_{car1}$  » qui représente la contrainte de première fissuration du composite.
- La rigidité initiale «  $E_1$  » calculée par la méthode des moindres carrés entre l'origine de la courbe et le point de courbure inférieur « PC- ».
- La déformation marquant la fin de la zone 2 «  $\varepsilon_{car2}$  ».
- La raideur finale des composites «  $E_3$  » calculée par la méthode des moindres carrés entre le point caractéristique 2 et 3.
- La contrainte du point caractéristique 3 «  $\sigma_{car3}$  » qui représente la contrainte ultime du composite en traction
- La déformation du point caractéristique 3 «  $\varepsilon_{car3}$  » qui représente déformation ultime du composite en traction

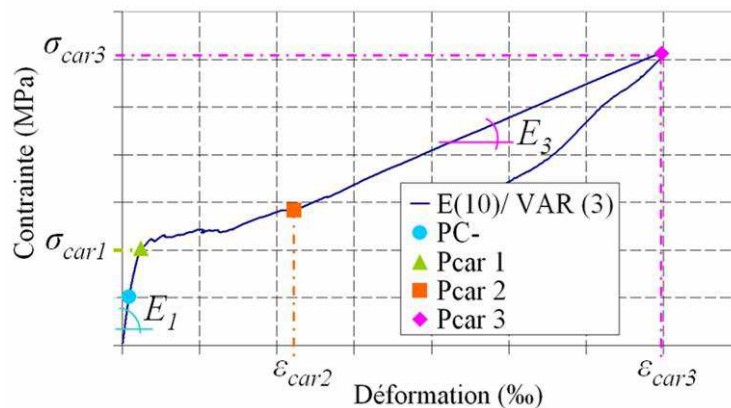


Figure 88 : Paramètres retenus pour la définition du comportement d'un composite textile-mortier en traction

Il a de plus été remarqué qu'en dessous d'un taux de renfort « **critique 1** » (figure 89-a) propre à chaque structuration de composite (dépendant principalement de la nature de la matrice, de la configuration des grilles de renfort et du procédé de mise en œuvre), la ruine du composite intervient dès l'apparition de la première fissure (zone 1). De même, pour taux de renfort supérieur au taux de renfort « **critique 2** » (propre à chaque structuration de composite), le phénomène de multi-fissurations apparaît dans le composite mais la rupture intervient au cours de la zone 2 (figure 89-b). Enfin, un taux de renfort supérieur au taux « **critique 2** » permet d'observer une troisième zone dans la courbe contrainte-déformation (figure 89-c).

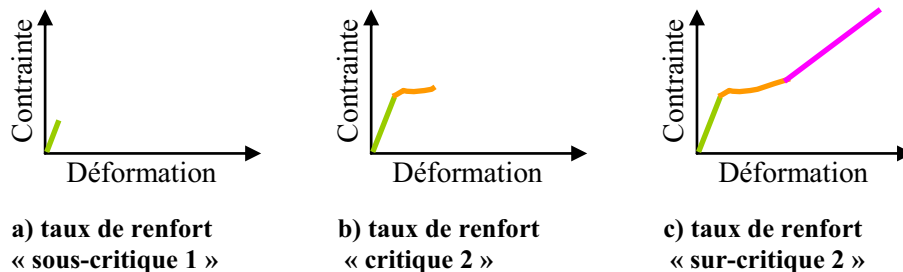


Figure 89 : Illustration du comportement qualitatif contrainte-déformation en fonction du taux de renfort

### II.3.3.2 TAUX DE TRAVAIL DU RENFORT

Enfin, au cours de l'étude paramétrique des TRC, de manière à pouvoir confronter rapidement et explicitement différentes structurations des TRC, il convient de définir le taux de travail du renfort.

En considérant la résistance du fil comme référence pour le calcul du taux de travail (taux de travail du fil), la dégradation au cours du tricotage du fil, l'influence de la configuration du textile et la dégradation du textile engendrée par sa mise en œuvre dans la matrice sont intégrées. Ainsi, le calcul du taux de travail du fil est très intéressant car il permet notamment la confrontation de 2 configurations de renfort textile (ou par exemple l'évaluation de la performance d'un textile tricoté positionné dans le sens chaîne ou trame). En revanche, il ne permet pas de dissocier la dégradation du textile engendrée par sa mise en œuvre

dans la matrice et les autres sources potentielles de diminution du taux de travail du fil.

Par contre, la considération de la résistance d'un filament comme référence pour le calcul du taux de travail (taux de travail du filament) n'est pas appropriée à cette étude car la perte de résistance constatée entre les filaments et le fil dépend du procédé de fabrication du fil, et de ce fait seul le producteur de fil est susceptible de l'améliorer.

Ainsi, afin d'exploiter au mieux les résultats, le calcul du taux de travail du fil et du textile sont intéressants. Toutefois, l'intérêt d'une confrontation de ces 2 taux de travail reste limité dans le cadre de cette thèse et ne semble pas justifier l'alourdissement de la campagne expérimentale avec la mesure de la résistance des textiles. Ainsi, seul le taux de travail des fils sera calculé au cours de cette thèse.

### **II.3.3.3 PRÉVISION DE L'ESPACEMENT DES FISSURES**

De la même façon que pour les éléments de structure en béton armé, l'ouverture des fissures des composites textile-mortier sont appelés à être vérifiés vis-à-vis de la durabilité et de considérations d'ordre esthétique.

D'un point de vue esthétique, l'ouverture maximale admissible entre les lèvres d'une fissure dépend fortement de l'état de surface, de la localisation, de la destination, de la couleur et l'éclairage du composite TRC. L'ouverture de fissure à ne pas dépasser afin d'éviter une corrosion accélérée des fibres et/ou une dégradation prématurée du mortier dépend de l'environnement dans lequel est exposé le composite ainsi que de la nature du TRC (matrice, renfort, ensimage ou préimprégnation éventuelle des fibres).

Pour encourager l'utilisation des composites textile-mortier, il est primordial de mettre au point des recommandations destinées aux ingénieurs amenés à les dimensionner. Pour cela il faut être capable de déterminer non seulement la déformation moyenne du composite, mais aussi son schéma de fissuration tout au long de l'évolution de son chargement. En effet, si l'évolution de ces paramètres n'est pas maîtrisée, les recommandations devront s'accompagner d'une marge de sécurité excessive et pénalisante. Aussi, afin que le composite TRC puisse être caractérisé par l'ensemble des utilisateurs, l'évolution du schéma de fissuration en fonction du chargement devra pouvoir être défini par un calcul analytique simple et rapide s'appuyant simplement sur l'essai de caractérisation en traction directe décrit précédemment sans avoir recours à des outils spécifiques tels que la mesure de champ par corrélation d'images ou des méthodes de calculs numériques (techniques onéreuses en temps et en argent et nécessitant des compétences spécifiques et parfois pointues). Il est à noter que la répartition de la fissuration de la matrice dépend de nombreux phénomènes à caractère stochastique, il est de ce fait impossible de prévoir au seul moyen d'un essai de traction et d'un calcul analytique simple le schéma de fissuration exact du TRC, cependant il est envisageable de calculer l'espacement ainsi que l'ouverture moyenne des fissures.

Dans la littérature, il semblerait qu'un seul modèle analytique [CUYPERS\_05] permette la mise en place de recommandations de calculs pour les ingénieurs dans le champ des TRC. En revanche, des modèles ont été précédemment développés dans le cadre de composites à matrice céramique au comportement voisin des TRC.

Deux familles de ces modèles sont ainsi décrites dans la suite de ce paragraphe, les modèles déterministes du type ACK [AVESTON\_71] et modèles semi-probabilistes.

Le modèle ACK, exposé en ANNEXE D.2, admet que la courbe contrainte-déformation du composite à matrice fragile est divisée en 3 zones linéaires, la deuxième étant de contrainte constante (pré-fissuration, multi-fissuration et post-fissuration, figure 90) :

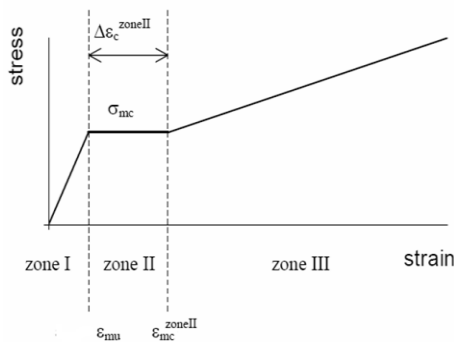


Figure 90 : Courbe théorique de contrainte – déformation suivant la théorie ACK [CUYPERS\_01]

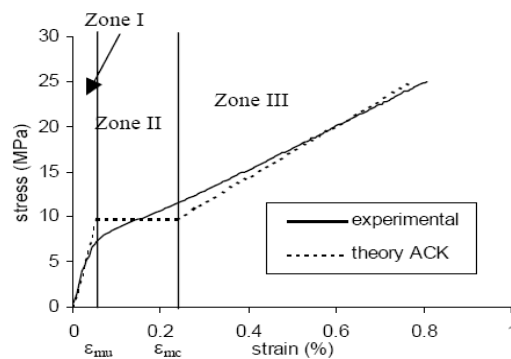


Figure 91 : Comportement contrainte-déformation classique pour un composite textile-mortier [CUYPERS\_05]

Cependant, de par son caractère déterministe, le modèle ACK ne permet pas de déterminer l'évolution du schéma de fissuration au cours du chargement. En effet, selon les hypothèses de ce modèle, le composite passe d'un état non fissuré à entièrement fissuré pour une contrainte constante.

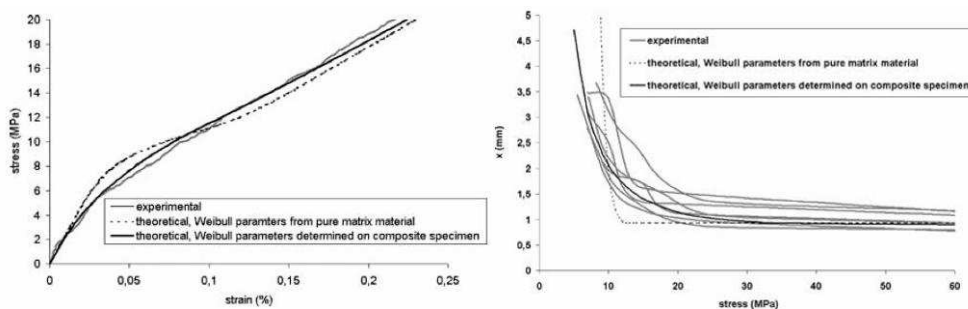
En revanche, l'utilisation de modèles semi-probabilistes faisant appel à des lois statistiques devrait permettre de déterminer l'évolution du schéma de fissuration au cours du chargement du TRC. Les modèles développés dans [CURTIN\_91] et [AHN\_97] visent à intégrer et affiner la modélisation de la zone 2 en considérant la distribution statistique des défauts de la matrice au calcul de l'évolution de la déformation du composite en fonction du chargement. Le modèle développé par [CURTIN\_95] pour lequel la résistance des fibres est modélisée de manière stochastique, vise à ajuster la modélisation de la zone 3, notamment en termes de résistance et de déformation ultimes du composite. Enfin, [CURTIN\_98] propose un modèle qui couple les modèles précédents permettant ainsi de reproduire par une approche stochastique la fissuration de la matrice et la rupture du composite.

Toutefois, la rupture des éprouvettes de TRC en traction est fortement liée à l'imprégnation hétérogène du renfort (et à l'essai de traction retenu), ce qui n'est pas considéré dans les modèles de [CURTIN\_95] et [CURTIN\_98]. Ainsi, ces modèles ne présentent pas un intérêt suffisant compte tenu de l'augmentation du nombre de paramètres et de la complexité des calculs comparativement au modèle de Ahn [AHN\_97]. Ce dernier est d'ailleurs le modèle qui a été choisi par [CUYPERS\_05], à quelques simplifications près, pour rendre compte de l'évolution de la déformation ainsi que du schéma de fissuration d'un composite TRC en fonction de sa contrainte.

Cuypers et al. [CUYPERS\_05] ont étudié ce modèle sur une structuration de composite TRC composée d'une matrice en Vubonite (matrice inorganique à ciment phosphatique) et d'une grille dont les fibres longitudinales sont en Verre-E

(espacée de 5mm pour un taux de renfort volumique de 10.4 %). Cette étude a montré que l'utilisation des paramètres de Weibull obtenus sur une famille de 34 éprouvettes parallélépipédiques (30 x 15 x 160 mm<sup>3</sup>) de Vubonite pure (non renforcée) testées en flexion 3 points ne permettait pas la modélisation précise du comportement contrainte-déformation de ce TRC et encore moins de l'évolution de la propagation des fissures en fonction du chargement de ce TRC (figure 92, courbe en traits discontinus noirs). En revanche, en recalant les paramètres Weibull sur la courbe contrainte-déformation moyenne expérimentale du TRC, l'évolution de l'espacement entre fissures en fonction du chargement peut être estimée (figure 92, courbe en trait noir continu).

Il apparaît dès lors que le module de Weibull caractérisant la dispersion de résistance de la matrice recalée «  $\rho$  » (premier paramètre de Weibull) est plus faible que celui de la matrice pure (1.4 au lieu de 9.3). L'auteur attribue cela au retrait gêné du mortier par le renfort, à des concentrations de contrainte dans le mortier liées au renfort textile, notamment au fils transversaux et à l'imprégnation partielle des fils par la matrice qui auraient pour effet d'élargir la distribution des défauts au sein de la matrice. En revanche, la résistance caractéristique de la matrice recalée «  $\sigma_R$  » (second paramètre de Weibull) est plus élevée que celui du mortier pur (14.8 MPa au lieu de 10.5 MPa). Ce phénomène serait dû à une stabilisation de la propagation des fissures existantes.



a) Courbe contrainte-déformation

b) Courbe espacement entre fissures-déformation

Figure 92 : Confrontation entre le comportement expérimental, celui modélisé (paramètres de Weibull provenant de la matrice pure) et enfin celui modélisé par recalage (paramètre de Weibull provenant d'un recalage de la courbe contrainte-déformation) [CUIPERS\_05]

Le modèle de Ahn pour des composites à matrice céramique semble ainsi être approprié aux TRC et permet la détermination de l'espacement des fissures en fonction du chargement grâce à un recalage de la courbe contrainte-déformation. Mais ce modèle a uniquement été validé sur une structuration de TRC dont les propriétés mécaniques restent assez éloignées de la plupart des structurations de TRC-ISRS testées au cours de cette thèse. Il serait intéressant de vérifier la validité de ce modèle pour diverses structurations de TRC-ISRS.

La figure 92-b met en lumière une dispersion significative des courbes espacement de fissures en fonction de la contrainte dans le TRC. Il apparaît dès lors utile de confronter la dispersion de ces courbes à celles établies en contrainte-déformation afin se prononcer sur la précision de ce recalage. Aussi, l'intégration d'un renfort au sein de la matrice ayant une influence sur les paramètres de Weibull, il n'est

alors pas anodin de s'interroger sur l'influence de la variation de la configuration de renfort du TRC sur les paramètres de Weibull de la matrice. Enfin, il serait intéressant de réaliser une confrontation théorico-expérimentale en termes d'ouverture de fissure moyenne.

### II.3.4 VALIDATION DE L'ESSAI DE TRACTION DIRECTE ET ANNALYSE DU COMPORTEMENT DU TRC

Afin de s'assurer que les résultats issus de l'essai de traction directe conçu et développé dans le cadre de cette étude sont pertinents, fiables, comparables et reproductibles (peu sensibles aux inévitables défauts de mise en œuvre, condition centrale dans le développement des TRC), il est nécessaire d'étudier sa validité sur la base de 5 critères jugés les plus pertinents :

- 1) Pureté du champ de traction
- 2) Homogénéité du champ de traction
- 3) Représentativité du déplacement moyen mesuré (en vue du calcul de la déformation moyenne)
- 4) Représentativité de l'effort mesuré (en vue du calcul de la contrainte moyenne)
- 5) Reproductibilité

Le cas échéant, ces critères permettront de cerner les limites de l'essai de traction.

L'instrumentation nécessaire à la caractérisation des composites TRC précédemment décrits dans le paragraphe II.3.1.3 n'est cependant pas suffisante pour la validation de l'essai. C'est aux fins de validation de l'essai et de l'étude la plus fine possible de certains phénomènes locaux, comme l'évolution de l'ouverture des fissures en fonction du chargement, que 10 structurations d'éprouvettes TRC différentes testées au cours de cette thèse ont fait l'objet d'une mesure de champ par corrélation d'images (tableau 18, 19 et 20, 25 éprouvettes au total). Il a été vérifié que ces éprouvettes ne présentaient pas (ou alors de manière négligeable) de défauts de voilement et de dissymétrie. Pour ne pas surcharger cette partie déjà dense, la validation de l'essai de traction sera illustrée par les résultats d'une seule éprouvette (« E(10)/Pa-3(3) » d'une épaisseur de 10 mm, de Matrice « E » renforcée par 3 couches de grilles tricotées « PA-3 ») représentative de l'ensemble des résultats obtenus par corrélation d'images sur les 25 éprouvettes.

**Tableau 18 : Structurations des TRC ayant fait l'objet de mesures de champ par corrélation d'images (configuration de renfort grilles tricotées)**

Référence des composites	Référence de la matrice	Épaisseur du composite (mm)	Référence du Renfort	Nombre de couches de renfort	Nombre d'éprouvettes par structuration
E(10)/VE1-2(3)	E	10	VE1-2	3	3
E(10)/VE2(3)	E	10	VE2	3	2
E(10)/Pa-1(3)	E	10	Pa-1	3	2
E(10)/Pa-2(3)	E	10	Pa-2	3	2
E(10)/Pa-3(3)	E	10	Pa-3	3	2
E(5)/Pa-2(2)	E	5	Pa-2	2	2

**Tableau 19 : Structurations des TRC ayant fait l'objet de mesures de champ par corrélation d'images (configuration de renfort armatures de répartition), 3 éprouvettes testées par structuration de TRC**

Référence des composites	Référence de la matrice	Épaisseur du composite (mm)	Référence du Renfort	Nombre de couches de renfort
E(10)/AAI(4)	E	10	AAI	4
E(10)/AAI(17)	E	17	AAI	17

**Tableau 20 : Structurations des TRC ayant fait l'objet de mesures de champ par corrélation d'images (configuration de renfort grilles tricotées plus armatures de répartition), 3 éprouvettes testées par structuration de TRC**

Référence des composites	Réf. de la matrice	Épaisseur du composite (mm)	Grille de renfort		Armature de répartition	
			Réf.	Nombre de couches	Réf.	Nombre de couches
E(10)/APA(4)/PA-1(3)	E	10	PA-1	3	APA	4
E(10)/AAI(4)/PA-1(3)	E	10	PA-1	3	AAI	4

### II.3.4.1 MESURE DE CHAMPS PAR CORRÉLATION D'IMAGE

La mesure par corrélation d'images permet d'obtenir l'évolution du champ de déplacement et de ce fait des champs de déformation, sur l'ensemble d'une face d'éprouvette plane, tout au long de l'évolution du chargement. La précision de cette mesure dépend alors du logiciel et du matériel de corrélation utilisés ainsi que de la qualité du mouchetis, de l'éclairage et de la dimension de la surface à corréler. Un dispositif de mesure de champs en 2 dimensions a été retenu car, étant donné l'objectif visé, l'intérêt d'une mesure en 3 dimensions ne justifierait pas l'investissement horaire et financier qu'il occasionnerait.

Au cours de cette thèse, le logiciel de corrélation d'images ICASOFT développé par Fabrice Morestin [*TOUCHAL\_96*] au sein du LaMCoS UMR CNRS 5259 et de l'INSA-LYON a été utilisé. Les références de l'appareil photo numérique et de l'objectif utilisés sont respectivement « mvBlueFOX 224G CCD » et « FUJINON 1 : 1.4/16 mm HF16SA-1 ». Ce matériel est fixé sur un trépied « Manfrotto 808RC4 », permettant à la fois de verrouiller de façon efficace la position de l'appareil photo et de régler par l'intermédiaire de nivelles sphériques son orientation. Des bombes de peinture mate de couleurs, noires et blanches (Rust-Oleum Hard-Hat) sont utilisées pour la réalisation du mouchetis et une ou plusieurs lampes halogènes de 500W de puissance sont utilisées pour l'éclairage de la face d'éprouvette corrélée. Le détail des caractéristiques techniques de ce matériel ainsi que le principe des mesures de champs par corrélation d'images et du logiciel de corrélation ICASOFT sont détaillés en ANNEXE B.

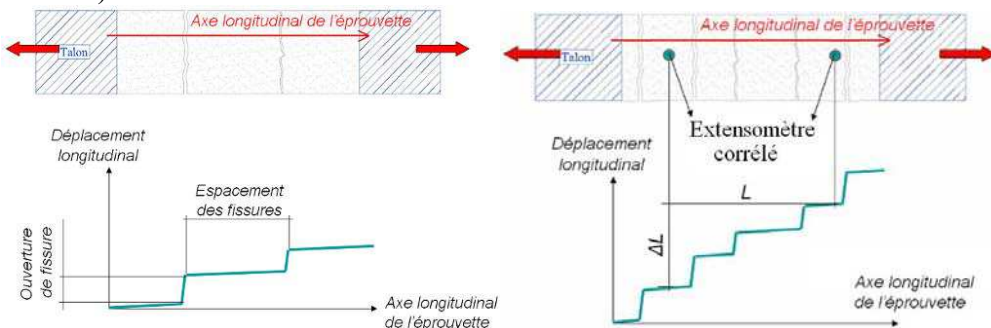
Compte tenu du matériel utilisé, de l'état de surface des éprouvettes et des conditions d'éclairage, une précision supérieure à  $\pm 0.2$  pixel est obtenue (selon le

logiciel ICASOFT qui comme cela est détaillé dans l'ANNEXE B permet d'évaluer cette précision). Étant donné la résolution de l'appareil photographique utilisé (1600 x 1200 pixels) et la longueur de la fenêtre de mesure (environ 350 mm afin de considérer l'intégralité de l'éprouvette entre talons ainsi que 25 mm de chaque talon), une précision plus fine que  $\pm 44 \mu\text{m}$  est obtenue sur le champ de déplacement mesuré sur les éprouvettes de traction.

### II.3.4.2 ANALYSE DES MESURES DE CHAMPS DANS LE CADRE DE L'ESSAI DE TRACTION DIRECTE

La corrélation a été réalisée sur la face des éprouvettes correspondant au fond de moule afin de tirer profit de son aspect plan plutôt lisse présentant peu d'irrégularités, et de couleur homogène. La fréquence de prise de vue des images est de 2Hz.

Les discontinuités relevées dans le champ de déplacement mesuré par corrélation (figure 93-a) permettent la détermination du schéma de fissuration (localisation, espacements et ouverture des fissures). La corrélation permet aussi de mesurer directement des déplacements (ou déformations moyennes) entre 2 points choisis par nos soins à travers un outil numérique intégré au logiciel de corrélation, que l'on nommera « extensomètre corrélé » (figure 93-b), implémenté dans le logiciel de traitement des données des images corrélées. Enfin, ce logiciel offre un autre outil numérique permettant le calcul du champ des iso-déformations longitudinales. Ce champ met clairement en lumière le schéma de fissuration de la face corrélée de l'éprouvette (mais ne permet pas de déterminer directement l'ouverture des fissures).



a) Mesure de l'espacement et ouverture des fissures le long de l'éprouvette pour une charge donnée

b) Mesure de l'évolution du déplacement entre 2 points en fonction de l'effort appliqué (extensomètres corrélés)

Figure 93 : Méthode d'analyse du champ de déplacement obtenu par corrélation d'images sur une éprouvette testée en traction directe

### II.3.4.3 « PURETÉ » DU CHAMP DE TRACTION

Il est rappelé que la variation de longueur entre 2 points quelconques de la surface d'une éprouvette ayant fait l'objet d'une mesure par corrélation d'images peut être déterminée tout au long du chargement. Cette opération s'apparente ainsi à une mesure par extensomètre « virtuel », nommé tout au long de cette thèse « extensomètre corrélé » et référencé sur les figures par le sigle « Ei », (« i » représentant le numéro attribué à l'extensomètre corrélé).



Afin de valider ce critère il importe de s'assurer que les efforts parasites dus à des moments de flexion (dans le plan et hors plan) n'affectent pas ou que très marginalement le champ de traction dans l'éprouvette. L'influence d'un moment parasite plan peut être décelée par les extensomètres corrélés « E1 » et « E2 » (situés de part et d'autre du LVDT situé sur la face corrélée et présentant comme ce dernier une zone de mesure de 20 cm, figure 94-a) tandis qu'un éventuel moment hors plan est potentiellement mis en exergue par les 2 capteurs de déplacement LVDT, propres à l'essai, positionnés de manière centrée sur chaque face de l'éprouvette.

Les résultats obtenus sur l'ensemble des éprouvettes traitées montrent une très bonne concordance tant qualitative que quantitative des 4 capteurs (figure 94). Une très légère divergence est néanmoins observée pour un niveau de charge avoisinant la contrainte de rupture, due très probablement au cumul de défauts générés au cours de la mise en œuvre des éprouvettes (perçage, dissymétrie des renforts, voilement de l'éprouvette, alignement des talons...etc). Pour autant, cet écart reste systématiquement inférieur à 10 %, ce qui dans le cas d'un matériau fissurant intrinsèquement très sensible à la flexion parasite permet de considérer in fine que **le 1<sup>er</sup> critère (pureté du champ de traction) est validé.**

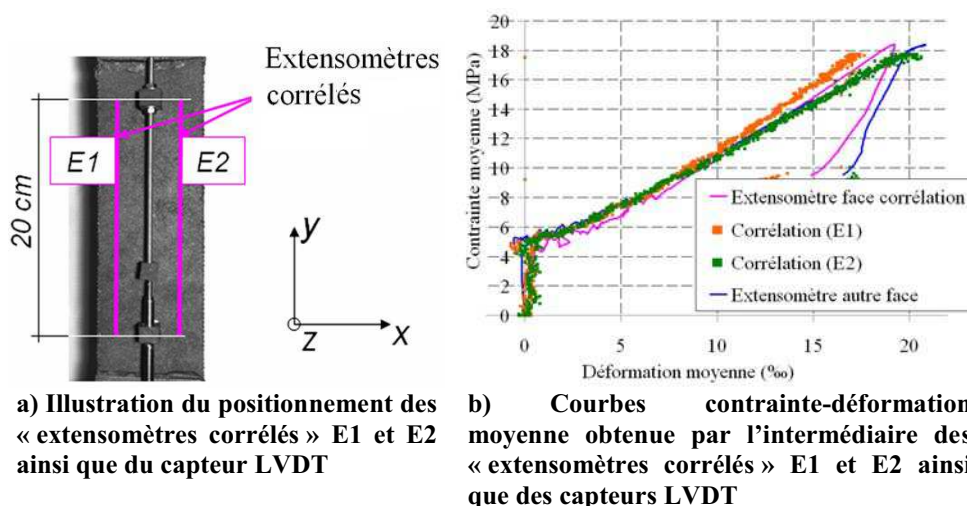


Figure 94 : Confrontation des « extensomètres corrélés » E1 et E2, et des capteurs LVDT

#### II.3.4.4 HOMOGENÉITÉ DU CHAMP DE TRACTION

La figure 95 représente les courbes (obtenues par corrélation d'image) du déplacement longitudinal le long de la hauteur de l'éprouvette pour différents niveaux de contrainte moyenne évoluant jusqu'à la contrainte ultime. Sur cette figure ainsi que sur le tableau 21, il est explicite que, hormis les fissures au voisinage immédiat des talons (une à chaque extrémité), que l'on nommera « **fissures périphériques** », pour lesquelles l'ouverture est plus marquée (environ 4.5 fois supérieure à rupture, pour cet exemple de structuration), les ouvertures des autres fissures (**fissures centrales**) sont à la fois moins importantes et du même ordre de grandeur entre elles. De plus, les espacements entre 2 fissures successives sont très proches. Ces remarques soulignent le caractère relativement homogène du champ de traction sur la hauteur de l'éprouvette dès lors que les zones à proximité

des talons sont exclues. Les capteurs de déplacement s'affranchissant des fissures périphériques (figure 95). Le 2<sup>nd</sup> critère (homogénéité du champ de traction) est dès lors validé.

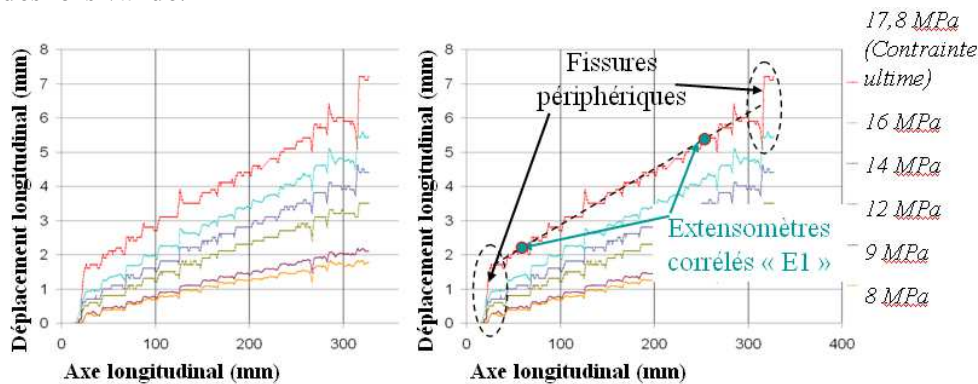


Figure 95 : Courbes du déplacement longitudinal le long de la hauteur de l'éprouvette pour différents niveaux de contrainte moyenne (à gauche), illustration de la position des bornes des LVDT et mise en évidence des fissures périphériques (à droite)

Tableau 21 : Ouverture et espacements des fissures le long de la hauteur de l'éprouvette à la contrainte ultime

Ouverture (1/100 mm)	170	50	40	40	35	45	40	30	30	30	25	30	30	45	30	125
Espacement (mm)	23	26	17	17	22	24	18	18	18	13	15	19	17	16	31	

### II.3.4.5 REPRÉSENTATIVITÉ DE LA ZONE DE MESURE ET COMPORTEMENT À PROXIMITÉ DES TALONS

Selon la bibliographie effectuée, la concentration de déformation à proximité des talons serait liée au comportement d'arrachement entre le textile et le mortier. Afin d'étudier plus finement la véracité et la localisation de l'effet d'arrachement, une confrontation est réalisée sur le comportement contrainte-ouverture de fissures, entre les fissures périphériques (extensomètres corrélés E6 et E10), les 2 fissures qui les suivent (E7 et E9) et une fissure centrale quelconque (E8) (figure 96). Une différence qualitative et quantitative est observée entre les courbes des fissures centrales et périphériques (figure 96-b). Les premières affichent un comportement linéaire semblable à celui observé par les extensomètres corrélés (E1, E2, E3 et E4) et les secondes un comportement non-linéaire évoquant celui d'essais d'arrachement de composites TRC décrits au cours de la bibliographie. De plus, la figure 95 montre clairement que le pic de déformation à proximité des talons relaté au cours de l'étude bibliographique est uniquement imputable aux fissures périphériques. Ces mesures confirment ainsi que seules **les 2 fissures périphériques** sont influencées par le comportement à l'arrachement et enrichissent ainsi la bibliographie qui stipulait uniquement une déformation moyenne plus importante à proximité des talons engendrée par l'effet d'arrachement (sans indiquer explicitement le nombre de fissures concernées).

Dans la mesure où les fissures périphériques sont régies par le comportement à l'arrachement du renfort au sein du talon, il est impropre de les englober dans la zone de mesure des capteurs LVDT. Compte tenu de l'espacement de 50 mm laissé

entre le talon et le début de la zone de mesures (capteurs LVDT), les fissures périphériques en sont exclues. Le 3<sup>ème</sup> critère (représentativité du déplacement mesuré) est dès lors validé.

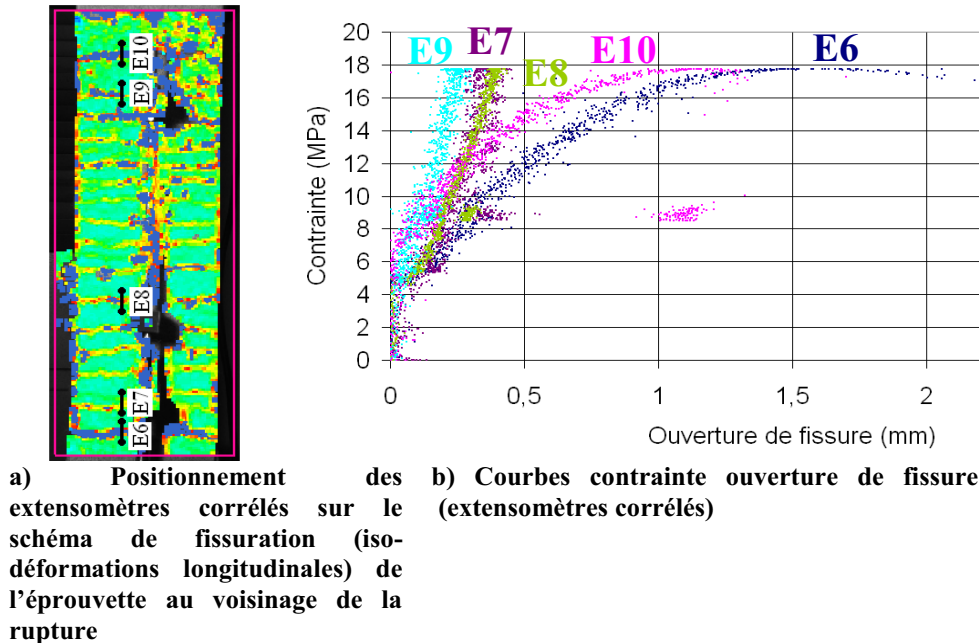


Figure 96 : Confrontation de l'évolution des fissures périphériques et centrales

Bien qu'il ait été montré que l'intégration des fissures périphériques dans la zone de mesure des capteurs LVDT n'était pas représentative du comportement en traction pure du TRC, il peut être légitime de s'interroger sur l'impact de leur prise en compte. La courbe contrainte-déformation obtenue par une mesure intégrant les fissures périphériques est illustrée en ANNEXE F (pour la structuration d'éprouvette illustrant cette partie «E(10)/Pa-3(3) »).

Enfin, il est intéressant de noter que pour de rares structurations de TRC au taux de renfort « sous-critique 2 » (certaines structurations de composite de mortier « E », d'épaisseur 10 mm comprenant une seule couche de textile tricoté) l'espacement entre fissures à rupture est trop important par rapport à la longueur de l'éprouvette. Une dispersion conséquente de la déformation ultime du composite peut apparaître entre les éprouvettes de structuration identique en fonction de la position relative de la fissure périphérique (à l'intérieur ou en dehors de la zone de mesure, figure 97). Ainsi, pour ces seules structurations présentant un taux de renfort « sous-critique 2 », l'essai n'est pas validé de par une longueur de mesure inadaptée car trop faible.

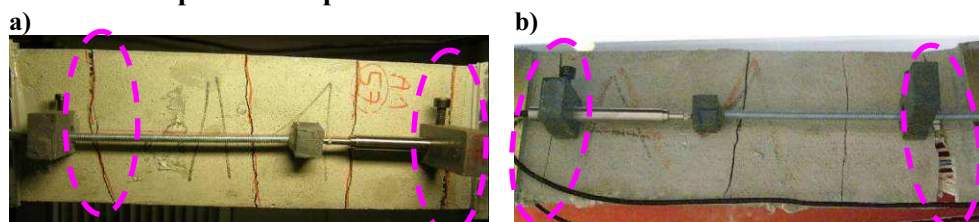


Figure 97 : Illustration de 2 éprouvettes de structuration identique de TRC de mortier « E », d'épaisseur 10 mm comprenant une seule couche de textile tricoté d'aramide « Pa-2 » après rupture (E(10)/Pa-2(1)) au taux de renfort de 3.6 %

### II.3.4.6 REPRÉSENTATIVITÉ DE L'EFFORT MESURÉ EN VUE DU CALCUL DE LA CONTRAINTE MOYENNE ET MODE DE RUPTURE

Les talons sont susceptibles, de par leur rigidité supérieure à celle du TRC, d'induire des concentrations de contrainte et de ce fait, de réduire la contrainte de première fissuration et potentiellement la contrainte ultime du composite. Toutefois, il a été observé que la localisation de la première fissure intervenait aléatoirement le long de l'éprouvette (ANNEXE G). De même, la localisation de la rupture d'éprouvettes non renforcées (étudiées lors des travaux portant sur la sélection de la matrice commerciale de référence) est aléatoire sur la hauteur de l'éprouvette (figure 98-a). Ainsi, l'amplitude de la dispersion de résistance de la matrice est plus importante que l'amplitude de la surcontrainte exercée par les talons. Celle-ci n'affecte donc pas la contrainte de première fissuration mesurée lors des essais de traction.



a) Mortier non renforcé issus des études portant sur la sélection de la matrice commerciale de référence



b) TRC au taux de renfort « sous-critique 2 » préimprégnés par époxy (études sur la sélection de la matrice de référence)



c) TRC au taux de renfort largement « sur-critique 2 » préimprégné par latex « P6(10)/VAR(3)+latex »

Figure 98 : Illustration d'éprouvettes dont la rupture est située aléatoirement



a) (10)/E(3)



b) (10)/AR(3)



c) (10)/B(3)



d) (10)/A(3)

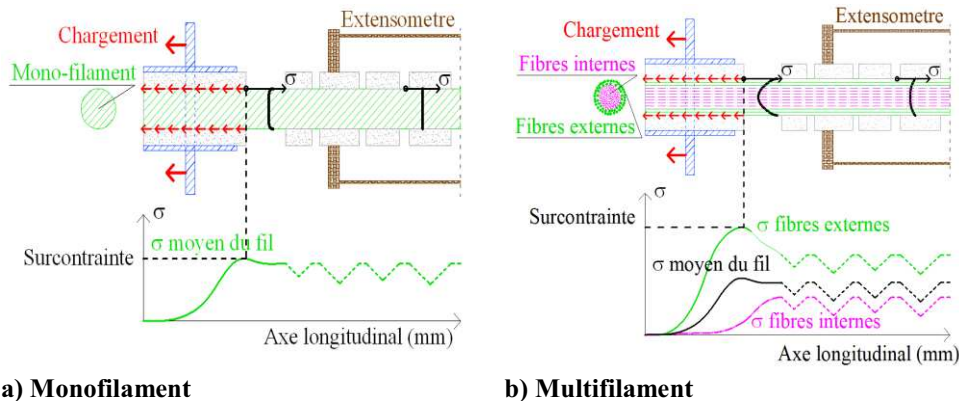
Figure 99 : Illustration de la rupture des éprouvettes pour les 4 natures de renfort

En revanche, comme constaté figure 99, pour les TRC comprenant un taux de renfort « sur-critique 2 », la rupture est généralement localisée au niveau des fissures périphériques. Cette localisation de la rupture peut être expliquée par la concentration de contrainte dans le renfort au niveau du talon imputable au comportement d'arrachement textile matrice. Dans le cas de renforts textiles

constitués de monofilaments ou de multifilaments présentant une adhérence inter-filaments largement supérieure à l'adhérence fil-mortier (comme cela peut parfois être le cas pour des textiles préimprégnés), une légère concentration de contrainte apparaît au niveau de la fissure périphérique (figure 100-a). **En fonction de l'amplitude de cette surcontrainte et de la dispersion de la résistance le long des fils**, la rupture du composite peut apparaître au niveau de la fissure périphérique ou aléatoirement sur la hauteur de l'éprouvette. En revanche, dans le cas de renforts textiles constitués de fils multifilaments, non préimprégnés, présentant une imprégnation inhomogène par la matrice, comme c'est généralement le cas dans cette thèse, **cette concentration de contrainte est significativement amplifiée et conduit au mode de rupture télescopique au niveau de la fissure périphérique** décrit dans la bibliographie (figure 100-b).

De plus, l'ouverture des fissures périphériques étant significative, un glissement conséquent est subi par les filaments extérieurs dans cette zone (dû à une éventuelle rupture d'adhérence). **De par l'aspect irrégulier et abrasif de la matrice, ces filaments sont susceptibles d'être significativement endommagés au cours de ce glissement et ainsi, de rompre pour un niveau de contrainte nettement inférieur à leur résistance. Ce qui constitue un second facteur participant au mécanisme de localisation de la rupture.**

Ainsi, la contrainte de rupture en traction du TRC obtenue peut être légèrement sous-estimée, (ce qui a été mis en évidence par une modélisation de [HARTIG\_10]), mais constitue assurément une valeur plancher sécuritaire. **À cette limite près, le 4<sup>ème</sup> critère (Représentativité de l'effort mesuré) est dès lors validé.**



**Figure 100 : Illustration de la surcontrainte du renfort engendrée par les talons. L'allure des contraintes dans le reste du composite est donnée en traits interrompus à titre indicatif, sur la base du modèle ACK**

Différents modes de rupture ont été observés au cours des essais de traction de TRC. Ils peuvent être résumés de la manière suivante :

- Rupture télescopique des fils au niveau de l'une des 2 fissures périphériques (quasi-totalité des éprouvettes de cette étude)
- Rupture télescopique localisée aléatoirement le long de la hauteur de l'éprouvette pour des TRC dont le textile n'est pas préimprégné (cas rare : 2 éprouvettes sur toute l'étude). Cela est très probablement engendré par un défaut significatif du renfort (défaut de fabrication, détérioration lors de sa mise en œuvre) car ces éprouvettes affichent une contrainte de rupture sensiblement plus faible que celle des autres de même structuration.

- Rupture « fragile » du renfort localisée aléatoirement le long de la hauteur de l'éprouvette. Ce mode de rupture peut être observé dans le cas de monofilaments ou d'une préimprégnation des fils permettant d'homogénéiser les contraintes dans le fil.

Il est intéressant de noter que, dans le cas de talons sous dimensionnés, un autre mode de rupture est envisageable (bien qu'il n'ait pas été relevé au cours de cette thèse) : le glissement du renfort textile dans le talon occasionné par la perte d'adhérence à l'interface textile-mortier.

### II.3.4.7 REPRODUCTIBILITÉ DE L'ESSAI DE TRACTION

La reproductibilité est un paramètre décisif dans la validation d'un essai car il traduit l'aptitude d'une procédure à reproduire des résultats avec une dispersion limitée. Afin de cerner la reproductibilité de l'essai sur l'ensemble du comportement de la courbe contrainte-déformation, la dispersion des 6 paramètres définissant les 3 points caractéristiques des courbes est étudiée.

Cette étude n'a cependant pas été menée de manière conventionnelle. En effet, afin de ne pas trop surcharger cette campagne expérimentale, plutôt ambitieuse, il a été choisi de mener une évaluation, certes imparfaite mais non dénuée d'intérêt, de la reproductibilité de l'essai de traction directe par l'intermédiaire des différentes structururations de TRC testées au cours de cette thèse (à l'exception des TRC uniquement renforcés par les armatures de répartition ou les structururations de TRC ne présentant qu'une seule éprouvette) regroupant ainsi un total de 39 structururations et 82 éprouvettes.

En premier lieu, pour chacun de ces 6 paramètres et chacune des structururations de TRC, un « Écart par Paramètre et par Configuration » (« EPC ») est calculé. Cet « EPC » est défini par l'écart (en pourcentage) entre la valeur moyenne et la valeur la plus éloignée du paramètre étudié, entre les 2 ou 3 éprouvettes de chaque structururation de TRC testées. Pour chacun des 6 paramètres, 3 indicateurs à même de quantifier la dispersion de l'essai sur cette base de données expérimentales sont ensuite calculés « IR<sub>1</sub>, IR<sub>2</sub> et IR<sub>3</sub> », respectivement la moyenne arithmétique, l'écart type et la valeur maximale calculés sur l'ensemble des « EPC » (39 structururations et 82 éprouvettes, tableau 22). Il est important de noter que la dispersion traduite par ces indicateurs considère de manière indissociée la dispersion engendrée par l'essai de traction (transmission potentielle d'effort parasite par les mors, désalignement éventuel des capteurs LVDT), les défauts de fabrication des plats de TRC (voilement, dissymétrie, imprégnation du renfort et compacité de la matrice), les défauts de mise en œuvre de l'éprouvette (position et collage des talons d'aluminium, perçage), mais aussi la dispersion inhérente au matériau lui-même (indépendamment des défauts de mise en œuvre).

**Tableau 22 : Indicateurs de dispersion obtenus sur la totalité des éprouvettes testées au cours de cette étude (39 structururations et 82 éprouvettes)**

Indicateurs de dispersion	E <sub>1</sub>	$\sigma_{car1}$	$\sigma_{car2}$	$\epsilon_{car2}$	E <sub>3</sub>	$\sigma_{car3}$	$\epsilon_{car3}$
IR <sub>1</sub> (%)	26,7	13,0	12,2	16,5	4,0	3,6	4,6
IR <sub>2</sub> (%)	20,1	9,4	9,0	30,7	3,2	2,5	4,1
IR <sub>3</sub> (%)	74,0	31,6	30,5	46,3	11,3	11,1	16,0

### II.3.4.7.a Zone 1 de la courbe contrainte-déformation

D'après le tableau 22, une dispersion importante apparaît pour les paramètres ( $E_1$  et  $\sigma_{car1}$ ) définissant la zone 1. D'après les modèles analytiques de [AVESTON\_71] et [AHN\_97] (ANNEXE D), il semblerait que le comportement de la zone 1 soit principalement gouverné par la « loi des mélanges » et de ce fait, étant donné les faibles taux de renfort, par la loi de comportement du mortier. Il convient donc de comparer la dispersion de cette zone à celle du mortier. À cette fin, 18 éprouvettes (4x4x16 cm) de mortier « E » ont été testées en flexion 4 points (figure 101), ce qui permet ainsi le calcul de la résistance du mortier en traction par flexion. Dix de ces éprouvettes ont été instrumentées par une jauge de déformation collée en partie centrale inférieure de l'éprouvette (figure 101-b) afin de calculer le module d'Young du mortier par méthode inverse (figure 102).

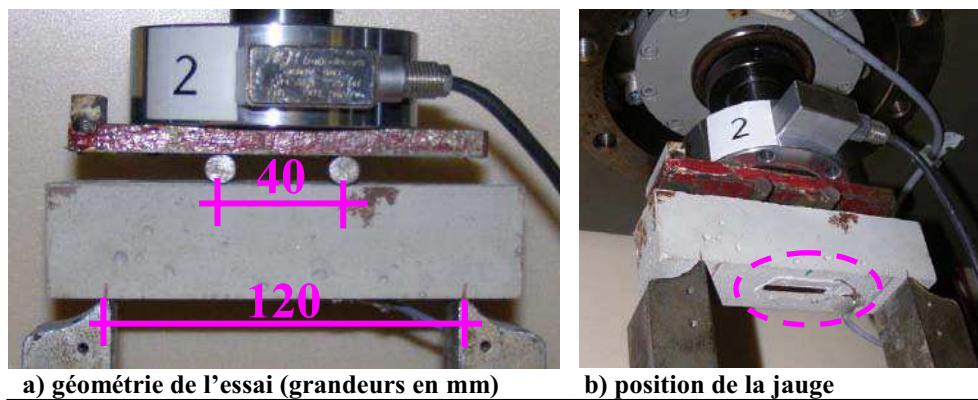


Figure 101 : Illustration et description de l'essai de flexion 4 points

Pour chacun de ces paramètres (résistance et module d'Young), 2 indices traduisant la dispersion du mortier et comparables aux indicateurs de reproductibilité du composite ( $IR_1$  et  $IR_2$ ) ont été calculés. «  $IRM_1$  » correspondant au rapport (en pourcentage) de l'écart moyen par rapport à la valeur moyenne du paramètre étudié et «  $IRM_2$  » au rapport (en pourcentage) de l'écart type par rapport à la valeur moyenne du paramètre étudié. Aussi, seule la dispersion des TRC de matrice en mortier « E » doit être confrontée à la dispersion de ce mortier (tableau 23).

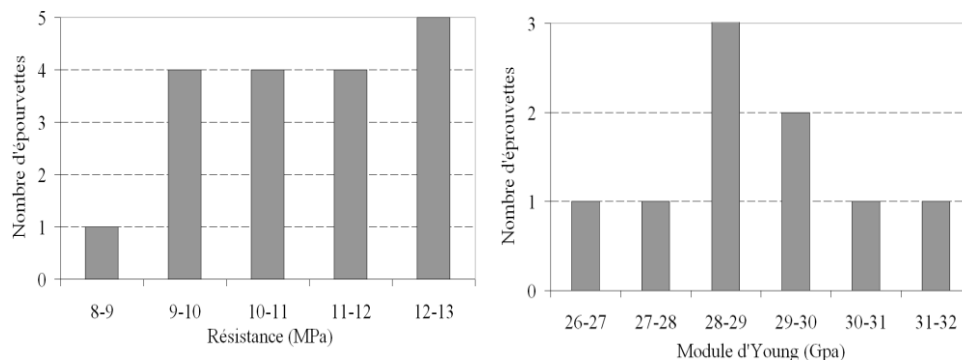


Figure 102 : Résistance (à gauche) et du module d'Young (à droite) du mortier obtenu par flexion 4 points sur des éprouvettes 4 x 4 x 16 mm de mortier « E »

**Tableau 23 : Indicateurs de dispersion obtenus uniquement sur les structurations de TRC de matrice « E » (25 structurations et 54 éprouvettes)**

Indicateurs de dispersion	$E_1$	$\sigma_{car1}$
IR <sub>1</sub> (%)	24,4	12,5
IR <sub>2</sub> (%)	18,5	10,2
IR <sub>3</sub> (%)	72,3	31,6

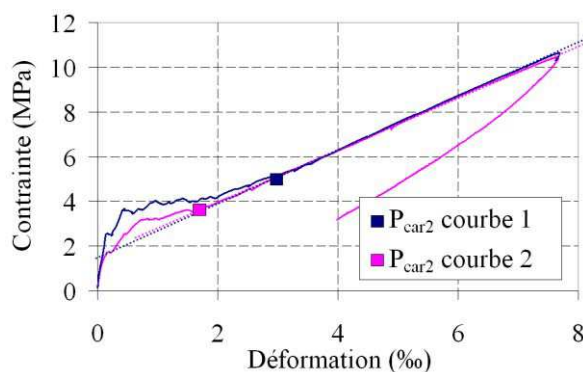
**Tableau 24 : Indicateurs de dispersion obtenus sur le mortier « E » (flexion 4 points, éprouvettes 4x4x16 mm)**

Indicateurs de dispersion	$E_1$	$\sigma_{car1}$
IRm <sub>1</sub> (%)	3,9	10,6
IRm <sub>2</sub> (%)	5,2	11,9

Il ressort des paramètres de dispersion du mortier (tableau 24), que la dispersion de «  $\sigma_{car1}$  » (tableau 23) est comparable celle de la résistance du mortier. La dispersion importante de ce paramètre semble ainsi refléter un comportement intrinsèque au matériau et ne pas être artificiellement engendré par l'essai de traction. En revanche, la dispersion du mortier ne semble pouvoir expliquer à elle seule celle de la rigidité initiale «  $E_1$  ». Cette dispersion semble pouvoir être, au moins en partie attribuable aux défauts de mise en œuvre (dissymétrie et voilement) du TRC (cf. §.II.3.5). Aussi, il est intéressant de noter que cette dispersion n'est pas liée à la précision des capteurs (incertitude du capteur de force ( $\pm 50$  N) et de déplacement ( $\pm 4.2$   $\mu$ m)).

### II.3.4.7.b Zone 2 et 3 de la courbe contrainte-déformation

D'après le tableau 22, une dispersion importante apparaît pour les paramètres ( $\epsilon_{car2}$  et  $\sigma_{car2}$ ) définissant le point «  $P_{car2}$  ». Cependant, en étudiant l'influence et l'origine de la dispersion de «  $P_{car2}$  », il apparaît, comme cela est illustré figure 103, que celle-ci ne traduit pas une divergence du comportement contrainte-déformation du TRC en fin de zone 2 (l'écart de contrainte maximale constaté dans la zone 2, pour une déformation donnée, entre les courbes 1 et 2 est largement inférieur à celui existant entre les points «  $P_{car2}$  »). Il est ainsi nécessaire d'identifier un paramètre plus représentatif pour déterminer la dispersion en fin de zone 2.



**Figure 103 : localisations des points «  $P_{car2}$  » sur des courbes de structurations identiques : « E(10)/VE2(3) »**

**Tableau 25 : Indicateurs de dispersion obtenus sur la totalité des éprouvettes testées au cours de cette étude (39 structurations et 82 éprouvettes)**

Indicateurs de dispersion	$\sigma_p$
IR <sub>1</sub> (%)	5,4
IR <sub>2</sub> (%)	3,2
IR <sub>3</sub> (%)	13,7

Un comportement analogue à tous les TRC testés a pu être observé : au cours de la zone 2, la différence de contrainte entre les courbes de même structuration pour une déformation donnée tend à devenir constant. De plus, lorsque «  $E_3$  » présente



une faible dispersion (ce qui est généralement le cas, tableau 22) cette différence de contrainte quasi-constante est observée jusqu'à la rupture (figures 103, 104). C'est cette différence de contrainte qu'il est nécessaire de quantifier afin d'estimer la dispersion en fin de zone 2. Cela est effectué pour l'ensemble des structururations de TRC testées par l'intermédiaire d'un nouveau paramètre «  $\sigma_p$  » qui correspond à la contrainte associée à la déformation «  $\varepsilon_{car2}$  » la plus élevée entre les éprouvettes de même structuration (ainsi nommée «  $\varepsilon_p$  », figure 104). Les indicateurs de dispersion ( $IR_1$ ,  $IR_2$  et  $IR_3$ ) sont alors calculés pour ce nouveau paramètre «  $\sigma_p$  » (tableau 25). Étant donné la nature de la matrice et le procédé de mise en œuvre par moulage au contact des composites TRC-ISRS, la dispersion observée sur ce paramètre «  $\sigma_p$  » est tout à fait acceptable. Aussi, au regard de l'ensemble des courbes contrainte-déformation obtenues, il apparaît que, en fonction des structururations, la dispersion maximale constatée tout au long de la zone 2 varie généralement entre la dispersion de «  $\sigma_{car1}$  » et celle de «  $\sigma_p$  ».

Enfin, la dispersion observée sur les paramètres «  $E_3$ ,  $\sigma_{car3}$  et  $\varepsilon_3$  » est très faible. Ainsi, les zones 2 et 3 présentent une dispersion tout à fait satisfaisante. Il peut ainsi être affirmé qu'à l'exception du critère «  $E_1$  », le 6<sup>ème</sup> critère de validation de l'essai de traction (reproductibilité) est vérifié.

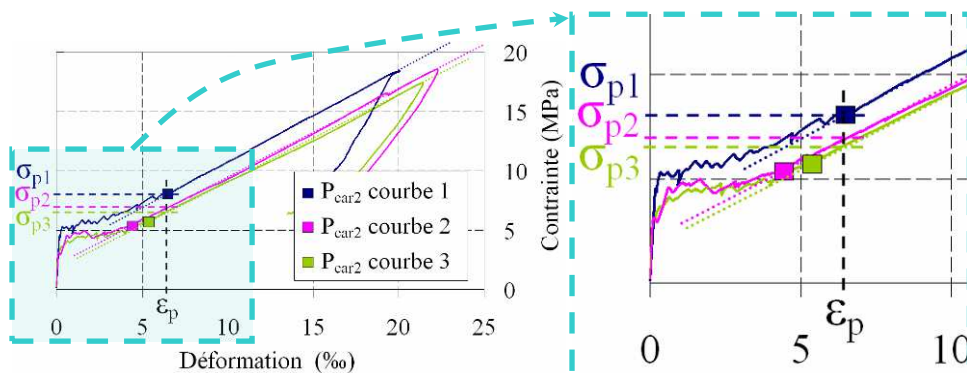


Figure 104 : localisation des points «  $P_{car2}$  » et identification des contraintes définissant la dispersion de la zone 2 «  $\sigma_2$  » sur des courbes de structururations identiques : E(10)/Pa-3(3)

### II.3.4.8 CONCLUSIONS

La pureté et l'homogénéité du champ de traction ainsi que la représentativité de la zone de mesure de l'essai de traction directe ont été vérifiées. La reproductibilité de l'essai vis-à-vis du comportement contrainte-déformation moyen semble satisfaisante à l'exception de celle de la rigidité initiale du TRC (correspondant au comportement non fissuré du TRC). Il est de plus rappelé que la contrainte ultime en traction du TRC obtenue peut être légèrement sous-estimée. **À ces limites près, l'essai de traction développé au cours de ce chapitre est validé.**

Il est aussi bon de souligner que les limites susceptibles d'être présentées dans cet essai n'entachent que la zone 1 (TRC non fissuré) et la précision de la détermination de la contrainte ultime. Ainsi, dans le cadre de l'utilisation de cet essai vis-à-vis du dimensionnement (à partir de la loi de comportement contrainte-déformation), ces limites sont comparativement peu significatives (bien que potentiellement utiles).

Du fait de la nature des matériaux constitutifs et des modalités de mise en œuvre les imperfections et/ou défauts associés aux composites TRC sont inévitables notamment le voilement et la dissymétrie des éprouvettes. Bien que ces imperfections puissent être sensiblement réduites par une mise en œuvre soignée et une association textile-mortier optimisée, voire, dans le cadre d'une mise en œuvre automatisée ou industrialisée, quasiment éliminées, ils n'en demeurent pas moins envisageables et accidentellement de manière très marquée. Dès lors, il importe de s'interroger sur l'impact potentiel qu'elles peuvent avoir sur les résultats obtenus ce qui constitue un niveau supplémentaire d'évaluation de la procédure d'essai de caractérisation développée.

### **II.3.5 INFLUENCE DES DÉFAUTS DES PLATS TRC SUR LEUR COMPORTEMENT EN TRACTION DIRECTE**

Comme cela a été précédemment détaillé (paragraphe II.3.1.1.a), la nature de mortier utilisé ainsi que le procédé de mise en œuvre des plats de composite TRC par moulage au contact peut éventuellement entraîner 2 types de défauts sur le plat de composite : le voilement de l'éprouvette (figure 105-a) ainsi que la dissymétrie du renfort (figure 105-b). En respectant la procédure de mise en œuvre, ces défauts peuvent être fortement limités. Il n'en demeure pas moins que ces derniers peuvent être marqués (notamment dans le cas de mortier à fort retrait, comme le mortier commercial « E », ou pour les TRC au taux de renfort relativement faible). Il est de ce fait nécessaire d'évaluer l'influence de ces défauts sur le comportement du composite en traction. Pour cela, 2 structurations aux défauts délibérément exagérés ont été mises en œuvre et testées conformément à la procédure expérimentale susmentionnée. Une éprouvette à voilement amplifié, mais à symétrie maîtrisée, est constituée d'un TRC de 10 mm d'épaisseur, de matrice « E » et de 3 grilles tricotées de Verre AR « VAR ». Ces 3 couches de renfort constituent le taux de renfort maximal admissible (qu'il a été possible de mettre en œuvre) pour le mortier « E », favorisant ainsi une répartition à vocation symétrique et homogène du renfort. Le voilement, dont l'ampleur sera appréciée à travers la « flèche » au milieu du corps d'éprouve, (flèche de 5 mm mesurée, figure 105-a) est dû au retrait du mortier (cure sans film plastique à une température moyenne de 30° et une humidité relative de 20 %). Une seconde éprouvette dissymétrique, mais à voilement maîtrisé (il a été vérifié que cette éprouvette était parfaitement plane), de 10 mm d'épaisseur est réalisée avec la matrice « P6 » et 3 grilles tricotées de verre AR positionnées en fond de moule. (figure 105-b).

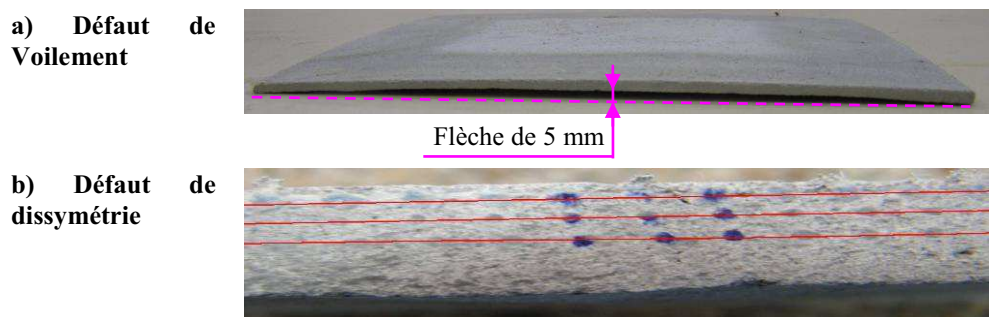
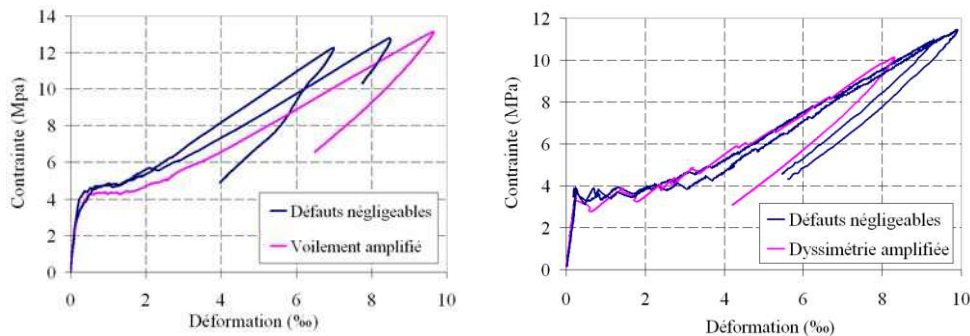


Figure 105 : Illustration des défauts de mise en œuvre dans les composites TRC

### II.3.5.1.a Comportement global

L'éprouvette au voilement exagéré présente une rigidité légèrement plus faible (avec pour une charge ultime quasi identique, une déformation ultime en moyenne 25 % plus élevée), qui semble imputable à des contraintes «  $\sigma_{car1}$  » et «  $\sigma_{car2}$  » en moyenne 10 % plus faibles. L'éprouvette au défaut de dissymétrie affiche une résistance en moyenne 9 % plus faible (figure 106-a).

Ainsi, la présence de défauts dans les éprouvettes semble légèrement réduire les caractéristiques mécaniques mesurées sur les TRC. Cependant, cette diminution des caractéristiques mécaniques reste inférieure à la dispersion maximale relevée sur les composites TRC. Étant donné l'exagération des défauts en présence, il peut être considéré que les éprouvettes présentant des défauts, même très marqués, permettent tout de même de déterminer, de manière acceptable, la loi de comportement du composite. Cette étude semble aussi montrer que la variation des défauts dans les éprouvettes engendre une augmentation de la dispersion relevée par l'essai de traction directe dans la loi de comportement des TRC.



a) Défaut de Voilement, E(10)/VAR(3)    b) Défaut de dissymétrie, P6(10)/VAR(3)\*T

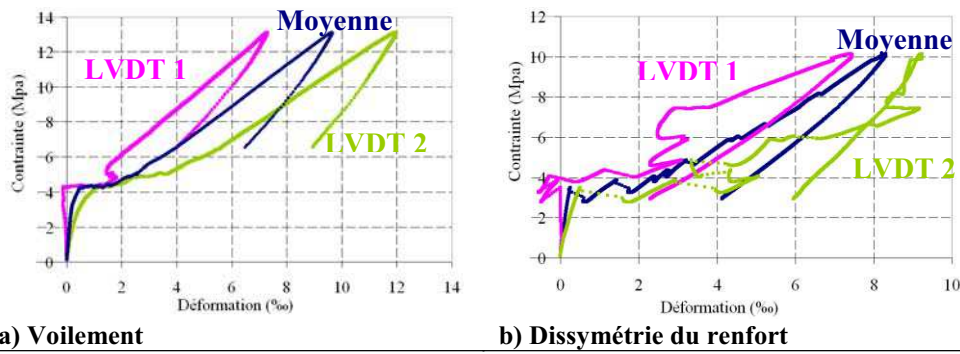
Figure 106 : Confrontations des courbes contraintes déformation des TRC présentant des défauts exagérés à celle de composites aux défauts moindres

### II.3.5.1.b Comportement local

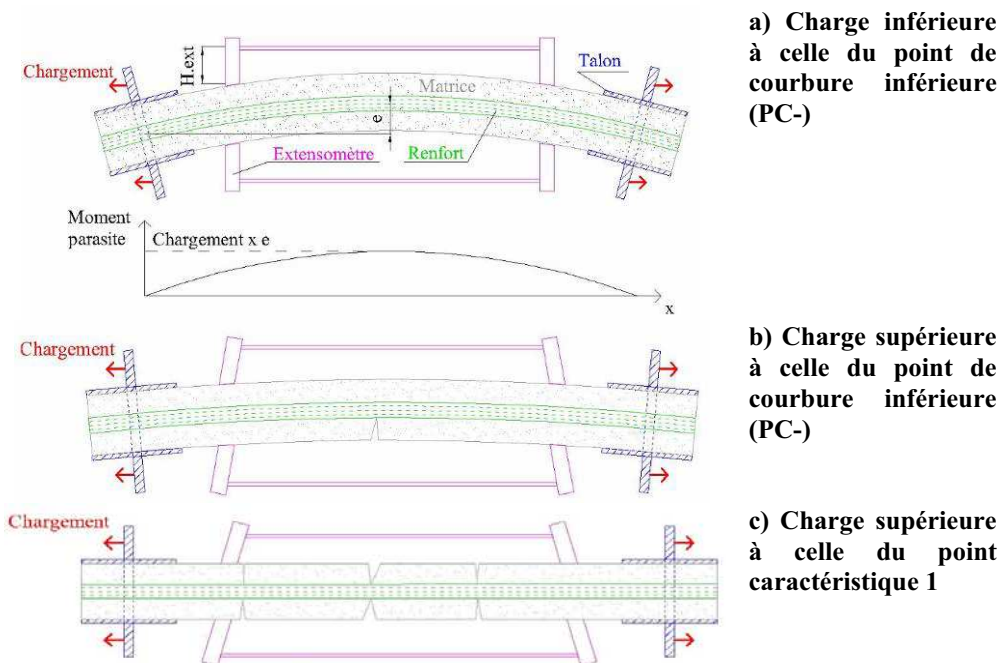
#### II.3.5.1.b.i Voilement de l'éprouvette (symétrie maîtrisée)

La figure 107-a met en exergue l'introduction d'un moment parasite non négligeable causé par le voilement de l'éprouvette (divergence entre la déformation moyenne des 2 faces de l'éprouvette). Cependant, cette divergence est accentuée par la hauteur des extensomètres ( $H_{ext}$ , figures 108, 109). Ainsi, le défaut de voilement pourrait en partie expliquer la dispersion significative relevée dans la zone 1 de la courbe contrainte déformation.

Il peut être remarqué que la première fissure traversant le composite peut être perçue comme une articulation « libérant » en partie la flexion parasite (figure 108). À terme, dans le cas de TRC présentant un taux de renfort largement « sur-critique 2 » on constate que le nombre et l'espacement des fissures est identique sur les 2 faces. Dès lors que la matrice est entièrement fissurée (zone post-fissuration), la déformation évolue similairement sur les 2 faces. Au regard de la différence importante de déformation moyenne sur les 2 faces (figure 107-a), l'ouverture des fissures est significativement plus importante sur la face concave de l'éprouvette que sur sa face convexe (figure 108).



a) Voilement b) Dissymétrie du renfort  
**Figure 107 : Courbes moyennes et courbes contrainte-déformation obtenues à partir de chacun des capteurs LVDT**



**Figure 108 : Influence du défaut de voilement des TRC sur le schéma de fissuration du TRC, et illustration de l'amplification des défauts due à la hauteur de mesure des extensomètres (H.ext)**

### II.3.5.1.b.ii Dissymétrie de l'éprouvette (voilement maîtrisé)

Similairement au cas précédent, lors de la première phase de chargement (zone 1), un moment parasite hors plan apparaît dans l'éprouvette (figure 109-b). Ainsi, de même que le défaut de voilement, le défaut de dissymétrie pourrait en partie expliquer la dispersion significative relevée dans la zone 1 de la courbe contrainte déformation.

Puis, lors de la propagation de la première fissure (sur la face de l'éprouvette la plus faiblement renforcée), qui peut être perçue comme une articulation, un déplacement hors plan significatif intervient (figure 109-c). Une déformation moyenne importante apparaît alors sur la face fissurée (qui est alors convexe) alors que l'autre face (abondamment renforcée est devenue concave) et dans un premier temps très légèrement comprimée. Puis avec l'augmentation du déplacement imposé à l'éprouvette la face concave finit par être de plus en plus tendue jusqu'à l'apparition de fissures. Le renfort étant réparti de manière dissymétrique,

l'espacement et l'ouverture des fissures de la face concave sont largement inférieurs à ceux de la face convexe (figure 109-d). De ce fait, le défaut de dissymétrie, lorsqu'il est prononcé, contrairement au défaut de voilement, compromet la détermination de l'espacement moyen entre fissures à rupture. Pourtant, comme cela est détaillé dans la suite de ce chapitre, la mesure de cet espacement (par l'intermédiaire d'un dispositif de corrélation d'images ou d'un révélateur de fissures) peut s'avérer nécessaire vis-à-vis d'un dimensionnement à l'ELS. En vue d'un tel dimensionnement, une attention toute particulière devra ainsi être portée à la répartition symétrique du renfort textile.

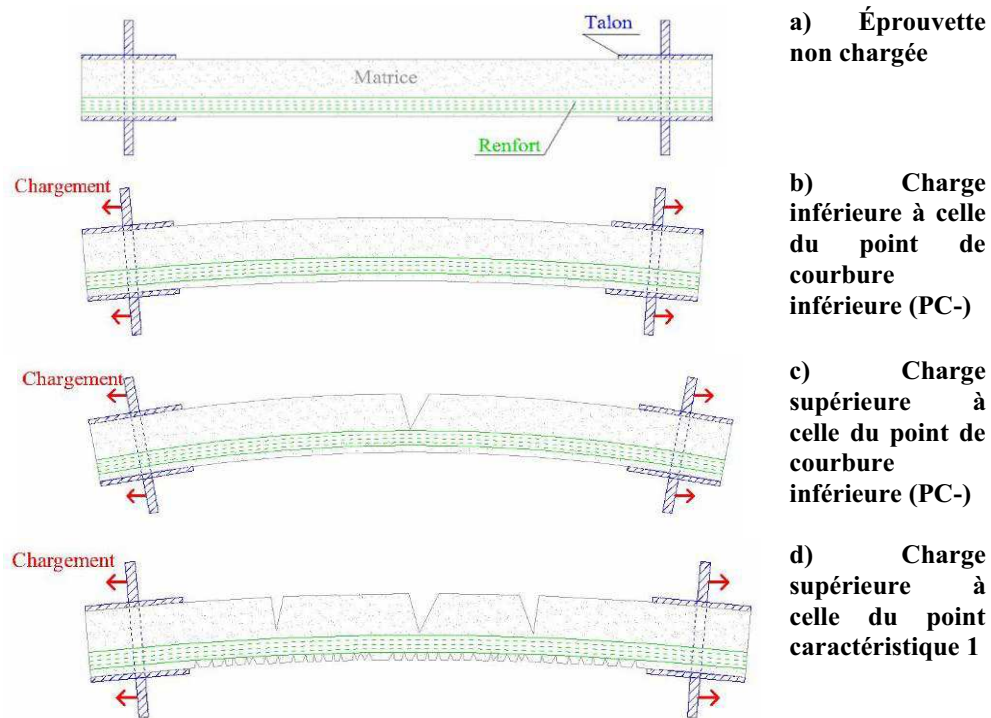


Figure 109 : Illustration d'une éprouvette de traction dont le renfort est réparti de manière dissymétrique dans l'épaisseur du composite TRC

## II.4 AMÉLIORATION DES PERFORMANCES EN TRACTION DES COMPOSITES TRC-ISRS EN FONCTION DE LEUR STRUCTURATION

La partie précédente a permis le développement et la validation d'un essai de caractérisation en traction directe relativement simple à mettre en œuvre et adapté à tous les types de textile-mortier.

La partie qui suit **s'attache au développement d'un composite TRC-ISRS performant destiné à la réparation de poutres béton armé à l'effort tranchant par moulage au contact *in situ***. C'est au travers de la satisfaction de cet objectif central, que les autres desseins visés au cours de ce chapitre seront atteints à savoir, le renforcement de la base de données expérimentales des composites TRC, l'affinement de l'identification des paramètres prédominants dans le comportement des composites textiles mortier, et enfin la proposition d'un modèle analytique (potentiellement utile dans l'optique d'un dimensionnement) permettant de déterminer simplement l'espacement et l'ouverture de fissure moyens tout au long de l'évolution du chargement des TRC-ISRS.

À ses fins, une analyse paramétrique portant sur l'influence de la nature et de la configuration des renforts textiles, du taux de renfort, de la nature de la matrice, de la préimprégnation des textiles par des produits de différentes natures ainsi que du procédé de mise en œuvre des TRC-ISRS a été conduite sur 45 structurations de TRC différentes (98 éprouvettes, tableau 26). Aussi, les résultats des essais de traction directe seront exploités conformément à la méthodologie développée paragraphe II.3.3 (chacun des 6 paramètres «  $\sigma_{car1}$  », «  $E_1$  », «  $\varepsilon_{car2}$  », «  $E_3$  », «  $\sigma_{car3}$  » et «  $\varepsilon_{car3}$  » sera examiné).

Enfin, un modèle analytique issu de la littérature permettant de déterminer simplement l'évolution du schéma de fissuration moyen tout au long du chargement des TRC-ISRS sera adapté et validé.

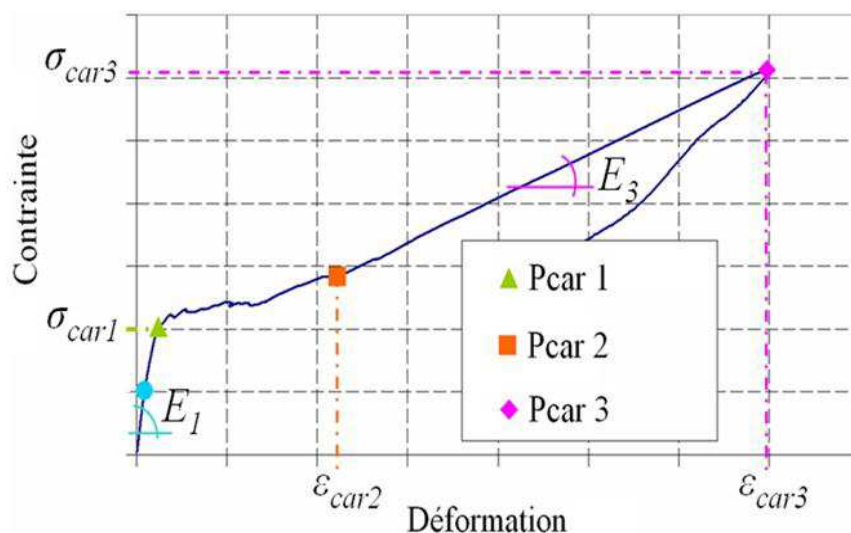


Figure 110 : Six paramètres retenus pour la définition du comportement d'un composite textile-mortier en traction

**Tableau 26 : Liste des paramètres étudiés au cours de cette partie**

	Numéro de paragraphe	Paramètres étudiés
Étude 1	II.4.1	Taux de renfort et fils
Étude 2	II.4.2	Nombre de filaments par fil
Étude 3	II.4.3	Influence des armatures de répartition
Étude 4	II.4.4	Nature du mortier
Étude 5	II.4.5	Produit de préimprégnation
Étude 6	II.4.6	Procédé de mise en œuvre

## **II.4.1 TAUX DE RENFORT ET FILS**

### **II.4.1.1 STRUCTURATIONS TESTÉES**

Cette étude paramétrique a pour objectif d'analyser l'influence du taux de renfort pour 4 configurations de textile (une par nature de fil sélectionné). Deux corps d'épreuve sont testés par structuration de TRC 28 jours après leur mise en œuvre.

Nous n'avons pas pu nous approvisionner en textile dont seule la nature des fils varie (problème apparemment récurrent si l'on s'en tient à la bibliographie). Aucune conclusion tranchée ne pourra donc être tirée sur l'influence de la nature des fils.

Il a tout de même été choisi de mener une étude paramétrique sur le taux de renfort pour 4 configurations de fils différentes afin de s'assurer que les conclusions tirées sur l'influence du taux de renfort sont découplées de leur nature. D'où l'intérêt d'avoir sélectionné des textiles organiques (polymères) ou inorganiques, de nature, diamètre de filaments, nombre de filaments par fils et comportement mécanique (notamment vis-à-vis du cisaillement transverse) très différents. De plus, dans le cadre de l'amélioration des performances des composite TRC-ISRS, cette étude permettra de choisir la configuration de fil la plus adaptée et de s'assurer que ce choix est indépendant du taux de renfort.

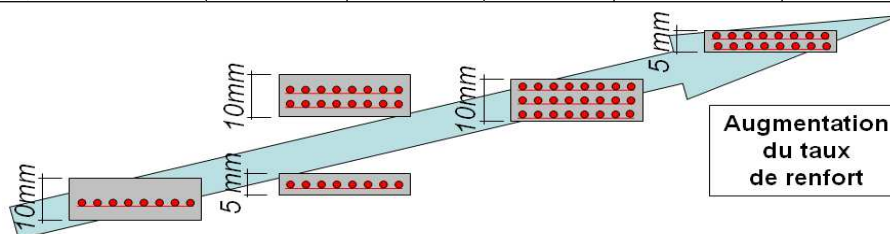
L'influence du taux de renfort est étudiée pour 2 épaisseurs de composite différentes (5 et 10 mm) par 2 approches différentes (figure 111). Cela permet notamment de confronter 2 structurations de TRC aux taux de renfort identiques où le seul paramètre variable est l'épaisseur (1 couche de renfort textile pour 5 mm et 2 couches pour 10 mm). À noter que quelque soit le type de textile testé, pour la matrice « E », 3 est le nombre maximal de couches amissibles pour une épaisseur de 10 mm et 2 pour une épaisseur de 5 mm. Enfin, la matrice « E » est caractérisée en traction directe par 3 corps d'épreuves.

Les fils de chaîne de l'ensemble des textiles testés au cours de cette thèse présentant une configuration identique (espacement et configuration des fils), afin de mettre en valeur les paramètres variables, **tout au long de cette thèse, les taux de renfort volumique communiqués sur les TRC étudiés correspondent uniquement aux fils de trame (dans la direction de longitudinale du composite, soit la direction de traction).**

Les différentes structurations de textile-mortier retenues sont résumées par le tableau 27.

**Tableau 27 : Structuration des TRC testés**

Référence des composites	Référence de la matrice	Épaisseur du composite (mm)	Référence du Renfort	Nombre de couches de renfort	Taux de renfort volumique (%)
E(5)/PA-2(1)	E	5	PA-2	1	7.2
E(5)/PA-2(2)	E	5	PA-2	2	14.5
E(10)/PA-2(1)	E	10	PA-2	1	3.6
E(10)/PA-2(2)	E	10	PA-2	2	7.2
E(10)/PA-2(3)	E	10	PA-2	3	10.9
E(5)/B(1)	E	5	B	1	19.5
E(5)/B(2)	E	5	B	2	39.1
E(10)/B(1)	E	10	B	1	9.8
E(10)/B(2)	E	10	B	2	19.5
E(10)/B(3)	E	10	B	3	29.3
E(5)/ VE1-1(1)	E	5	VE1-1	1	14.5
E(5)/ VE1-1(2)	E	5	VE1-1	2	29.1
E(10)/ VE1-1(1)	E	10	VE1-1	1	7.3
E(10)/ VE1-1(2)	E	10	VE1-1	2	14.5
E(10)/ VE1-1(3)	E	10	VE1-1	3	21.8
E(5)/ VAR (1)	E	5	VAR	1	14.5
E(5)/ VAR (2)	E	5	VAR	2	29.0
E(10)/ VAR (1)	E	10	VAR	1	7.3
E(10)/ VAR (2)	E	10	VAR	2	14.5
E(10)/ VAR (3)	E	10	VAR	3	21.8
E(10)	E	10	-	-	-



**Figure 111 : Illustration des structurations de renfort textile testées dans l'étude 1**

#### II.4.1.2 LOIS DE COMPORTEMENT CONTRAINTE-DÉFORMATION

La figure 112 présente les courbes contrainte-déformation des différentes structurations de TRC-ISRS de cette étude issue de l'essai de traction directe précédemment développé et validé. Les courbes des composites ayant une épaisseur et un nombre de couches de renfort textile identique sont rassemblées sur un même graphique. À l'exception de certaines structurations de TRC dont le taux de renfort est « sous-critique 2 », les courbes contrainte-déformation peuvent être divisées en 3 zones et ainsi être étudiées par la méthodologie proposée au cours du paragraphe II.3.3. Les résultats expérimentaux obtenus au cours de cette étude seront confrontés aux études expérimentales disponibles dans la bibliographie (lesquelles sont souvent centrées sur la résistance des TRC) ainsi qu'à des modèles analytiques (pour les autres paramètres des courbes).



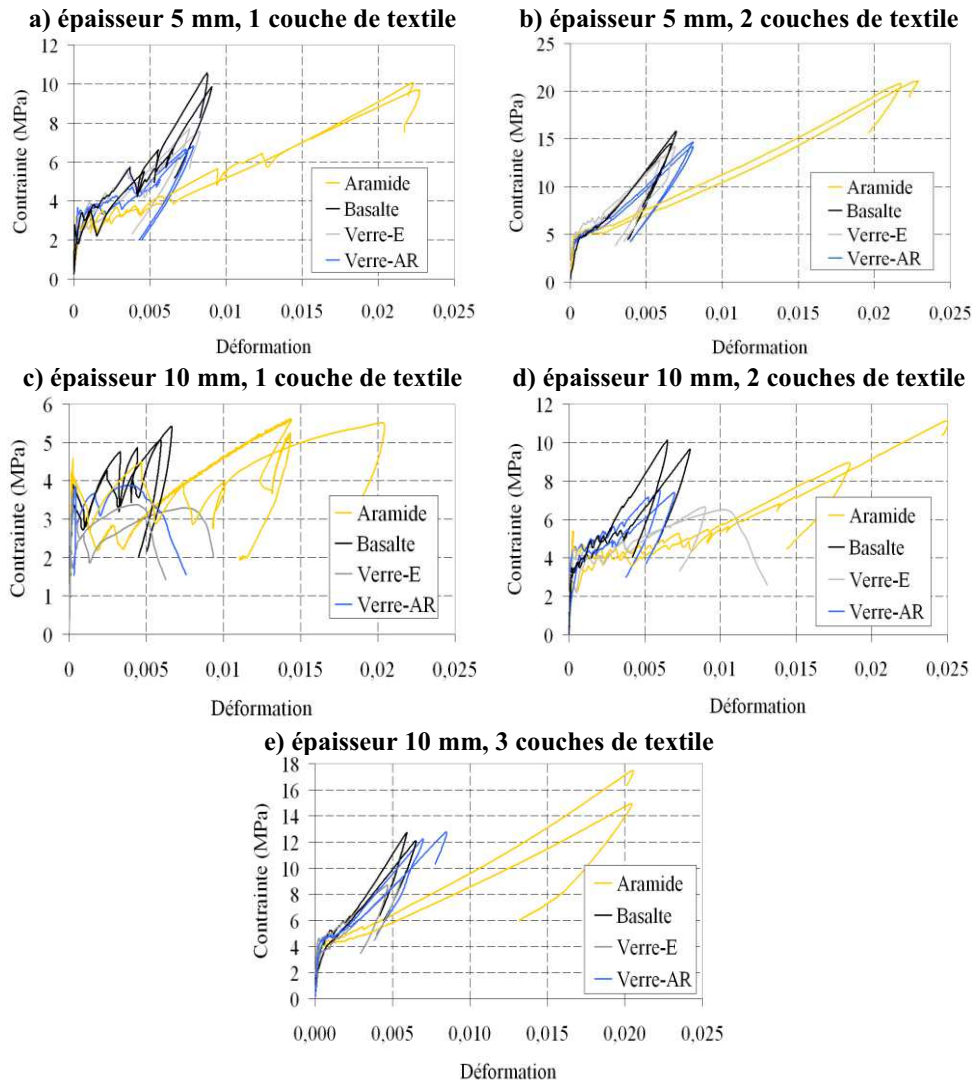


Figure 112 : Courbes contrainte-déformation du composite en fonction de la configuration des fils pour différents taux de renforts

### II.4.1.3 ÉVOLUTION DE LA ZONE 1

Les modèles analytiques existants déterminent «  $E_1$  » et «  $\sigma_{car1}$  » par la loi des mélanges. D'après des essais de traction directe réalisés sur le mortier « E » non renforcé (3 éprouvettes), la résistance moyenne du mortier est de  $5.5 \pm 0.5$  MPa et sa rigidité est de  $17 \pm 1$  GPa (figure 113).

Selon la loi des mélanges (ANNEXE D.2.2), le composite E(5)/B(2) est celui dont la rigidité et la résistance doivent être les plus élevés, on obtient respectivement «  $\sigma_{car1} = 6.3 \pm 0.5$  MPa » et «  $E_1 = 19,6 \pm 1$  GPa ». Le gain théorique maximal en rigidité de la zone 1 (+2,6 GPa) est largement inférieur à la dispersion de ce paramètre (figure 115). Ces résultats d'étude corroborent ainsi les études expérimentales qui traitent le sujet ([JESSE\_05] et [RICHTER\_05] résumées dans [RILEM\_06]).

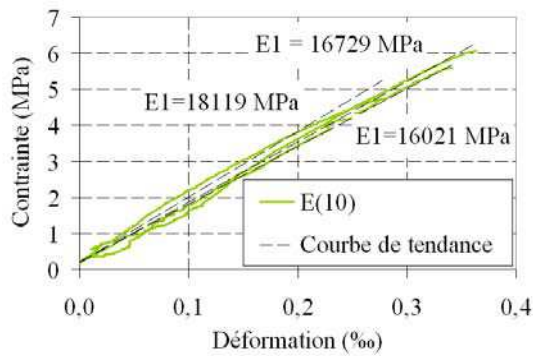


Figure 113 : Comportement contrainte-déformation moyenne du mortier « E » (Essai de traction directe, 3 corps d'épreuves) et rigidité (moindre carré)

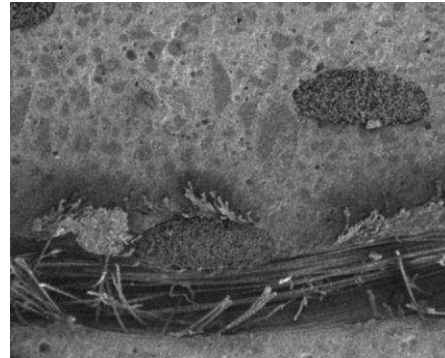


Figure 114 : Photo MEB, illustrant le vide creusé dans la matrice par l'imprégnation quasi inexistante des fils transversaux « E(10)/VAR(3) »

En revanche, dans le cas de «  $\sigma_{car1}$  » il apparaît que l'enveloppe des résultats est comprise entre 2 et 5.4 MPa (figure 116). La valeur maximale de «  $\sigma_{car1}$  » reste ainsi inférieure à la résistance moyenne de la matrice obtenue par la même procédure d'essai en traction directe ( $5.5 \pm 0.5$  MPa). Il semblerait donc que l'intégration du renfort textile à l'intérieur de la matrice diminue sa résistance ou contrainte de première fissuration. **L'affaiblissement des caractéristiques mécaniques du mortier (liées à la réduction de compacité du mortier induite par la mise en place du renfort textile), et la création de surcontraintes importantes dans la matrice (notamment dues à la très faible imprégnation des fils transversaux, figures 114 et 117) semblent ainsi prédominer sur l'augmentation de ces caractéristiques liées au travail du renfort textile.**

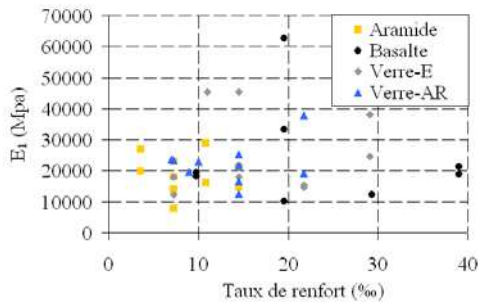


Figure 115 : Rigidité initiale en fonction du taux de renfort et du textile

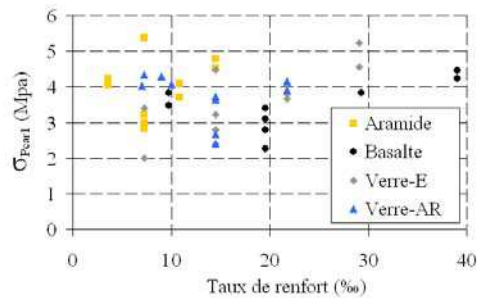


Figure 116 : Contrainte du point caractéristique 1 en fonction du taux de renfort et du textile

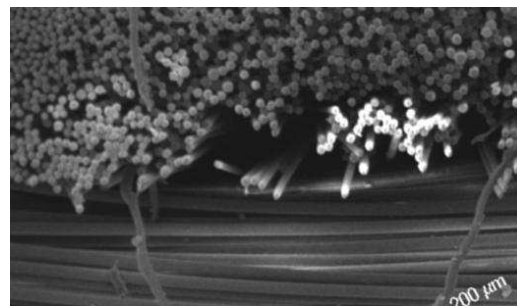
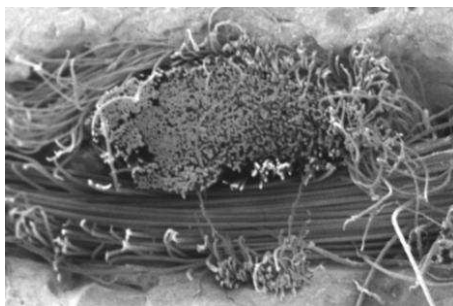


Figure 117 : Photo MEB, illustrant l'imprégnation quasi inexistante des fils transversaux « E(10)/VE1-1(3) » (à droite, grossissement de la photo de gauche)

#### II.4.1.4 ÉVOLUTION DE LA DÉFORMATION DU POINT CARACTÉRISTIQUE 2 « $\varepsilon_{CAR2}$ »

Malgré la dispersion significative de «  $\varepsilon_{car2}$  » propre à sa définition (cf. §.II.3.4.7), la figure 118 met en lumière la diminution de «  $\varepsilon_{car2}$  » avec l'augmentation du taux de renfort quelque soit la nature de fils. Cette diminution semble cependant atteindre une valeur seuil (asymptote). Ce comportement correspond qualitativement à celui décrit par le modèle ACK (équation 1) avec un comportement du type (1-f)/f :

Équation 1 : Déformation du point caractéristique 2 selon le modèle ACK

$$\varepsilon_{car2} = \left(1 + 0,666 \cdot \frac{E_m \cdot (1-f)}{E_f \cdot f}\right) \cdot \frac{\sigma_{um}}{E_m}$$

Avec :

$E_f$  : Module d'Young des filaments

$E_m$  : Module d'Young de la matrice

f : Taux de renfort longitudinal

$\sigma_{um}$  : Résistance de la matrice en traction

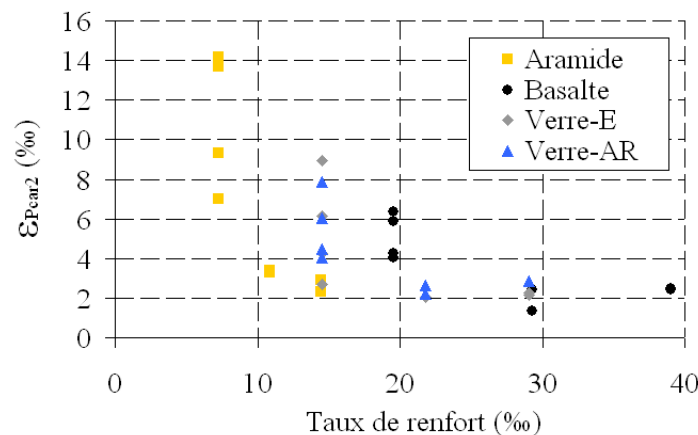


Figure 118 : Déformation du point caractéristique 2 en fonction du taux de renfort et de la nature de textile pour les structurations au taux de renfort « sur-critique 2 »

#### II.4.1.5 ÉVOLUTION DE LA RIGIDITÉ DE LA ZONE 3 ET DE LA RÉSISTANCE DES TRC

Il faut tout d'abord noter, que pour un taux de renfort « sous-critique 2 » la rupture des TRC intervient avant l'apparition de la zone 3, comme cela est le cas pour les structurations E(10)/renfort(1) et E(10)/VE1-1(2). Dans ce cas, «  $E_3$  » ne peut évidemment pas être calculé.

Les courbes de tendance de la raideur finale ( $E_3$ ) et de la résistance ( $\sigma_{car3}$ ) des TRC en fonction du taux de renfort volumique, pour une configuration de fil identique sont linéaires (figures 119 et 120). Aussi, l'augmentation de l'épaisseur du composite pour un taux de renfort identique (confrontation des structurations E(5)/renfort(1) et E(10)/renfort(2)) ne semble pas avoir d'influence sur «  $E_3$  » et «  $\sigma_{car3}$  ». À l'exception des composites renforcés par textile « B » (basalte) la prolongation de ces courbes passe à proximité de l'origine du repère.

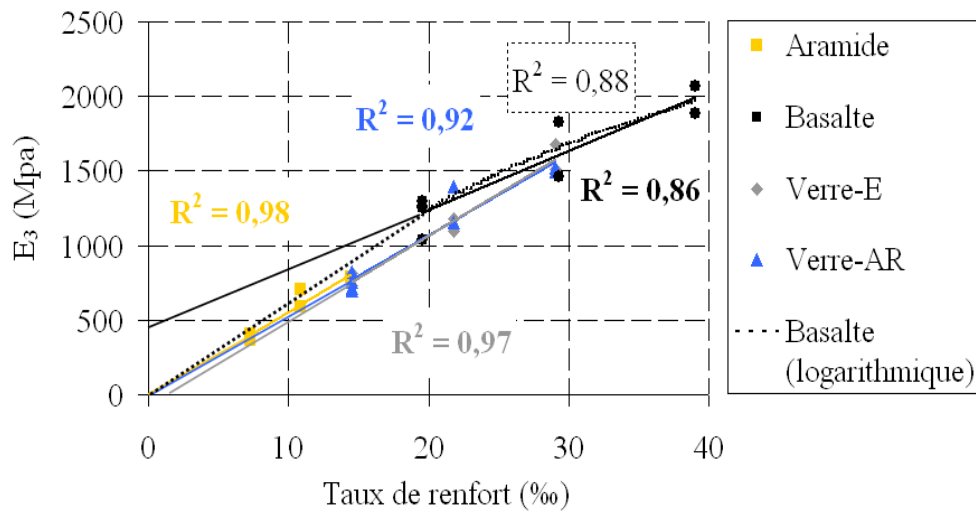


Figure 119 : Rigidité de la zone 3 en fonction du taux de renfort et de la nature de textile pour les structurations au taux de renfort « sur-critique 2 »

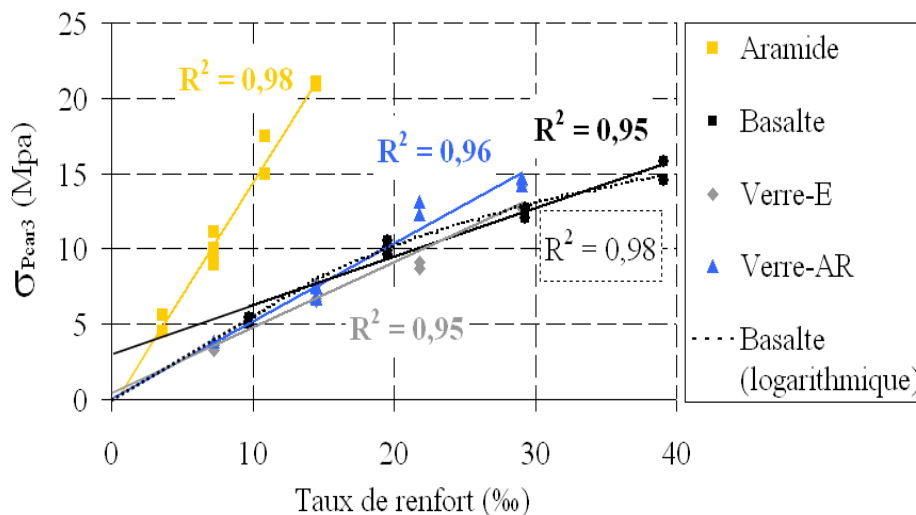


Figure 120 : Résistance du point caractéristique 3 en fonction du taux de renfort et de la nature de textile

Ces résultats concordent en partie avec le modèle ACK qui considère que la résistance et la raideur finale du composite ( $\sigma_{car3}$  et  $E_3$ ) sont proportionnelles au taux de fibre longitudinal ( $f$ ) «  $E_3 = E_f \cdot f$  et  $\sigma_{car3} = \sigma_{uf} \cdot f$  ». Dès lors, il semble logique d'étudier les rapports «  $E_3/f$  » et «  $\sigma_{car3}/f$  » (figures 122 et 123). En confrontant les valeurs moyennes de ces rapports aux caractéristiques mécaniques des fils, il est montré que le modèle ACK (qui considère une répartition des contraintes homogènes dans les fils) surestime largement les caractéristiques mécaniques du composite. Ce qui est principalement dû au très faible taux d'imprégnation des fils. Sur la figure 121, il peut en effet être constaté que seuls les filaments placés en surface des fils sont en contact de la matrice, cela entraînant, de par le comportement à l'arrachement textile-mortier, un mode de rupture télescopique au niveau des fissures périphériques (positionnées hors de la zone de mesure des extensomètres).

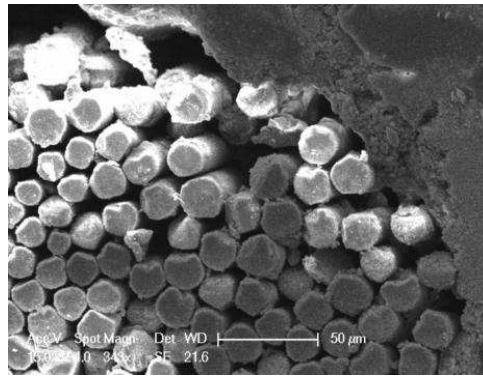


Figure 121 : Photographie MEB, illustrant l'impregnation obtenue pour les TRC aux renforts non préimprégnés

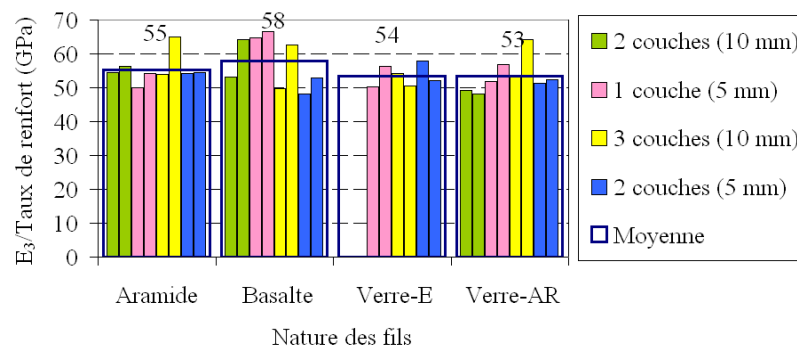


Figure 122 : Rapport « E3 »/ taux de renfort en fonction de la nature des fils et de la structuration des TRC

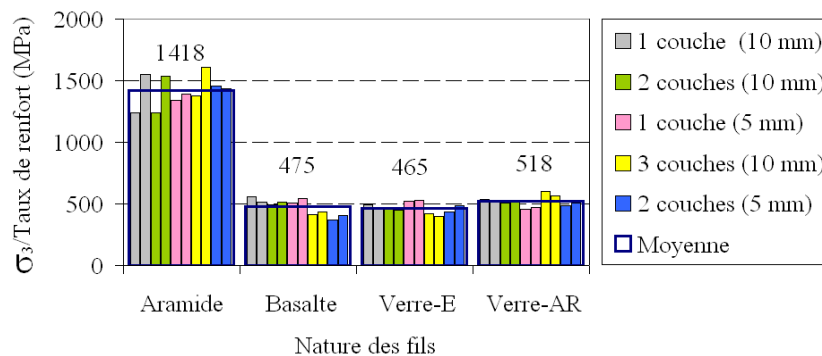


Figure 123 : Rapport « sigma3 »/ taux de renfort en fonction de la nature des fils et de la structuration des TRC

Il est dès lors intéressant de calculer, sur la base du modèle ACK, les taux de travail des fils en rigidité et résistance (respectivement «  $T_{fE}$  » et «  $T_{f\sigma}$  ») avec «  $E_3 = E_f \cdot f \cdot T_{fE}$  » et «  $\sigma_{car3} = \sigma_{uf} \cdot f \cdot T_{f\sigma}$  ». Il apparaît dans le tableau 28, que le **taux de travail en rigidité est significativement plus important que celui en résistance**. Contrairement à «  $T_{f\sigma}$  », «  $T_{fE}$  » n'est probablement pas influencé par le comportement d'arrachement au niveau des fissures périphériques (ces dernières n'étant pas considérées dans la zone de mesure des capteurs LVDT). De plus, bien que la déformation des multifilaments soit inhomogène, l'ensemble des filaments dont la déformation augmente au cours du chargement contribue à la rigidité du composite (au début de la zone 3, les fils sont déjà tendus). Une faible différence

du taux de travail en rigidité est d'ailleurs observée entre les différentes configurations de textile. Ainsi, le taux de travail en rigidité mesuré tout au long de la zone 3 est théoriquement très peu sensible à la répartition inhomogène de la contrainte entre les filaments d'un fil. La différence entre «  $E_3$  » et la rigidité du fil seul est alors majoritairement due à la rupture d'une partie des filaments lors du tricotage, mais aussi au cours de la mise en œuvre du renfort dans la matrice par le procédé de moulage au contact puis enfin au cours de la propagation des fissures et du glissement du fil au sein de la matrice.

En revanche lorsqu'un nombre suffisant de filaments extérieurs atteint la résistance ultime, leur rupture conduit à celle de l'ensemble du fil. Il semblerait donc que l'imprégnation inhomogène des fils influe de manière moins marquée sur la diminution de rigidité des fils en zone 3 (au début de cette zone, les fils sont déjà tendus) que sur la réduction de leur résistance.

**Tableau 28 : Taux de travail en rigidité et résistance**

Nature de fibres	$E_3/f$ (GPa)	$E_f$ (GPa)	$\sigma_{car3}/f$ (MPa)	$\sigma_{uf}$ (MPa)	$T_{fE}$ (%)	$T_{f\sigma}$ (%)
Aramide	55	73	1418	3272	75	43
Basalte	58	84	475	1835	69	26
Verre-E	54	72.3	465	1388	74	33
Verre-AR	53	74	518	1102	72	47

Les taux de travail en rigidité et résistance traduisent l'évolution des paramètres «  $E_3$  » et «  $\sigma_{car3}$  » mais en plus, ils permettent de confronter « l'efficacité » des différentes configurations de renfort textile. **L'étude de ces taux de travail «  $T_{fE}$  » et «  $T_{f\sigma}$  » sera ainsi préférée à celle de «  $E_3$  » et «  $\sigma_{car3}$  » vis-à-vis de l'exploitation des résultats des études suivantes, se substituant ainsi à «  $E_3$  » et «  $\sigma_{car3}$  » dans la méthodologie d'exploitation des résultats des essais de traction.**

Enfin, le fait que le prolongement de la courbe de tendance issue des structurations de TRC dont la nature du renfort est en basalte ne passe pas par l'origine du repère pourrait s'expliquer par la dispersion des résultats. Cependant, ce phénomène a déjà été observé au cours de la bibliographie pour des fils de section importante (Verre 2400 Tex, figure 124). La contrainte dans les fils décrite figure 124 correspond au rapport «  $\sigma_{car3}/f$  » de cette étude. La diminution de ce rapport montre donc une non-linéarité des courbes «  $\sigma_3$  » en fonction du taux de renfort similaire à celle relevée dans le cas du basalte (correspondant à des taux de renfort du même ordre de grandeur : 3.9 % pour « E(5)/B(2) » et 2,93 % pour « E(10)/B(3) », figure 120). D'après [HEGGER\_05B], cette non-linéarité serait causée par une diminution de l'adhérence textile-mortier engendrée par l'interaction entre les 2 couches de renforts (figures 119 et 120, traits interrompus). Il semblerait ainsi qu'à partir d'un taux de renfort seuil, l'épaisseur du mortier présente entre les couches de renfort textile ne suffise plus à transmettre correctement l'effort du textile dans le reste du composite. Elle justifierait le fait que la non-linéarité ne soit constatée que pour des fils de sections et/ou nombre de filaments par fil élevé. Il est donc probable qu'il existe **un seuil du taux de renforcement** (dépendant de la configuration des fils, du textile et du mortier) **au-dessus duquel, le rapport entre la résistance et le taux de renfort ne soit plus constant.**

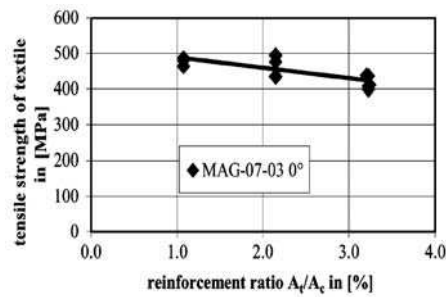


Figure 124 : Effort maximal dans le renfort en fonction du taux volumique de renfort du composite [HEGGER\_05B]

#### II.4.1.6 ÉVOLUTION DE LA DÉFORMATION ULTIME

Dans un premier temps, il convient d'insister sur le fait que les structurations E(10)/renfort(1) au taux de renfort « sous-critique 2 », ne sont pas considérées sur la figure 125 car elles présentent un espacement entre fissures trop important par rapport à la longueur de la zone de mesure des LVDT.

Sur cette figure, la déformation relative à la résistance du composite semble, dans une certaine mesure, être indépendante du taux de renfort. Cette conclusion est en accord avec le modèle analytique stochastique (répartition stochastique de la résistance de la matrice et des filaments) de [CURTIN\_98]. En effet, d'après ce modèle pour un faible espacement entre les fissures (espacement moyen entre fissures inférieur à 2 fois la longueur de glissement entre le renfort et la matrice) la déformation finale est indépendante du taux de renfort de fibre. Bien que cette hypothèse concernant l'espacement entre fissures ne soit pas explicitement vérifiée, elle est très probable étant donné le taux de renfort « sur-critique 2 » (rupture au cours de la zone 3 de la courbe contrainte-déformation) des configurations.

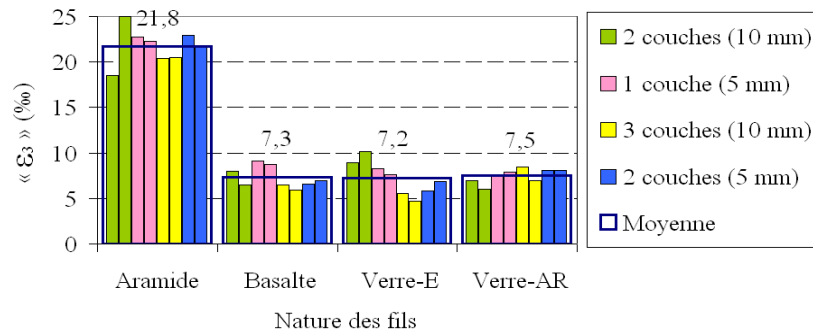


Figure 125 : Histogramme de «  $\epsilon_3$  » en fonction de la nature des fibres

#### II.4.2 NOMBRE DE FILAMENTS PAR FIL

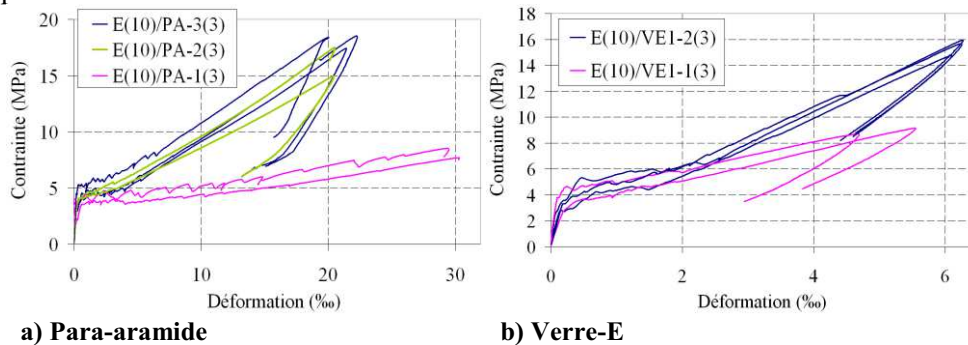
L'influence du nombre de filaments par fil est évaluée pour 2 configurations de filament de sections différentes (Para aramide, 12  $\mu\text{m}$  et Verre-E, 17  $\mu\text{m}$ ) et pour des taux de renfort d'ordre de grandeur différent (Para aramide, entre 5.4 et 16.3 %, et Verre-E, entre 21.8 et 43.6 %) afin de vérifier si ces divers paramètres interfèrent sur l'influence du nombre de filaments par fil sur le comportement du TRC en traction (tableau 29). Entre 2 et 3 corps d'épreuves sont testés par structuration de TRC 28 jours après leur moulage.

**Tableau 29 : Structurations des composites testés**

Référence des composites	Référence de la matrice	Épaisseur du composite (mm)	Référence du renfort	Nombre de couches de renfort	Taux de renfort volumique (%)
E(10)/PA-1(3)	E	10	PA-1	3	5.4
E(10)/PA-2(3)	E	10	PA-2	3	10.9
E(10)/PA-3(3)	E	10	PA-3	3	16.3
E(10)/VE1-1(3)	E	10	VE1-1	3	21.8
E(10)/VE1-2(3)	E	10	VE1-2	3	43.6

### II.4.2.1 LOIS DE COMPORTEMENT

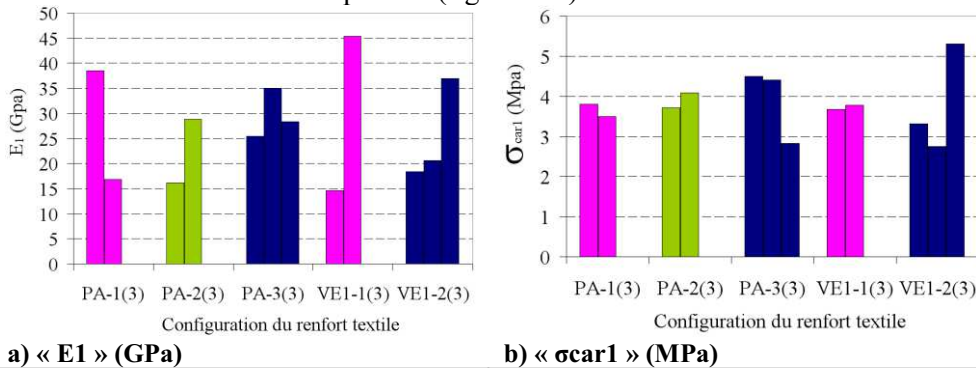
Au vu des courbes présentées figure 126-a, il semblerait que contrairement aux autres structurations de TRC, seule l'une des éprouvettes de « E(10)/Pa-1(3) » semble présenter une zone 3. Il semblerait ainsi que le taux de renfort de « E(10)/Pa-1(3) » soit « sous-critique 2 ». Cela pourrait s'expliquer par la diminution du taux de renfort engendré par la diminution du nombre de filaments par fil.



**Figure 126 : Confrontation des courbes contrainte-déformation**

### II.4.2.2 ÉVOLUTION DE LA ZONE 1

L'influence du nombre de filaments par fil ainsi que de leur configuration sur la zone 1 reste inférieure à sa dispersion (figure 127).



**Figure 127 : Paramètres définissant la zone 1 en fonction de la configuration de renfort textile des TRC**



### II.4.2.3 ÉVOLUTION DES ZONES 2 ET 3 ET SCHÉMA DE FISSURATION À RUPTURE

Les figures 128, 129 et 130 mettent en lumière le fait que l'augmentation du nombre de filaments par fil influe de manière très variable sur les TRC en fonction du nombre initial de filaments et de leur configuration (nature, diamètre, ensimage). Il peut notamment être observé qu'entre « E(10)/PA-1(3) » et « E(10)/PA-2(3) », une diminution de «  $\epsilon_{\text{pacr2}}$  » d'au moins -15 % est constatée alors qu'entre « E(10)/PA-2(3) » et « E(10)/PA-3(3) », ce paramètre est augmenté d'environ +1 %. De plus, «  $\epsilon_{\text{pacr2}}$  » ne semble pas évoluer entre « E(10)/VE1-1(3) » et « E(10)/VE1-2(3) ».

De même, les figures 129 et 130 ainsi que le tableau 31 semblent montrer qu'aucune relation directe ne lie l'augmentation du nombre de filaments par fil et les paramètres «  $T_{fE}$  », «  $T_{f\sigma}$  », «  $\epsilon_{\text{pacr3}}$  », l'ouverture ou l'espacement des fissures.

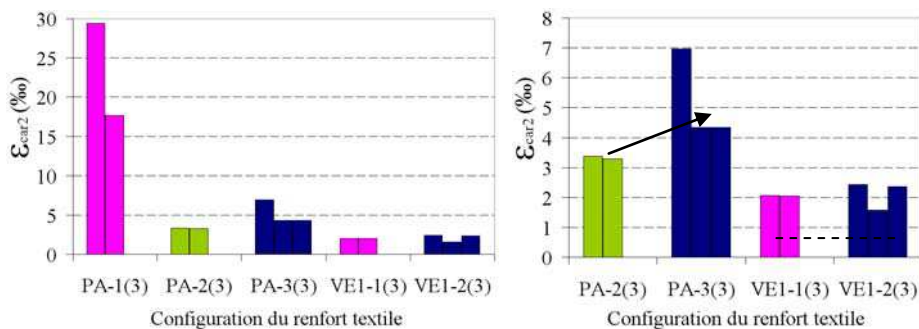


Figure 128 : «  $\epsilon_{\text{car2}}$  » en fonction de la configuration de renfort textile des TRC (avec et sans « Pa-1(3) » sur le graphique)

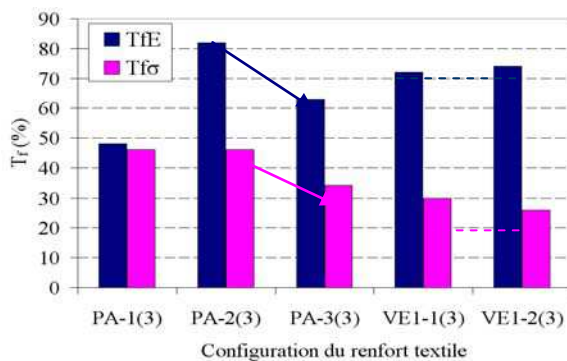


Tableau 30 : Taux de travail en rigidité et résistance

(En %)	$T_{fE}$	$T_{f\sigma}$
E(10)/PA-1(3)	48	46
E(10)/PA-2(3)	82	46
E(10)/PA-3(3)	63	34
E(10)/VE1-1(3)	72	30
E(10)/VE1-2(3)	74	26

Figure 129 : «  $T_{fE}$  » et «  $T_{f\sigma}$  » en fonction de la configuration de renfort des TRC

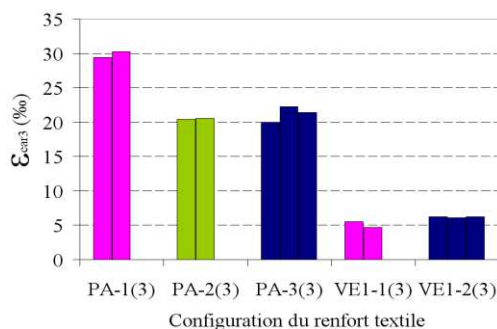


Tableau 31 : espacement ( $\langle x_f \rangle$ ) et ouverture de fissures moyens ( $\omega$ ) à rupture

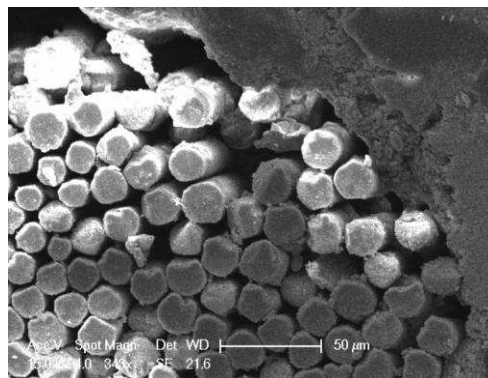
(En mm)	$\langle x_f \rangle$	$\omega$
E(10)/PA-1(3)	12,5	0,40
E(10)/PA-2(3)	5,4	0,11
E(10)/PA-3(3)	18,4	0,34

Figure 130 : «  $\epsilon_{\text{car3}}$  » en fonction de la configuration de renfort textile des TRC

Les variations de comportement relevées avec l'augmentation du nombre de filaments (de même nature) par fil (Para aramide ou Verre E) ne peuvent s'expliquer que par la variation de l'adhérence fil matrice (tous les autres paramètres étant identiques). Cette variation d'adhérence peut être due à la variation du taux d'imprégnation des fils ou à la variation de l'adhérence entre filaments non imprégnés (ou enrobés) par la matrice. En effet la qualité d'imprégnation de l'ensemble des fils testés est identique à celle illustrée sur la figure 131 où seuls les filaments extérieurs sont en contact du mortier. Ainsi, il est très probable que l'augmentation du nombre de filaments par fils entraîne la diminution du taux d'imprégnation de ces derniers (ce qui semble pouvoir être mis en évidence par un modèle analytique très simple, basé sur l'hypothèse d'un arrangement régulier des filaments au sein du fil, ANNEXE H).

Cela aurait pour effet de diminuer l'adhérence moyenne fil matrice et de ce fait, diminuer le taux de travail en résistance du fil (ce qui est constaté entre « E(10)/PA-2(3) » et « E(10)/PA-3(3) »).

Aussi, il semble bon de souligner que le maillage des fils de chaînette (type de maille et taille des boucles de chaînette) est identique pour l'ensemble des textiles. Il est ainsi envisageable, que l'augmentation du nombre de filaments par fil entraîne une nette augmentation de la densité des filaments (car la taille des boucles de chaînettes dans lesquelles les fils sont serrés est constante) et de ce fait une amélioration de l'adhérence entre les filaments non imprégnés par la matrice (qui représentent l'écrasante majorité des filaments, figure 131).



**Figure 131 : Photographie MEB, illustrant l'imprégnation obtenue au cours de cette étude pour les TRC aux renfort non préimprégnés**

Ainsi, en fonction du paramètre prédominant (le taux d'imprégnation des fils ou l'adhérence entre les filaments internes), dépendant de la configuration du fil, l'augmentation du nombre de filaments par fil peut conduire à une amélioration ou une réduction de l'adhérence moyenne fil matrice, ce qui semblerait expliquer les résultats obtenus expérimentalement.

De plus, la déformation largement plus importante propre au point caractéristique 2 et la faiblesse du taux de travail en rigidité de « E(10)/Pa-1(3) » par rapport aux autres composites présentant un nombre de filaments par fil plus élevé (figures 128, 129 et 130) pourrait aussi être attribuable au taux de renfort « sous-critique 2 » de ce TRC. Ce taux de renfort « sous-critique 2 » pourrait être à l'origine pour « E(10)/PA-1(3) » d'un espacement et d'une ouverture de fissure moyenne

largement plus importante (130 % de plus pour l'ouverture et 260 % de plus pour l'espacement) que pour « E(10)/PA-2(3) » (tableau 31). Ce qui pourrait ainsi conduire à une dégradation des filaments externes lors du glissement des fils dans la matrice plus important pour « E(10)/PA-1(3) ». Cela pourrait aussi expliquer l'infériorité (40 %) de «  $T_{FE}$  » pour « E(10)/PA-1(3) » par rapport à « E(10)/PA-2(3) » (traduisant éventuellement un endommagement plus important des fils en partie centrale de l'éprouvette causé par les ouvertures de fissures).

### II.4.3 INFLUENCE DES ARMATURES DE RÉPARTITION

Le premier objectif de cette armature est d'accroître « artificiellement » la résistance du mortier en vue d'augmenter «  $\sigma_{car1}$  ».

Les différentes structurations de textile-mortier retenues sont résumées par le tableau 32. D'abord, les effets de l'armature de répartition sont étudiés sur des composites dépourvus de grilles tricotées. Puis des TRC présentant des armatures de répartition et des grilles de renfort alternées selon un empilement symétrique sont étudiés (les armatures de répartition étant très fines, leur mise en œuvre dans le composite s'avère aisée et compatible avec le positionnement de 3 grilles de verre AR). Entre 2 et 3 corps d'épreuves sont testés par structuration de TRC 28 jours après leur coulage.

**Tableau 32 : Structurations des composites testés**

Référence des composites	Réf. de la matrice	Épaisseur du composite (mm)	Grille de renfort			Armature de répartition	
			Réf.	Nombre de couches	Taux de renfort (%)	Réf.	Nombre de couches
E(10)	E	10	-	-	-	-	-
E(10)/APA(4)	E	10	-	-	-	APA	4
E(10)/AAI(4)	E	10	-	-	-	AAI	4
E(10)/AAI(17)	E	10	-	-	-	AAI	17
E(10)/PA-1(3)	E	10	PA-1	3	5.4	-	-
E(10)/APA(4)/PA-1(3)	E	10	PA-1	3	5.4	APA	4
E(10)/AAI(4)/PA-1(3)	E	10	PA-1	3	5.4	AAI	4

#### II.4.3.1 LOIS DE COMPORTEMENT (ARMATURE DE RÉPARTITION SEUL)

##### II.4.3.1.a Armatures de répartition seules

En premier lieu, les effets de l'armature de répartition sont étudiés sur des composites dépourvus de grilles tricotées. Les lois de comportement des TRC (figures 132, 133 et 135) montrent que le taux de renfort de « E(10)/APA(4) » est « sous-critiques 1 », celui de « E(10)/AAI(4) » est « sous-critique 2 » et celui de « E(10)/AAI(17) » est « sur-critique 2 ».

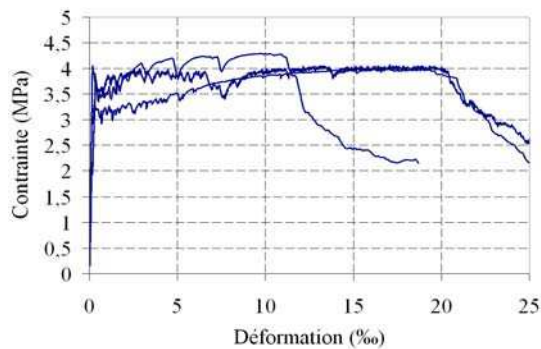


Figure 132 : Courbes contrainte-déformation E(10)/AAI(4)

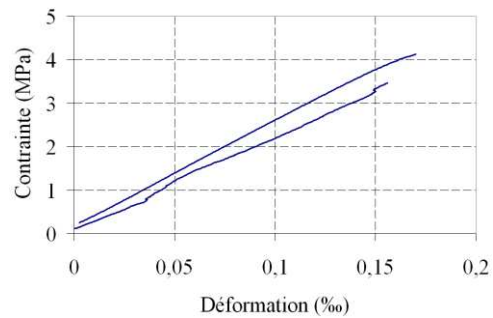


Figure 133 : Courbes contrainte-déformation E(10)/APA(4)

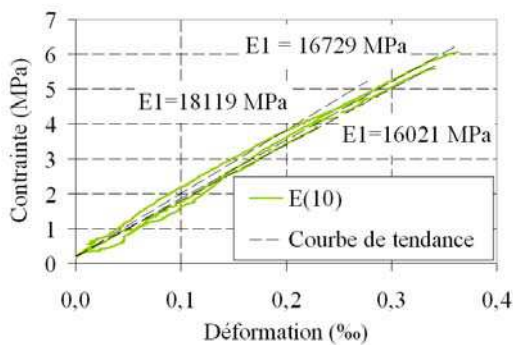


Figure 134 : Comportement contrainte-déformation moyenne du mortier « E » (Essai de traction directe, 3 corps d'épreuves) et rigidité (moindres carrés)

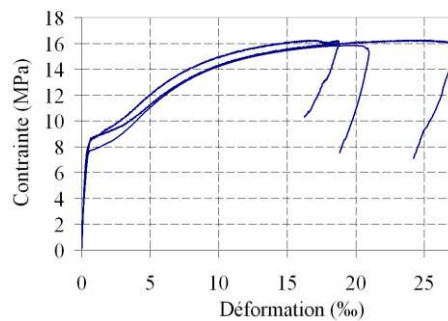


Figure 135 : Courbes contrainte-déformation E(10)/AAI(17)

### II.4.3.1.b Couplage des armatures de répartition et des grilles tricotées

Le couplage des armatures de répartition aux grilles tricotées « Pa-1 » permet au composites TRC « E(10)/APA(4)/PA-1(3) » et « E(10)/AAI(4)/PA-1(3) » d'afficher clairement une troisième zone à leur loi de comportement, contrairement à « E(10)/PA-1(3) ».

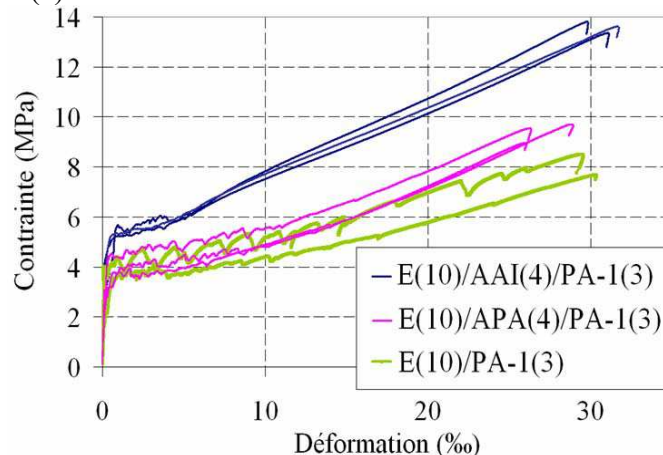


Figure 136 : Illustration de l'influence des armatures de répartition sur le comportement contrainte-déformation

### II.4.3.2 ÉTUDE DE LA ZONE 1

#### II.4.3.2.a Armatures de répartition seules

En confrontant le comportement en traction de ces TRC à celui de la matrice seule, il apparaît que pour un taux de renfort « sous-critique 1 » (E(10)/APA(4)), ou « sous-critique 2 » (E(10)/AAI(4)), ces armatures n'apportent pas d'augmentation de la contrainte de première fissuration ( $\sigma_{car1}$ ), ni d'augmentation de la contrainte ultime de la matrice par rapport à la matrice seule (figures 137-b, 132, 133 et 134). En revanche, en augmentant le taux de renfort, comme cela est le cas pour « E(10)/AAI(17) », la contrainte «  $\sigma_{car1}$  » devient largement supérieure (45 %) à la résistance de la matrice (à noter que cette structuration présente le taux de renfort maximal d'armatures « AAI »).

Aussi, il semblerait que ces armatures de répartition produisent une amélioration de «  $E_1$  » par rapport au mortier pur (figure 137-b). Elles semblent aussi entraîner une dispersion moindre à celle engendrée par les grilles de renfort sur «  $E_1$  ».

Enfin, pour les structurations « E(10)/AAI(4) » et « E(10)/AAI(17) » la contrainte ultime est respectivement de 4.1 et 16.1 MPa, ce qui permet, en considérant une épaisseur de TRC de 10 mm, de calculer une contrainte équivalente moyenne reprise par couche d'armature « AAI » de respectivement 1.03 et 0.95 MPa. Ainsi de même que pour les grilles tricotées, pour un taux de renfort au moins « sur-critique 1 », la contrainte ultime du composite renforcé par armature de répartition en inox semble proportionnelle au nombre de couches de ce renfort.

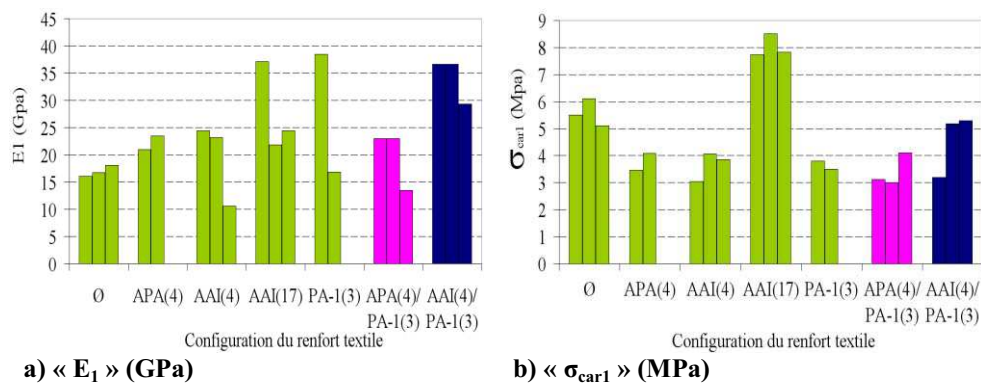


Figure 137 : Paramètres définissant la zone 1 en fonction de la configuration de renfort textile des TRC

#### II.4.3.2.b Couplage des armatures de répartition et des grilles tricotées

Cette combinaison de textile de renfort, n'engendre pas d'augmentation de la contrainte de première fissuration ( $\sigma_{car1}$ ) par rapport à la matrice seule, mais permet en revanche une augmentation de cette contrainte par rapport au TRC « E(10)/PA-1(3) » dépourvu d'armature de répartition (figure 136 et 137-b).

Par contre, pour « E(10)/AAI(4)/PA-1(3) », le renfort semble augmenter la rigidité initiale «  $E_1$  » par rapport au mortier pur (+ 15 GPa, figure 137-b), mais aussi par rapport à « E(10)/AAI(4) » et « E(10)/PA-1(3) » (+ 10 GPa).

### II.4.3.3 SCHEMA DE FISSURATION À RUPTURE (ARMATURES DE RÉPARTITION SEULES)

Le schéma de fissuration de « E(10)/AAI(4) » est aussi très différent de ceux observés sur les autres structurations de composites renforcés par grilles au taux de renfort « sous-critiques 2 » (E(10)/renfort(1)) qui présentent, au voisinage de la rupture, un espacement de fissures de l'ordre de 80 mm et une ouverture de fissure moyenne pouvant varier de 0.70 à 2.20 mm. Les faibles espacements et ouvertures des fissures à rupture de « E(10)/AAI(4) » (respectivement 6,7 mm et 0.13 mm) traduisent une très bonne adhérence des chaînettes tramées d'acier inoxydable avec le mortier. Cela est probablement dû à l'influence importante de l'adhérence structurelle. En effet, la stabilité géométrique des armatures de répartition (chaînette tramée d'acier inoxydable) est, de par les nœuds entremêlant les fils à chaque intersection, largement plus importante que celle des grilles tricotées. De plus, il est remarquable que l'espacement et l'ouverture de la fissuration pour un taux de renfort « sous-critique 2 » sont quasiment identiques à ceux mesurés pour le taux de renfort maximal admissible par la matrice largement « sur-critique 2 » (« E(10)/AAI(17) », tableau 33).

Tableau 33 : espacement et ouverture moyens des fissures à ruptures

	$\langle x_f \rangle$ (mm)	$\omega$ (mm)
E(10)/AAI(4)	6,7	0,13
E(10)/AAI(17)	6,0	0,13

### II.4.3.4 ÉTUDE DES ZONES 2 ET 3 ET SCHEMA DE FISSURATION À RUPTURE (COUPLAGE DES ARMATURES DE RÉPARTITION ET DES GRILLES TRICOTÉES)

Concernant les zones 2 et 3, le couplage des armatures de répartition aux grilles de renfort s'avère très concluant. En effet, comme cela est illustré sur la figure 138-a l'ajout des armatures de répartition diminue «  $\varepsilon_{car2}$  » (d'au moins 3 % pour APA(4) et 10 % pour AAI(4)).

Le couplage des grilles tricotées à des armatures textiles empêche le calcul du taux de travail en résistance et rigidité des TRC tel qu'il a été défini précédemment. Les paramètres «  $E_3$  » et «  $\sigma_{car3}$  » sont donc étudiés pour définir la zone 3. Aussi, comme seule l'une des courbes contrainte-déformation de « E(10)/PA-1(3) » semble présenter une zone 3, le paramètre «  $E_3$  » ne peut être calculé que pour cette courbe (figure 138-b).

Il apparaît alors clairement que le couplage avec les grilles APA(4) entraîne une augmentation des paramètres «  $E_3$  » (50 %) et «  $\sigma_{car3}$  » (13 %) (figure 138-a-c) ainsi qu'une nette diminution de l'espacement et l'ouverture des fissures à la charge ultime (60 %, tableau 34). Une influence encore plus sensible est observée pour les armatures « AAI » (respectivement 50 %, 65 % et 70 %). Enfin, la figure 138-d met en lumière le fait que les grilles de renfort n'ont aucune influence significative sur la déformation ultime du TRC ( $\varepsilon_{car3}$ ).

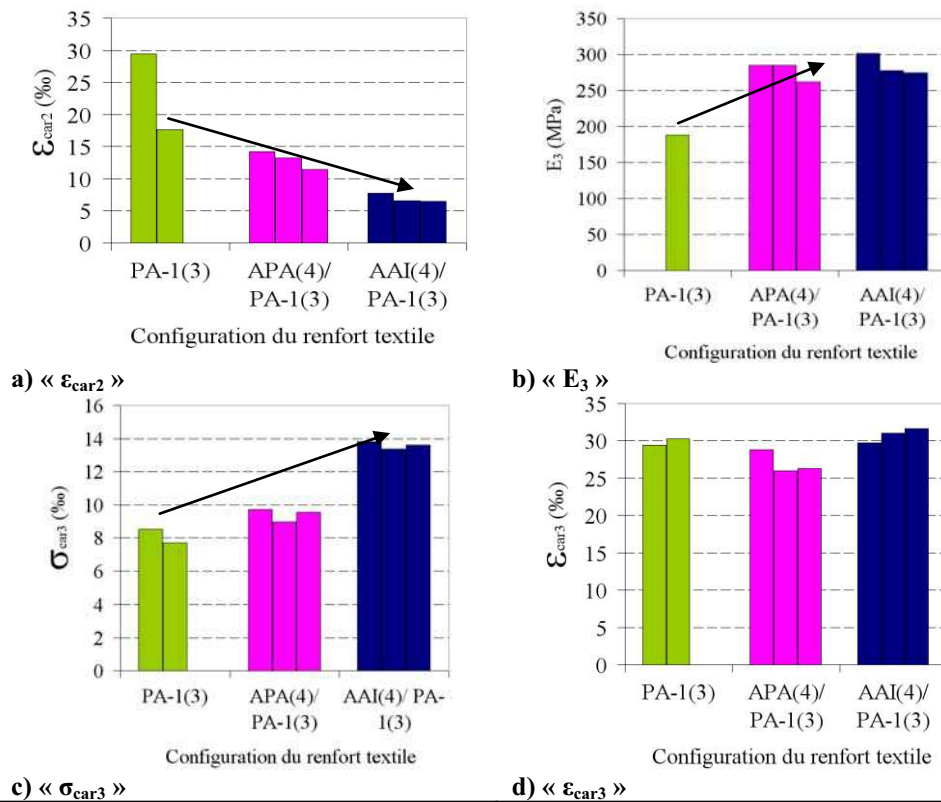


Figure 138 : Paramètres relatifs aux zones 2 et 3 des courbes contraintes déformations en fonction de la configuration de renfort textile des TRC

Toutefois, grâce aux structurations « E(10)/AAI(4) » et « E(10)/AAI(17) », il est tout de même possible de calculer le taux de travail en résistance et rigidité de « E(10)/AAI(4)/PA-1(3) ». En effet, pour les structurations « E(10)/AAI(4) » et « E(10)/AAI(17) » il a précédemment été montré que la contrainte équivalente moyenne reprise par couche d'armature « AAI » pour une épaisseur de TRC de 10 mm est très voisine de 1 MPa. Aussi, il apparaît sur la figure 139 qu'à partir d'une déformation proche de 15 %, « E(10)/AAI(17) » présente une rigidité nulle (comportement plastique parfait de l'armature). Grâce à ces informations, il est possible de calculer «  $T_{FE}$  » et «  $T_{FS}$  » des grilles tricotées de la structuration « E(10)/AAI(4)/PA-1(3) » (sans considérer l'apport de l'armature de répartition d'acier). Le calcul de «  $T_{FE}$  » est réalisé entre le point de déformation de 15 % (rigidité nulle de l'armature de répartition) et «  $P_{car3}$  » (déformation ultime). «  $T_{FS}$  » est calculé en soustrayant l'apport de résistance des 4 couches d'armature de répartition (4MPa) à «  $\sigma_{car3}$  ».

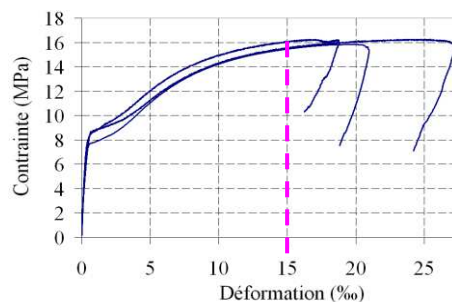


Figure 139 : Courbes contrainte-déformation E(10)/AAI(17)

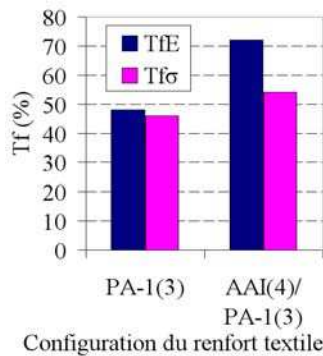


Figure 140 : Taux de travail en rigidité et résistance des fils des grilles tricotées

Tableau 34 : Taux de travail en rigidité et résistance des fils des grilles tricotées et espacement et ouverture moyens des fissures

	$T_{fE}$ (%)	$T_{f\sigma}$ (%)	$\langle x_f \rangle$ (mm)	$\omega$ (mm)
E(10)/AAI(4)	-	-	6,7	0,13
E(10)/AAI(17)	-	-	6,0	0,13
E(10)/PA-1(3)	48	46	12,5	0,40
E(10)/APA(4)/PA-1(3)	-	-	5,5	0,15
E(10)/AAI(4)/PA-1(3)	72	54	4,0	0,12

Il apparaît dès lors qu'entre « E(10)/AAI(4)/PA-1(3) » et « E(10)/PA-1(3) », «  $T_{fE}$  » et «  $T_{f\sigma}$  » (des grilles tricotées) est augmenté de respectivement +24 % et +8 % (figure 140, tableau 34). Les configurations de fils des grilles tricotées et de la matrice étant identiques, la variation du taux d'imprégnation des fils n'est pas à l'origine de ce phénomène. Ce constat, couplé à l'observation d'une réduction significative (70 %) de l'ouverture et l'espacement des fissures à rupture engendrés par l'armature « AAI(4) » (tableau 34) va dans le sens de l'hypothèse avancée dans le paragraphe précédent stipulant que la faible valeur de «  $T_{fE}$  » associée à « E(10)/PA-1(3) » est due à la dégradation importante des fils causée par l'ouverture importante des fissures centrales. Cela va aussi dans le sens de l'hypothèse déjà énoncée au cours de ce chapitre stipulant que **la différence entre «  $T_{f\sigma}$  » et «  $T_{fE}$  » n'est pas uniquement causée par l'inhomogénéité de la répartition de contrainte dans les fils (mode de rupture télescopique) mais aussi par le glissement important des fils dans le talon induisant la ruine prématurée des filaments extérieurs en contact direct avec la surface abrasive de la matrice.**

Ainsi le couplage d'une armature « AAI » de répartition à la grille de renfort s'avère très efficace. Cela permet non seulement de **tirer profit des caractéristiques mécaniques de l'armature en réduisant l'espacement et l'ouverture de fissure et d'augmenter la résistance du TRC grâce à l'effort repris par l'armature de répartition**, mais aussi d'**augmenter le taux de travail en résistance et en rigidité de la grille de renfort**. L'armature « APA » semble moins efficace mais il est probable qu'elle le devienne en augmentant son taux de renfort (en considérant au moins un taux de renfort « sur-critique 1 » comme cela est le cas pour « AAI »).

#### II.4.4 NATURE DU MORTIER

Cette étude vise 2 objectifs principaux. Le premier est d'étudier l'influence de la variation de formulation du mortier sur la loi de comportement du composite afin de se positionner par rapport aux résultats bibliographiques parfois divergeants. Le second objectif est d'améliorer la formulation des matrices-IS vis-à-vis de ses propriétés à l'état frais et de ses caractéristiques mécaniques à l'état durci en tant que matrice de TRC. L'évaluation des propriétés à l'état frais est axée sur la



compatibilité de la matrice avec le renfort textile (permettre un positionnement régulier et symétrique du renfort textile au sein de la matrice, une mise en œuvre rapide du TRC, ainsi qu'un taux de renfort maximal admissible par la matrice le plus élevé possible).

Les 9 natures de mortiers-IS d'ouvrabilité plastique à ferme détaillées paragraphe II.2.1.2 sont utilisées comme matrice au sein d'un composite TRC-ISRS dont la configuration du renfort est identique. Aussi, les 2 matrices commerciales présentant le meilleur comportement (mortier « E » et « F », §II.2.1.1) sont testées afin de positionner par rapport à ces dernières les mortiers-IS évolutifs. Les différentes structurations de textile-mortier retenues sont résumées par le tableau 35. À l'exception des mortiers « P1 » et « F » où un seul corps d'épreuve a été testé par structuration, 2 corps d'épreuves sont testés par structuration de TRC 28 jours après leur moulage.

**Tableau 35 : Structurations des composites testés**

Référence des composites	Référence de la matrice	Épaisseur du composite (mm)	Référence du renfort	Nombre de couches de renfort	Taux de renfort volumique (%)
P1(10)/ VAR (3)	P1	10	VAR	3	21,8
P2(10)/ VAR (3)	P2	10	VAR	3	21,8
P3(10)/ VAR (3)	P3	10	VAR	3	21,8
P4(10)/ VAR (3)	P4	10	VAR	3	21,8
P5(10)/ VAR (3)	P5	10	VAR	3	21,8
P6(10)/ VAR (3)	P6	10	VAR	3	21,8
E(10)/ VAR (3)	E	10	VAR	3	21,8
F(10)/ VAR (3)	F	10	VAR	3	21,8

#### II.4.4.1 PROPRIÉTÉS FRAÎCHES DE LA MATRICE

Afin d'optimiser la mise en œuvre du TRC il est alors nécessaire d'évaluer les propriétés à l'état frais de la matrice. L'étude bibliographique a mis en lumière 2 critères (ouvrabilité et écoulement) destinés à évaluer le comportement des matrices fraîches des composites TRC sur la base de 2 essais. Ces essais ont été éprouvés sur les matrices commerciales (figures 141), ce qui a permis de conclure que la mesure de l'ouvrabilité et de l'écoulement des mortier-IS ne permet pas d'évaluer la compatibilité de ces derniers avec les grilles de renforts textile.



Figure 141 : Essai permettant de mesurer l'ouvrabilité du mortier « E »



Figure 142 : Essai permettant de mesurer l'écoulement du mortier « E »

Afin de pallier l'existence d'essais permettant d'évaluer la compatibilité du couple mortier/textile, il a été retenu, dans une perspective de sélection d'un mortier adapté aux impératifs de la réparation de poutres béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant, une méthodologie subjective de hiérarchisation s'appuyant sur notre ressenti lors de la mise en œuvre (tableau 36). Le mortier « P7 » présentant une piètre compatibilité avec le textile « VAR », il n'a pas été jugé intéressant d'étudier son comportement en traction. En revanche, l'introduction d'une résine polymère dans le mortier (P6) améliore considérablement la compatibilité de la matrice avec le renfort et mène à un taux de renfort maximal supérieur aux autres mortiers (4 couches de « VAR », 29.1 %, contre 3 couches pour les autres, 21,8 %). L'augmentation du taux de fumée de silice apporte aussi une amélioration significative de la compatibilité de la matrice avec le renfort (P5)

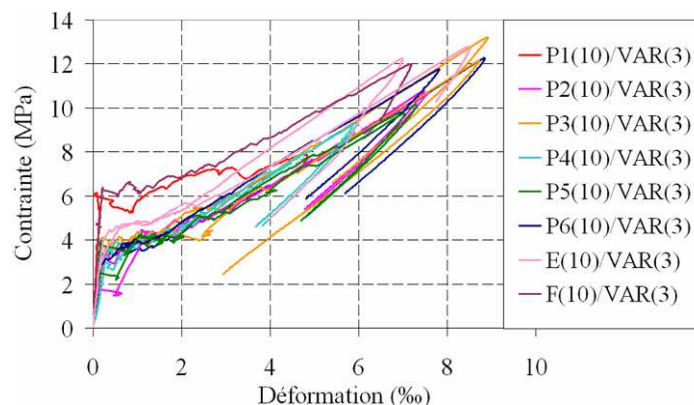
**Tableau 36 : Notes représentant la rapidité ainsi que le « confort » ressenti lors de la mise en œuvre des matrices-IS**

Référence des composites	« Note » de mise en œuvre
P1(10)/ VAR (3)	3/10
P2(10)/ VAR (3)	3,5/10
P3(10)/ VAR (3)	4/10
P4(10)/ VAR (3)	4/10
P5(10)/ VAR (3)	5/10
P6(10)/ VAR (3)	6/10
P7(10)/ VAR (3)	1/10
E(10)/ VAR (3)	4,5/10
F(10)/ VAR (3)	3/10

#### II.4.4.2 INFLUENCE DE LA FORMULATION DU MORTIER SUR LE COMPORTEMENT MÉCANIQUE DU TRC-ISRS EN TRACTION

##### II.4.4.2.a Loi de comportement

Le fuseau de courbes contrainte-déformation (figure 143) où seule la nature de mortier varie met clairement en lumière que la nature du mortier influe sur la loi de comportement des TRC-ISRS.



**Figure 143 : Courbes contrainte-déformation en fonction de la nature du mortier**

### II.4.4.2.b Étude de la zone 1 et 2

La nature de la matrice semble pouvoir influencer sur «  $\sigma_{car1}$  » (figure 144). Il semblerait aussi que la nature de la matrice ait une influence sur «  $E_1$  » (toutefois les natures de mortier concernées, « P1 » et « F », n'ont fait l'objet que d'un essai, ces résultats sont donc à prendre avec précaution).

En revanche, concernant «  $E_1$  » et «  $\epsilon_{car2}$  », l'influence de la formulation de la matrice reste du même ordre de grandeur que la dispersion.

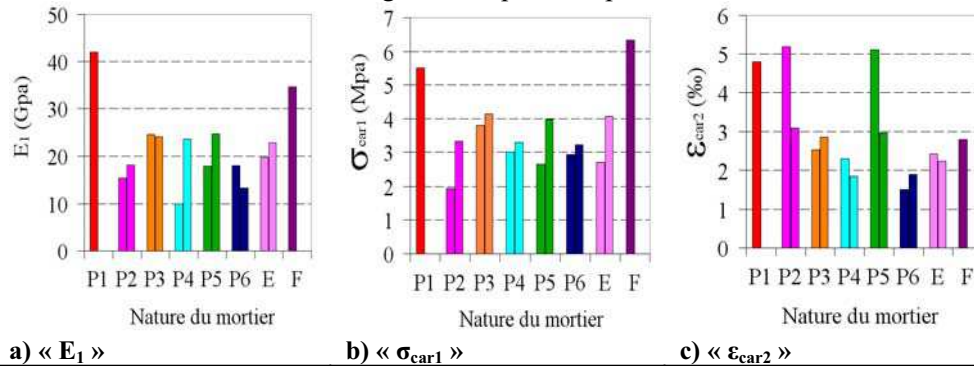


Figure 144 : Paramètres relatifs aux zones 1 et 2 des courbes contraintes déformations en fonction de la formulation du mortier

### II.4.4.2.c Étude de la zone 3

Contrairement à certaines conclusions relevées au cours de la bibliographie, les figures 146 et 145 mettent clairement en exergue que la nature du mortier influe clairement sur la zone 3. Une différence de «  $T_{f\sigma}$  » de + 20 % peut notamment être relevée entre les TRC de nature de mortier « P1 » et « P3 », une différence de «  $T_{fE}$  » de + 16 % entre « E(10)/VAR(3) » et « F(10)/VAR(3) » et enfin, une augmentation de «  $\epsilon_{car3}$  » de 80 % entre « P1(10)/VAR(3) » et « P3(10)/VAR(3) ».

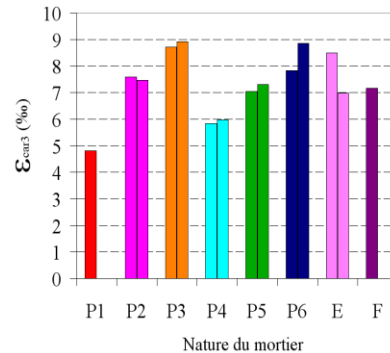


Figure 145 : Illustration de la dépendance du comportement du TRC à la nature de la matrice

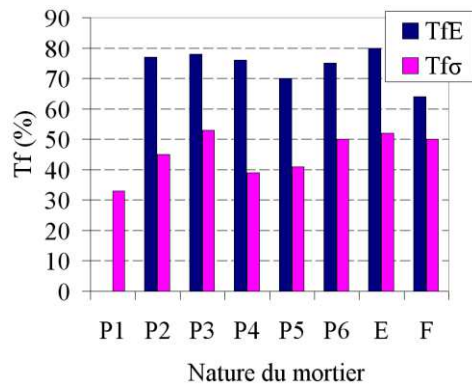


Figure 146 : Taux de travail en rigidité et résistance en fonction de la formulation de la matrice

Tableau 37 : Taux de travail en rigidité et résistance

	$T_{fE}$ (%)	$T_{f\sigma}$ (%)
P1(10)/VAR(3)	-	33
P2(10)/VAR(3)	77	45
P3(10)/VAR(3)	78	53
P4(10)/VAR(3)	76	39
P5(10)/VAR(3)	70	41
P6(10)/VAR(3)	75	50
E(10)/VAR(3)	80	52
F(10)/VAR(3)	64	50

**Tableau 38 : Principales caractéristiques des mortiers liés à l'étude paramétrique (données mesurées par le formulateur)**

Mortier	Résistance, 28 jours (Mpa)		Adhérence dalle béton CE, 28 jours	
	Flexion	Compression	Contrainte ultime (Mpa)	Mode de rupture
P1	11,1	88,8	2,92	Interface
P2	12,6	99,5	3,17	Dalle
P3	10,5	85,2	3,42	Dalle
P4	10,6	89,1	2,96	Interface
P5	10,4	88,8	2,98	Dalle
P6	8.5	41.3	2.69	Interface

Afin d'appréhender l'origine de ces divergences, le comportement des mortiers non renforcés par les grilles a été étudié par le formulateur selon les normes en vigueur (Résistance en flexion et compression, EN 196.1, et adhérence avec le béton, NF P 18-858, tableau 38). En confrontant ces caractéristiques à celles des TRC correspondants, il apparaît qu'aucune relation ne peut être établie entre les caractéristiques mécaniques du mortier et celles du TRC. Ainsi, la caractérisation d'un mortier non renforcé (rhéologie et mécanique) ne peut suffire à prévoir le comportement, même potentiel, du TRC.

En contrepartie, il est montré que les variations paramétriques visant à améliorer l'imprégnation du textile (diminution de la granularité « P3 » ou ajout d'une résine polymère à la formulation « P6 ») conduisent à une nette augmentation du taux de travail en résistance (respectivement de +20 % et +17 %). Les matrices induisant les meilleurs comportements mécaniques du TRC sont par ordre décroissant « F », « E » (de par la rigidité et résistance du TRC élevée), « P3 » et « P6 » (de par la résistance du TRC élevée, figure 146). Cependant, « F », « E » ou « P3 » affichent une mise en œuvre laborieuse alors que « P6 » présente une compatibilité significativement plus importante permettant, contrairement à tous les autres mortiers testés de positionner 4 couches de « VAR » dans 10 mm (taux de renfort de 29.1 %, contre 21,8 %), de ce fait il sera retenu comme matrice pour les TRC dans la suite de cette étude (valorisation de l'effort ultime potentiellement repris).

#### **II.4.5 PRODUIT DE PRÉIMPRÉGNATION**

En étudiant le mortier commercial « E » ainsi que le mortier-IS « P6 » par micrométrie (MEB), il est montré (figure 147) qu'aucun d'eux ne semble pénétrer entre les filaments constituant les fils de renfort. Pourtant ces mortiers sont tous deux modifiés par polymère (PCM) possédant ainsi de très fines particules. Cependant, le dosage en polymère de ces mortiers reste limité et de ce fait, semble insuffisant.

Comme cela est détaillé dans la bibliographie, la préimprégnation des fils permet de combler ces vides et en fonction des produits utilisés, améliorer nettement les caractéristiques mécaniques du TRC. Trois natures de résine sont ainsi confrontées (polyester, époxy et latex, cf. §.II.2.2.3) sur la base d'une structuration constante de TRC « P6(10)/VAR(3) » (tableau 39).

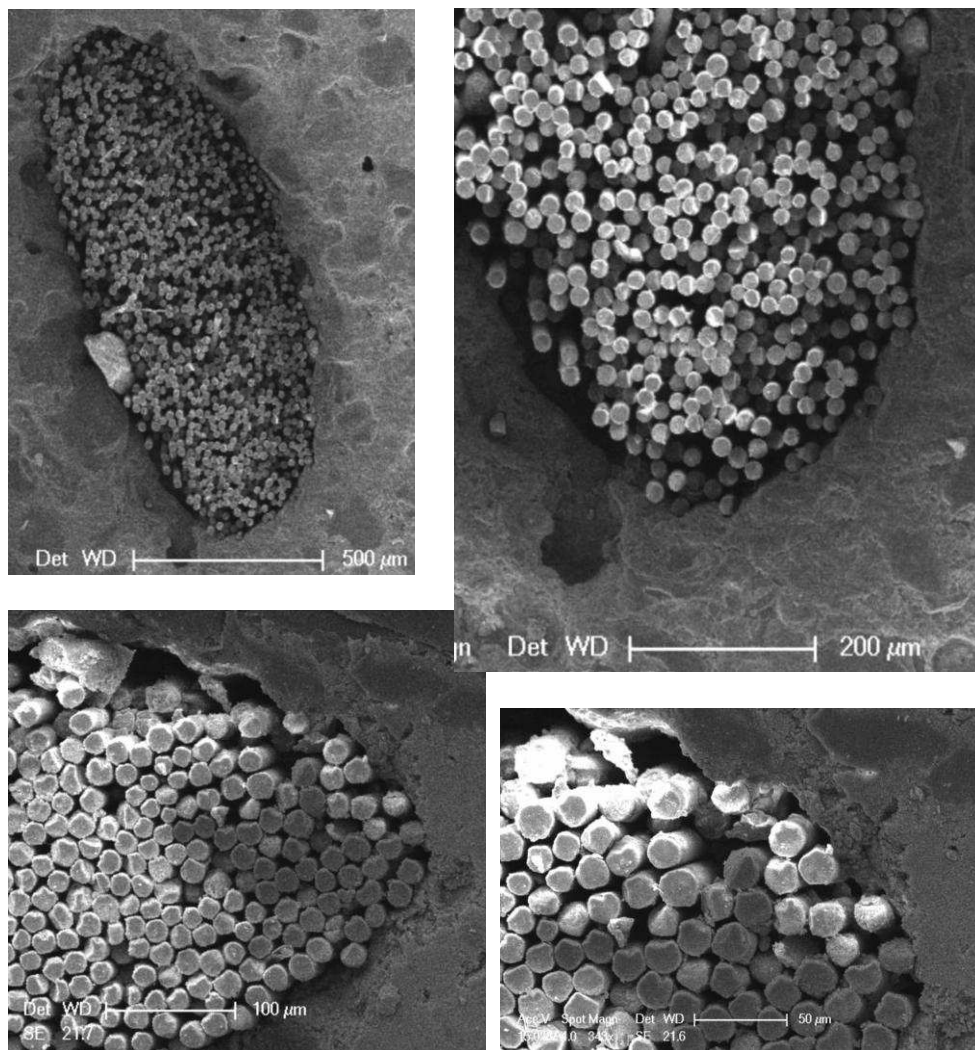


Figure 147 : Photographie MEB, en partie supérieure « E(10)/VAR(3) » et en partie inférieure « P6(10)/VAR(3) »

Tableau 39 : Structurations des composites testés

Référence des composites	Réf. de la matrice	Ép. du TRC (mm)	Réf. du renfort	Nombre de couches de renfort	Réf. du produit d'imprégnation	Taux de renfort volumique (%)	« Note » de mis en œuvre
P6(10)/VAR (3)	P6	10	VAR	3		21,8	6/10
P6(10)/VAR(3)+poly	P6	10	VAR	3	Polyester	21,8	6/10
P6(10)/VAR(3)+époxy	P6	10	VAR	3	Époxy	21,8	6/10
P6(10)/VAR(3)+latex	P6	10	VAR	3	Latex	21,8	8/10

L'étude bibliographique a montré que le procédé de préimprégnation du textile influe considérablement sur le comportement du TRC. Le procédé le plus performant s'avère être la préimprégnation du textile juste avant sa mise en œuvre au sein du TRC (préimprégnation fraîche). C'est donc cette procédure qui a été retenue au cours de cette étude.

Lors de la mise en œuvre des renforts textile par ce procédé, le produit de préimprégnation se mélange en partie avec la matrice modifiant ainsi son comportement rhéologique et possiblement ses performances mécaniques. Il est dès lors nécessaire de contrôler la quantité de produit présent sur le renfort textile ainsi que la qualité de la préimprégnation. C'est à cette fin que, après avoir été abondamment enduit par le produit par l'intermédiaire de rouleaux débulleurs, que le renfort textile est passé entre 2 cylindres en rotation qui forcent l'imprégnation mécanique et expulsent les excédents de produits « contrôlant » ainsi le taux de préimprégnation du textile. Ce procédé, est inspiré (bien que clairement simplifié) de ceux décrits au cours de la partie bibliographique [MONFORTS\_94] et [MENZEL\_97] et permet d'éviter des variations importantes du taux de produit de préimprégnation dans le TRC.

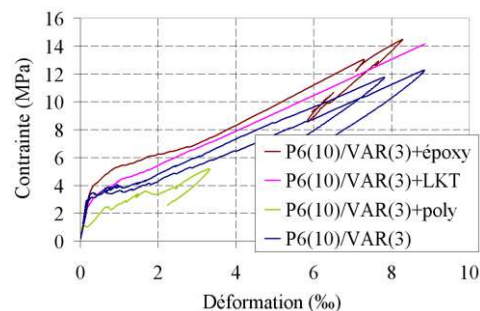
La préimprégnation « fraîche » nécessite cependant de s'interroger sur le temps nécessaire au produit pour durcir entièrement à l'intérieur de la matrice. Afin d'étudier ce paramètre, une éprouvette de chaque structuration sera ainsi testée à 28, 100 et 365 jours après son moulage. Du fait de l'unicité de l'éprouvette testée, les résultats à caractère exploratoire obtenus restent fragiles et devront être confirmés par des études ultérieures.

#### II.4.5.1 PROPRIÉTÉS FRAÎCHES DES TRC PRÉIMPRÉGNÉS

Contrairement au polyester et à l'époxy, la préimprégnation « fraîche » du textile par le latex améliore nettement la compatibilité de la matrice « P6 » avec le textile « VAR » et permet une augmentation du taux de renfort maximal admissible par « P6 » (possibilité d'enrober 5 couches de « VAR » dans 1 cm de TRC, taux de renfort de 36.3 ‰, contre 3 couches avec l'époxy ou le polyester, ou 4 couches pour le textile non préimprégné).

#### II.4.5.2 LOI DE COMPORTEMENT

La figure 148 met clairement en lumière l'impact significatif de la période de maturation des TRC préimprégnés sur les lois de comportement des différentes structurations de TRC testées. De plus, la figure 148-a montre que contrairement aux autres produits d'imprégnation testés, à 28 jours de maturation, le polyester diminue significativement les caractéristiques mécaniques par rapport au TRC non préimprégné, lequel n'affiche plus clairement de zone 3.



a) Essai à 28 jours

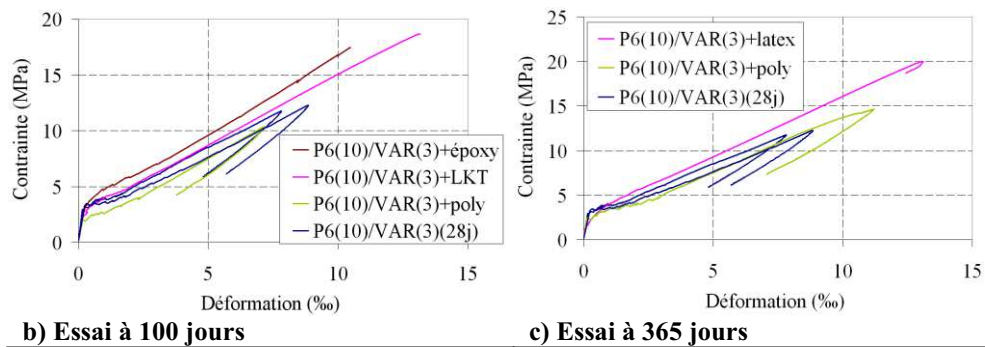


Figure 148 : Courbes contrainte-déformation en fonction du produit de préimprégnation, à différentes périodes de maturation des TRC

### II.4.5.3 ÉTUDE DES ZONES 1 ET 2

Étant donné la dispersion de l'essai de traction propre à «  $E_1$  » et l'unicité des éprouvettes testées, il semble difficile de se prononcer sur l'influence du produit d'imprégnation sur la rigidité initiale du TRC (figure 149-a). En revanche, à 28 et 100 jours de maturation, le polyester et le latex semblent diminuer «  $\sigma_{car1}$  », ce qui n'est plus le cas à 365 jours (figure 149-b). L'époxy en revanche ne semble pas avoir d'influence sur ce paramètre. Aussi, il semblerait que le polyester et particulièrement l'époxy augmentent la déformation du point caractéristique 2 et cela indépendamment de la période de maturation des TRC (figure 150). En revanche, le latex ne semble pas influencer sur ce paramètre.

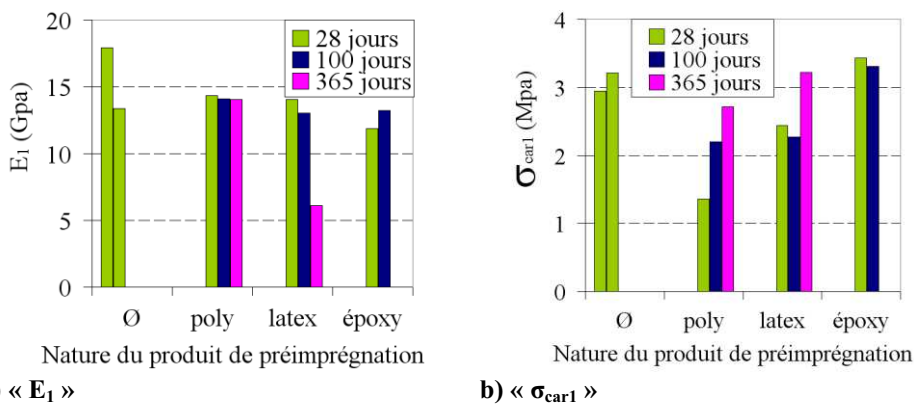


Figure 149 : Paramètres relatifs à la zone 1 des courbes contraintes déformations en fonction de la nature du produit d'imprégnation et de la période de maturation

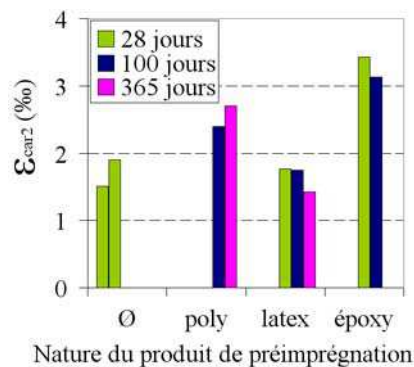


Figure 150 : «  $\epsilon_{car2}$  » en fonction de la nature du produit d'imprégnation et de la période de maturation

### II.4.5.4 ÉTUDE DE LA ZONE 3

L'étude de la zone 3 montre dans un premier temps que le produit d'imprégnation a une influence considérable sur «  $T_{fg}$  » (figure 151-b) et «  $\epsilon_{car3}$  » (figure 152) mais, moindre sur «  $T_{fE}$  » (figure 151-a). De plus, la période de maturation du TRC influence significativement «  $T_{fg}$  » et «  $\epsilon_{car3}$  » tandis qu'elle semble ne pas avoir d'impact sur «  $T_{fE}$  » (une augmentation maximale de «  $T_{fE}$  » de +4 % est observée en 11 mois pour le TRC préimprégné par latex).

Concernant le polyester, la figure 151-b montre que même à 100 jours de maturation, cette résine engendre une diminution de «  $T_{fg}$  » par rapport au composite non préimprégné limitant ainsi fortement son intérêt. Il est en effet nécessaire d'attendre plus de 100 jours pour l'amélioration de la résistance ultime. À 365 jours « P6(10)/VAR(3)+poly » montre une résistance supérieure à « P6(10)/VAR(3) ».

Par contre, cette étude montre qu'à partir de 28 jours de maturation, **la préimprégnation « fraîche » du textile par latex permet l'obtention d'un taux de travail en résistance du TRC au moins égal à celui de l'époxy.**

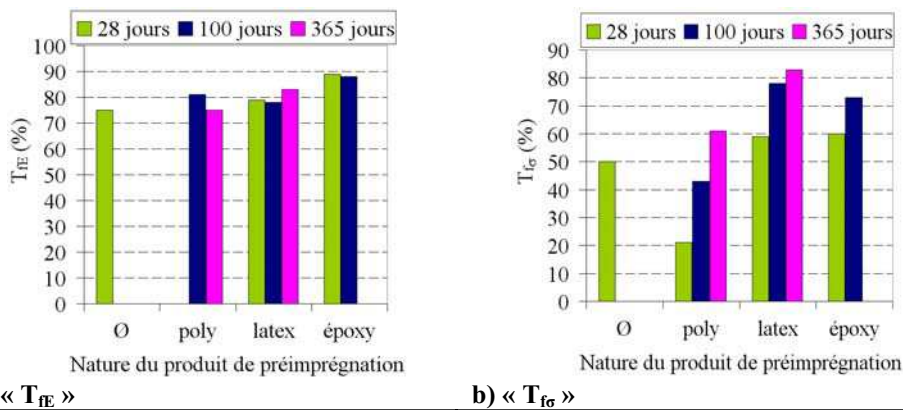
Toutefois, l'augmentation de résistance (20 %) ainsi que de «  $T_{fg}$  » (+10 %) des TRC préimprégnés par époxy et latex à 28 jours de maturation reste assez limité par rapport au TRC de référence non préimprégné. Par contre, le taux de travail en résistance à 100 jours de maturation atteint 78 % pour « P6(10)/VAR(3)+latex » ce qui se compare favorablement avec le taux de travail de « P6(10)/VAR(3)+époxy » (73 %) ainsi qu'à celui des TRC aux renforts préimprégnés par époxy testés dans la littérature («  $T_{fg}$  » de 75 %). Ce résultat est extrêmement intéressant étant donné que dans la littérature, aucun produit de préimprégnation n'a montré des performances comparables à celles de l'époxy en traction directe et place ainsi le latex comme produit de substitution potentiel à l'époxy. Cependant, une période de 100 jours pour atteindre les caractéristiques mécaniques visées reste beaucoup trop longue pour un TRC-ISRS. Il conviendra dans la suite de cette étude d'affiner l'évaluation de cette période (comprise entre 28 et 100 jours). Enfin, à plus long terme il serait intéressant de travailler sur la formulation du latex afin d'accélérer sa prise au sein du mortier et/ou d'envisager un étuvage efficace adapté aux conditions de mise en œuvre *in situ*.

Il est aussi intéressant de noter que, quelque soit la période de maturation, contrairement à «  $T_{fg}$  », «  $T_{fE}$  » est plus élevé pour « P6(10)/VAR(3)+époxy » (≈88 %) que pour de « P6(10)/VAR(3)+latex » (≈78 %).

**Tableau 40 : Taux de travail en rigidité et résistance**

(%)	28 jours		100 jours		365 jours	
	$T_{fE}$	$T_{fg}$	$T_{fE}$	$T_{fg}$	$T_{fE}$	$T_{fg}$
P6(10)/VAR (3)	75	50	-	-	-	-
P6(10)/VAR(3)+poly	-	21	81	43	75	61
P6(10)/VAR(3)+époxy	89	60	88	73	-	-
P6(10)/VAR(3)+latex	79	59	78	78	83	83





a) «  $T_{fe}$  »

b) «  $T_{fe}$  »

Figure 151 : Taux de travail en rigidité et résistance en fonction de la nature du produit d'imprégnation et de la période de maturation

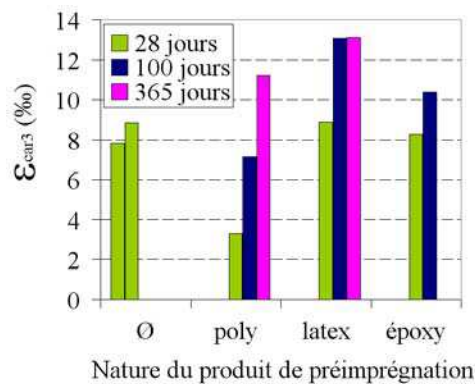


Figure 152 : «  $\epsilon_{car3}$  » en fonction de la nature du produit d'imprégnation et de la période de maturation

La réalisation d'une étude micrométrique à 28 jours de maturation des structurations « P6(10)/VAR(3)+époxy » et « P6(10)/VAR(3)+latex » a été conduite afin d'éclairer ces résultats. Cette étude montre que la préimprégnation du renfort permet clairement d'améliorer le taux d'imprégnation des fils. À noter que l'enrobage des fils par époxy est significativement meilleur que celui par latex. Certains fils préimprégnés par époxy semblent même atteindre un taux d'imprégnation de 100 % (figures 153, et 154-a). Dans le cas du latex, une proportion non négligeable des filaments (difficilement quantifiable) peut tout de même être laissé libre (figures 155).

Il semble alors évident que l'élévation de la résistance de « P6(10)/VAR(3)+époxy » au cours du temps ne peut pas être due à une augmentation du taux d'imprégnation de son renfort textile. Cette évolution semble donc liée à l'évolution des propriétés mécaniques de la résine et/ou de l'interphase fil-matrice au cours du temps et donc au temps de polymérisation de la résine. Il semblerait ainsi que la polymérisation de la résine soit extrêmement ralentie au sein du mortier.

Une polymérisation plus rapide du latex que de l'époxy au sein du mortier pourrait, au moins en partie, expliquer pourquoi avec un taux d'imprégnation plus faible le latex confère une meilleure résistance du TRC à 100 jours que l'époxy.

Aussi, le fait que «  $T_{FE}$  » n'évolue pas en fonction de la période de maturation confirme que les mécanismes d'adhérence fil matrice ont une influence moindre sur ce dernier.

L'augmentation de «  $T_{FE}$  » constatée entre « P6(10)/VAR(3)+époxy » et « P6(10)/VAR(3)+latex » ou « P6(10)/VAR(3) » pourrait éventuellement être attribuable à une dégradation des fils engendrée par la propagation et l'ouverture des fissures moindre lorsque les fils sont préimprégnés par époxy que lorsqu'ils le sont par latex ou non imprégnés.

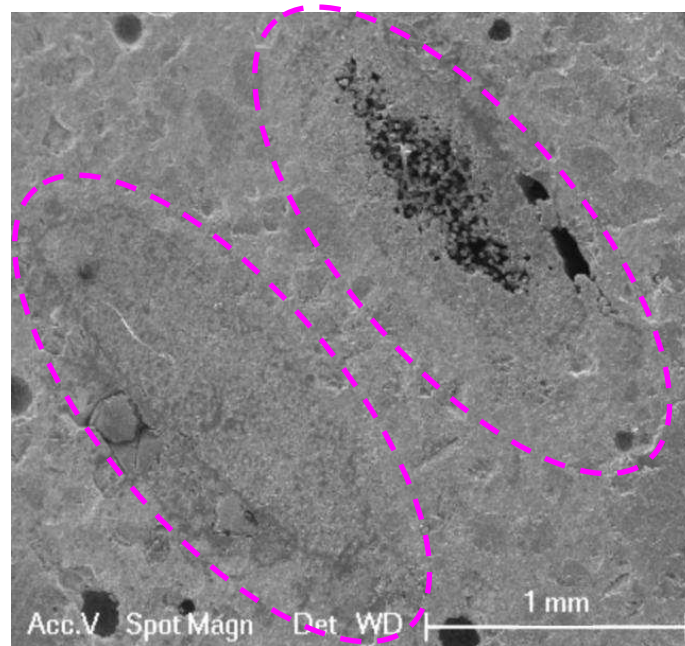
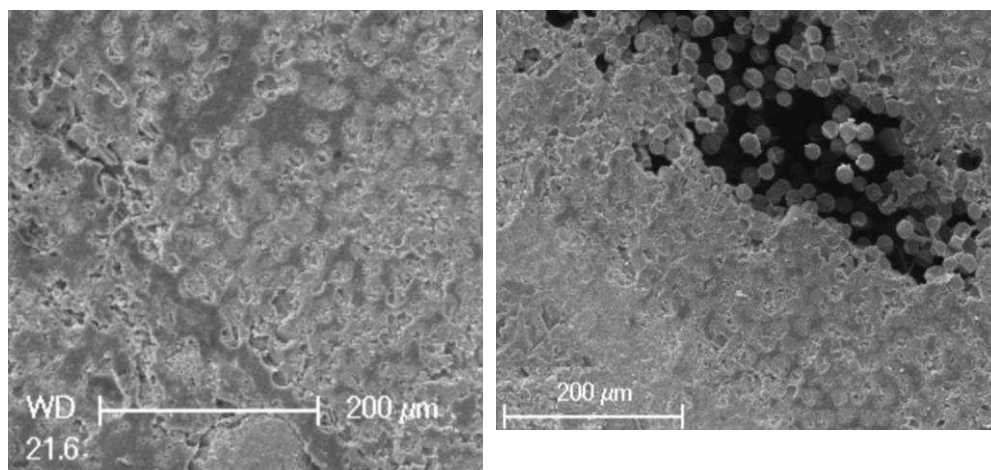


Figure 153 : Photographie MEB, « P6(10)/VAR(3)+époxy » à 28 jours de maturation (fil entourée par des traits interrompus)



a) Grossissement d'une partie du premier fil a) Grossissement d'une partie du second fil

Figure 154 : Photographie MEB, grossissement des fils visualisés sur la figure 153

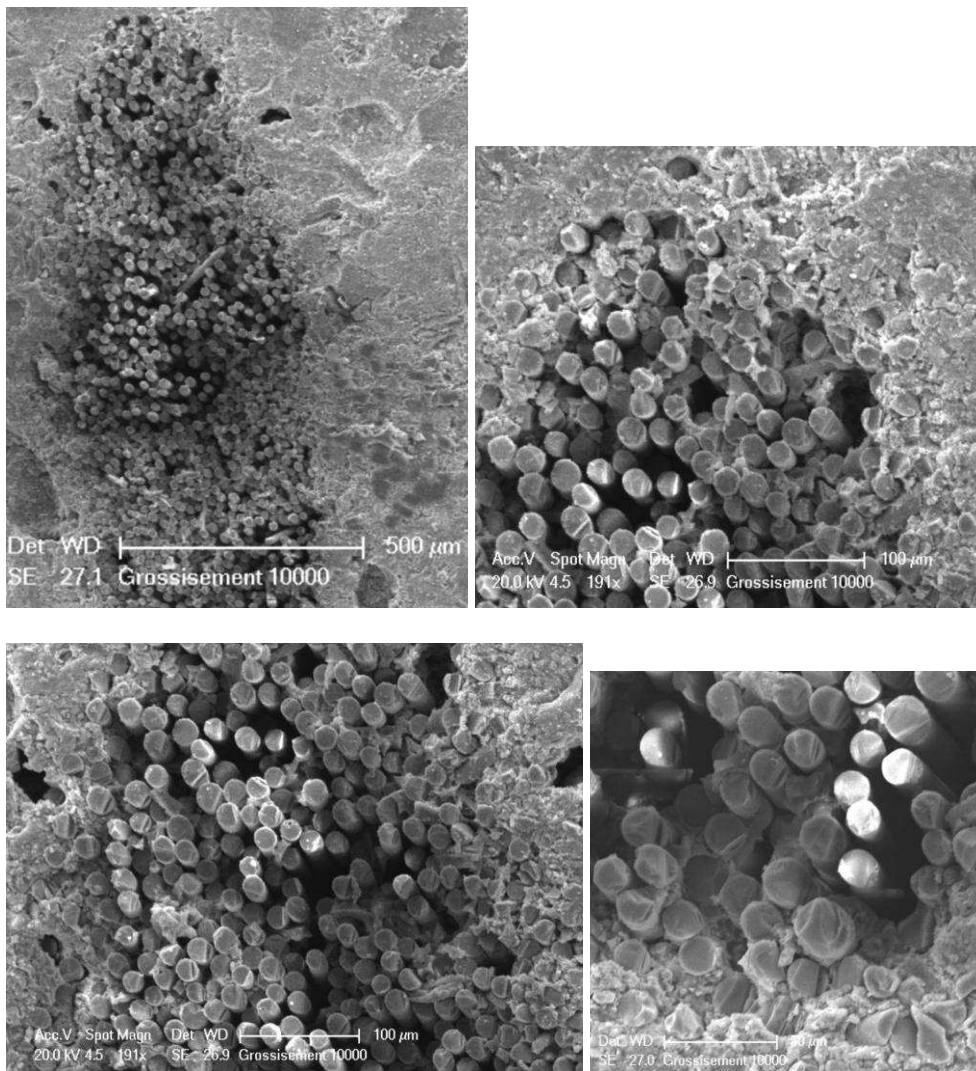


Figure 155 : Photographie MEB, « P6(10)/VAR(3)+LKT » à 28 jours de maturations

### II.4.5.5 MODE DE RUPTURE

La préimprégnation du textile semble être en mesure de modifier le mode de rupture de l'éprouvette. En effet, contrairement à toutes les structurations des éprouvettes précédemment testées, « P6(10)/VAR(3)+latex » affiche une rupture en partie centrale de l'éprouvette à 100 jours (figure 156). Aussi, contrairement à toutes les structurations de TRC testées précédemment, à partir de 100 jours, « P6(10)/VAR(3)+latex » montre un «  $T_{fg}$  » égale à «  $T_{fE}$  » (78 %).

Ce constat est en accord avec les hypothèses émises dans les paragraphes précédents qui stipulent que «  $T_{fg}$  » serait lié à la dégradation du renfort au niveau des fissures périphériques alors que «  $T_{fE}$  » serait lié à la dégradation du renfort au niveau des fissures centrales de l'éprouvette. D'après ces hypothèses le fait que «  $T_{fg}$  » soit égal à «  $T_{fE}$  » signifie que la dégradation



Figure 156 : « P6(10)/VAR(3)+latex » après rupture

des fils dans le talon est du même ordre de grandeur que celle observée au centre de l'éprouvette et expliquerait ainsi le mode de rupture de cette éprouvette. Toutefois au cours de cette thèse, une seule autre éprouvette a montré un «  $T_{fg}$  » égal à «  $T_{fe}$  » et a rompu au niveau des fissures périphériques. Ainsi de plus amples investigations seraient indispensables pour améliorer l'étude de ce phénomène et affiner cette hypothèse.

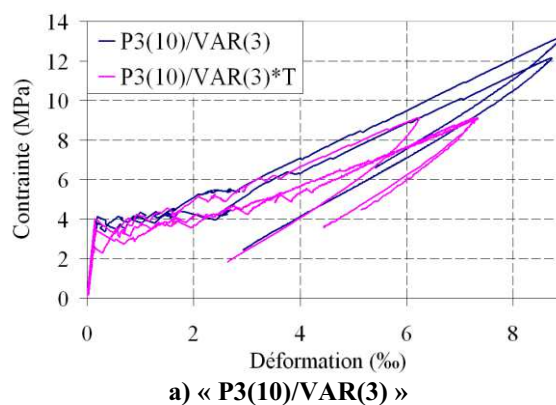
## II.4.6 PROCÉDÉ DE MISE EN ŒUVRE

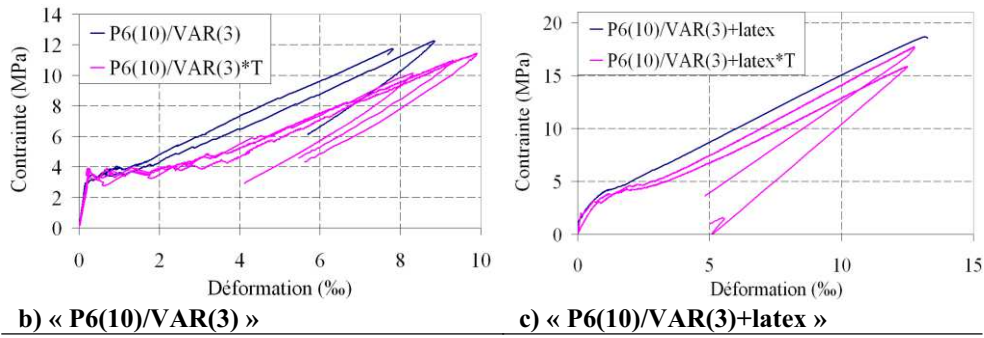
Jusqu'à ce point de l'étude toutes les éprouvettes de TRC ont été mises en œuvre par moulage au contact au débulleur favorisant ainsi l'enrobage des renforts textile (cf. §.II.3.1.1.a). Cependant, le procédé de moulage au contact à la truelle serait plus intéressant car il permet d'augmenter significativement la vitesse de mise en œuvre de ces composites. Afin de se prononcer sur la méthode de mise en œuvre à préconiser pour les TRC-ISRS, il semble alors nécessaire d'étudier l'influence sur le comportement mécanique, d'une mise en œuvre à la truelle comparativement à l'emploi d'un rouleau débulleur. À cet effet, 3 structurations de TRC jugées intéressantes sont testées pour chacun des 2 procédés de mise en œuvre (tableau 41). Entre 2 et 3 corps d'épreuve sont considérés par structuration de TRC 28 jours après leur coulage ou 100 jours pour les TRC dont le renfort est préimprégné de latex.

Tableau 41 : Structurations des composites testés

Référence des composites	Réf. de la matrice	Ép. du TRC (mm)	Réf. du renfort	Nombre de couches de renfort	Réf. produit d'imprégnation	Taux de renfort volumique (‰)	Procédé de mise en œuvre
P3(10)/VAR(3)	P3	10	VAR	3	-	21,8	Débulleur
P3(10)/VAR(3)*T	P3	10	VAR	3	-	21,8	Truelle
P6(10)/VAR(3)	P6	10	VAR	3	-	21,8	Débulleur
P6(10)/VAR(3)*T	P6	10	VAR	3	-	21,8	Truelle
P6(10)/VAR(3)+latex	P6	10	VAR	3	Latex	21,8	Débulleur
P6(10)/VAR(3)+latex*T	P6	10	VAR	3	Latex	21,8	Truelle

### II.4.6.1 LOI DE COMPORTEMENT

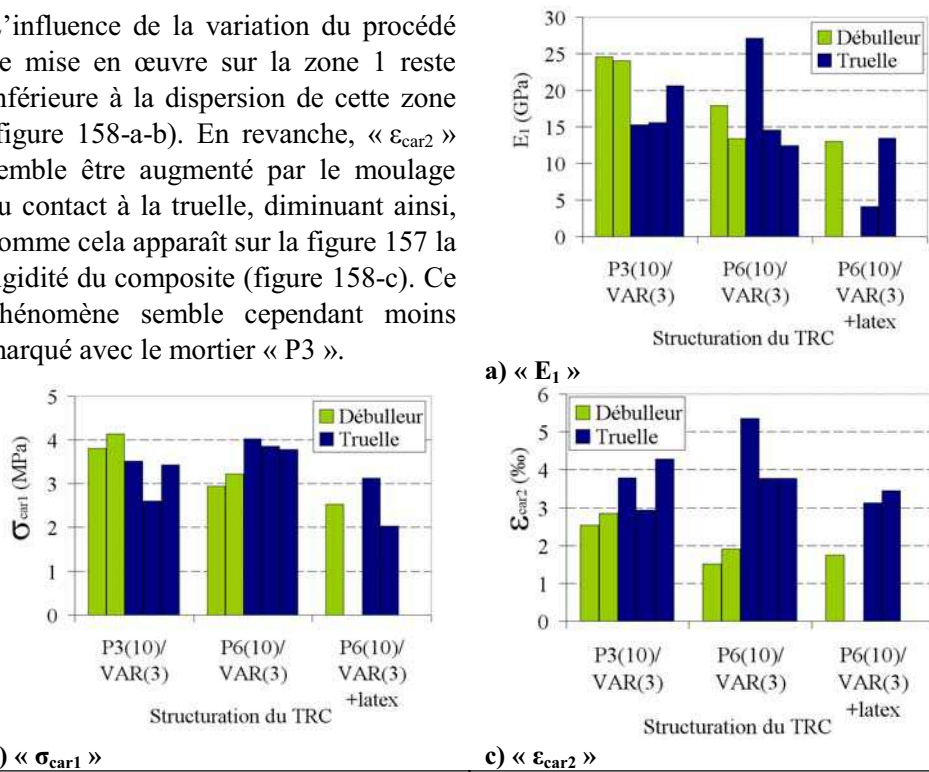




**b) « P6(10)/VAR(3) »** **c) « P6(10)/VAR(3)+latex »**  
**Figure 157 : Loies de comportement des TRC en fonction du procédé de mise en œuvre (moulage au contact au débulleur ou à la truelle) et de la structuration du TRC**

### II.4.6.2 ÉTUDE DES ZONES 1 ET 2

L'influence de la variation du procédé de mise en œuvre sur la zone 1 reste inférieure à la dispersion de cette zone (figure 158-a-b). En revanche, «  $\epsilon_{car2}$  » semble être augmenté par le moulage au contact à la truelle, diminuant ainsi, comme cela apparaît sur la figure 157 la rigidité du composite (figure 158-c). Ce phénomène semble cependant moins marqué avec le mortier « P3 ».



**a) «  $E_1$  »** **b) «  $\sigma_{car1}$  »** **c) «  $\epsilon_{car2}$  »**  
**Figure 158 : Paramètres relatifs aux zones 1 et 2 des courbes contraintes déformations en fonction du procédé de mise en œuvre (moulage au contact au débulleur ou à la truelle) et de la structuration du TRC**

### II.4.6.3 ÉTUDE DE LA ZONE 3

Pour les 3 structurations de TRC testées, le taux de travail en résistance diminue pour une mise en œuvre à la truelle (entre -5 % et -14 %). Cela pourrait traduire une diminution de l'adhérence textile-mortier engendrée par un enrobage du textile de moins bonne qualité induit par la suppression du passage du rouleau débulleur dans le processus de mise en œuvre.

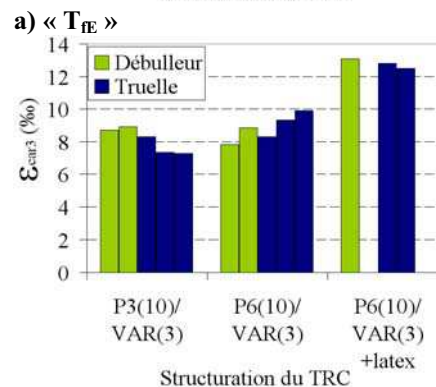
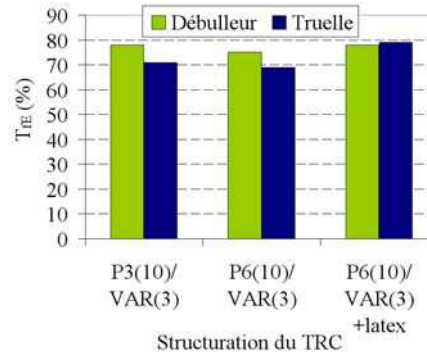
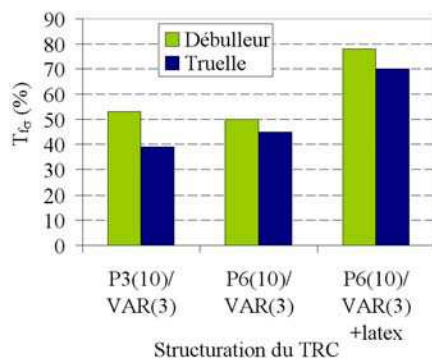
En revanche, le taux de travail en rigidité est légèrement diminué par le changement de procédé de mise en œuvre pour « P3(10)/VAR(3) » et « P6(10)/VAR(3) » mais ne l'est pas pour « P6(10)/VAR(3)+latex ». Cela semble

confirmer que le comportement de «  $T_{fE}$  » n'est pas directement lié à celui de «  $T_{f\sigma}$  ». Ainsi, comme cela a été précédemment remarqué, d'autres paramètres probablement prépondérants par rapport à l'adhérence fil mortier gouvernent «  $T_{fE}$  ».

Enfin, «  $\epsilon_{car3}$  » est légèrement influencé par ce changement de procédé de mise en œuvre, mais aucune tendance ne se dégage clairement (car la rigidité et la résistance du composite sont diminuées par la mise en œuvre à la truelle)

**Tableau 42 : Taux de travail en rigidité et résistance**

	$T_{fE}$ (%)	$T_{f\sigma}$ (%)
P3(10)/VAR(3)	78	53
P3(10)/VAR(3)*T	71	39
P6(10)/VAR(3)	75	50
P6(10)/VAR(3)*T	69	45
P6(10)/VAR(3)+latex	78	78
P6(10)/VAR(3)+latex*T	79	70



b) «  $T_{fg}$  »

c) «  $\epsilon_{car3}$  »

**Figure 159 : Paramètres relatifs à la zone 3 des courbes contraintes déformations en fonction du procédé de mis en œuvre (moulage au contact au débulleur ou à la truelle) et de la structuration du TRC**

Forts des résultats acquis, notamment en termes d'influence du mortier et de l'impact de la résine d'imprégnation sur le comportement des TRC, il est désormais possible de mettre au point un TRC amélioré dont la vocation est le renforcement vis-à-vis de l'effort tranchant de poutres béton armé.

Aussi, des considérations liées à la durabilité du TRC couplées à des impératifs économiques incontournables ont dicté le choix du textile verre-AR et le latex.

Bien que le procédé de mise en œuvre à la truelle s'avère ne pas être rédhibitoire vis-à-vis du comportement mécanique du TRC « P6(10)/VAR(3)+latex », **la mise en œuvre au rouleau débulleur lui est sera préférée dans la suite de ces travaux** (afin d'aborder l'étude de la réparation de poutre par TRC avec un matériau présentant des performances mécaniques optimales).

### II.4.7 TRC-ISRS AMÉLIORÉ

Afin d'être commercialisé en tant que matrice de composite textile-mortier de réparation (ou de renforcement) de structures mises en œuvre *in situ* (TRC-ISRS), un mortier-IS, nommé « MIS », a finalement été développé en collaboration avec un partenaire industriel. Cette campagne a été basée sur les résultats développés au cours de ce chapitre. Cependant, la formulation, ni même les essais ayant conduit à ce mortier ne pourront être détaillés dans cette thèse pour cause de clause de confidentialité.

Ce mortier a été développé afin d'être couplé avec un renfort textile de verre-AR (VAR) préimprégné de latex et vise à permettre un taux de renfort maximal. Un taux de renfort de 43.6 ‰ a ainsi pu être atteint (contre 21.8 ‰ pour le mortier commercial « E »). **Ce composite amélioré « MIS(5)/VAR(3)+latex » est celui qui est retenu pour la réparation des poutres béton armé à l'effort tranchant.** C'est dans ce cadre que son comportement à la traction est décrit au cours de ce paragraphe.

#### II.4.7.1 PROPRIÉTÉS À L'ÉTAT FRAIS DE LA MATRICE « MIS »

Cette matrice a, entre autres choses, permis la mise en œuvre satisfaisante par moulage au contact d'une bande de « MIS(5)/VAR(3)+latex » d'une surface de 0.15 x 2 m en sous-face d'une poutre de béton armé (figure 160-a) ainsi que d'une bande en « U » de surface (0.5 x 0.65 m) sur les faces latérales et inférieures d'une poutre de béton armé (figure 160-b). Il peut ainsi être considéré que l'adhérence à l'état frais de cette matrice avec son support (la capacité de la matrice à permettre l'application et le maintien du composite TRC en sous-face de poutres en béton armé) est satisfaisante vis-à-vis du renforcement ou de la réparation de poutres béton armé. Le comportement mécanique de ce TRC (« MIS(ép)/VAR(nb)+latex ») appliqué à la réparation par moulage au contact *in situ* de poutres béton armé à l'effort tranchant sera étudié dans le chapitre suivant.



a) En sous-face (200 x 15 cm)



b) En « U » (50 x 25 x 15 cm)

Figure 160 : Test du maintien du TRC sur des poutres en béton armé

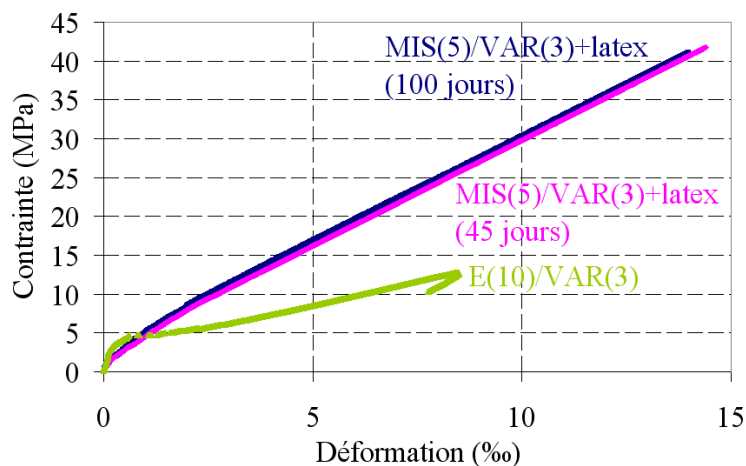
#### II.4.7.2 LOIS DE COMPORTEMENT ET TAUX DE TRAVAIL DE LA MATRICE « MIS »

Afin d'illustrer les améliorations du comportement mécanique apporté au composite « TRC-ISRS », propre à l'amélioration de la matrice et à la préimprégnation du textile par latex, la loi de comportement ainsi que le taux de

travail en résistance et rigidité du composite amélioré « MIS(5)/VAR(3)+latex » est comparé à celui de du composite initialement étudié « E(10)/VAR(3) ». Aussi, l'influence, sur la loi de comportement du TRC, de la réduction de la période de maturation de « MIS(5)/VAR(3)+latex » à 45 jours au lieu de 100 jours est étudiée. Enfin, afin de positionner le comportement induit par la matrice « MIS » par rapport à la matrice « P6 », le taux de travail en résistance et rigidité du composite « MIS(5)/VAR(3)+latex » est confronté à « P6(10)/VAR(3)+latex ».

**Tableau 43 : Structurations des composites testés**

Référence des composites	Réf. de la matrice	Ép. du TRC (mm)	Réf. du renfort	Nombre de couches de renfort	Réf. produit d'imprégnation	Taux de renfort volumique (%)	« Note » de mis en œuvre
E(10)/VAR(3)	E	10	VAR	3	-	21,8	4,5/10
P6(10)/VAR(3)+latex	P6	10	VAR	3	Latex	21,8	8/10
MIS(10)/VAR(3)+latex	P19	10	VAR	3	Latex	21,8	9/10
MIS(5)/VAR(3)+latex	P19	5	VAR	3	Latex	43.6	9/10



**Figure 161 : Confrontation des courbes contraintes déformation des TRC caractérisant l'évolution de la formulation des matrices au long de cette thèse**

En comparant « MIS(5)/VAR(3)+latex » à « E(10)/VAR(3) » il apparaît que les études sur la formulation du mortier et la nature du produit de préimprégnation ont à elles seules permis de tripler sa résistance, de doubler sa rigidité et d'augmenter le taux de travail en résistance des fils de verre-AR de +32 %. «  $T_{fr}$  » atteint ainsi une valeur de 82 % pour ce TRC-ISR.

Il apparaît aussi que le comportement de « MIS(5)/VAR(3)+latex » est très proche à 45 ou 100 jours de maturation (figure 161). **Les poutres renforcées par ce matériau pourront ainsi être testées après une période de 45 jours de maturation.**

Enfin, en comparant les taux de travail des composites « P6(10)/VAR(3)+latex » et « MIS(5)/VAR(3)+latex » (tableau 44), il apparaît que les caractéristiques mécaniques de ce dernier restent assez proches de celles du composite « P6(10)/VAR(3)+latex ».



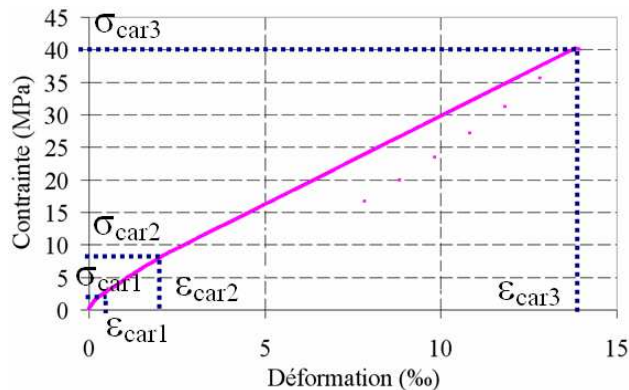
**Tableau 44 : Taux de travail en rigidité et résistance**

Références des TRC	$T_{fE}$ (%)	$T_{f\sigma}$ (%)
E(10)/VAR(3)	80	52
P6(10)/VAR(3)+latex (100 jours)	78	78
MIS(5)/VAR(3)+latex (45 jours)	84	83

En vue de l'étude du TRC « MIS(5)/VAR(3)+latex » vis-à-vis de la réparation des poutres béton armé à l'effort tranchant, les paramètres représentatifs de sa loi de comportement ainsi que de son espacement et ouverture de fissures moyens en traction directe sont présentés dans le tableau 45.

**Le poids relatif des considérations de résistance (gains de capacité portante) étant plus déterminant dans notre choix, en accord avec les textes normatifs actuellement en vigueur, que celui lié aux capacités de dissipation (« ductilité », comportement post-pic) le composite TRC développé est associé à une zone 2 à la fois très lissée et sensiblement tronquée (figure 162).**

**Il n'en demeure pas moins que l'opportunité de considérer des TRC potentiellement moins résistants mais plus dissipatifs demeure une solution intéressante dans une perspective valorisant le comportement dissipatif.**



**Figure 162 : Comportement contrainte-déformation du TRC « MIS(5)/VAR(3)+latex » à 45 jours de maturation**

**Tableau 45 : Paramètre caractéristiques du TRC étudié au cours de ce chapitre**

$\sigma_{car1}$	2.2 MPa
$E_1$	6470 MPa
$\epsilon_{car1}$	0.34 ‰
$\sigma_{car2}$	8.2 MPa
$\epsilon_{car2}$	2.1 ‰
$\sigma_{car3}$	41 MPa
$E_3$	2720 MPa
$\epsilon_{car3}$	14 ‰
$\langle x_f \rangle$	4 mm
$\omega$	0.06 mm

#### II.4.8 DÉTERMINATION DU SCHÉMA DE FISSURATION EN FONCTION DU CHARGEMENT APPLIQUÉ AU TRC-ISRS

Ce paragraphe a pour objectif la détermination et la validation d'un modèle analytique permettant de décrire simplement l'évolution du schéma de fissuration (espacement et ouverture de fissures) moyen tout au long du chargement des TRC-ISRS. Cette étude est entreprise afin d'ouvrir le champ au développement de futurs modèles de dimensionnement intégrant les états limites de service (ELS).

Comme cela a précédemment été détaillé (paragraphe II.3.3.3) le modèle de Cuypers permet la détermination de l'espacement moyen des fissures en fonction

du chargement, grâce à un recalage de la courbe contrainte-déformation et à la connaissance de l'espacement des fissures à rupture. Cependant, cela a uniquement été vérifié sur une structuration de TRC dont les propriétés mécaniques sont assez éloignées de la plupart des structurations de TRC-ISRS testées au cours de cette thèse. Il est aussi intéressant de rappeler que le modèle de Cuypers est une simplification du modèle de Ahn (détaillé en ANNEXE D.3). En effet, contrairement au modèle de Ahn, le modèle de Cuypers, considère une température constante, une distribution de Weibull à 2 paramètres au lieu de 3 et remplace le paramètre ( $\Lambda$ ) (qui lie directement l'espacement moyen entre fissures en fin de multi-fissuration «  $\langle x_f \rangle$  », à la longueur de glissement caractéristique entre le renfort et la matrice «  $\delta_R$  » en fonction des paramètres de Weibull) par une constante (égale à 1.337), calculée selon l'hypothèse que «  $\langle x_f \rangle$  » suit la loi de l'espacement moyen entre des voitures garées librement le long d'une route [WINDOM\_66]).

La confrontation des résultats expérimentaux à ces modèles analytiques permettra ainsi d'étudier leur validité vis-à-vis des TRC-ISRS, et si nécessaire de les adapter. Cette confrontation permettra aussi d'étudier le bien fondé des simplifications du modèle de Cuypers vis-à-vis des TRC-ISRS.

Les modèles semi-probabilistes de Cuypers et Ahn étant basés sur des caractéristiques propres à la matrice, il a été choisi de recalibrer ces modèles grâce aux études réalisées sur la matrice de référence « E » car les TRC composés à partir de cette matrice ont été étudiés de manière plus approfondie au cours de cette thèse. Les paramètres stochastiques de cette matrice pourront ainsi être déterminés plus finement. L'évolution du schéma de fissuration en fonction du chargement est ainsi étudiée sur un échantillon représentatif du comportement local des TRC de matrice « E » issus des éprouvettes ayant fait l'objet de mesures de champ. Cet échantillon de 9 éprouvettes de structuration E(10)/Pa-1(3), E(10)/Pa-3(3), E(5)/Pa-2(2), E(10)/VE1-2(3) et E(10)/VE2(3) présente de faibles défauts de fabrication et des ouvertures des fissures suffisamment importantes pour permettre l'analyse des schémas de fissurations sur toute la longueur de l'éprouvette.

#### II.4.8.1 DESCRIPTION SOMMAIRE DES MODÈLES DE AHN ET CUYPERS

Deux hypothèses simplificatrices du modèle de Ahn ont été considérées. Premièrement, l'hypothèse de Pryce et Smith [PRYCE\_93] stipulant que les fissures sont considérées également espacées tout au long de l'évolution du chargement est adoptée car il serait très lourd et complexe de s'en passer (il faudrait notamment connaître la distribution de la fragmentation de la matrice. La seconde consiste à simplifier le modèle de Ahn en n'intégrant pas la variation de température dans le modèle (cet aspect sortant du cadre de la thèse). Les formules clefs du modèle de Ahn ainsi simplifiées sont données ci-après. Concernant, le modèle de Cuypers, il est identique au modèle de Ahn décrit ci-après à l'exception du fait que  $\sigma^*$  est considérée comme nulle et  $\Lambda$  constant et égal à 1.337.

Enfin, il est intéressant de souligner que dans les modèles de Ahn et Cuypers, l'adhésion à l'interface fibre matrice est considérée comme faible. De ce fait, contrairement au modèle de [CURTIN\_98] la contrainte de décollement ( $\sigma_{deb}$ , figure 164) est considérée comme négligeable devant «  $\sigma_R$  ». Cette hypothèse reste

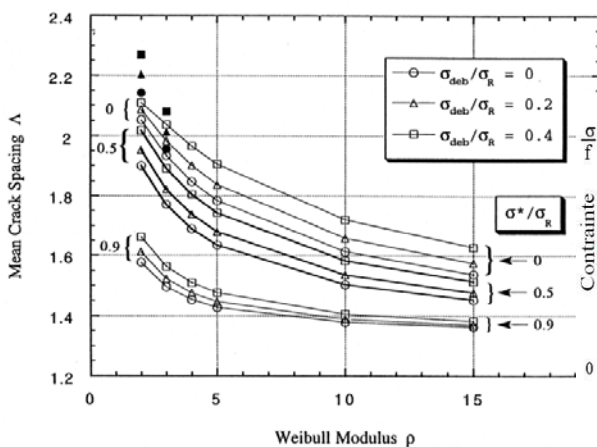
potentiellement représentative dans le cas des TRC non préimprégnés, étant donné le très faible taux d'imprégnation observé sur les fils. Quoiqu'il en soit, si les modèles de Ahn et Cuyers s'avèrent ne pas être satisfaisants, il pourra être intéressant de revenir sur cette hypothèse.

**Tableau 46 : Significations des paramètres utilisés au cours de cette partie**

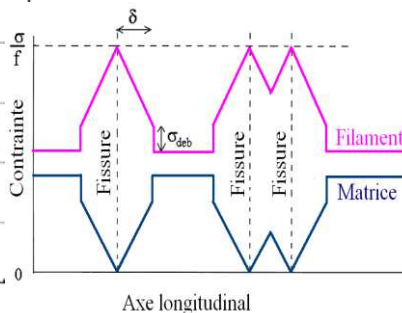
$E_l$	Rigidité initiale du TRC (zone I)
$E_f$	Module d'Young des filaments
$E_m$	Module d'Young de la matrice
$f$	Fraction volumique des fils longitudinaux dans le composite
$\langle x \rangle$	Espacement moyen entre les fissures de la matrice
$\langle x_f \rangle$	Espacement moyen finale entre les fissures de la matrice
$\delta$	Longueur de glissement entre le renfort et la matrice (évoluant au cours du chargement)
$\delta_R$	Longueur de glissement caractéristique entre le renfort et la matrice
$\varepsilon_c$	Déformation moyenne dans le composite
$\rho$	Module de Weibull caractérisant la dispersion de résistance de la matrice en traction
$\sigma^*$	Borne inférieure de résistance de la matrice en traction
$\sigma_c$	Contrainte moyenne dans le composite
$\sigma_R$	Résistance caractéristique de la fissuration de la matrice du composite dans le modèle de Weibull
$\phi$	Nombre de défauts dans la matrice d'un composite pour un volume donné

Équation 2 : 
$$\frac{\langle x_f \rangle}{\langle x \rangle} = 1 - e^{-\phi(\sigma)} \text{ avec } \phi(\sigma) = \left( \frac{\sigma - \sigma^*}{\sigma_R - \sigma^*} \right)^{\rho} \text{ et } \sigma > \sigma^*$$

Équation 3 : 
$$\langle x_f \rangle = \Lambda \left( \rho, \frac{\sigma^*}{\sigma_R} \right) \cdot \delta_R$$



**Figure 163 : Abaque reliant le paramètre «  $\Lambda$  » au module de Weibull «  $\rho$  » en fonction de «  $\sigma_{deb}$  », «  $\sigma_R$  » et «  $\sigma^*$  » [CURTIN\_98]**



**Figure 164 : Illustration des paramètres «  $\delta$  » et «  $\sigma_{deb}$  » [CURTIN\_98]**

Équation 4 :  $E_1 = f \times E_f + (1-f) \times E_m$       Équation 5 :  $\alpha' = \frac{E_m \cdot (1-f)}{E_1 \cdot f}$

Équation 6 : pour  $\langle x \rangle < 2.8$       Équation 7 : pour  $\langle x \rangle > 2.8$

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{f \cdot E_f} - \frac{\alpha' \cdot \Lambda \cdot \sigma_R}{4 \cdot E_f} \cdot (1 - e^{-\phi(\sigma)})$$

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{E_1} + \frac{\alpha' \cdot \sigma_c^2}{\Lambda \cdot \sigma_R \cdot E_f} \cdot (1 - e^{-\phi(\sigma)})$$

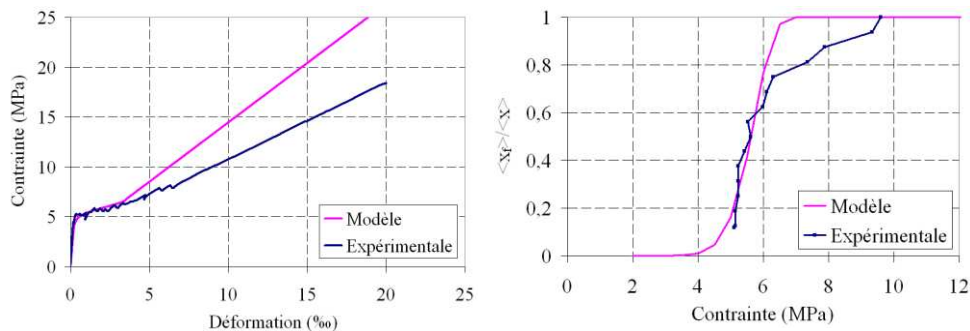
### II.4.8.2 RECALAGE DU MODÈLE DE AHN

Ce paragraphe définit la procédure à mettre en œuvre afin de recalage le comportement contrainte-déformation du modèle de Ahn sur celui obtenu expérimentalement et en déduire ainsi la courbe théorique du rapport entre l'espacement moyen des fissures à rupture du TRC et l'espacement moyen des fissures ( $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ ) en fonction de la contrainte moyenne du TRC. Aussi, la procédure à appliquer pour le recalage du modèle de Cuypers étant identique (en considérant cependant  $\sigma^* = 0$  et  $\Lambda = 1.337$ ), elle ne sera pas détaillée.

La valeur de  $\sigma^*$  (1.7 MPa) est obtenue en considérant le plus faible  $\sigma_{car1}$  relevé dans toutes les éprouvettes de matrice « E » renforcées par grilles non préimprégnées testées au cours de cette thèse. Les valeurs de ( $E_f$ ,  $E_m$  et  $f$ ) utilisées au cours de cette partie sont celles qui nous ont été communiquées par les fournisseurs de matériaux (II.2).

La courbe expérimentale de  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$  en fonction de la contrainte est obtenue par la mesure de champ réalisée par corrélation d'image. Enfin, les valeurs des 2 paramètres de Weibull  $\rho$  et  $\sigma_R$  sont obtenues par un recalage de la courbe contrainte-déformation moyenne du composite.

Il apparaît alors clairement (figure 165), que ce modèle ne permet pas de recalage le comportement contrainte-déformation expérimentale de la zone 3. Cela confirme les conclusions avancées dans la partie précédente (clairement mise en valeur par «  $T_{fs}$  » et «  $T_{fe}$  ») stipulant que dans la troisième zone de la courbe contrainte-déformation, seule une proportion des filaments sollicités en traction est effectivement mobilisée.



a) Courbes contrainte-déformation      b) Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte  
**Figure 165 : Confrontation modèle analytique de Ahn à l'expérimentale ( $\sigma_R = 5.8$  MPa,  $\rho = 8$ )**

Dès lors, un paramètre intégrant ce phénomène est introduit dans le modèle : le taux de travail des fils «  $T_f$  ». «  $T_f$  » multiplie alors le taux de renfort «  $f$  », dans toutes les équations. Au même titre que les paramètres de Weibull, «  $T_f$  » doit être recalé sur la courbe contrainte-déformation expérimentale.

Équation 8 :

$$E_1 = T_f \cdot f \cdot E_f + (1 - T_f \cdot f) \cdot E_m$$

Équation 9 :

$$\alpha' = \frac{E_m \cdot (1 - T_f \cdot f)}{E_1 \cdot T_f \cdot f}$$

Équation 10 : pour  $\langle x \rangle < 2.8$

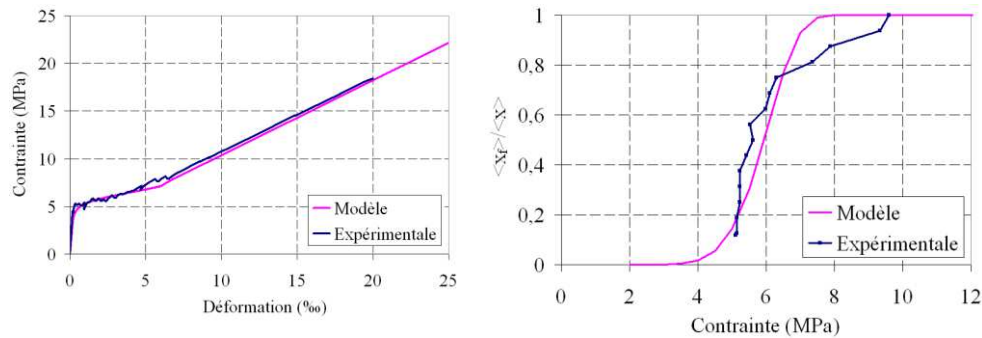
$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{T_f \cdot f \cdot E_f} - \frac{\alpha' \cdot \Lambda \cdot \sigma_R}{4 \cdot E_f} \cdot (1 - e^{-\phi(\sigma)})$$

Équation 11 : pour  $\langle x \rangle > 2.8$

$$\varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{E_1} + \frac{\alpha' \cdot \sigma_c^2}{\Lambda \cdot \sigma_R \cdot E_f} \cdot (1 - e^{-\phi(\sigma)})$$

Bien que le recalage de la courbe contrainte-déformation se fasse dorénavant au moyen de 3 paramètres, celui-ci reste simple et quasiment indépendant de l'opérateur. En effet, chacun de ces 3 paramètres a un effet indépendant sur la courbe théorique. «  $\sigma_R$  » influe sur la contrainte moyenne du palier de la zone 2, «  $\rho$  » sur la forme de ce dernier (avec une allure proche du modèle ACK pour une valeur élevée, figure 167, et un palier beaucoup plus incliné et courbé pour une valeur faible, figure 168) et «  $T_f$  » sur la raideur de la zone 3 (son influence est clairement illustrée en confrontant les figures 165 et 166).

Grâce à l'introduction de ce paramètre, la figure 166-a présente ainsi une courbe contrainte-déformation plus en adéquation de celle obtenue expérimentalement. Une légère divergence pourra cependant être notée en début et fin de la zone 2. Ce recalage permet d'obtenir la courbe  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte. La précision de cette dernière est discutée au cours du paragraphe suivant. Enfin, pour obtenir l'espacement moyen de la fissuration en fonction du chargement il est nécessaire de connaître l'espacement moyen de la fissuration juste avant la charge de rupture. Cet espacement pourrait être obtenu de manière simple et peu onéreuse au moyen d'un révélateur de fissure.



a) Courbes contrainte-déformation

b) Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte

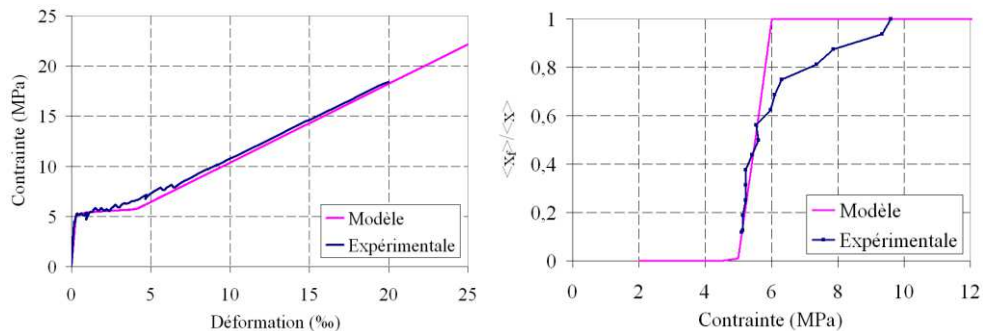
Figure 166 : Confrontation modèle analytique recalé-expérimentale ( $\sigma_R = 6.2$  MPa,  $\rho = 6$ ,  $T_f = 0.66$ )

En privilégiant le recalage du début de la zone 2 de la courbe contrainte-déformation, il apparaît dès lors que le comportement qualitatif et quantitatif du début de la courbe  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte est précisément modélisé (figure 167). Une conclusion analogue est obtenue en privilégiant le recalage de la fin de la zone 2 (figure 168). Il semblerait donc que si la distribution de Weibull était remplacée dans ce modèle par une distribution permettant de recaler plus précisément le comportement de la courbe contrainte-déformation, alors le comportement de la courbe  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte pourrait être très finement recalé (le constat serait

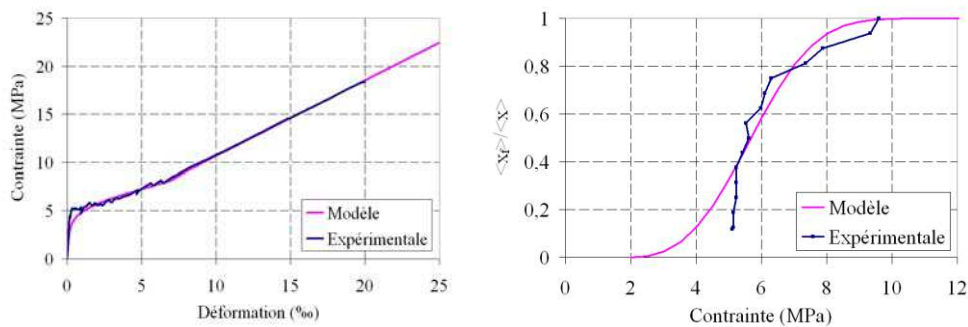
valide si l'on inversait la proposition). Ce résultat a été montré en ANNEXE E et permet effectivement d'obtenir très précisément le schéma de fissuration moyen lié à une éprouvette testée en traction. Différentes méthodes sont envisageables pour affiner la distribution  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$  en fonction de la contrainte moyenne dans le TRC. La plus simple consiste à autoriser le calibrage de «  $\sigma^*$  » (ajoutant ainsi un paramètre). Deux autres méthodes, plus fines, consistent soit à utiliser 2 distributions de Weibull (cf. ANNEXE E), soit à utiliser un modèle de la forme :

$$\left( \frac{\langle x_f \rangle}{\langle x \rangle} \right)^\gamma = 1 - e^{-\phi(\sigma)} \quad ; \text{ avec } \langle \gamma \rangle > 1$$

Cependant, comme cela est illustré dans le paragraphe suivant, étant donné la dispersion relevée sur les TRC-ISRS, il n'est pas systématiquement judicieux d'utiliser un modèle plus précis, car ce dernier est néanmoins plus complexe. Un tel modèle pourra éventuellement se justifier, dans le cas de structurations de TRC présentant une faible dispersion comme par exemple les TRC préfabriqués.



a) Courbes contrainte-déformation      b) Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte  
**Figure 167 : Confrontation modèle analytique recalé-expérimentale (début zone 2)**  
 $(\sigma_R = 5.55 \text{ MPa}, \rho = 30, T_f = 0.66)$



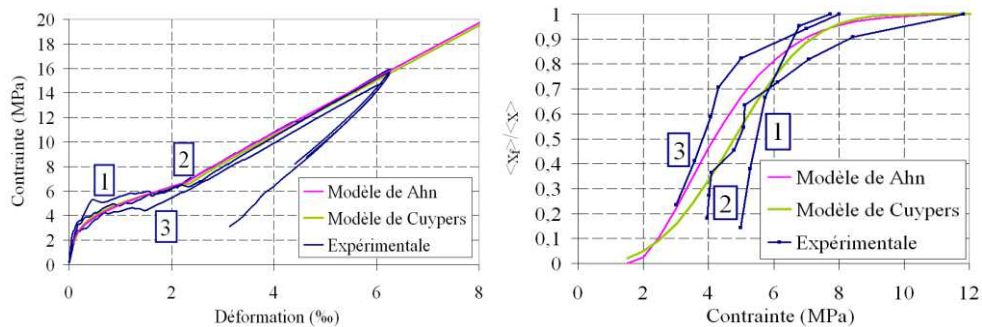
a) Courbes contrainte-déformation      b) Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte  
**Figure 168 : Confrontation modèle analytique recalé-expérimentale (fin zone 2)**  
 $(\sigma_R = 6.2 \text{ MPa}, \rho = 3, T_f = 0.66)$

### II.4.8.3 VALIDATION DU MODÈLE

Le paragraphe précédent vient de montrer la forte dépendance entre le comportement contrainte-déformation et le comportement  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte, et ce particulièrement au niveau de la zone 2. Ainsi la dispersion constatée tout au long de ce chapitre au niveau de la zone 2 (zone de propagation de la fissuration) semble traduire la dispersion de la propagation de la fissuration dans la matrice en

fonction du chargement. Il convient de rester prudent (seulement 2 ou 3 éprouvettes testées par structurations), mais la « dispersion » observée expérimentalement entre ces éprouvettes de structurations identiques (figure 169, 170 et 171) va dans le sens de la remarque précédente.

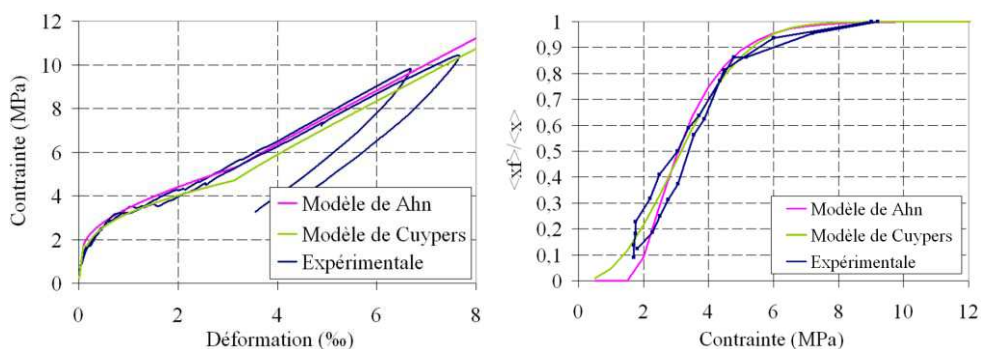
Aussi, le comportement contrainte-déformation a été recalé, par le modèle de Ahn et celui de Cuypers de manière à ce que la courbe théorique soit comprise à l'intérieur du « fuseau » de courbe expérimentale de structurations identiques. Il apparaît alors que les 2 modèles permettent d'effectuer ce recalage correctement et que bien que le comportement qualitatif des courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte obtenues par les modèles divergent parfois par rapport aux résultats expérimentaux, ces courbes théoriques restent situées à l'intérieur du fuseau de courbes expérimentales. Une légère divergence quantitative apparaît tout de même entre les courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte des 2 modèles mais, étant donné la dispersion expérimentale, il ne semble pas que l'un des 2 modèles soit plus approprié. Ainsi, étant donné la simplicité du modèle de Cuypers, ce dernier semble être le plus adapté.



a) Courbes contrainte-déformation

b) Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte

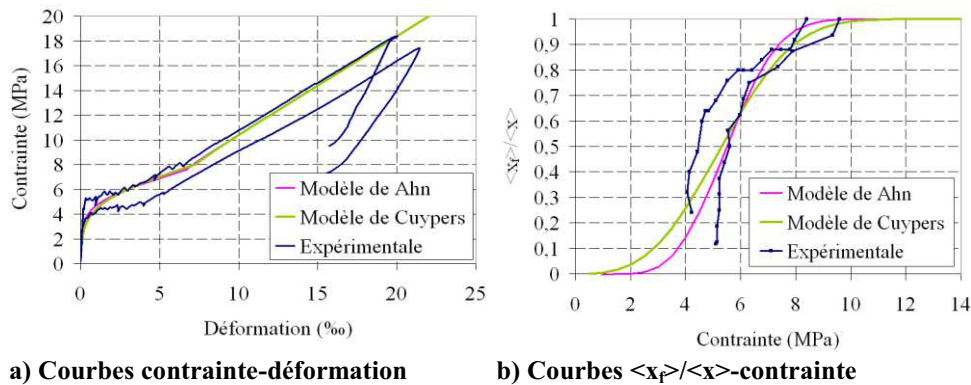
Figure 169 : Confrontation modèle analytique recalé-résultats expérimentaux E(10)/VE1-2(3), 3 éprouvettes testées (Ahn :  $\sigma_R = 4.8$  MPa,  $\rho = 1.6$ ,  $T_f = 0.71$ ) (Cuypers :  $\sigma_R = 5.4$  MPa,  $\rho = 3$ ,  $T_f = 0.71$ )



a) Courbes contrainte-déformation

b) Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte

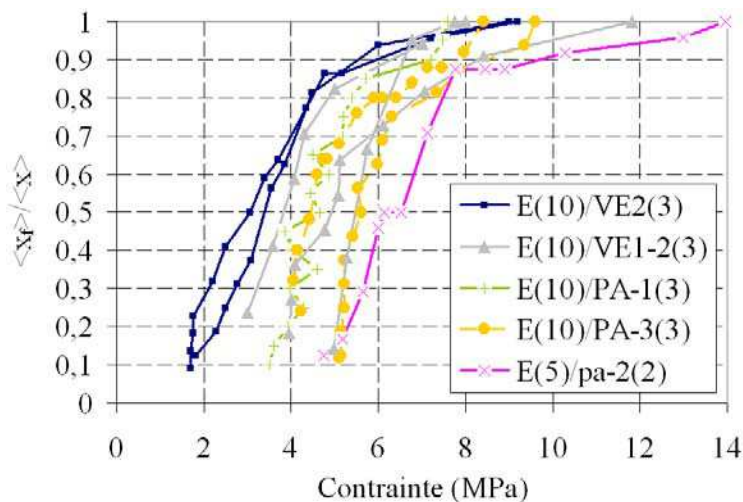
Figure 170 : Confrontation modèle analytique recalé-résultats expérimentaux E(10)/VE2(3), 2 éprouvettes testées (Ahn :  $\sigma_R = 3.5$  MPa,  $\rho = 1.3$ ,  $T_f = 0.38$ ) (Cuypers :  $\sigma_R = 3.7$  MPa,  $\rho = 2.3$ ,  $T_f = 0.38$ )



a) Courbes contrainte-déformation      b) Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte  
**Figure 171 : Confrontation modèle analytique recalé-résultats expérimentaux E(10)/PA-3(3), 2 éprouvettes testées (Ahn :  $\sigma_R = 6$  MPa,  $\rho = 3$ ,  $T_f = 0.66$ ) (Cuypers :  $\sigma_R = 6$  MPa,  $\rho = 3$ ,  $T_f = 0.66$ )**

#### II.4.8.4 INFLUENCE DE LA CONFIGURATION DU RENFORT TEXTILE SUR LES PARAMÈTRES DE WEIBULL

La figure 172 regroupe les courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte des 9 structurations de TRC de matrice « E » qui ont permis l'étude des modèles analytiques. Cette figure semble montrer que la configuration du renfort influe sur le niveau de contrainte de la propagation de la fissuration dans le mortier. Ainsi de même, que [CUYPERS\_05] a montré que les paramètres de Weibull étaient différents pour une matrice pure ou une matrice renforcée par textile, il semblerait que ces paramètres évoluent aussi en fonction de la configuration de renfort textile. Cette hypothèse semble confirmée par le paragraphe précédent (qui met en lumière la forte dépendance entre le comportement contrainte-déformation au niveau de la zone 2, et le comportement  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte) couplé à la variation de comportement de la zone 2 en fonction de la configuration de renfort du TRC relevée aux cours des précédentes études paramétriques (taux de renfort, nombre de filaments par fils et armatures de répartition).



**Figure 172 : Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte pour différentes structurations de TRC**



### II.4.8.5 DÉTERMINATION DE L'OUVERTURE MOYENNE DES FISSURES

Dès lors que l'espacement moyen de la fissuration en fonction du chargement du TRC est calculé au moyen du modèle de Cuypers, un simple calcul supplémentaire permet alors d'obtenir l'évolution de l'ouverture moyenne des fissures en fonction du chargement.

Dès l'apparition de la première fissure dans le TRC, la déformation moyenne du TRC «  $\varepsilon_c$  » est égale à la déformation moyenne de la matrice «  $\varepsilon_m$  » à laquelle s'ajoutent la somme des ouvertures de fissures «  $\omega$  » situées entre les capteurs LVDT que l'on divise par la distance entre ces capteurs «  $L_{LVDT}$  » (Équation 12).

Au delà de la zone 1, «  $\varepsilon_m$  » étant faible par rapport à «  $\varepsilon_c$  », l'hypothèse de considérer que la déformation moyenne du mortier est constante et égale à «  $\varepsilon_{car1}$  » engendre une approximation dont l'influence est négligeable en vue du calcul de l'ouverture moyenne des fissures «  $\langle \omega \rangle$  ». Ainsi, l'ouverture de fissure moyenne peut être calculée en fonction du chargement par l'Équation 13 :

Équation 12 :

$$\varepsilon_c = \varepsilon_m + \frac{\sum_{i=1}^{\text{NombreFissures}} \omega_i}{L_{LVDT}}$$

Équation 13 :

$$(\varepsilon_c - \varepsilon_{car1}) \cdot \langle x \rangle = \langle \omega \rangle$$

Tableau 47 : Espacement et ouverture de fissures moyens par configurations de TRC à ruptures

Référence du TRC	$\langle x_f \rangle$ (mm)	$\langle \omega \rangle$ (mm)
E(10)/VE1-2(3)	16,7	0,11
E(10)/VE2(3)	12,5	0,10
E(10)/PA-1(3)	12,5	0,40
E(10)/PA-2(3)	5,4	0,11
E(10)/PA-3(3)	18,4	0,34

Les modèles de Ahn et Cuypers permettent tous deux la détermination de l'évolution du schéma de fissuration (espacement et ouverture de fissures) moyen tout au long du chargement des TRC-ISRS avec une précision de l'ordre de la dispersion relevée expérimentalement. Ainsi, étant donnée la simplicité relative du modèle de Cuypers, ce dernier semble être le plus adapté.

Il a aussi été remarqué que les paramètres de Weibull de la matrice peuvent évoluer en fonction de la configuration du renfort textile.

## II.5 CONCLUSIONS

Afin de répondre à l'exigence visant à affiner la compréhension des TRC tout en valorisant leur emploi notamment vis-à-vis d'applications privilégiant la mise en tension du composite, une procédure d'essai de caractérisation en traction directe a été conçue et mise en œuvre en s'appuyant sur une large base expérimentale. Elle vise tous les types de composites textile-mortier et s'appuie sur une analyse critique des essais recensés au cours de l'étude bibliographique. En résulte un essai de traction, dont l'éprouvette de TRC rectangulaire est pourvue de talons d'aluminium collés par une résine époxy à ses extrémités. Une goupille traversant ces talons, elle-même sollicitée par l'intermédiaire de mors articulés permet de transmettre un effort de traction quasi-statique, quasiment pur et homogène à l'éprouvette. Cette dernière de dimensions (500\*100\*épaisseur) est instrumentée de manière à appréhender le comportement intrinsèque et représentatif du composite TRC exprimé en contrainte moyenne-déformation moyenne.

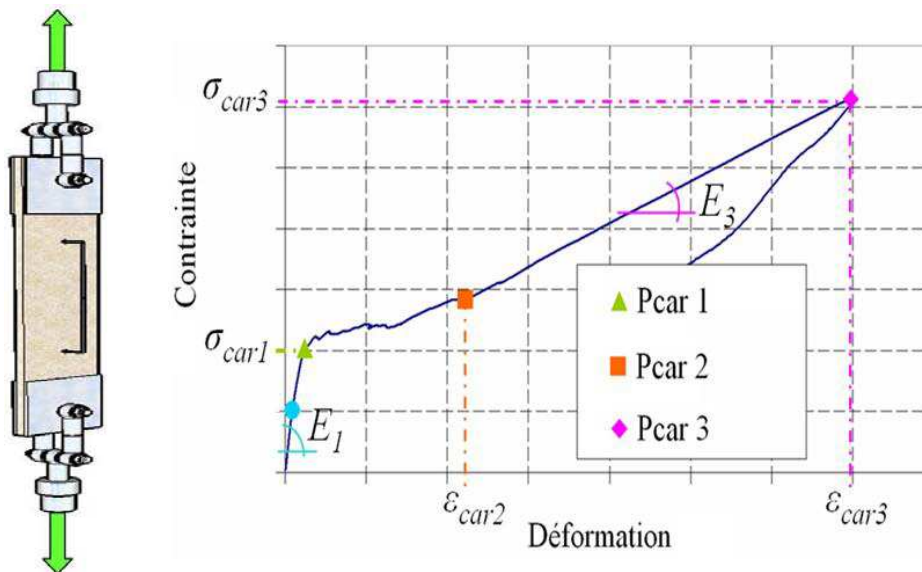


Figure 173 : Illustration de l'essai de traction directe  
 Figure 174 : Six paramètres retenus pour la définition du comportement d'un composite textile-mortier en traction

La validité de cet essai a été évaluée sur la base de 5 critères jugés à la fois pertinents et suffisants: la pureté et l'homogénéité du champ de traction transmis à l'éprouvette, la représentativité de la zone et de l'effort mesurés, l'incidence des défauts de mise en œuvre et la reproductibilité de l'essai vis-à-vis du comportement contrainte-déformation moyen. Hormis la zone 1, a priori moins décisive dans l'optique d'un dimensionnement, l'ensemble des paramètres préalablement identifiés comme représentatifs du

comportement global du composite TRC et associés à 3 phases ont été validés et la portée des défauts potentiels, même délibérément exagérés, jugée limitée, ce qui est de nature à valoriser les composites TRC.

L'enrichissement de la base de données expérimentales a permis de mieux appréhender le comportement des TRC en confortant ou nuanciant les acquis bibliographiques, grâce notamment à des mesures de champs par corrélation d'images. Ainsi, des pistes ont été précisées quant à l'articulation entre les mécanismes locaux de dégradation et leur traduction à l'échelle macroscopique en termes de rupture selon l'imprégnation ou non des fibres. En effet, une concentration de contrainte apparaît dans le renfort au niveau du talon de l'éprouvette imputable au comportement d'arrachement textile matrice. En fonction de l'amplitude de cette surcontrainte et de la dispersion de la résistance le long des fils, la rupture du composite peut apparaître au niveau de la fissure périphérique ou aléatoirement sur la hauteur de l'éprouvette. Toutefois, dans le cas de renforts textiles constitués de fils multifilaments, non préimprégnés, présentant une imprégnation inhomogène par la matrice, comme c'est généralement le cas dans cette thèse, cette concentration de contrainte est significativement amplifiée et conduit au mode de rupture télescopique au niveau de la fissure périphérique. De plus, l'ouverture des fissures périphériques étant significative, un glissement conséquent est subi par les filaments extérieurs dans cette zone (dû à une éventuelle rupture d'adhérence). De par l'aspect irrégulier et abrasif de la matrice, ces filaments sont susceptibles d'être significativement endommagés au cours de ce glissement et ainsi, de rompre pour un niveau de contrainte nettement inférieur à leur résistance. Ce qui constitue un second facteur participant au mécanisme de localisation de la rupture.

Aussi, l'influence sur le comportement global d'un certain nombre de paramètres a été discutée, mettant en avant les leviers principaux qu'il était possible de moduler pour optimiser le TRC en vue de son emploi dans le cadre de la réparation de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant.

L'étude de l'impact de produits d'imprégnation sur le comportement des TRC, notamment au moyen de microscopie à balayage électronique MEB, a clairement mis en évidence des mécanismes différenciés de transfert d'efforts (à caractère chimique ou liés au nombre de filaments imprégnés) et souligné l'importance du temps de maturation dans le choix du produit au même titre que l'incidence sur les propriétés rhéologiques du mortier. À cet effet, le LATEX associé à une période de maturation de 45 jours constitue la solution retenue pour la suite de la thèse.

Sans être considérables des différences significatives de comportement ont été mises en lumière suivant la nature du mortier employé y compris sur le comportement ultime du composite. Ainsi, un mortier couplant des propriétés mécaniques et rhéologiques optimisées et compatibles avec les

exigences d'une mise en œuvre *in situ* a été mis au point (en partenariat avec un industriel).

L'amélioration des performances ultimes constatées lors de l'emploi du débulleur dans le cadre du moulage au contact justifie son utilisation dans la suite de ce rapport. Dans la même veine ce sont des considérations liées à la durabilité qui légitiment, en tout cas en première approche, l'emploi de fibres de verre AR.

Enfin, afin d'ouvrir le champ au développement de modèles de dimensionnement aux états limites de service (ELS) nécessaires en vue d'assurer la pérennité des TRC, un modèle analytique issu de la littérature a été légèrement adapté, par la prise en considération d'un taux de travail du renfort lié à l'hétérogénéité d'imprégnation du renfort textile par la matrice, et validé. Il permet de déterminer simplement l'évolution du schéma de fissuration moyen tout au long du chargement des TRC en fonction du comportement contrainte-déformation obtenu par l'essai de traction directe et de la mesure (par l'intermédiaire d'un révélateur de fissures) du nombre de fissures à rupture. À terme, dans le cadre d'une approche semi-probabiliste de dimensionnement, le modèle devra permettre la détermination de valeurs caractéristiques pondérées (ELU, ELS) et de valeurs seuils en fonction des conditions d'environnement et de la durée de vie des ouvrages.

*CHAPITRE III :*

**APPLICATION DE TRC  
À LA RÉPARATION  
ET/OU RENFORCEMENT  
DE POUTRES BÉTON ARMÉ  
VIS-À-VIS  
DE L'EFFORT TRANCHANT**

### III.1 INTRODUCTION

La réparation et/ou le renforcement d'éléments de structure en béton armé est un marché en plein essor qui a vu les matériaux composites de type CFRP s'imposer depuis quelques décennies. La raison en incombe aux très bonnes performances que ces matériaux sont susceptibles d'offrir notamment en termes de résistance et de rigidité spécifiques. Pour autant, le procédé de renforcement par CFRP s'accompagne de limites parfois très handicapantes notamment du fait d'une tenue au feu très limitée, d'une forte incompatibilité avec les critères de développement durable, liée à l'emploi du carbone, et enfin à cause du coût de la fibre de carbone qui peut se révéler rédhibitoire. Ce constat justifie dès lors l'opportunité de recourir à des procédures de nature à contrebalancer les inconvénients susmentionnés tout en offrant des performances en accord avec les exigences de la réparation.

C'est dans cette optique que s'inscrit cette troisième partie qui visera exclusivement des pathologies liées à la réparation et/ou renforcement de poutres béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant.

Le présent chapitre s'appuiera sur le TRC-ISRS développé dans le chapitre précédent : « MIS(ép)/VAR(nb)+latex » utilisé comme matériau de réparation au cours d'une campagne expérimentale comprenant 11 poutres de 2m de longueur entre appuis. Cinq objectifs sont principalement visés. i) Le premier est la vérification de la faisabilité technologique de la réparation de poutres béton armé à l'effort tranchant par composites textile-mortier mis en œuvre directement sur la poutre par moulage au contact. ii) Le deuxième objectif vise à positionner les performances mécaniques des TRC (*in situ* et préfabriqué) par rapport à des solutions plus traditionnelles telles que les CFRP. iii) Le troisième porte sur l'identification des performances mécaniques de « MIS(ép)/VAR(nb)+latex » dans le cadre de cette application. Ces performances seront évaluées en fonction de l'épaisseur du TRC (vis-à-vis d'un taux de renfort maximal) et de son positionnement sur la poutre (en bandes, continu, face latérale, « U »). iv) L'objectif le plus ambitieux, s'intéresse à l'analyse du comportement local du composite textile-mortier afin, notamment, d'évaluer son influence sur le schéma de fissuration des poutres ainsi que sur leur mode de rupture. v) Enfin le dernier objectif vise à s'interroger, sur la base des résultats obtenus, sur la pertinence de l'emploi du modèle de treillis pour la prévision de la charge de rupture (ELU).

## III.2 BRÈVE REVUE BIBLIOGRAPHIQUE

Afin d'éclairer le comportement des poutres renforcées il semble judicieux de se pencher brièvement sur les mécanismes et modes de rupture identifiés dans le cas de poutres en béton armé.

### III.2.1 COMPORTEMENT D'UNE POUTRE EN BÉTON ARMÉ

#### III.2.1.1 ANALOGIE DU TREILLIS

Les premiers modèles ayant traité la simulation du comportement d'une poutre en béton armé soumise à des efforts de cisaillement datent du début du siècle (le modèle de Ritter, 1899 et celui de Mörsh, 1909). Ces modèles introduisaient déjà l'analogie entre une poutre béton armé fissurée et un treillis (figure 175). Lors de la sollicitation de la poutre à la flexion (moment fléchissant et effort tranchant), des fissures inclinées par rapport à l'axe longitudinal apparaissent dans le béton, le découpant en une série de bielles diagonales parallèles aux fissures. Ces bielles sont alors supposées travailler en compression axiale tandis que les barres d'acier reprennent la traction axiale, formant ainsi un treillis capable de résister à des sollicitations de flexion.

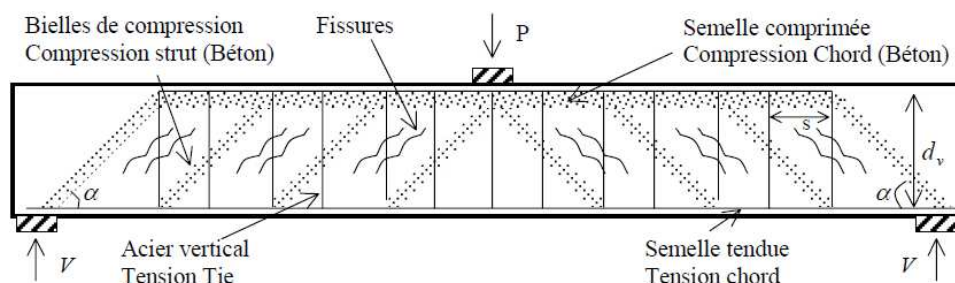


Figure 175 : Analogie de treillis

L'examen d'un corps libre (un élément du treillis est isolé, figure I.2-2), montre que l'effort tranchant ( $V$ ) dans la section est équilibré par la composante verticale de l'effort de compression ( $D$ ) dans les bielles de béton. Cette composante se traduit par un effort de traction exercé sur les armatures transversales. La composante horizontale de l'effort «  $D$  » est contrebalancée par des efforts de traction ( $N/2$ ) dans les armatures horizontales inférieures (ce modèle néglige ainsi la contribution du béton en traction) et un même effort de compression «  $N/2$  » en partie supérieure de la poutre. Afin de simplifier le modèle, l'angle ( $\alpha$ ) de l'inclinaison des bielles est supposé égal à  $45^\circ$  (modèles des bielles à  $45^\circ$ ). Ce modèle considère que la résistance au cisaillement est atteinte quand le ferraillement transversal est plastifié. Le taux de ferraillement transversal nécessaire pour le dimensionnement de la poutre est ensuite calculé à partir de l'équation permettant la détermination de  $V$  (figure 176). Pour le cas de charge détaillé sur la figure 175,

l'effort dans les armatures longitudinales inférieures au même titre que la partie supérieure comprimée de la poutre est égal à « N ».

C'est sur ce modèle simple que repose le dimensionnement de poutres vis-à-vis de l'effort tranchant dans le cas de l'Eurocode 2.

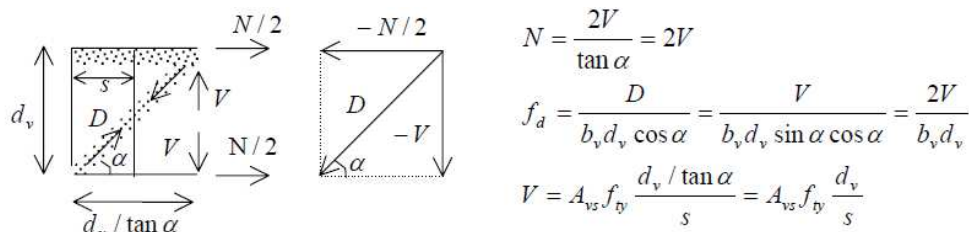


Figure 176 : équations du modèles des bielles à 45°

Avec :

- $P$  : effort vertical exercé sur la poutre
- $s$  : espacement entre les armatures transversales
- $b_v$  : largeur effective de la poutre
- $d_v$  : distance entre les aciers longitudinaux inférieurs et supérieurs
- $A_{vs}$  : section d'armature transversale pour une distance « s »
- $V$  : effort de cisaillement dans la section
- $N/2$  : effort de traction exercé sur les armatures longitudinales
- $D$  : effort de compression exercé dans les bielles de béton
- $f_d$  : contrainte de compression dans les bielles de béton
- $f_{ty}$  : résistance en traction des armatures transversales
- $\alpha$  : angle entre les bielles de béton et les armatures horizontales

### III.2.1.2 FACTEURS INFLUENÇANT LE COMPORTEMENT D'UNE POUTRE EN BÉTON ARMÉ

Les facteurs influençant le comportement d'une poutre béton armé sous dimensionnée vis-à-vis du moment fléchissant restent assez restreints : le comportement mécanique du béton (principalement la résistance et la rigidité en compression) ainsi que le nombre, le diamètre, la longueur de scellement et le comportement mécanique des armatures longitudinales et les efforts axiaux éventuels

En revanche, le comportement d'une poutre en béton armé sous dimensionnée à l'effort tranchant est beaucoup plus complexe et dépend d'un plus grand nombre de paramètres qui en plus de ceux suscités dans le cas du moment fléchissant (en effet, le taux d'armatures longitudinales intervient de par l'effet goujon), sont notamment, la taille des agrégats composant le béton (effet d'engrènement), l'élançement de la poutre traduit par le rapport « a/d » (avec « a », la distance entre l'appui et le point d'application de la charge et « d », la « hauteur effective » de la poutre), la géométrie de la section de poutre, le taux et l'orientation des armatures transversales.



### III.2.1.3 MÉCANISME DE RUPTURE D'UNE POUTRE EN BÉTON ARMÉ

Les mécanismes de rupture décrits dans ce chapitre correspondent à ceux associés à un chargement en flexion 3 points pour une poutre de géométrie courante. Le comportement global charge-flèche, d'une poutre en béton armé soumise à un essai de flexion est composé de 3 phases (figure 177).

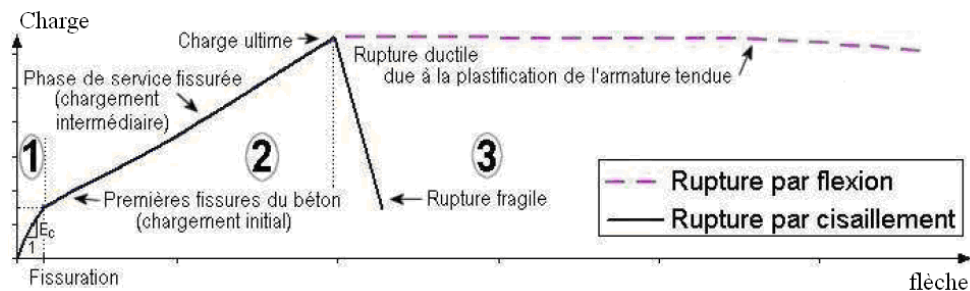


Figure 177 : Représentation graphique de la charge en fonction de la flèche d'une poutre en béton armé [CROSTON\_06]

- La 1<sup>re</sup> phase linéaire correspond au comportement élastique des poutres non fissurées.
- La 2<sup>ème</sup> phase linéaire correspond au comportement de la poutre après que la première fissure s'est propagée dans le béton. Ce sont les fissures dues au moment fléchissant qui s'initient les premières dans la partie inférieure centrale de la poutre. Ensuite, elles se propagent vers le haut de la poutre (figure 178). Des fissures engendrées par la contrainte principale de traction élevée le long des bielles de compression se propagent dans les zones soumises à un cisaillement important. Dans le cas d'un dimensionnement conséquent de la poutre à l'effort tranchant, la propagation de ces fissures peut être très limitée et invisible à l'œil nu.

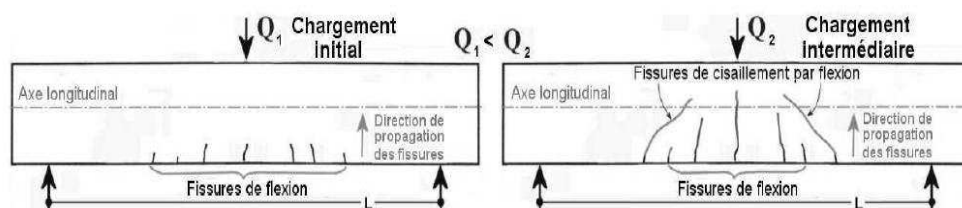


Figure 178 : Représentation de la fissuration initiale et intermédiaire par moment fléchissant d'une poutre en béton armé [CROSTON\_06]

- La différence de mécanisme de rupture entre l'endommagement par cisaillement et celui par moment fléchissant d'une poutre s'observe plus distinctement à l'approche de la rupture (3<sup>ème</sup> phase). Il existe principalement 2 mécanismes de rupture, la rupture au moment fléchissant (ductile) ou à l'effort tranchant (fragile). Ces différents mécanismes de rupture sont présentés dans les paragraphes suivants, ils dépendent de la résistance des matériaux, des dimensions de la structure et du type de chargement.

### III.2.1.3.a Mécanisme de rupture vis-à-vis du moment fléchissant

- **Rupture par la plastification de l'armature longitudinale tendue due au moment fléchissant**

Ce mode de rupture est considéré si la quasi-majorité des fissures sont quasiment verticales et positionnées dans le tiers central de la longueur libre entre les appuis. Le début de l'endommagement commence avec la fissuration du béton. Des fissures verticales souvent très fines sont donc observées au milieu de la poutre. Ensuite, avec l'augmentation du chargement, de nouvelles fissures se développent dans cette même zone centrale alors que les anciennes fissures s'ouvrent et s'étendent en hauteur (figure 179). Le mécanisme de rupture au moment fléchissant est dit « ductile » en raison de la plastification de l'armature métallique qui est soumise à de la traction (figure 177). Lors du dimensionnement d'une poutre, il est recommandé de prévoir sa rupture au moment fléchissant car ce mode de rupture permet l'observation d'une dégradation significative de la poutre avant sa ruine (surdimensionnement à l'effort tranchant).

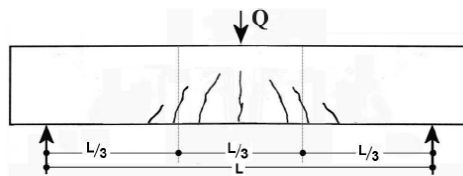


Figure 179 : Schéma de fissuration d'une poutre endommagée au moment fléchissant [CROSTON\_06]

- **Rupture par compression du béton due au moment fléchissant**

Ce mode de rupture commence de la même manière que le précédent avec l'apparition de fissures dans la zone centrale. Ensuite, l'écrasement du béton sur la face supérieure de la poutre survient suite à un niveau de déformation trop important dans le béton. Lorsque ce mode de rupture est associé à la plastification de l'armature tendue, ce mécanisme de rupture est ductile.

### III.2.1.3.b Mécanisme de rupture à l'effort tranchant

- **Rupture due à la contrainte principale oblique**

Quelques fissures inclinées (généralement selon un angle avoisinant les  $45^\circ$ ) se propagent le long de la zone sollicitée par l'effort tranchant maximum, induites par la contrainte principale de traction le long de la bielle de compression (modèle du treillis), (figure 180). L'effort de traction le long de ces bielles est alors remonté par les armatures transversales. Puis, si la section de cadres est insuffisante, ces derniers plastifient engendrant l'ouverture de l'une des fissures inclinées pour former une macro-fissure orientée vers le point de chargement, puis la ruine de la poutre. De plus, si les armatures longitudinales inférieures n'ont pas plastifié, cet endommagement engendre la ruine instantanée de la poutre pour une flèche potentiellement très faible.

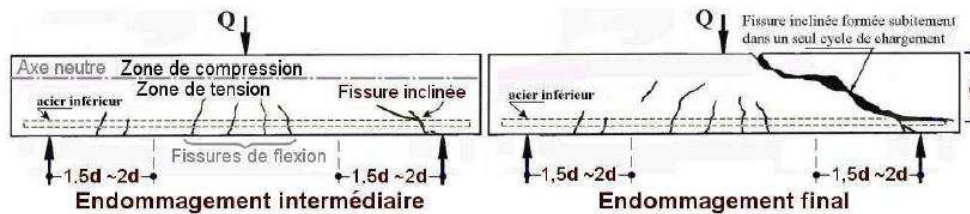


Figure 180 : Schéma d'une poutre endommagée par la contrainte principale oblique [CROSTON\_06]

- **Rupture à l'effort tranchant initiée par le moment fléchissant**

La fissuration s'initie similairement au mécanisme de rupture par la plastification de l'armature longitudinale tendue due au moment fléchissant. Lorsque la poutre est proche de sa rupture au moment fléchissant, les armatures longitudinales inférieures ont plastifié et l'ouverture des fissures dues au moment fléchissant est significative. Deux phénomènes interviennent alors et réduisent la résistance de la poutre à l'effort tranchant. Au niveau des bielles de compression du béton, la contrainte principale de traction le long des bielles se cumule à la contrainte principale de traction dans le béton engendrée par la plastification des armatures longitudinales inférieures augmentant ainsi la contrainte de traction moyenne dans cette zone. Le second phénomène est la diminution de la contrainte de cisaillement admissible par le béton due à la diminution de l'effet d'engrènement causé par l'ouverture importante des fissures de moment fléchissant. La rupture émane ainsi des fissures de moment fléchissant et se propage aux fissures d'effort tranchant s'amplifiant des zones de traction aux zones de compression (figure 181).

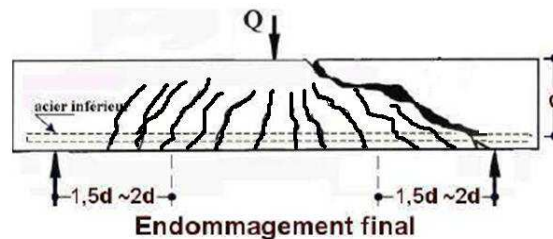


Figure 181 : Schéma d'une poutre endommagée à l'effort tranchant initié par le moment fléchissant [CROSTON\_06]

- **Rupture par compression du béton dans les bielles**

Une fissure plus inclinée que dans le cas d'une rupture par contrainte principale oblique se développe à partir des zones d'appui de la poutre mais moins rapidement. Cette différence de comportement est due à l'écrasement du béton dans la bielle et à la redistribution des efforts internes de la zone supérieure. La ruine de la poutre intervient lorsque la fissure parvient dans la zone supérieure de la poutre où le béton est proche de sa contrainte de rupture en compression (figure 182). Ce mécanisme de rupture intervient généralement lorsque les armatures transversales d'une poutre sont surdimensionnées. Grâce à la redistribution des efforts, le caractère « fragile » de ce mécanisme de rupture est atténué par rapport au cas d'une rupture par contrainte principale oblique, mais il doit tout de même être évité.

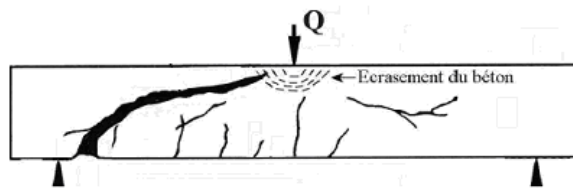


Figure 182 : Schéma d'une poutre endommagée par la compression du béton dans les bielles [CROSTON\_06]

- **Rupture par Cisaillement due à l'Adhérence acier béton**

Ce mode de rupture présente simultanément l'amorçage d'une fissure longitudinale très importante au niveau des armatures longitudinales inférieures tendues, et l'écrasement du béton de la zone en compression (figure 183). Ce type d'endommagement est proche de celui par compression du béton dans les bielles car comme dans ce dernier, l'endommagement dû à l'adhérence par cisaillement permet une redistribution des efforts internes de la poutre. La différence réside dans la présence d'une fissuration horizontale le long de l'armature longitudinale inférieure.

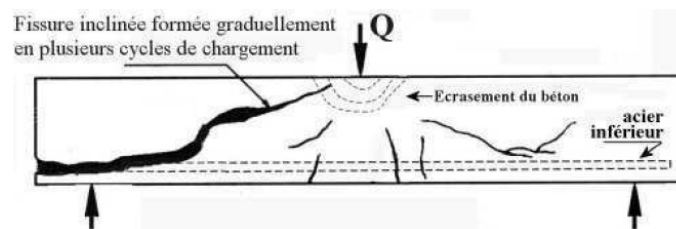


Figure 183 : Schéma d'une poutre béton armé endommagée par rupture d'adhérence par cisaillement [CROSTON\_06]

L'ensemble des mécanismes de rupture décrits peut facilement être transposé à des chargements d'autres types, notamment la flexion 4 points (figure 184).

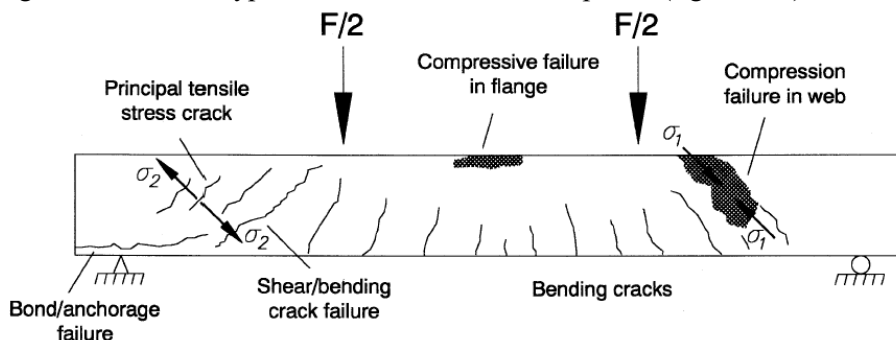


Figure 184 : Illustration des différents modes de rupture pour une poutre sollicitée en flexion 4 points [TALJSTEN\_03]

### **III.2.2 COMPORTEMENT D'UNE POUTRE EN BÉTON ARMÉ RENFORCÉE OU RÉPARÉE PAR COMPOSITE CARBONE ÉPOXY (CFRP)**

#### **III.2.2.1 INTRODUCTION**

Rares sont les études traitant du renforcement de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant par TRC [TRIANAFILLOU\_06] et [BRÜCKNER\_07]. Pour autant, il semble utile et éclairant de s'appuyer sur la littérature relative au renforcement par carbone époxy pour dresser un panorama qui, s'il ne peut être transposé à l'identique aux renforts TRC, permettra d'en identifier les points forts et les verrous tant technologiques que scientifiques à même d'ouvrir des perspectives d'analyse dans le cadre de la présente étude.

Enfin, préalablement aux travaux exposés dans cette thèse, nous avons mené une étude expérimentale exploratoire visant le renforcement de poutres béton armé de faible élancement à l'effort tranchant par TRC [SI LARBI\_10] ainsi qu'une étude numérique [CONTAMINE\_11].

#### **III.2.2.2 RENFORCEMENT DE POUTRES EN BÉTON ARMÉ À L'EFFORT TRANCHANT**

##### **III.2.2.2.a Configurations courantes de renforcement à l'effort tranchant**

Le renforcement de poutres béton armé à l'effort tranchant par collage extérieur de matériaux composites se fait sur les faces latérales, dans les zones de poutres sous dimensionnées en armatures transversales. Les différentes configurations de renforcement par composite employées dans la littérature sont décrites ci-après.

- **Configuration latérale :**

Latéralement l'implantation du renfort peut se faire perpendiculairement à l'axe longitudinal de la poutre (figure 185-a-c) ou selon un angle jugé plus opportun, généralement égal à  $45^\circ$  (figure 185-b-d). Le renfort peut aussi être réalisé en une seule pièce (renfort continu, 185-a-b) ou plusieurs (renfort par bandes, 185-c-d). Les renforts par bandes étant constitués de composites unidirectionnels alors que les renforts continus peuvent être en composite multidirectionnel.

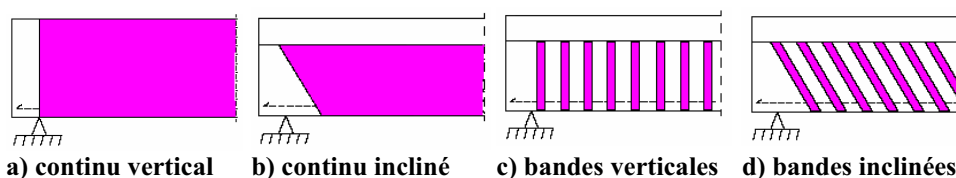


Figure 185 : Configuration latérale de renforcement à l'effort tranchant

- **Configuration transversale :**

Chacune des 4 configurations latérales précédemment décrites peut ensuite être appliquée selon les 4 configurations transversales suivantes. Le renforcement en face latérale (figure 186-a) semble être le plus économe en matériaux, cependant, il est souvent difficile d'obtenir une longueur de scellement suffisante du composite (particulièrement dans le cas de poutre en « T »), ce qui réduit sa contribution à l'effort tranchant ( $V_f$ ), et conduit à une augmentation de la section de renfort nécessaire. Le renforcement en « U » (figure 186-b) permet de pallier cette faiblesse, qui est généralement la plus sensible, conduisant ainsi à une augmentation de «  $V_f$  ». En fonction de la section de la poutre, 2 solutions différentes existent alors pour améliorer le scellement du composite en partie supérieure de la poutre. Dans le cas d'une poutre rectangulaire, il suffit (lorsque la configuration du chantier le permet) d'entourer complètement la poutre de matériau composite, il s'agit alors d'un confinement (figure 186-c). Le confinement étant encore moins envisageable dans le cas d'une poutre en « T », il convient alors d'améliorer le scellement du composite par une solution mécanique (figure 186-d).

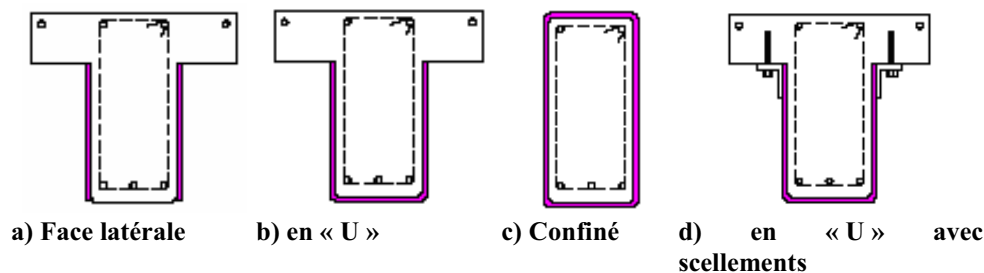


Figure 186 : Configuration latérale de renforcement à l'effort tranchant

### III.2.2.2.b Mécanismes de rupture des poutres renforcées ou réparées à l'effort tranchant

Le renforcement ou la réparation par matériaux composites peut s'avérer nécessaire dès lors, d'autres modes de rupture (en plus de ceux susmentionnés) sont susceptibles de survenir.

#### III.2.2.2.b.i Rupture du composite

Lorsque les poutres sont faiblement ou moyennement armées transversalement et que leur composite de renforcement est sous dimensionné à l'effort tranchant mais correctement ancré, la rupture peut survenir dans le matériau composite. Cependant, étant donnée la faible longueur de scellement généralement disponible pour les renforts à l'effort tranchant, ce mode de rupture est très rare excepté dans le cas d'un renforcement par confinement ou en « U » avec scellements mécaniques. Ce mode de rupture est « fragile » dans le cas d'un tissu unidirectionnel, mais l'orientation des fibres par rapport à la contrainte principale en traction peut tout de même influencer sur la ductilité des poutres.

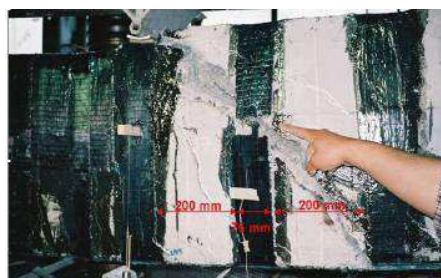


Figure 187 : Illustration d'une rupture du composite

### III.2.2.2.b.ii Rupture par désolidarisation

La désolidarisation entre la poutre et le composite est la principale cause de ruine des poutres renforcées. Ce type de rupture a été étudié par plusieurs auteurs [SHARIF\_94], [QUANTILL\_96], [SEBASTIAN\_01]. Ces études relatives aux poutres renforcées par CFRP indiquent qu'une concentration de contrainte de cisaillement à l'extrémité du composite de renforcement est à l'origine de cette désolidarisation.

La désolidarisation entre le composite et la poutre béton armé peut théoriquement se produire dans 6 parties différentes de la poutre (figure 188) : (1) à l'interface armature tendue-béton, (2) dans l'enrobage en béton, (3) à l'interface béton-colle, (4) à l'interface colle-composite, (5) dans la colle et (6) dans le composite (délaminage).

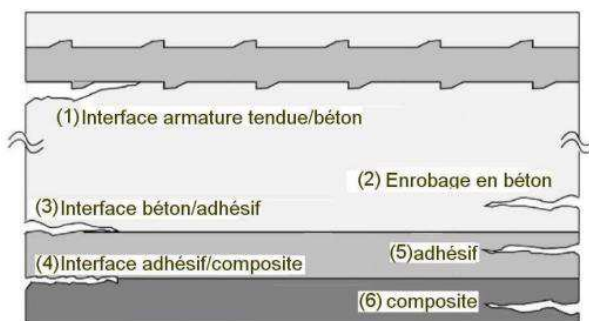


Figure 188 : Différents types de désolidarisation observés sur des éléments en BA renforcés par le collage d'un composite sur la face tendue [BUYUKOZTURK\_04]

L'effort de traction dans le composite est équilibré par l'adhérence fournie par la colle sur une certaine longueur aux extrémités du tissu. Cette distance est appelée longueur de scellement. La longueur de scellement permettant de transmettre un effort égal à l'effort ultime en traction du composite à rupture du composite est appelée longueur d'ancrage. Cette longueur dépend des caractéristiques mécaniques de la colle, la résistance du béton (la contrainte ultime de cisaillement à l'interface), des caractéristiques mécaniques du composite et de son épaisseur. Pour une longueur de scellement inférieure à la longueur d'ancrage, le composite se désolidarise.

Dans le cas du renforcement par CFRP, le mécanisme de rupture se produit quasi systématiquement par rupture de l'enrobage de béton (la résistance de l'époxy étant largement supérieure à celle du béton) soit en partie supérieure de la poutre, soit en partie inférieure en fonction de la position des bandes de renfort et de leur configuration transversale (face latérale ou « U »). Ce mode de rupture est pourtant à éviter car il est à caractère fragile.

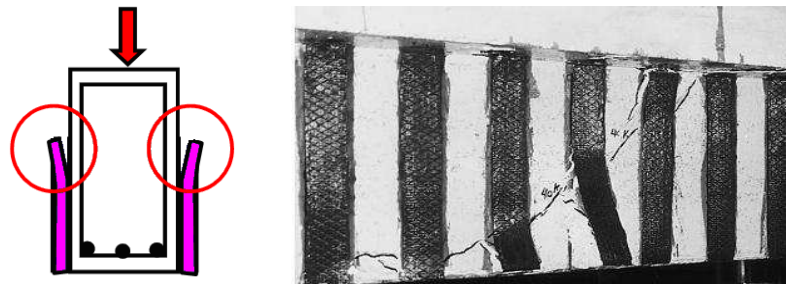


Figure 189 : Schéma (à gauche) et photographie (à droite) d'une poutre dont la rupture s'est produite par désolidarisation des bandes de renfort (configuration de renforcement en face latérale par bandes)

### III.2.2.2.c Description des modèles de calcul prévisionnel (ELU) de poutres béton armé renforcées à l'effort tranchant par FRP

Les modèles proposés pour déterminer la capacité portante des poutres renforcées à l'effort tranchant par matériaux composites carbone époxy (CFRP) s'appuient sur le principe de superposition des contributions des différents matériaux. La résistance à l'effort tranchant de la poutre renforcée «  $V_p$  » est alors la sommation des contributions du béton «  $V_b$  », des armatures transversales «  $V_a$  » et du renfort composite «  $V_f$  ».

$$V_p = V_b + V_a + V_f \quad (1)$$

Les contributions du béton et du ferrailage transversal sont déterminées de manière traditionnelle, notamment en s'appuyant sur les textes normatifs (Eurocode, ... etc.). Les modèles recensés dans la bibliographie proposent ainsi, le calcul de la contribution du renfort composite à l'effort tranchant «  $V_f$  » de manière indépendante de celle de la poutre en béton armé.

La quasi-totalité des modèles dénombrés dans la littérature s'appuie sur celui du treillis pour lequel les bandes de composite de renforcement sont considérées comme des cadres externes additionnels. C'est le cas pour les modèles normatifs et/ou les recommandations de renforcement à l'effort tranchant suivant : AFGC [AFGC\_07] (français), fib [FIB\_01] (européen), ACI [ACI\_02] (américain), CNR [CNR\_04] (italien) ainsi que les modèles de calcul analytique de Chajes (CHAJES et al. 1995), Shehata (SHEHATA et al. 1998), Khalifa [KHALIFA ET AL.\_98], [KHALIFA ET AL.\_99], Triantafillou [TRANTAFILLOU\_98], [TRANTAF. ET AL.\_00], Chen et Teng [CT\_03], [CT\_03\*], [CT\_04], Taljsten (TALJSTEN, 2007). La principale différence entre ces modèles réside dans la détermination de la contrainte moyenne maximale (ou la déformation moyenne maximale) atteinte dans le composite de renforcement à rupture de la poutre (contrainte ou déformation effective, généralement très inférieure à la résistance ou la déformation ultime du composite en traction pure). Cette contrainte effective dépend principalement de la résistance du composite, de sa longueur d'ancrage et de scellement.

Cependant, d'après [LIMA\_07], dont l'étude porte sur un échantillon conséquent de 211 poutres, aucun des modèles analytiques étudiés (ACI [ACI\_02], CNR [CNR\_04] et Chen et Teng [CHEN\_03]) ne permet de déterminer précisément, ni même de manière sécuritaire, le gain de résistance obtenu grâce aux renforts en matériaux composites collés.



Le bref bilan bibliographique montre que l'incapacité des modèles à prévoir le comportement ultime est due à l'influence non considérée d'un certain nombre de paramètres affectant directement et de manière significative la contribution du renfort composite à l'effort tranchant «  $V_f$  » :

- Taux d'armatures longitudinales, [LIMA\_07], [HASSAN\_07] ;
- Taux d'armatures transversales [LIMA\_07], [GRANDE\_07];
- Résistance du béton au cisaillement [LIMA\_07] ;
- Rapport de la distance entre l'appui et le point d'application de la charge (a) sur la « hauteur effective » de la poutre (d) (le rapport a/d) [BOUSSELHAM\_06].

**Dès lors, et compte tenu de la complexité des mécanismes d'endommagement et l'inaptitude des différents modèles à les prédire avec précision, il a été retenu, dans cette première étude d'« ampleur » liée au renforcement de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant par TRC de contourner provisoirement ces paramètres et de concentrer principalement notre attention sur l'influence des propriétés du TRC ou des modalités de renforcement sur le comportement global et local des poutres.**

### **III.2.3 COMPORTEMENT D'UNE POUTRE EN BÉTON ARMÉ RENFORCÉE OU RÉPARÉE PAR COMPOSITE CARBONE TEXTILE-MORTIER (TRC)**

#### **III.2.3.1 INTRODUCTION**

Cette partie décrit brièvement les rares études expérimentales traitant du renforcement de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant par TRC recensées dans la littérature [TRIAANTAFILLOU\_06], [BRÜCKNER\_07] et [SI LARBI\_10].

#### **III.2.3.2 MISE EN ŒUVRE ET CONFIGURATION DE RENFORCEMENT**

Les mises en œuvre retenues sont de type moulage au contact directement sur la poutre [TRIAANTAFILLOU\_06] et [BRÜCKNER\_07] ou par collage de plats préfabriqués au moyen d'une résine époxy [SI LARBI\_10]. Différents schémas de renforcement sont examinés : renfort continu confiné [TRIAANTAFILLOU\_06] (figure 190) dans le but de prévenir la désolidarisation du renfort; renfort continu en « U » avec et sans ancrage [BRÜCKNER\_07] (figure 191) ; bandes en faces latérales et renfort continu en « U » [SI LARBI\_10]. Enfin, il importe de préciser que si [SI LARBI\_10] et [TRIAANTAFILLOU\_06] se penchent sur le cas de poutres de section rectangulaire associées à des rapports a/d respectivement de 1,5 et 2,8 ; [BRÜCKNER\_07] a étudié le cas de poutres de section en « T » correspondant à un rapport a/d de 2,6.

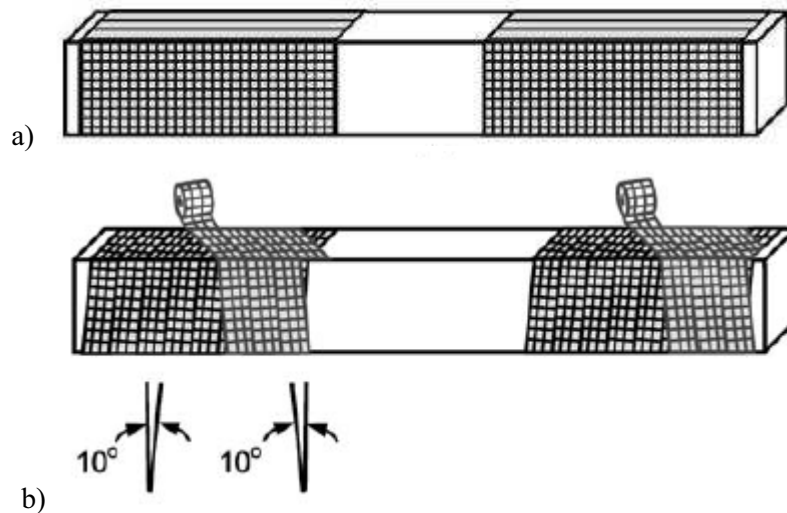


Figure 190 : Configuration de réparation par confinement, perpendiculairement à l'axe longitudinal de la poutre et en « spiral » avec un angle de  $\pm 10^\circ$  par rapport à la verticale [TRIANTAFILLOU\_06]

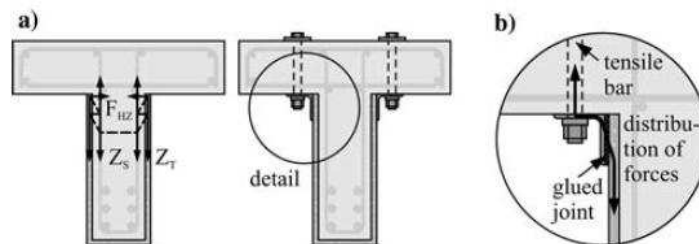


Figure 191 : Configuration de réparation en « U » avec et sans ancrage mécanique [BRÜCKNER\_07]

### III.2.3.3 RÉSULTATS

À l'exception de l'étude exploratoire conduite par [SI LARBI\_10] où le comportement local des poutres renforcées est en partie examiné, ces études portent principalement sur l'influence des TRC sur le comportement global (comportement charge-flèche et mode de rupture) des poutres renforcées.

D'après les résultats de [BRÜCKNER\_07], sans ancrage mécanique l'augmentation de résistance à l'effort tranchant comparativement à une poutre référence non renforcée est dérisoire (seulement de 1,3 % d'augmentation, figure 192) contre 12,6 % lorsque le TRC est ancré mécaniquement.

En revanche, le confinement de la poutre mène à une augmentation maximale de la charge ultime de 109 %, associée à un mode de rupture vis-à-vis du moment fléchissant [TRIANTAFILLOU\_06], (figure 193). Enfin, un accroissement de près de 69 % de la capacité portante est observé par [SI LARBI\_10].

Aussi, il ressort de ces études que loin d'améliorer la « ductilité » (comportement post-pic) du comportement global (charge-flèche) l'application du renfort TRC est même de nature (selon la configuration de renforcement adoptée, le rapport a/d,...etc.) à le « fragiliser » (figures 193 et 194).

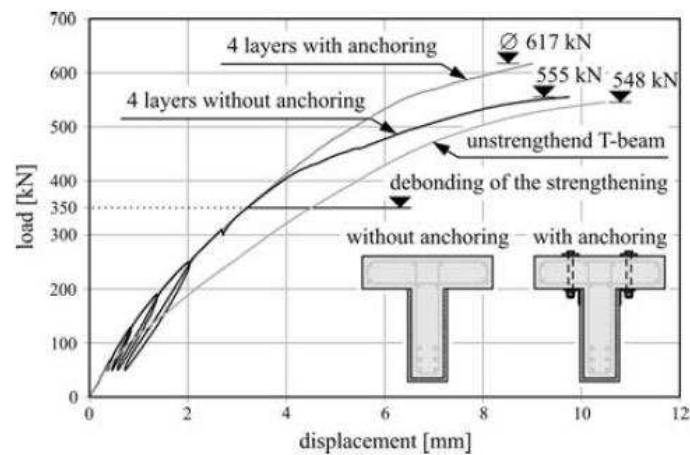


Figure 192 : Comportement charge-flèche de la poutre de référence non renforcée (unstrengthened T-beam) et des poutres renforcées par TRC [BRÜCKNER\_07]

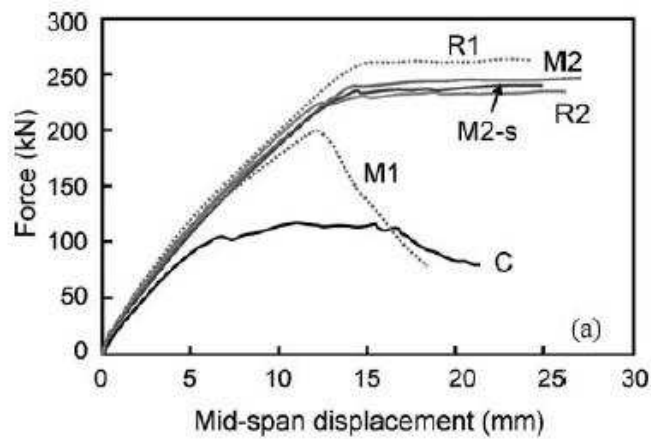


Figure 193 : Comportement charge-flèche de la poutre de référence non renforcée (C) et des poutres renforcées par TRC (M1 et M2) [TRIANTAFILLOU\_06]

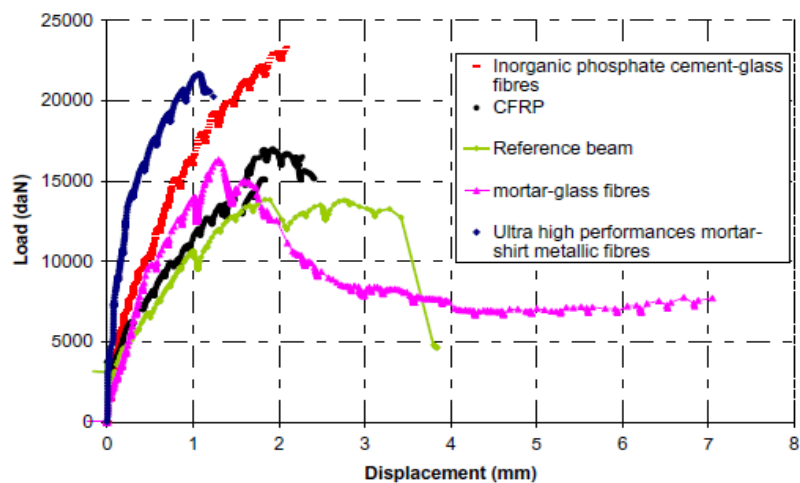


Figure 194 : Comportement charge-flèche de la poutre de référence non renforcée (Reference beam) et d'une poutre renforcée par CRRP (CFRP) et des poutres renforcées par TRC [SILARBI\_10]

Aussi, les études de [BRÜCKNER\_07] et [SI LARBI\_10] mettent en avant une augmentation de la rigidité initiale du comportement charge-flèche des poutres renforcées par TRC vis-à-vis de l'effort tranchant (figures 192 et 194, ce qui n'est pas le cas, ou alors de manière négligeable dans le cas des CFRP). Ce constat est probablement lié au fait des effets conjugués de l'accroissement non négligeable de la section et du confinement généré par la continuité du renforcement.

Enfin, sur la base du modèle du treillis et du principe de superposition [TRIANAFILLOU\_06] et [SI LARBI\_10] ont calculé un taux de travail moyen du TRC à rupture qui avoisine les 50 %

#### III.2.3.4 CONCLUSIONS

Il ressort principalement de l'ensemble de ces études que la réparation de poutres à l'effort tranchant par composites TRC peut permettre une augmentation substantielle de la capacité portante des poutres à l'effort tranchant. Ainsi, l'utilisation de nouveaux procédés (à base de TRC) de renforcement et/ou réparation en complément aux solutions traditionnelles (tel que le CFRP) est raisonnablement envisageable. Cette solution de réparation vis-à-vis de l'effort tranchant est jugée prometteuse par l'ensemble des auteurs. Toutefois, d'après [BRÜCKNER\_07], la réparation par moulage au contact *in situ* reste très incertaine au vue de la faiblesse de l'adhérence entre le TRC et la poutre en béton.

Bien qu'intéressantes et bien des égards éclairantes les études susmentionnées se sont principalement portées sur le comportement global ne permettant pas d'identifier clairement les mécanismes ou les processus d'endommagement à même de mieux saisir les modes de rupture observés.

Enfin, le modèle prévisionnel retenu, de type treillis sur la base du principe de superposition, ne semble pas moins adapté que dans le cas du renforcement par CFRP mais reste fortement tributaire du taux de travail réel du renfort à rupture lequel est probablement dépendant à la fois des propriétés géométriques et mécaniques de la poutre réparée et de celles du renfort mais aussi des configurations et mode de mise en œuvre retenus. Dès lors, il convient, faute d'éléments additionnels, de rester prudent quant à la pertinence de son emploi.

C'est fort de ces conclusions que l'étude expérimentale est entreprise. Elle visera à répondre, autant que faire se peut et de manière partielle, à certaines des problématiques qui ont été incomplètement (ou pas encore) examinées.

### III.3 PROCÉDURE EXPÉRIMENTALE VISANT L'ÉTUDE DE LA RÉPARATION DES POUTRES BÉTON ARMÉ À L'EFFORT TRANCHANT PAR TRC-ISRS

#### III.3.1 MÉTHODOLOGIE

Onze poutres en béton armé sous dimensionnées à l'effort tranchant ont été confectionnées et testées. La longueur des poutres est de 2,3 m dont 2m de longueur utile, leur section est rectangulaire de dimensions 0.15\*0.25 m.

L'implantation des armatures transversales n'est pas symétrique afin de localiser la rupture sur un coté de la poutre et alléger ainsi son instrumentation (figure 195). L'essai est conduit en flexion 4 points (figure 195) pour un chargement statique et monotone piloté en force jusqu'à rupture.

Le rapport (a/d) de la distance entre l'appui et le point d'application de la charge la plus proche (a) sur la « hauteur utile » de la section (d) est de 3,18. Cette poutre peut ainsi être considérée comme une poutre élancée pour laquelle la reprise des efforts tranchants se fait selon le modèle du treillis.

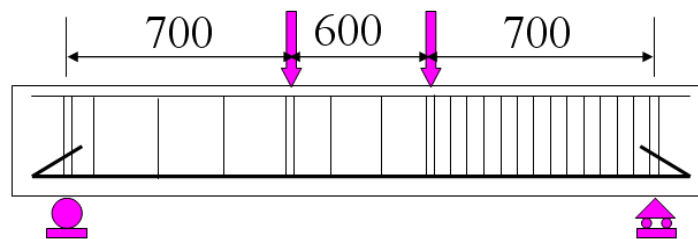


Figure 195 : Schéma de chargement en flexion 4 points

#### III.3.2 MATÉRIAUX ET MISE EN ŒUVRE

##### III.3.2.1 POUTRES BÉTON ARMÉ

###### III.3.2.1.a Béton

Afin d'évaluer l'influence de la résistance du béton sur «  $V_f$  », 2 séries de poutres ont été coulées : la première comptabilisant 7 corps d'épreuve et la seconde 4 poutres dont la résistance du béton visée à 28 jours est respectivement de 30 MPa (poutres « R30 ») et de 40 MPa (poutres « R40 »).

La série de « poutre R30 » est réalisée en 2 gâchées différentes. La première comptabilisant 3 poutres et la seconde 4 poutres, pour lesquelles la résistance du béton à 28 jours est respectivement de  $30.8 \pm 2.5$  MPa et  $31.3 \pm 3$  MPa. Les poutres « R40 » sont coulées en une gâchée pour laquelle la résistance du béton à 28 jours est de  $42.4 \pm 3$  MPa. La résistance en compression du béton a été établie, conformément à la norme NF P 18-406, sur la base de 6 corps d'épreuves.

### III.3.2.1.b Acier

L'ensemble des armatures est en acier haute adhérence (HA) de nuance S500. La contrainte limite d'élasticité de l'acier (moyenne) obtenue par 10 essais de tractions (sur les barres d'acier HA) est de 570 MPa, son module d'Young est de 210 000 MPa et sa limite d'élasticité en déformation est de 2.7 ‰).

## III.3.2.2 COMPOSITES DE RÉPARATION

### III.3.2.2.a Composite carbone époxy (CFRP)

Le composite carbone époxy unidirectionnel dénommé ROCC+® (GTM construction) est utilisé comme matériau de référence pour la réparation de poutres béton armé. Aucun essai de caractérisation n'a été conduit par nos soins sur ce composite, les caractéristiques mécaniques retenues sont celles qui sont disponibles dans l'avis technique de ce matériau [ROCC+\_07] (tableau 48). Ce composite a un comportement élastique linéaire et sa rupture est fragile.

**Tableau 48 : Caractéristiques mécaniques du CFRP (ROCC+®)**

Module d'Young longitudinal du composite (GPa)	80
Contrainte de rupture en traction du composite (MPa)	722

### III.3.2.2.b Composites textile-mortier (TRC)

Seul le composite textile-mortier développé et amélioré au cours du chapitre précédent sera étudié vis-à-vis de la réparation des poutres béton armé à l'effort tranchant. Il est formé de la matrice « MIS » ainsi que de grilles de renfort « VAR » préimprégnées de latex juste avant le moulage au contact (préimprégnation « fraîche »). Trois épaisseurs « moyennes » de TRC sont retenues, 1,7 ; 5 et 10 mm pour un taux de renfort constant de 43.6 ‰ (qui correspond au taux de renfort maximal admissible par la matrice). Cependant, il est évident qu'en fonction du procédé de mise en œuvre du TRC, l'épaisseur ne sera pas parfaitement régulière. Concernant le comportement de traction du composite, il a été montré au cours du chapitre précédent que cette variation de l'épaisseur peut uniquement influencer sur les zones 1 et 2 de la loi de comportement contrainte-déformation de ces TRC. En effet, le taux de travail du renfort textile en rigidité et en résistance de la zone 3 est, pour ce composite, indépendant de son taux de renfort. De plus, pour ce composite les zones 1 et 2 définissent seulement les contraintes inférieures à 15 % de la contrainte ultime (figure 196). Les paramètres, définis au cours du chapitre 2, précisant la loi de comportement sont résumés dans le tableau 49.

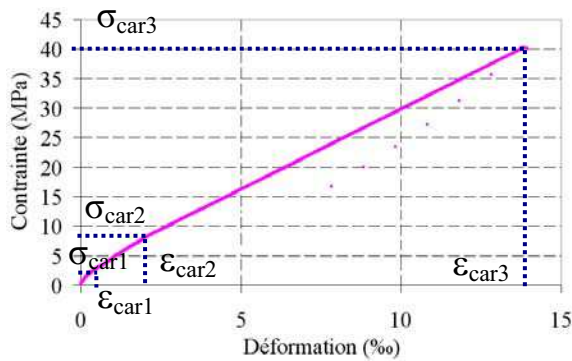


Figure 196 : Comportement contrainte-déformation du TRC « MIS(5)/VAR(3)+latex » à 45 jours de maturation (voir chapitre précédent)

Tableau 49 : Paramètres caractéristiques du TRC étudié au cours de ce chapitre

$\sigma_{car1}$	2.2 MPa
$E_1$	6470 MPa
$\epsilon_{car1}$	0.34 ‰
$\sigma_{car2}$	8.2 MPa
$\epsilon_{car2}$	2.1 ‰
$\sigma_{car3}$	41 MPa
$E_3$	2720 MPa
$\epsilon_{car3}$	14 ‰
$\langle x_r \rangle$	4 mm
$\omega$	0.06 mm

Comme seule l'épaisseur des TRC de réparation étudiée varie, afin de ne pas alourdir inutilement le référencement adopté au cours de ce chapitre, **les références des composites TRC sont simplifiées par rapport au chapitre 2** (tableau 50).

Tableau 50 : Structurations des composites testés

Référence des composites	Référence de la matrice	Épaisseur du TRC (mm)	Référence du renfort	Nombre de couches de renfort	Référence produit d'imprégnation
TRC(2)	MIS	1,7±1	VAR	1	Latex
TRC(5)	MIS	5±2	VAR	3	Latex
TRC(10)	MIS	10±2	VAR	6	Latex

### III.3.2.3 PLAN DE FERRAILLAGE

L'un des cotés de la poutre, sous dimensionné à l'effort tranchant, est renforcé par 3 cadres HA6 alors que 13 cadres HA6 sont mis en place de l'autre côté. Trois armatures longitudinales HA20 prémunisent la poutre d'une rupture vis-à-vis du moment fléchissant. Le ferrailage a été calculé en s'appuyant sur l'Eurocode 2 en considérant les capacités du matériel disponible (vérin, bâti, capteurs)

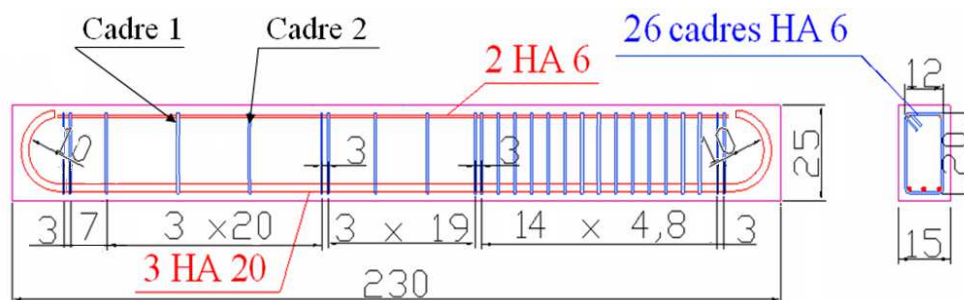


Figure 197 : Plan de ferrailage des poutres sous dimensionnées à l'effort tranchant

### III.3.3 CONFIGURATION DE RÉPARATION DES POUTRES ENDOMMAGÉES ET MODALITÉS DE MISE EN ŒUVRE

#### III.3.3.1 ENDOMMAGEMENT ET RÉPARATION DES POUTRES

Dans le cadre de cette thèse, pour coller le plus fidèlement possible à la réalité du chantier, il a été choisi de se concentrer sur la réparation. Ainsi, les poutres sont préalablement endommagées par l'essai de flexion 4 points précédemment décrit (à 28 jours de maturation) avant d'être réparées. Pour cela, les poutres sont chargées jusqu'à la plastification des aciers transversaux (correspondant, à la dispersion du matériau près, à une déformation de 2700  $\mu\text{m/m}$ ).

#### III.3.3.2 DIMENSIONNEMENT

Le modèle du treillis a été retenu pour le dimensionnement des poutres réparées par TRC. Il sera appliqué sans qu'aucun coefficient de sécurité ne soit adopté. **La contribution du composite de réparation à la reprise de l'effort tranchant calculée selon le modèle du treillis ( $V_{f\text{treillis}}$ ) est ainsi calculée comme suit (indifféremment de la configuration transversale : en face latérale ou en « U »).**

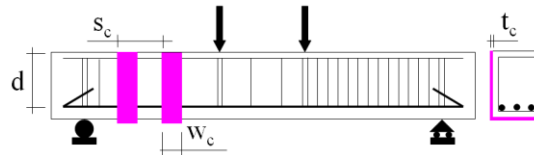
##### Équation 14 : Modèle du treillis

- Réparation par bandes de TRC

$$V_{f\text{treillis}} = 2 \cdot t_c \cdot w_c \cdot \sigma_{car3} \cdot 0,9 \cdot d / s_c$$

- Réparation par TRC continu

$$V_{f\text{treillis}} = 2 \cdot t_c \cdot \sigma_{car3} \cdot 0,9 \cdot d$$



Avec :

$t_c$  : Épaisseur du composite de réparation

$w_c$  : Largeur des bandes du composite de réparation

$s_c$  : Espacement entre axe des bandes du composite de réparation

$d$  : Hauteur effective de la poutre

$\sigma_{car3}$  : Résistance du composite de réparation en traction directe

Enfin, la réparation de poutres par confinement n'est pas considérée dans cette étude car elle est rarement envisageable sur les ouvrages en béton armé. Lorsque cela est technologiquement possible (en fonction de la composition du composite de réparation et de son procédé de mise en œuvre), la configuration de réparation en « U » sera privilégiée à celle par faces latérales. Les 2 configurations de réparation latérale, par bandes ou continue sont testées.

#### III.3.3.3 RÉFÉRENCIEMENT DES POUTRES

Afin de pouvoir commenter les résultats plus aisément, une référence est donnée à chacune des poutres testées. La référence est présentée selon un enchaînement de 5 paramètres séparés par un tiret : p1-p2-p3-p4-p5

- p1 concerne la référence de la poutre : R30, R40 (pour les poutres dont les résistances visées respectives du béton sont de 30 et 40MPa (cf. §.III.3))



- p2 distingue la configuration de réparation latérale : « B » pour une configuration par bandes et « C » pour continue
- p3 porte sur la configuration de réparation transversale : « F1 » pour une configuration en face latérale et « U » pour configuration en « U »
- p4 précise la mise en œuvre : « P » pour collage de plats préfabriqués et « Is » pour mise en œuvre *in situ*
- p5 est la référence du composite de réparation utilisé.

Ce référencement est résumé dans le tableau 51.

**Tableau 51 : Référencement des poutres réparées**

p1		p2		p3		p4		p5
Résistance du béton		Configuration latérale		Configuration transversale		Procédé de mise en œuvre		Référence du composite
30 MPa	40 MPa	Bandes	Continue	Face latérale	En « U »	Plats préfabriqués	Moulage au contact <i>in situ</i>	
<b>R30</b>	<b>R40</b>	<b>B</b>	<b>C</b>	<b>F1</b>	<b>U</b>	<b>P</b>	<b>Is</b>	

Le choix des modalités de mise en œuvre et celui lié aux configurations des renforts ont été guidés par :

- la nécessité de comparer les performances des TRC à celles de solutions plus traditionnelles telles que le CFRP (positionnement performantiel)
- la volonté de considérer des solutions compatibles avec des conditions de mise en œuvre sur chantier (commodité de mise en œuvre)
- le souhait de viser essentiellement (mais pas exclusivement) l'état limite ultime (valorisation prioritaire de la capacité portante)

#### III.3.3.4 POUTRES SAINES (RÉFÉRENCE)

Deux poutres « R30 » (issues de chacune des 2 gâchées de béton) ainsi que 2 poutres « R40 » sont testées jusqu'à rupture. Ces essais permettent notamment d'en déduire la contribution à la reprise de l'effort tranchant du béton et des armatures transversales (cadres).

#### III.3.3.5 RÉPARATION PAR CFRP

Une configuration de réparation, largement éprouvée, par bandes en « U » collées verticalement en face extérieure de l'une des poutres « R30 » est retenue (figure 198).

#### III.3.3.6 COLLAGE DE PLATS PRÉFABRIQUÉS

Dans le but de confronter le comportement de la poutre réparée par carbone époxy à celui de la poutre réparée par le composite « TRC(5) », ce TRC est collé sur une poutre « R30 » par bandes dont la largeur et l'espacement sont calculés de manière à obtenir un «  $V_{\text{Treillis}}$  » identique à celui de « R30-B-U-Is-CFRP(0.5) » (figure 199-a, équation 14 et tableau 52).

**Tableau 52 : Dimensionnement de « R30-B-FI-P-TRC(5) »**

Paramètres du modèle du treillis	R30-B-U-Is-CFRP(0,5)	R30-B-FI-P-TRC(5)
<b>w<sub>c</sub> (mm)</b>	<b>100</b>	<b>100</b>
t <sub>c</sub> (mm)	0,5	5
σ <sub>car3</sub> (Mpa)	722	41
d (mm)	220	220
<b>s<sub>c</sub> (mm)</b>	<b>215</b>	<b>120</b>
V <sub>fTreillis</sub> (KN)	67	68

De plus, pour évaluer l'influence de l'augmentation de la rigidité et de la résistance des composites textile-mortier sur le comportement de la poutre réparée, une seconde configuration de TRC est testée « TRC(10) » selon des modalités de réparation identique à la précédente (figure 199-b).

Étant technologiquement très compliqué de réaliser, puis de coller des plats composites TRC selon une configuration en « U », les plats seront appliqués sur la poutre selon une géométrie en « face latérale ».

### III.3.3.7 MOULAGE AU CONTACT *IN SITU*

La mise en œuvre *in situ* permet quant à elle, la réparation par configuration en « U ». Aussi dans le cas de ce procédé, une configuration continue est largement plus simple à mettre en œuvre que la configuration par bandes utilisée précédemment pour les plats préfabriqués (figure 199). Une configuration continue en « U » est alors logiquement adoptée pour la réparation de la poutre « R30 » (figure 200-a).

Sur la seconde poutre « R30 », le TRC est implanté par bandes en « U » de seulement 40mm de largeur dont l'axe est confondu avec celui des cadres (figure 200-b). Cette configuration permettra d'évaluer l'efficacité du composite textile-mortier pour une très faible section.

Afin d'évaluer l'influence de la résistance du béton constituant la poutre sur le comportement des poutres réparées, une poutre « R40 » est aussi réparée par mise en œuvre *in situ* de bandes en « U ». Cependant l'effort ultime des poutres « R40 » étant significativement plus important que celui des poutres « R30 », il est nécessaire d'augmenter la largeur des bandes de réparation afin que le « V<sub>f</sub> » apporté par les bandes soit significatif compte tenue de la dispersion potentielle de l'effort ultime de la poutre « R40 ». Le composite est ainsi implanté par bandes en « U » de 100mm de largeur dont l'axe de symétrie vertical est confondu avec celui des cadres (figure 200-c).

Enfin, une configuration de réparation continue identique à celle de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » est mise en œuvre pour une structuration de composite de très faible épaisseur « TRC(2) » (figure 200-d) afin de favoriser une rupture dans le TRC.

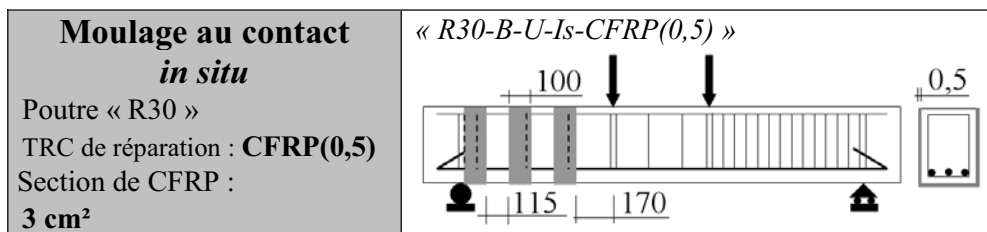


Figure 198 : Positionnement des bandes de renfort « R30-B-U-Is-CFRP(0,5) »

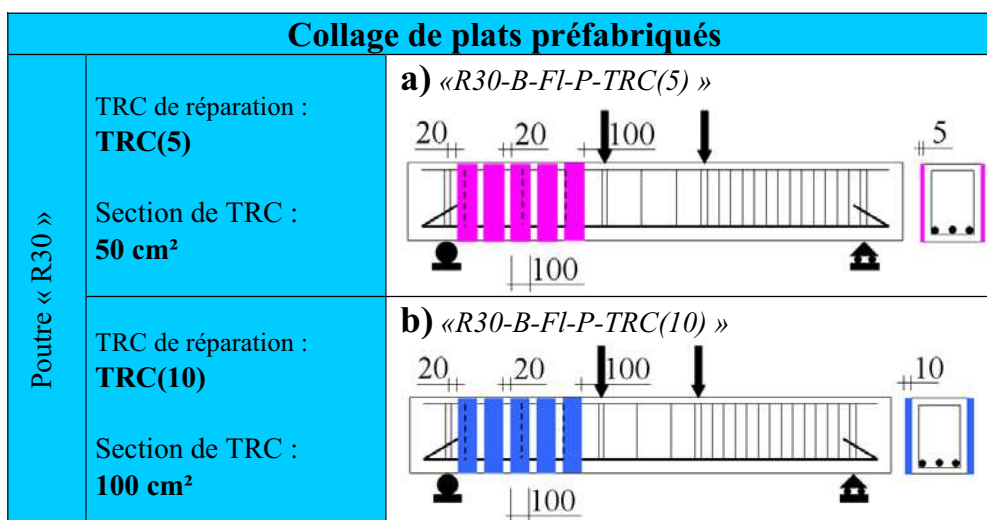
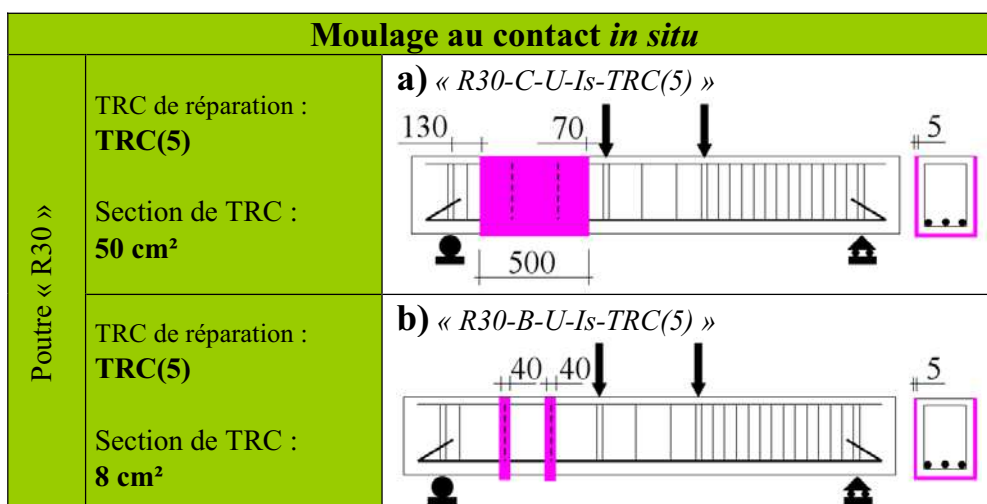


Figure 199 : Positionnement des TRC mis en œuvre par collage de plats préfabriqués



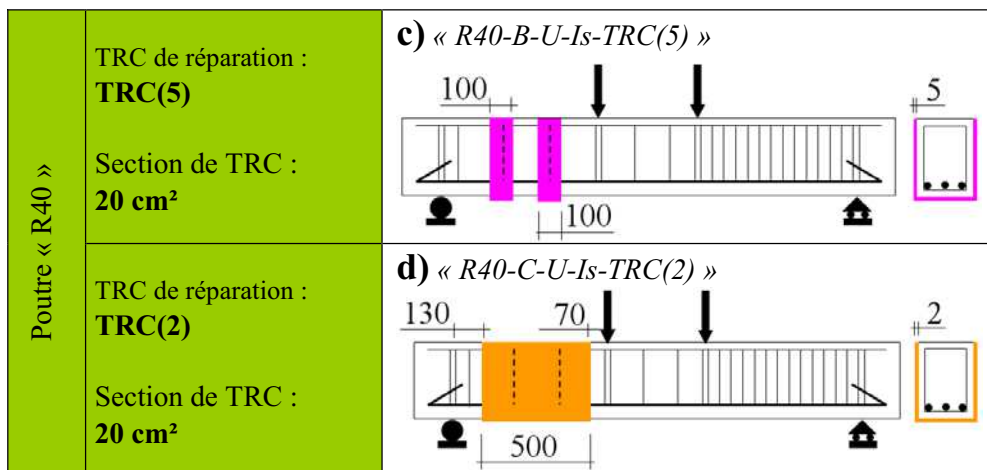


Figure 200 : Positionnement des TRC mis en œuvre par moulage au contact in situ

### III.3.3.8 PROCÉDURE DE MISE EN ŒUVRE DES COMPOSITES DE RÉPARATION

#### III.3.3.8.a Composite carbone époxy (CFRP)

Le textile unidirectionnel de carbone est imprégné et collé sur la poutre préalablement sablée (figure 201), par une résine époxydique à durcisseur aminé qui polymérise à température ambiante (tableau 53). Les fils du renfort textile sont mis en œuvre perpendiculairement à l'axe longitudinal de la poutre.



Figure 201 : Mise en œuvre du composite de réparation CFRP sur la poutre

Tableau 53 : Propriétés de la résine époxy à durcisseur aminé

Module d'élasticité en traction [MPa]	3218 (±21)
Résistance en traction [MPa]	56 (±3)
Déformation à rupture en traction (%)	2,3 (±0,4)
Module d'élasticité en flexion [MPa]	(±75)
Résistance en flexion [MPa]	78 (±6)
Déformation à rupture en flexion (%)	2,3 (±0,3)
Température de transition vitreuse [°C]	54,5 (±2,5)

### III.3.3.8.b Composite textile-mortier (TRC)

Deux procédés de mise en œuvre sont employés : le collage de plats préfabriqués et le moulage au contact du TRC directement sur la poutre à réparer (*in situ*). Comme il s'agit d'une première expérience, une mise en œuvre au rouleau débulleur a été préférée à une mise en œuvre à la truelle afin d'évaluer les performances optimales de ce TRC-ISRS et, dans le cas de la mise en œuvre *in situ*, de garantir la meilleure interaction entre le composite et la poutre. Quelque soit le procédé de réparation, les fils de verre du renfort textile sont mis en œuvre perpendiculairement à l'axe longitudinal de la poutre.

#### III.3.3.8.b.i Collage de plats préfabriqués

Le premier procédé consiste à préfabriquer des plats composite par moulage au contact selon un procédé identique à celui de la réalisation des éprouvettes de caractérisation (« *In situ*, au débulleur », cf. §.II.3.1.1.a). Une fois durcis, ces plats sont ensuite sablés, coupés selon les dimensions souhaitées (scie à diamant), puis collés (par un double encollage des faces à la colle époxy bi-composant durcissant à froid, tableau 54) en les plaquant par l'intermédiaire de serre-joints sur les poutres préalablement sablées (figure 202). Pour éviter que la rupture ne s'initie par désolidarisation du TRC à l'interface TRC-colle, dans le joint de colle, ou à l'interface colle-béton, une résine dont les résistances mécaniques en traction et cisaillement sont nettement supérieures à celles du béton et de la matrice du TRC a été retenue. Les poutres sont réparées une semaine avant leur test par des plats TRC préfabriqués dont la maturité atteint 55 jours au moment de l'essai (afin de garantir une polymérisation satisfaisante du latex à l'intérieur du TRC).

Tableau 54 : Propriétés de la colle époxy bi composant durcissant à froid

E (Mpa)	G (MPa)	Résistance en traction (MPa)	$\nu$
12300	4500	19,5	0,34



Figure 202 : Mise en œuvre du TRC de réparation par collage de plats préfabriqués

#### III.3.3.8.b.ii Moulage au contact *in situ*

Le second procédé de mise en œuvre réside dans le moulage au contact « *In situ*, au débulleur » du TRC à même les poutres à réparer après une légère humidification des surfaces des poutres concernées (figure 203). Aussi, afin d'assurer une adhérence optimale et homogène entre le TRC et la poutre, la

première couche de mortier directement en contact avec la poutre est appliquée de manière « serrée » (en exerçant une pression importante sur la taloche afin de faire pénétrer au mieux le mortier entre les interstices de la poutre de béton). Les poutres sont réparées par moulage au contact *in situ* de TRC-ISRS un jour après leur endommagement et sont testées 55 jours après leur réparation

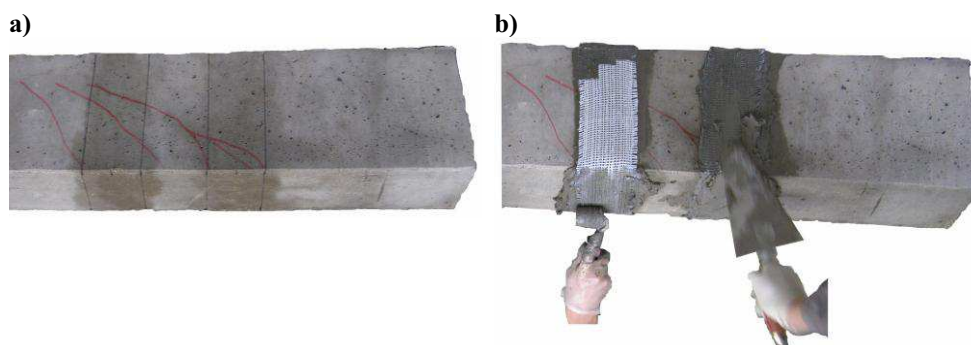


Figure 203 : Mise en œuvre du TRC par moulage au contact *in situ* au débulleur sur une poutre endommagée

### III.3.4 INSTRUMENTATION ET PRINCIPE DE CHARGEMENT

L'essai est conduit pour un chargement statique et monotone piloté en force (600 N/s) par un vérin hydraulique.

L'instrumentation adoptée vise à mesurer l'effort appliqué par l'intermédiaire d'un capteur de force d'une capacité de 200 KN, la flèche à mi-travée (capteur LVDT  $\pm 100$  mm) ainsi que les déformations au niveau des jauges préalablement collées sur les poutres (figure 204, déformations dans les armatures longitudinales tendues ■ : 4 jauges de 10 mm, 120 ohms ; et le béton comprimé ■ : 1 jauge de 70 mm, 120 ohms).

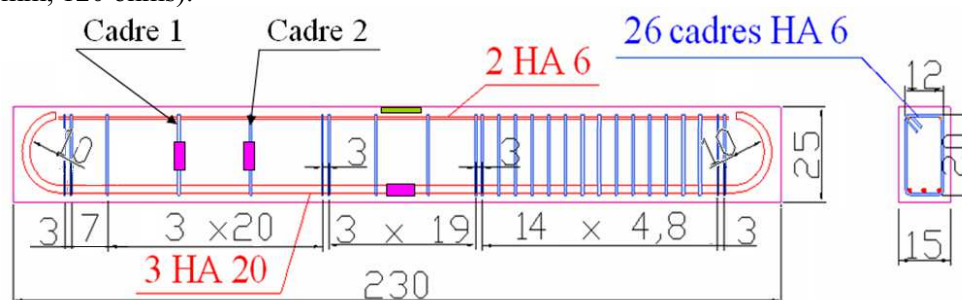


Figure 204 : Plan de ferrailage des poutres sous dimensionnées à l'effort tranchant et positionnement des jauges de déformations sur l'acier et le béton

De plus, le champ de déplacement est mesuré par corrélation d'images tout au long du chargement de la poutre à une fréquence de prise de vue de 2 Hz sur l'une des faces de la poutre dans la zone sous dimensionnée à l'effort tranchant (entre l'appui et l'application du chargement, figures 195 et 206).

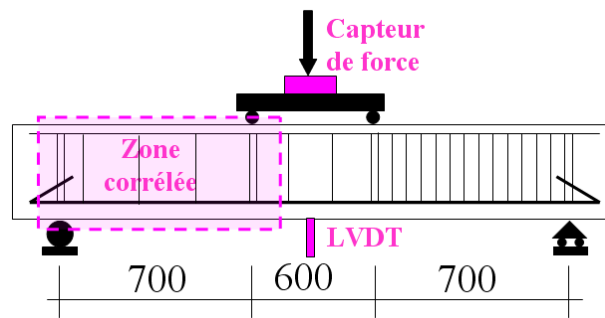


Figure 205 : Schéma de chargement en flexion 4 points et position du capteur LVDT

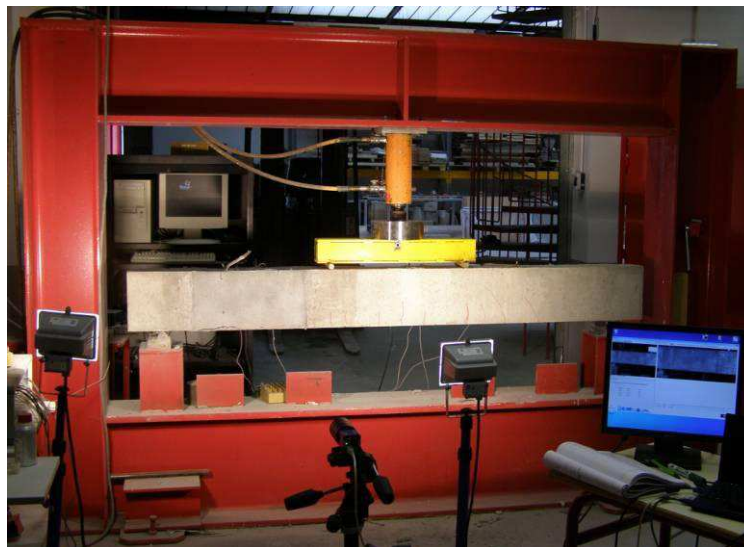


Figure 206 : Illustration du dispositif d'essai et de l'instrumentation (le capteur LVDT ne figure pas sur cette photo)

Lors de la procédure d'endommagement des poutres « R30 » et « R40 » une instrumentation plus légère a été retenue. Toutefois, pour 2 poutres de chaque configuration le capteur LVDT et le capteur de force sont préservés afin de vérifier la reproductibilité du comportement charge-flèche.

### **III.4 PERFORMANCES GLOBALES**

Cette partie met en lumière l'influence des différentes configurations de réparation sur le comportement global des poutres. À savoir leur comportement charge-flèche, leur charge ultime, ainsi que leur mode de rupture.

#### ***III.4.1 DESCRIPTION ET CONFRONTATION DU COMPORTEMENT DES POUTRES SAINES ET RÉPARÉES***

Dans un premier temps, il est remarqué (figure 207 et 208) que le comportement global exprimé par les courbes charge-flèche des poutres « R30 » issues de chacune des 2 gâchées de béton est très proche. Ce comportement est d'ailleurs similaire à celui relevé sur 2 poutres « R30 » lors de leur endommagement (jusqu'à la charge d'endommagement, figure 207, endommagement « R30 »). Le même constat est établi pour les poutres « R40 » (figure 210).

Comme cela apparaît clairement sur les figures 208, 209 et 211, les comportements qualitatifs globaux des poutres réparées et non réparées sont très proches et, peuvent être divisés en 2 zones (figure 209) : une première zone linéaire, et une seconde zone non-linéaire. La non-linéarité de la seconde zone est plus ou moins marquée en fonction de la configuration des poutres. Les poutres « R40 » réparées présentent ainsi une non-linéarité clairement moins accusée.

Les figures 207 et 211 montrent que quelque soit la configuration de réparation des poutres préalablement endommagées, la rigidité initiale de la courbe (zone linéaire) est très proche et semble de ce fait quasi-indépendante de la configuration de réparation. Aussi, cette rigidité est légèrement inférieure à celle des poutres saines. En revanche, concernant la seconde zone (non-linéaire), l'évolution de la flèche en fonction du chargement varie nettement en fonction des configurations de réparation. Aussi, dans cette zone, à charge constante la flèche des poutres saines est supérieure à celle des poutres réparées.

La charge ultime des poutres réparées par TRC est augmentée de 2.6 à 37.7 % en fonction de la configuration considérée, par rapport à celle de la poutre de référence, (tableau 55).

À l'exception des poutres « R30 » réparées par une section importante de TRC (« R30-C-U-Is-TRC(5) », « R30-B-FI-P-TRC(5) » et « R30-B-FI-P-TRC(10) »), il semblerait que ce dernier n'apporte pas de « ductilité » aux poutres. Aussi, pour les poutres « R30 » réparées par une section importante de TRC, l'augmentation de « ductilité » par rapport à la poutre « R30 » saine pourrait être due à un mode de rupture au moment fléchissant.



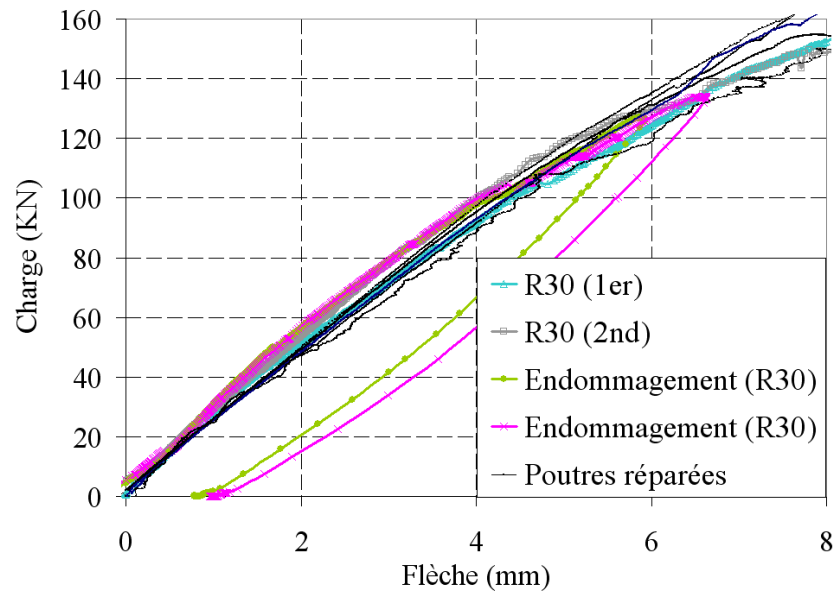


Figure 207 : Comportement charge-flèche observé lors de l'endommagement des poutres « R30 » et comportement initial des autres configurations de poutres « R30 »

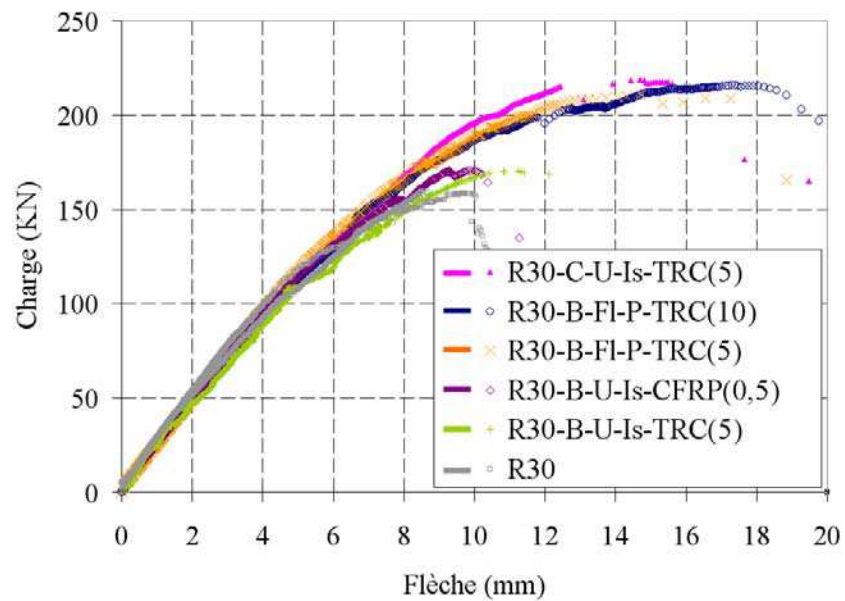


Figure 208 : Comportement charge-flèche des différentes configurations de poutres « R30 » réparées et non réparées

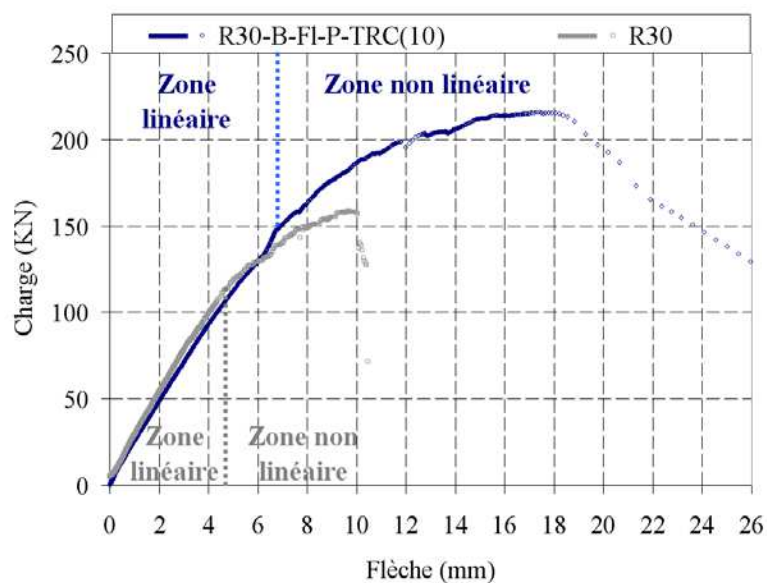


Figure 209 : Définition des 2 zones distinctives des courbes charge-flèche pour une poutre saine non renforcée « R30 » et pour une poutre réparée « R30-B-FI-P-TRC(10) »

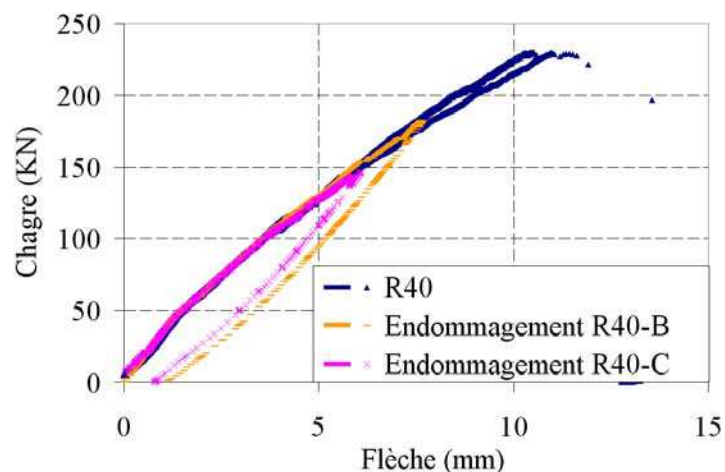


Figure 210 : Comportement charge-flèche des poutres « R40 » ainsi que des poutres endommagées

Avec :

- **Endommagement R40-B** : les courbes relatives à l'endommagement de la poutre « R40 » destinée à être réparée par bande « R40-B-U-Is-TRC(5) »
- **Endommagement R40-C** : les courbes relatives à l'endommagement de la poutre « R40 » destinée à être réparée par bande « R40-B-U-Is-TRC(5) »

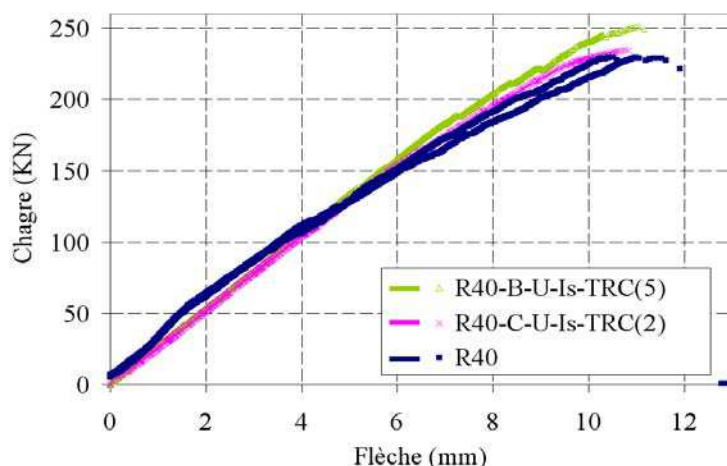


Figure 211 : Comportement charge-flèche des différentes configurations de poutres « R40 » réparées et non réparées

Tableau 55 : Valeurs particulières associées à chacune des configurations de poutres (par ordre décroissant d'effort ultime, poutre « R30 » et « R40 »)

Références des poutres	Charge ultime (KN)	Augmentation de la charge ultime (%)	Flèche à rupture (mm)	Augmentation de la flèche ultime (%)
R30-C-U-Is-TRC(5)	219	37,7	15,6	67
R30-B-FI-P-TRC(10)	215	35,2	18,4	97
R30-B-FI-P-TRC(5)	209	31,4	17,2	84
R30-B-U-Is-CFRP(0,5)	170	6,9	10,1	8
R30-B-U-Is-TRC(5)	170	6,9	10,5	12
R30 (1)	159	-	8,6	-
R30 (2)	158	-	10,1	-
R40-B-U-Is-TRC(5)	251	9,6	11,2	-
R40-C-U-Is-TRC(2)	235	2,6	10,8	-
R40 (1)	229	-	11,6	-
R40 (2)	229	-	10,5	-

### III.4.1.1 CONFRONTATION DU COMPORTEMENT DES POUTRES RÉPARÉES PAR CFRP ET TRC

La figure 208 ainsi que le tableau 55 montrent que l'augmentation de charge ultime apportée à la poutre par le composite carbone époxy est très faible, seulement 6.9 %. Ainsi, bien que la poutre « R30 » réparée par bandes de CFRP en U (R30-B-U-Is-CFRP(0,5)) soit **dimensionnée de manière à atteindre une charge ultime identique à celle réparée par bande de TRC(5) préfabriqué** et collé en face latérale (R30-B-FI-P-TRC(5)), l'augmentation de charge ultime engendrée par le TRC est clairement supérieure à celle imputable au composite carbone époxy (31.4 % contre 6.9 %). De plus, la poutre réparée par TRC est plus rigide que celle réparée par CFRP (dans la zone non-linéaire, à charge constante la flèche des poutres réparées par CFRP est supérieure à celle des poutres réparées par TRC). Un constat identique est tiré en confrontant la poutre réparée par CFRP à celle réparée par bandes de TRC(10) (R30-B-FI-P-TRC(10)) ou par renfort en « U » continue TRC(5) (R30-C-U-Is-TRC(5)) (figure 208, tableau 55).

Même la poutre « R30 » dont la réparation est constituée de 2 bandes de TRC de 40 mm de largeur (R30-B-U-Is-TRC(5)) présente une charge ultime équivalente à la poutre réparée par CFRP (3 bandes de 100 mm de largeur). Pourtant l'effort maximal que peuvent reprendre ces bandes de TRC en traction, ainsi que leur surface d'ancrage avec la poutre sont largement inférieurs à ceux des bandes de CFRP.

### III.4.1.2 INFLUENCE DE L'AUGMENTATION DE L'ÉPAISSEUR DU TRC SUR LES POUTRES « R30 »

La différence d'effort ultime entre les poutres « R30 » réparées par bandes préfabriquées de TRC(5) et TRC (10) aux taux de renfort identiques (« R30-B-FI-P-TRC(5) » et « R30-B-FI-P-TRC(10) ») est très faible (seulement 3 % d'écart). Aussi, l'augmentation de l'épaisseur (de 5 à 10 mm) du composite de réparation entre ces 2 configurations de poutre (pour un positionnement identique du renfort) semble n'avoir aucune influence sur le comportement charge-flèche, celui-ci étant quasiment confondu entre ces poutres.

### III.4.1.3 INFLUENCE DU PROCÉDÉ DE RÉPARATION DES POUTRES

Afin d'évaluer l'influence du procédé de réparation, il est intéressant de confronter les poutres « R30 » réparées par TRC(5) par bandes préfabriquées ou par moulage en contact *in situ* (« R30-C-U-Is-TRC(5) » et « R30-B-FI-P-TRC(5) »). En effet, bien que le positionnement des TRC sur ces poutres soit différent, celles-ci **possèdent une nature, une épaisseur et une largeur totale de composite de réparation identiques** (respectivement, une bande continue de TRC de 500 mm de largeur contre 5 bandes de 100 mm de largeur).

Pour ces configurations de poutres, il semblerait que la variation du procédé de mise en œuvre n'influe pas sur l'efficacité du TRC. En effet, à la dispersion près, la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » présente un comportement charge-flèche similaire (augmentation de la charge ultime dû au TRC de 37.7 % contre 35.2 % et 31.4 %).

### III.4.1.4 CONFRONTATION DU COMPORTEMENT DES POUTRES « R30 » ET « R40 »

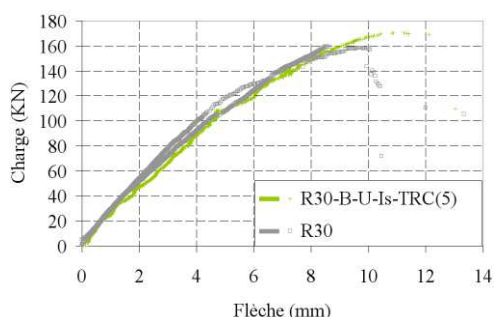


Figure 212 : Comportement charge-flèche des différentes configurations de poutres « R30 » saines et réparées

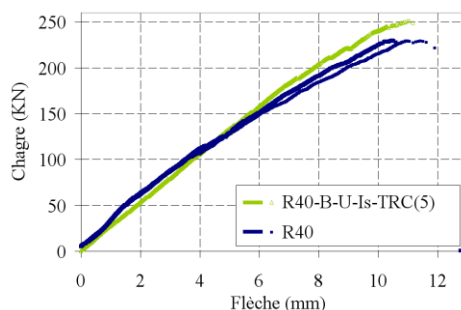


Figure 213 : Comportement charge-flèche des différentes configurations de poutres « R40 » saines et réparées

La charge ultime des poutres « R40 » (tableau 56) est 44 % plus élevée (70 KN de plus) que celle des poutres « R30 ». La configuration de poutre « R40 » réparée par bandes *in situ* « R40-B-U-Is-TRC(5) » présente une augmentation de charge ultime du même ordre de grandeur que celle de la poutre « R30 » aussi réparée par bandes *in situ* « R30-B-U-Is-TRC(5) » (respectivement 9.6 % et 6.9 %). Aussi, ces configurations de réparation (section de TRC limitée) n'engendrent pas d'augmentation significative de la flèche ultime.

**Tableau 56 : Valeurs particulières associées à chacune des configurations de poutres**

Références des poutres	Charge ultime (KN)	Augmentation de la charge ultime (%)	Flèche à rupture (mm)
R40-B-U-Is-TRC(5)	251	9,6	11,2
R40 (1)	229	-	11,6
R40 (2)	229	-	10,5
R30-B-U-Is-TRC(5)	170	6,9	12,1
R30 (1)	159	-	8,6
R30 (2)	158	-	10,1

On retiendra que la réparation de poutres à l'effort tranchant est technologiquement faisable, alors que les performances globales associées tant en service qu'à l'état limite ultime se comparent favorablement à celles liées au CFRP.

### III.4.1.5 MODE DE RUPTURE DES POUTRES

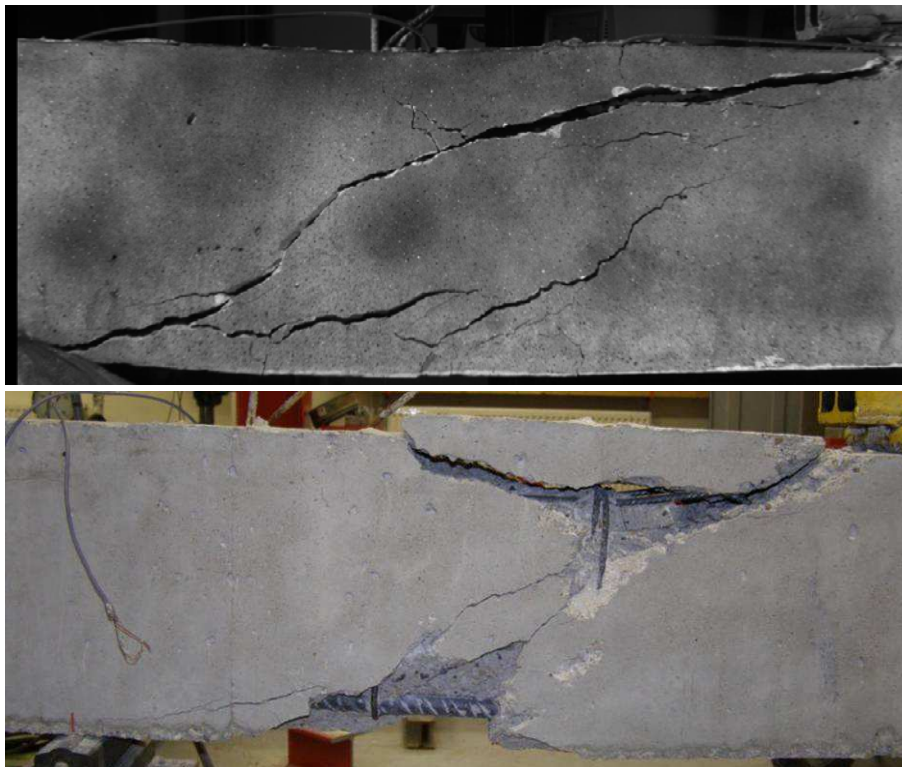
Le tableau 57 recense les modes de rupture associés à chacune des poutres testées. Ces derniers sont illustrés ci-après.

**Tableau 57 : Mode de rupture associé à chacune des configurations de poutres**

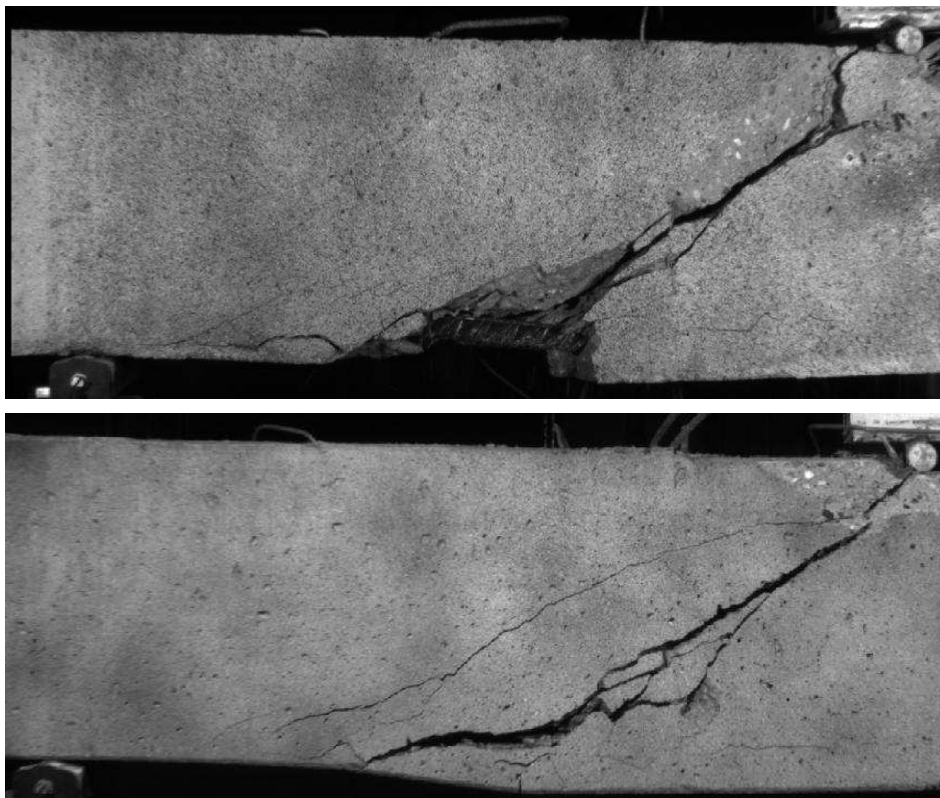
Références des poutres	Mode de rupture
R30	<b>Effort tranchant</b> : rupture des cadres
R30-B-U-Is-CFRP(0,5)	<b>Effort tranchant</b> : désolidarisation du renfort (enrobage béton)
R30-B-U-Is-TRC(5)	<b>Effort tranchant</b> : désolidarisation du renfort (enrobage béton et interface TRC béton)
R30-C-U-Is-TRC(5)	<b>Moment fléchissant</b> : écrasement du béton
R30-B-FI-P-TRC(5)	<b>Effort tranchant</b> : désolidarisation du renfort (béton)
R30-B-FI-P-TRC(10)	<b>Moment fléchissant</b> : écrasement du béton
R40	<b>Effort tranchant</b> : rupture des cadres
R40-B-U-Is-TRC(5)	<b>Effort tranchant</b> : désolidarisation du renfort (interface TRC-béton et mortier du TRC)
R40-C-U-Is-TRC(2)	<b>Effort tranchant</b> : rupture du composite

Il apparaît ainsi que le mode de rupture des poutres testées diffère en fonction de leurs configurations de réparation. Deux poutres ont rompu suivant un mode propre au moment fléchissant (écrasement du béton), traduisant un surdimensionnement vis-à-vis de l'effort tranchant. Les 7 autres poutres ont péri par effort tranchant.

- Poutres saines



**Figure 214 : Poutres « R30 » et après rupture**



**Figure 215 : Poutres « R40 » après rupture**

- Poutres « R30 » réparées par collage de plats TRC préfabriqués par bandes de TRC en face latérale



(face supérieure)

**Figure 216 : Poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » après rupture**



**Figure 217 : Poutre « R30-B-FI-P-TRC(10) » après rupture**

- Poutres « R30 » réparées bandes de CFRP mises en œuvre par moulage au contact *in situ*



Figure 218 : Poutre « R30-B-U-Is-CFRP(0,5) » après rupture

- Poutres « R30 » et « R40 » réparées bandes de TRC(5) mises en œuvre par moulage au contact *in situ*



Figure 219 : Poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) » après rupture



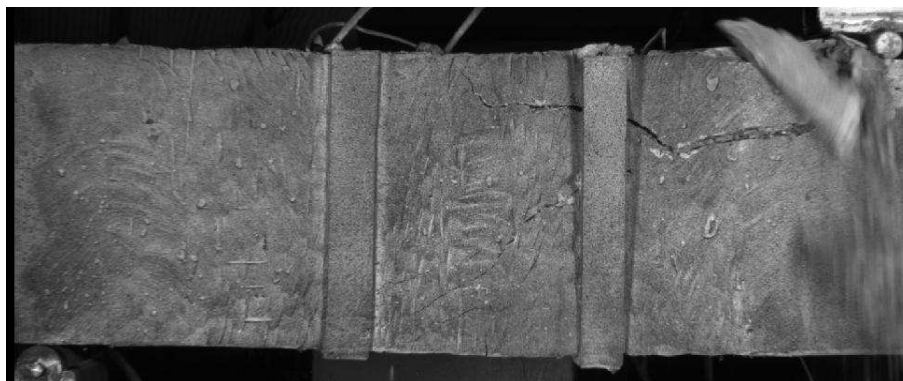


Figure 220 : Poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) » juste après rupture (grâce à l'appareil photographique utilisé pour les mesures de champ par corrélation d'images)



Figure 221: Poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » après rupture

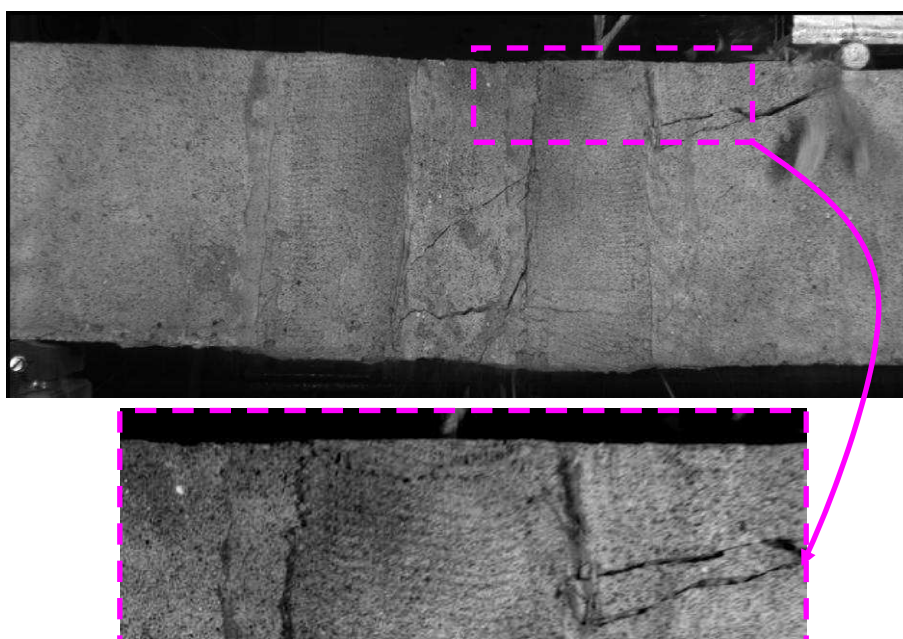


Figure 222 : Poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » juste après rupture (grâce à l'appareil photographique utilisé pour les mesures de champ par corrélation d'images)

Concernant les 2 poutres TRC (« R30 » et « R40 ») réparées par bandes, les figures 219-b et 221 semblent montrer la rupture de la première bande de TRC (partie inférieure de la bande) et la désolidarisation de la seconde. Cependant, les figures 220 et 222 suggèrent que c'est la désolidarisation de la seconde bande qui est à l'origine de la rupture de la poutre.

Concernant la poutre « R30 », la figure 219-a montre que la désolidarisation est liée à la rupture de l'enrobage du béton sur l'extrémité de la bande ainsi qu' celle de l'interface TRC béton sur le reste de la longueur de bande. En revanche pour la poutre « R40 », la désolidarisation intervient suite à la rupture de l'enrobage du TRC (principalement sur l'extrémité de la bande, petits blocs de mortier collés sur la poutre en béton, figure 221) ainsi qu' celle de l'interface TRC béton sur le reste de la bande. Cette différence de comportement entre ces 2 poutres est probablement liée à l'augmentation de résistance du béton entre les poutres « R30 » et « R40 » et laisse penser que la résistance au cisaillement du mortier (du composite TRC(5)) et de l'interface TRC-béton est inférieure à celle du béton constitutif de la poutre « R40 ». La résistance au cisaillement du « TRC(5) » et de son interface avec le béton constituent donc une limite quant à son utilisation pour la réparation à l'effort tranchant *in situ* de poutres en béton hautes performances. En vue de cette application, la résistance au cisaillement de la matrice devra être améliorée.

- Poutres « R30 » et « R40 » réparées renfort continu de TRC mis en œuvre par moulage au contact *in situ*



Figure 223 : Poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » après rupture



Figure 224 : Poutre « R40-C-U-Is-TRC(2) » après rupture

Les poutres « R30-C-U-Is-TRC(5) » et « R30-B-FI-P-TRC(10) » réparées par une section importante de TRC affichent un mode de rupture au moment fléchissant par écrasement du béton comprimé. Ainsi, l'augmentation significative de « ductilité » (comportement charge-flèche) remarquée pour ces poutres, semble en grande partie attribuable à la « ductilité » associée à l'écrasement du béton en partie supérieure de la zone sollicitée en flexion pure des poutres, et éventuellement à la plastification des aciers longitudinaux. Toutefois la poutre réparée par collage de bandes de TRC(5) préfabriquées « R30-B-FI-P-TRC(5) » (qui représente la troisième poutre réparée par une section importante de TRC) rompt à l'effort tranchant et présente un comportement charge-flèche « ductile » difficilement explicable à ce stade du document. À l'exception de ces configurations de poutres, aucune autre ne présente une augmentation de la « ductilité » du comportement charge-flèche. Il semblerait ainsi que le TRC utilisé au cours de cette partie n'augmente pas la « ductilité » des poutres pour un mode de rupture à l'effort tranchant. Cela représentait pourtant l'un des objectifs visés par le TRC. Toutefois, à l'exception des poutres rompant au moment fléchissant et de la poutre réparée par TRC(2) continu, la rupture des poutres se produit par désolidarisation du TRC (décollement, rupture dans le béton ou dans son enrobage), qui représente un mode de rupture clairement identifié comme « fragile ». Afin d'augmenter la ductilité de la poutre dans le cas d'un mode de rupture à l'effort tranchant, il est nécessaire que la rupture ait lieu dans le TRC, afin de mobiliser son mode de rupture « télescopique ». Seule la poutre réparée par TRC(2) présente un tel mode de rupture, mais cette configuration n'a pas pour autant mené à une augmentation de la ductilité de la poutre « R40 ». Cela peut être dû à la faible section de TRC. L'augmentation de la « ductilité » de la poutre semble ainsi très difficile à obtenir. En effet, pour une section de TRC significative, il semble difficile d'assurer l'ancrage de ce dernier, ce qui mène à un mode de rupture « fragile » par désolidarisation du TRC. En revanche, pour une section de TRC suffisamment faible pour permettre la rupture du TRC, l'effort tranchant repris par ce dernier est alors trop faible pour conférer une éventuelle « ductilité » dans le mode de rupture du TRC. L'augmentation de l'adhérence à l'interface TRC-béton ne résout pas le problème d'ancrage des TRC, car leur mode de rupture se fait dès lors par désolidarisation due à la rupture du béton de la poutre (« R30-B-FI-P-TRC(5) » et « R30-B-FI-P-TRC(10) »).

## III.5 COMPORTEMENT À L'ÉCHELLE LOCALE

L'analyse du comportement local des poutres saines et réparées est scindée en 2 parties. Une première concerne le comportement des poutres dans leur ensemble (analyse des schémas de fissurations relevés par corrélation d'images et des déformations mesurées par les jauges). Une seconde partie décrit plus particulièrement le comportement local des TRC de réparation appliqués sur ces poutres en analysant les champs de déplacement mesurés par corrélation d'images sur ces composites.

### III.5.1 COMPORTEMENT LOCAL DES POUTRE RÉPARÉES

#### III.5.1.1 INFLUENCE DE LA RÉPARATION SUR LE SCHÉMA DE FISSURATION DES POUTRES À RUPTURE

Les termes de micro, méso et macro-fissures sont introduits afin de permettre une description plus précise et concise des schémas de fissuration. Les termes micro, méso et macro-fissures seront ainsi employés pour décrire des fissures dont l'ouverture est respectivement inférieure à 50  $\mu\text{m}$  (imperceptible à l'œil nu), comprise entre 50 et 500  $\mu\text{m}$  (entre imperceptible à difficilement perceptible à l'œil nu) et supérieure à 500  $\mu\text{m}$  (perceptible à l'œil nu). Étant donné le matériel utilisé et la surface importante de la fenêtre corrélée (800 x 300 mm),

figure 225), les micro-fissures sont imperceptibles par l'intermédiaire de la corrélation d'images (bruit) alors que les méso-fissures dont l'ouverture est supérieure à 100  $\mu\text{m}$  peuvent être repérées et mesurées grâce à ce dispositif. En fonction de la qualité du mouchetis et de l'éclairage de la poutre, des méso-fissures de 50  $\mu\text{m}$  pourront tout de même être repérées.

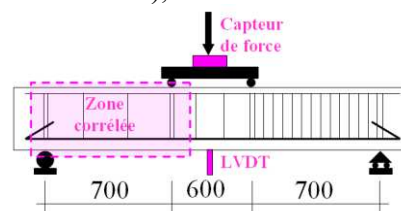


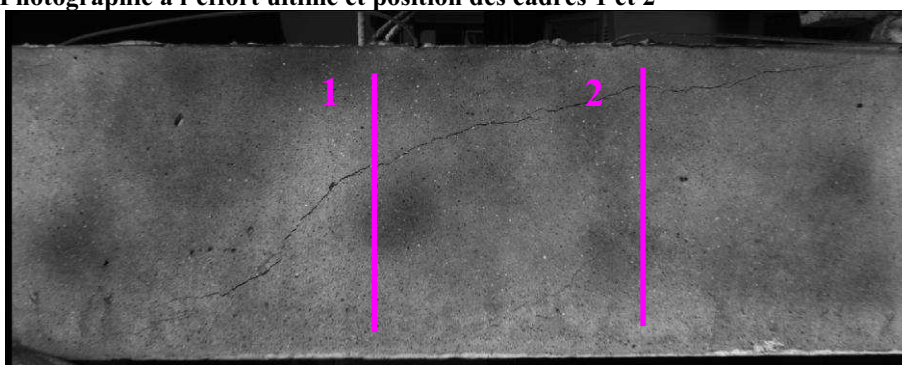
Figure 225 : Rappel de la position de la zone de la poutre corrélée

La fréquence de prise de vue de l'appareil photographique étant de 2Hz, la corrélation d'images permet donc d'obtenir un schéma de fissuration regroupant toutes les méso et macro-fissures au maximum 0.5 secondes avant l'atteinte de l'effort ultime ; donc correspondant à un effort au maximum 300 N inférieur à l'effort ultime (vitesse de chargement du vérin de 600N/s). Ce schéma de fissuration sera représenté par le champ des iso déformations (les déformations dans le béton étant négligeables par rapport à celles traduites par les méso-fissures) et sera ainsi nommé par simplification de langage, schéma de fissuration à l'effort ultime.

### III.5.1.1.a Reproductibilité du schéma de fissuration sur les poutres saines (zone réparée)

Bien que les modes de rupture des poutres « R30 » soient identiques (associés à la formation de macro-fissures comparables, obliques sur les joues, et s'initiant au voisinage de la charge appliquée), leur schéma de fissuration diffère (figures 226 et 227) par le nombre, le positionnement et l'angle des fissures. Il en est de même pour les poutres « R40 » pourtant issues de la même gâchée (figures 228 et 229). Pour les poutres « R30 », l'orientation moyenne des méso-fissures varie entre 20 et 45° (selon les fissures). Pour les poutres « R40 », elle s'échelonne entre 25 et 35°.

#### a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



#### b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

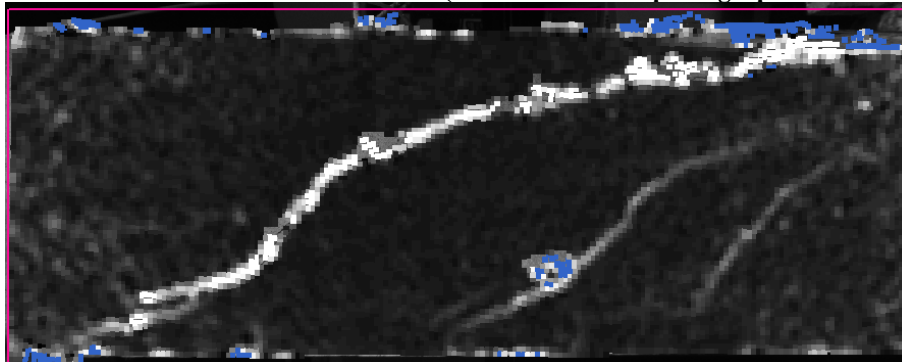
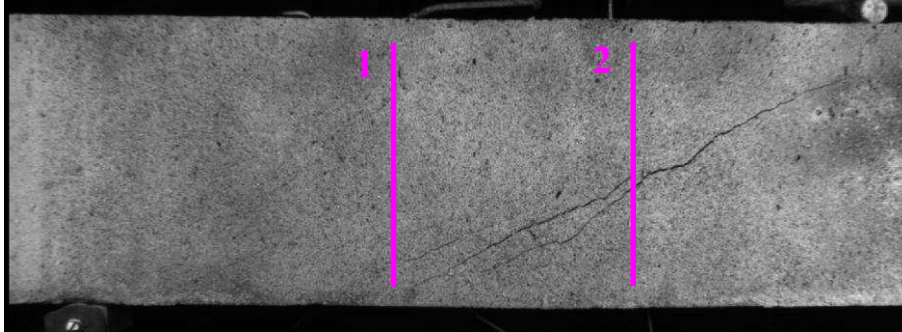


Figure 226 : Corrélation d'images de la travée sous dimensionnée à l'effort tranchant de l'une des poutres « R30 » à l'effort ultime



Figure 227 : Seconde poutre « R30 » après rupture (travée sous dimensionnée à l'effort tranchant)

a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

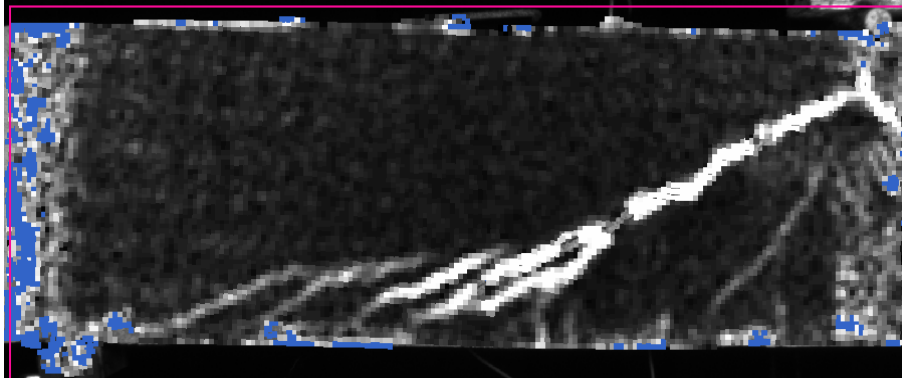
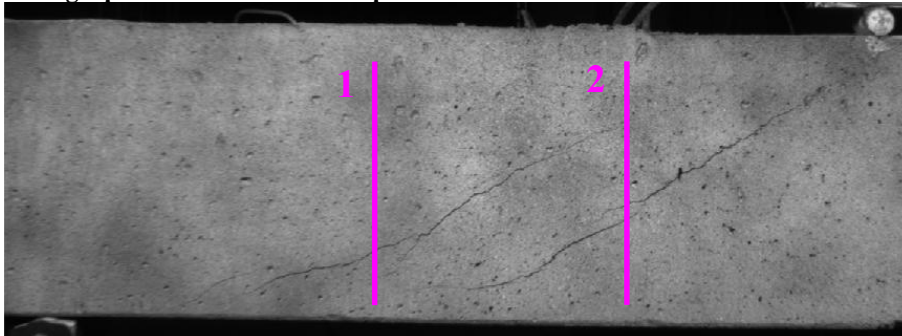


Figure 228 : Corrélation d'images de la travée sous dimensionnée à l'effort tranchant de la première poutre « R40 » à l'effort ultime

a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

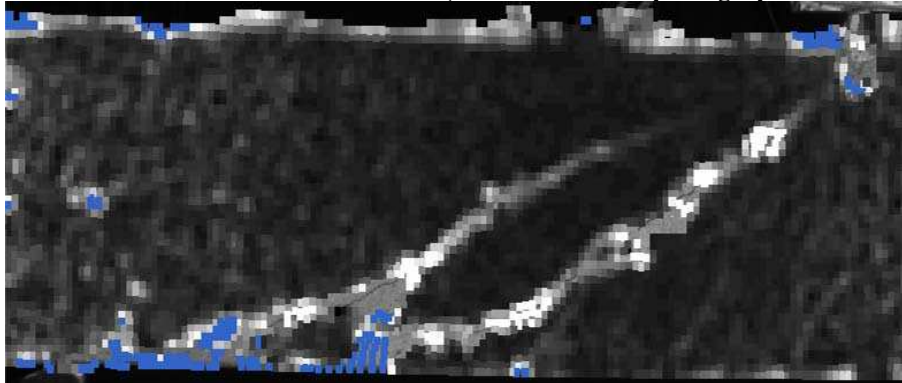


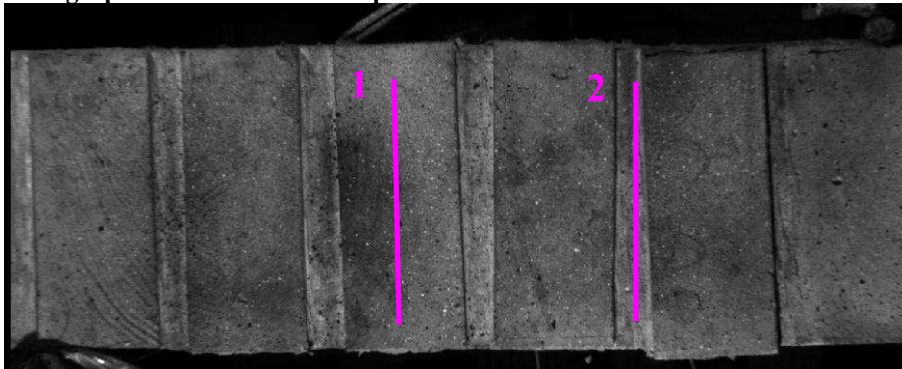
Figure 229 : Corrélation d'images de la travée sous dimensionnée à l'effort tranchant de la seconde poutre « R40 » à l'effort ultime

### III.5.1.1.b Poutres réparées par collage de plats TRC préfabriqués par bandes en face latérale

La réparation de poutres par collage de plats préfabriqués modifie clairement le schéma de fissuration (des méso et macro-fissures) des poutres « R30 » à rupture. En effet, sur ces poutres des fissures semblent se propager verticalement le long des bandes de TRC. Aussi, sur la poutre réparée par les bandes de TRC(5) une fissure semble traverser l'une des bandes avec un angle assez faible ( $20^\circ$ ) et ensuite dévier selon un angle de  $85^\circ$  par la bande suivante.

En revanche lorsque cette poutre est réparée par des bandes de TRC(10) (de 10mm d'épaisseur au lieu de 5 mm), aucune méso-fissure ne traverse les renforts TRC.

a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

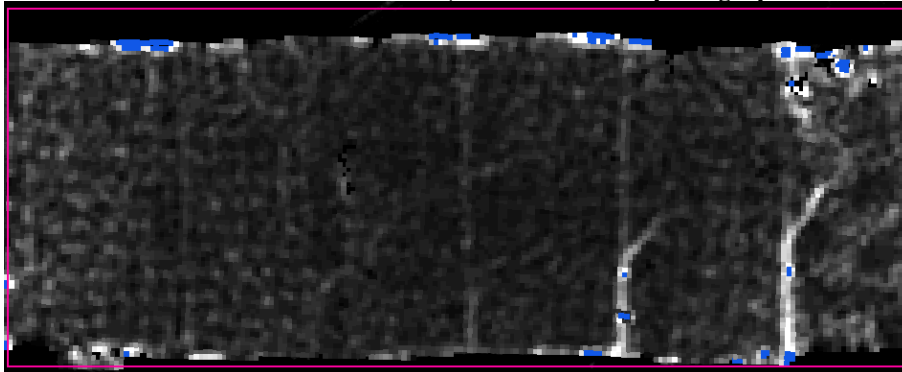
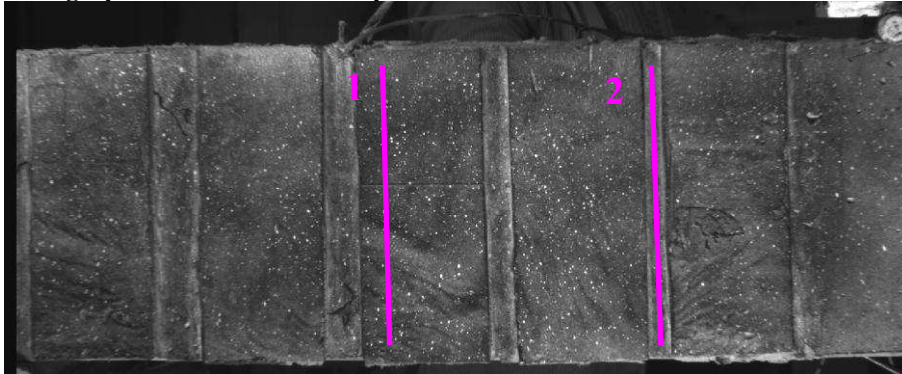


Figure 230 : Corrélation d'images de la travée réparée à l'effort tranchant de « R30-B-FI-P-TRC(10) » à l'effort ultime

a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

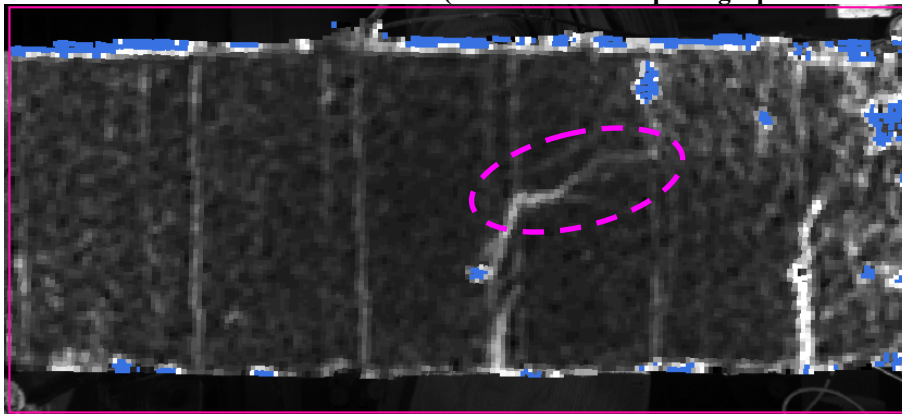


Figure 231 : Corrélation d'images de la travée réparée à l'effort tranchant de « R30-B-FI-P-TRC(5) » à l'effort ultime

Aussi, sur ces 2 poutres, des macro-fissures ont été relevées (avant rupture) derrière les bandes de TRC (figures 232 et 233, photographies prises après rupture), en partie inférieure et supérieure de la poutre. Il semblerait que ces fissures ainsi que les fissures verticales longeant les bandes sur les faces des poutres traduisent une désolidarisation des bandes de renfort de la poutre. Ainsi, bien que peu de fissures n'apparaissent sur les faces de ces poutres, cela n'exclut pas que des fissures (semblables à celles observées sur les poutres non réparées) traversent le béton en partie interne de la poutre.



Figure 232 : Poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » après rupture (face supérieure)





Figure 233 : Poutre « R30-B-FI-P-TRC(10) » après rupture (face inférieure)

De même, sur ces 2 poutres, des macro-fissures ont été relevées (avant rupture) (figures 234 et 235, photographies prises après rupture) dans la partie de béton comprimée sollicitée en flexion pure. Ainsi, bien que la poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » ne rompt pas au moment fléchissant par écrasement du béton, elle présente un écrasement non négligeable du béton (dû au moment fléchissant). Ainsi, ce comportement justifie probablement la « ductilité » du comportement charge-flèche de cette poutre.

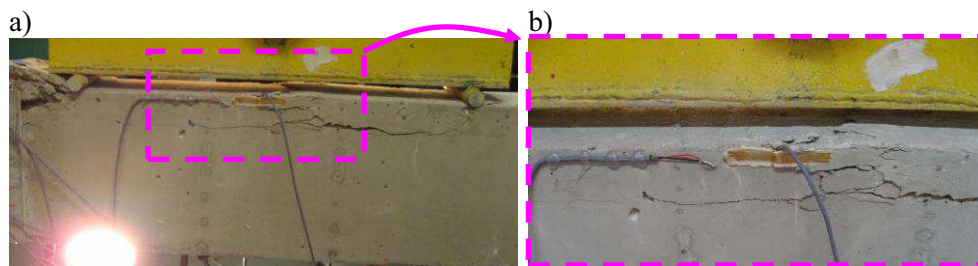


Figure 234 : Poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » après rupture



Figure 235 : Poutre « R30-B-FI-P-TRC(10) » après rupture

Ainsi, les 2 poutres présentaient des fissures propres au mode de rupture au moment fléchissant par écrasement du béton et à l'effort tranchant par « désolidarisation » du renfort dans le béton. Cependant, l'augmentation de l'épaisseur du composite de renfort entre les 2 configurations de poutres réparées par collage de plats préfabriqués a influé sur le mode de rupture des poutres. En

effet, la poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » rompt par désolidarisation du renfort TRC (figure 232) alors que « R30-B-FI-P-TRC(10) » atteint sa ruine au moment fléchissant par écrasement du béton (figure 235).

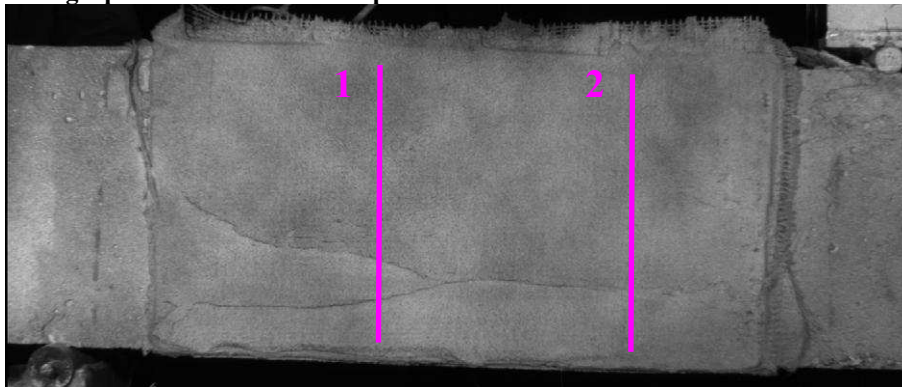
### III.5.1.1.c Poutres réparées par moulage au contact *in situ* en « U »

#### III.5.1.1.c.i Réparation de la poutre « R30 » par renfort continu de TRC(5)

Une seule méso-fissure (à 90°), longeant le renfort TRC (figure 236) apparaît en surface de cette poutre. La section de composite est pourtant identique à celle de la poutre réparée par bande de TRC(5) préfabriquée (une largeur totale de 500 mm de TRC(5)) pour laquelle une fissure traverse le renfort. De plus, contrairement à cette dernière, aucune macro-fissure n'apparaît sur la face inférieure de la poutre. Ainsi, la continuité du renfort ainsi que la mise en œuvre par moulage au contact, permettant une réparation en « U » diminue clairement la propagation de méso-fissures sur la face externe de la poutre « R30 ».

Pour les poutres présentant une section de TRC élevé, la propagation des méso-fissures sur les faces externes de la poutre semble être significativement réduite et leur angle de propagation modifié.

#### a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



#### b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

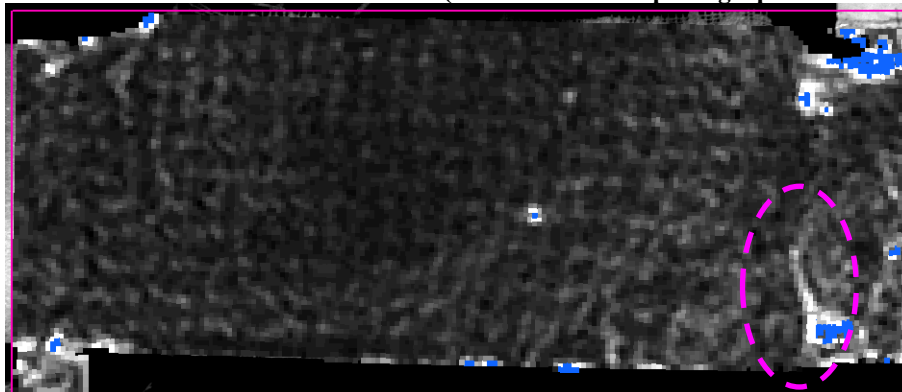
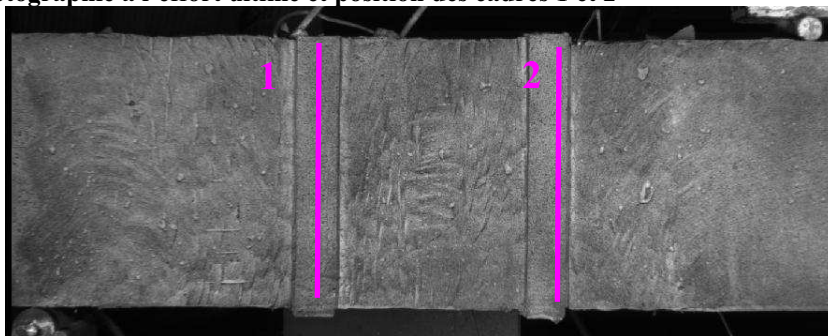


Figure 236 : Corrélation d'images de la travée réparée à l'effort tranchant de « R30-C-U-Is-TRC(5) » à l'effort ultime

### III.5.1.1.c.ii Réparation de la poutre « R30 » par bandes de TRC(5)

La réparation par bandes moulées au contact *in situ*, pour une faible section de TRC, n'empêche pas la propagation de fissures à l'effort tranchant selon un angle variant entre 30 et 45°. Étant donné la variation importante du schéma de fissuration relevé entre les 2 poutres « R30 » non renforcées, il est difficile de se prononcer sur l'influence des bandes de réparation sur le schéma de fissuration.

#### a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



#### b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

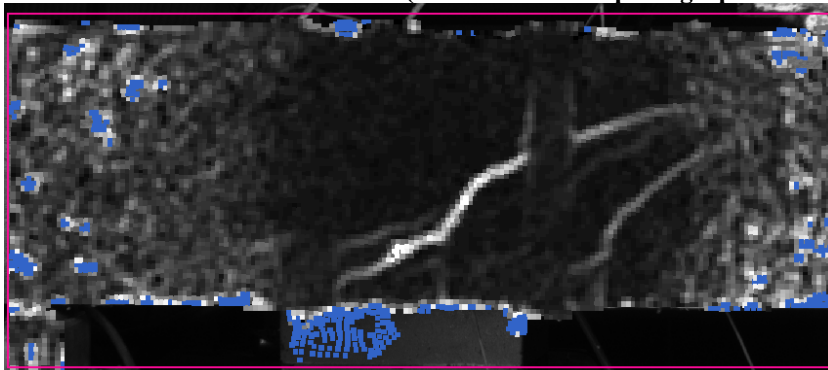


Figure 237 : Corrélation d'images de la travée réparée à l'effort tranchant de « R30-B-U-Is-TRC(5) » à l'effort ultime

### III.5.1.1.c.iii Réparation de la poutre « R30 » par bandes de CFRP

Aucune mesure de champ par corrélation d'images n'est disponible pour la poutre réparée par CFRP(0.5) moulée au contact *in situ* (suite à un problème technique). Il peut cependant être constaté que le schéma de macro-fissuration après rupture de la poutre « R30 » réparée par bandes de CFRP (figure 238) est similaire à celui de la poutre réparée par bandes de TRC (figure 239).

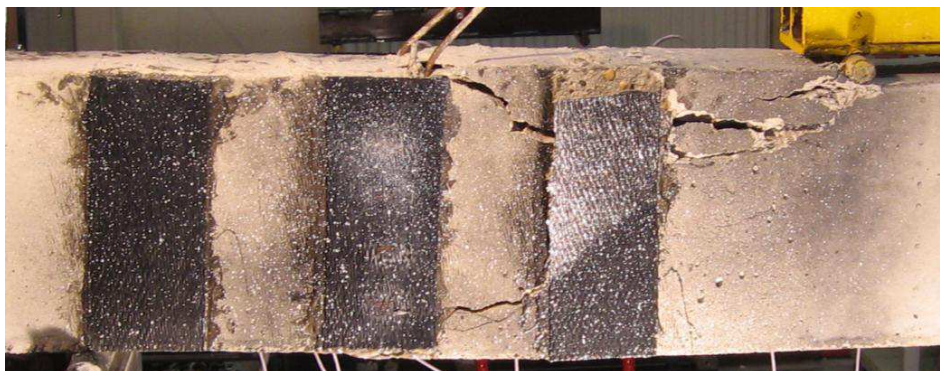


Figure 238 : Illustration de la poutre « R30-B-U-Is-CFRP(0,5) » après rupture

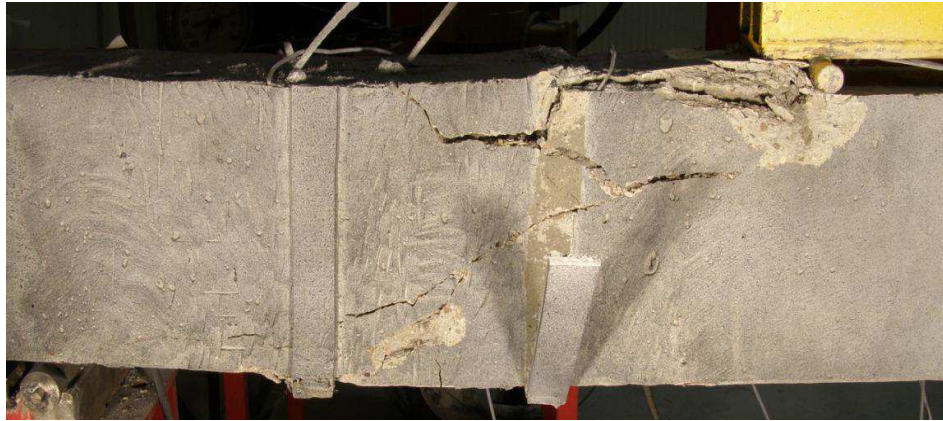
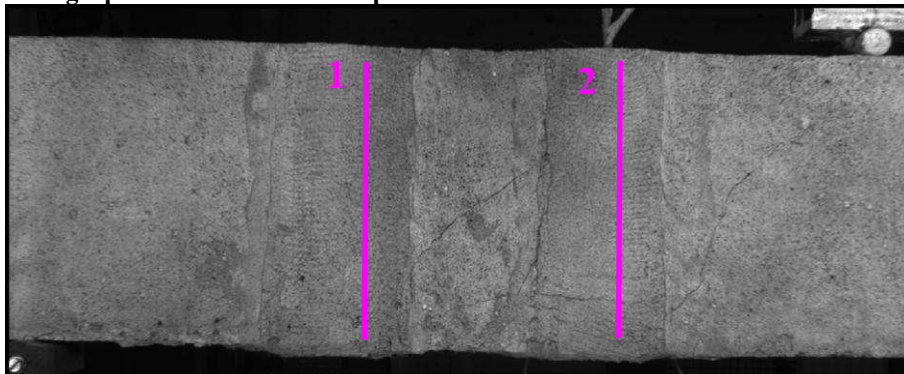


Figure 239 : Illustration de la poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) » après rupture

#### III.5.1.1.c.iv Réparation de la poutre « R40 » par bandes de TRC(5)

De même que pour la poutre précédente, la réparation par bandes moulées au contact *in situ*, pour une faible section de renfort, n'empêche pas la propagation de fissures à l'effort tranchant. En revanche, par rapport aux 2 poutres « R40 » non renforcées, le nombre de fissures est augmenté. De plus l'angle moyen des fissures évolue entre 20 et 55° selon les fissures alors qu'il s'échelonnait entre 25 et 35° sur les poutres saines. Il semblerait ainsi que pour une largeur de bande suffisante, les bandes de réparation TRC influent sur le schéma de fissuration.

##### a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



##### b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

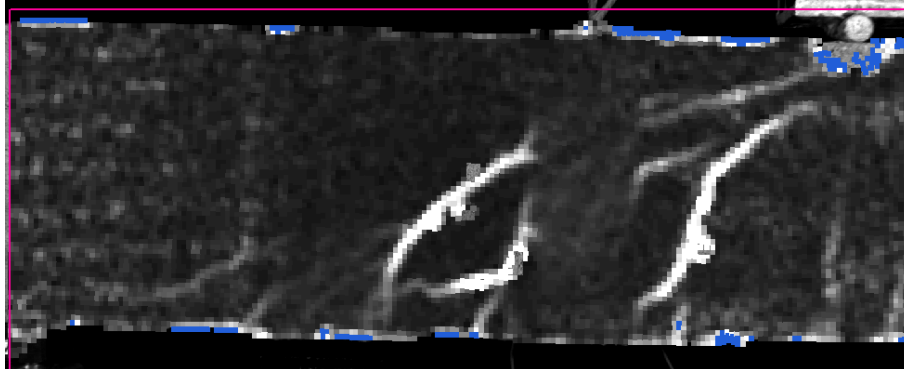
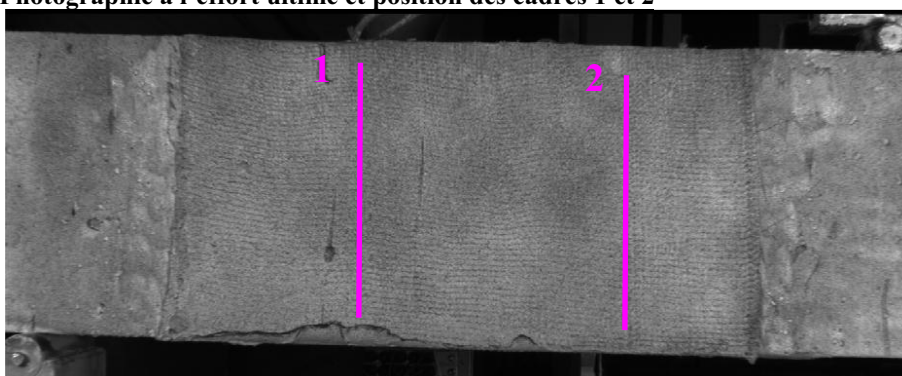


Figure 240 : Corrélation d'images de la travée réparée à l'effort tranchant de « R40-B-U-Is-TRC(5) » à l'effort ultime

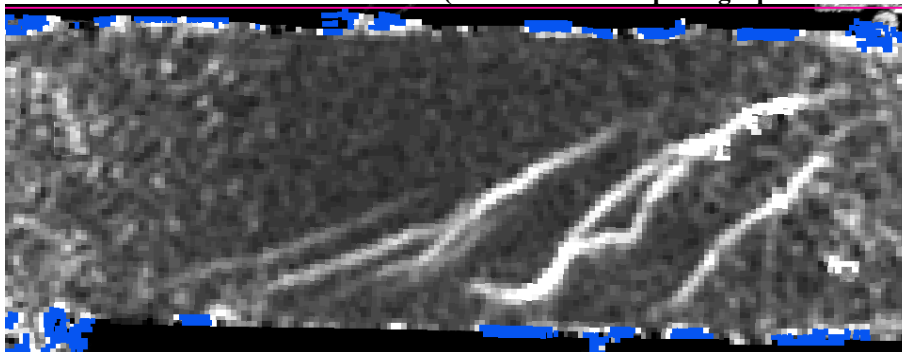
### III.5.1.1.c.v Réparation de la poutre « R40 » par TRC(2) continu

Bien que le renforcement de la poutre « R40-C-U-Is-TRC(2) » ne contribue quasiment pas à la reprise de l'effort tranchant (augmentation de la charge ultime de 2.6 %). Celui-ci influe sur le schéma de fissuration. Ce dernier est en effet très proche de celui de la poutre réparée par bandes et l'angle moyen des fissures varie entre 25 et 50° (augmentation du nombre de méso-fissures et variation de l'angle moyen de fissuration par rapport à la poutre « R40 » saine). Contrairement à la poutre « R30 » réparée par TRC(5) continu moulé au contact *in situ*, le TRC(2) (2 mm d'épaisseur) ne permet pas de stopper la propagation des méso-fissures en surface de la poutre.

#### a) Photographie à l'effort ultime et position des cadres 1 et 2



#### b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)



#### c) Photographie prise juste après l'atteinte de l'effort ultime

Figure 241 : Corrélation d'images de la travée réparée à l'effort tranchant de « R40-C-U-Is-TRC(2) » à l'effort ultime

Il ressort de cette partie que l'impact du renfort sur l'angle « moyen » de fissuration est, faute de corps d'épreuve additionnels, délicat à évaluer de manière catégorique. Pour autant, on soulignera que la réparation des poutres, pour une faible section de TRC, semble augmenter le nombre de méso-fissures juste avant rupture. Alors que pour une section élevée de TRC, la propagation des méso-fissures sur les faces latérales des poutres est freinée voire empêchée.

### III.5.1.2 DÉFORMATIONS

Dans un premier temps, l'influence de l'endommagement et la réparation des poutres par matériaux composites sur le comportement local sont examinées au

moyen de l'évolution de la déformation mesurée par les jauges (figure 242) en fonction du chargement.

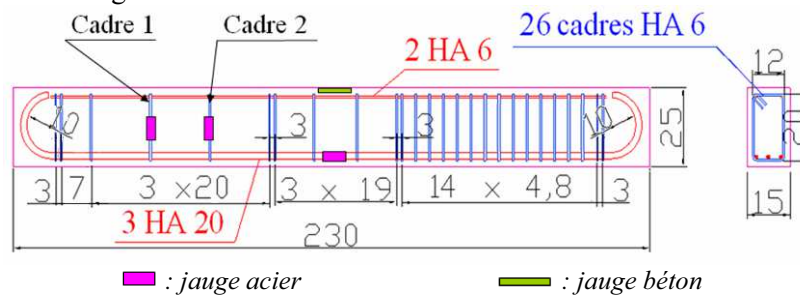


Figure 242 : Plan de ferrailage des poutres sous dimensionnées à l'effort tranchant et positionnement des jauges de déformations sur l'acier et le béton

### III.5.1.2.a Poutres saines

Il est intéressant de noter qu'à l'exception du comportement quantitatif du cadre 1, les évolutions des déformations mesurées sur les poutres « R30 » ou « R40 » sont similaires (figures 246, 247, 248 et 249).

### III.5.1.2.b Influence renfort TRC sur comportement qualitatif

Les courbes illustrant la déformation des cadres (figures 246, 247, 248 et 249) et des aciers longitudinaux (figure 243 et ANNEXE I) des poutres « R30 » et « R40 » saines en fonction du chargement sont qualitativement très proches. Il en est de même pour les courbes propres aux poutres réparées. En revanche, le comportement qualitatif des cadres et aciers longitudinaux des poutres saines diffère de celui des poutres endommagées et réparées par la présence d'un palier (cf. cercles traits interrompus sur les courbes). Ce palier, propre aux structures béton armé traduit la propagation dans le béton et l'interception par l'armature en question de la première fissure à l'effort tranchant (cadre) ou au moment fléchissant (acier longitudinal). En revanche, bien que la matrice des TRC présente un comportement fragile, les poutres endommagées et réparées affichent une évolution progressive des déformations (sans palier).

### III.5.1.2.c Influence du TRC de réparation sur les déformations en flexion

Les comportements qualitatifs et quantitatifs de la déformation des aciers longitudinaux (à l'exception du palier de fissuration précédemment décrit) ainsi que du béton au niveau de la fibre supérieure de la poutre en flexion pure en fonction du chargement, ne semblent pas être influencés par l'endommagement et la réparation des poutres (à l'exception de la charge de rupture qui varie en fonction des configurations, figure 243 et ANNEXE I).

Aussi, pour les poutres « R30-C-U-Is-TRC(5) », « R30-B-FI-P-TRC(5) » et « R30-B-FI-P-TRC(10) » les aciers longitudinaux approchent leur limite de plasticité pour une charge avoisinant celle correspondant à la rupture. Ainsi la « ductilité » du comportement charge-flèche de ces poutres n'est pas engendrée par la plastification importante des aciers (celle-ci semble donc principalement due à l'écrasement du béton).

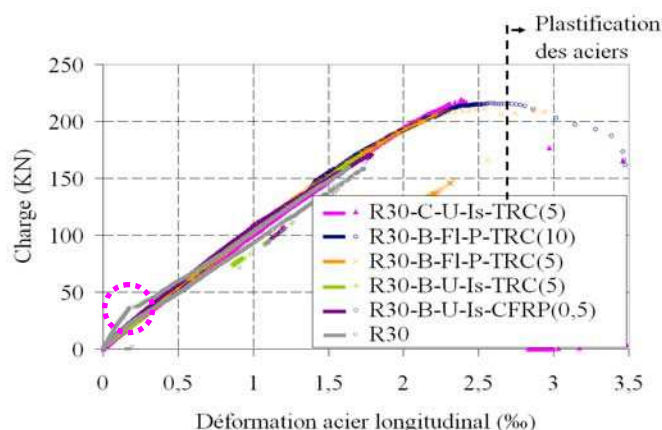


Figure 243 : Comportement charge-déformations mesuré sur l'armature longitudinale des différentes configurations de poutres réparées et non réparées (30 MPa)

### III.5.1.2.d Influence du TRC de réparation sur la déformation des cadres

En analysant les schémas de fissuration des poutres décrites dans la partie précédente, il apparaît que, à l'exception de l'une des poutres « R30 » saines (figure 244), seule la partie inférieure du cadre 1 intercepte une méso-fissure du béton (comme cela est par exemple illustré (figure 245) pour la seconde poutre R« 30 »). Ainsi, la jauge de déformation placée au milieu du cadre 1 ne mesure pas la déformation maximale de l'armature (ce qui pourrait expliquer pourquoi la déformation relevée par cette jauge n'atteint pas la limite de plastification de l'acier). Dès lors le positionnement de la jauge 1 s'avère peu instructif et même potentiellement trompeur quant au taux de travail réel de l'armature dans la mesure où ce dernier ne peut être découplé de la localisation de la fissure. Ainsi, seuls les résultats issus des jauges placées sur les cadres 2 seront considérés.

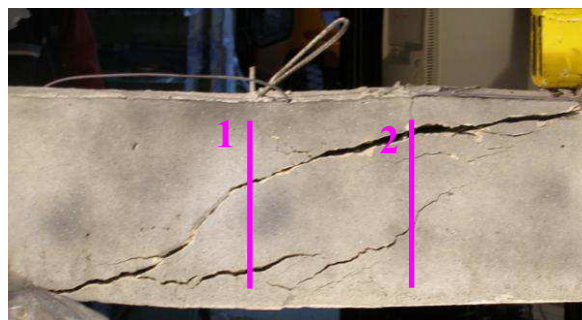


Figure 244 : Première poutre R30 et de la position des cadres 1 et 2 après rupture

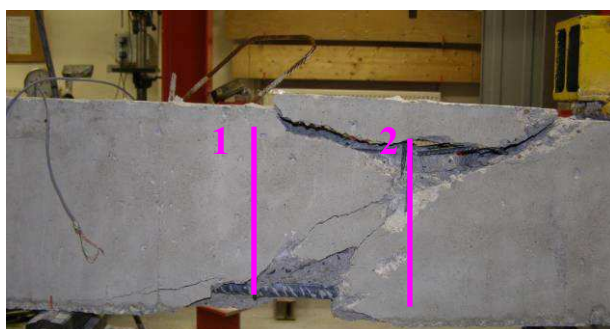


Figure 245 : Seconde poutre R30 et de la position des cadres 1 et 2 après rupture

En revanche, sur l'ensemble des poutres pour lesquelles des méso-fissures se sont propagées sur les faces extérieures, l'une de ces fissures est pontée par le cadre 2 à proximité de son milieu (emplacement de la jauge). Il apparaît d'ailleurs, que pour l'ensemble des poutres testées (à l'exception de la poutre réparée par CFRP), la déformation mesurée par la jauge du cadre 2 avant rupture est supérieure à la limite d'élasticité de l'acier (figure 247). Nous nous concentrerons ainsi sur l'étude des déformations relevées sur le cadre 2.

La réparation de la poutre « R30 » par 2 bandes de TRC(5) de 40 mm de largeur « R30-B-U-Is-TRC(5) » ainsi que la réparation de la poutre « R40 » par renfort continu de TRC de 2 mm d'épaisseur « R40-C-U-Is-TRC(2) » semble n'avoir aucune influence significative sur l'évolution du comportement charge-déformation du cadre 2. Cela semble attribuable au faible dimensionnement de ces renforts. En effet, pour toutes les autres configurations de renfort, les TRC retardent significativement la déformation des armatures transversales. Cette dernière s'accroît significativement pour des niveaux de charge proches de la charge de rupture, atteignant la plastification de l'acier avant rupture. Il peut même être remarqué que pour la poutre « R30 » réparée par des plats TRC de 10 mm d'épaisseur, la déformation du cadre 2 reste significativement inférieure à celle des autres poutres réparées jusqu'à un niveau de charge proche de la charge de rupture. Il semblerait ainsi que l'augmentation de la section de TRC diffère la déformation des cadres. Ainsi, la réparation de poutres à l'effort tranchant par TRC peut clairement être valorisée dans le cas d'un dimensionnement aux états limites de services (ELS).

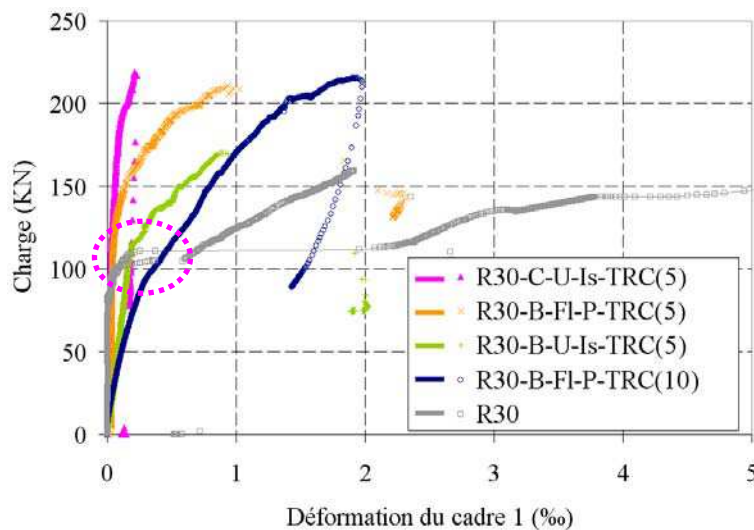


Figure 246 : Comportement charge-déformation sur le cadre suivant l'appui (cadre 1) des différentes configurations de poutres réparées et non réparées (30 MPa)



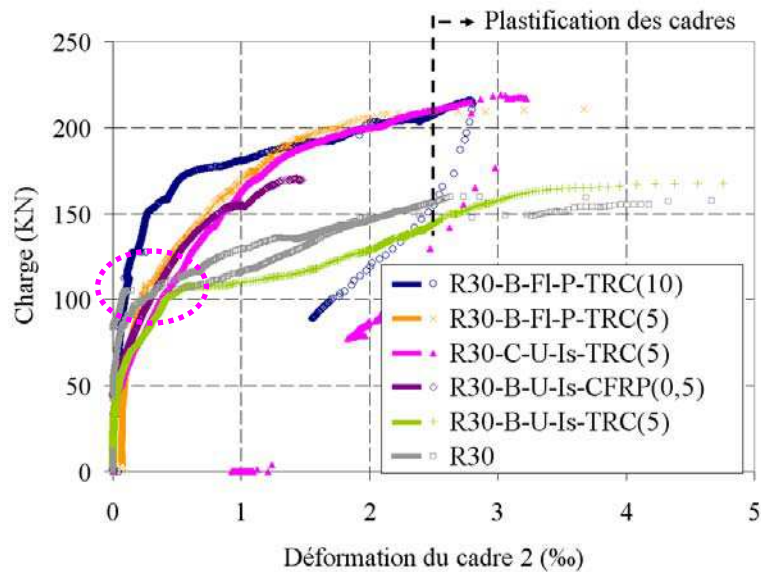


Figure 247 : Comportement charge-déformation sur le cadre à proximité du point d'application de l'effort (cadre 2) des différentes configurations de poutres « R30 »

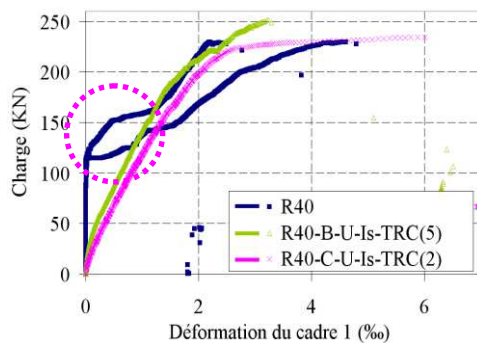


Figure 248 : Comportement charge-déformation sur le cadre suivant l'appui (cadre 1) des différentes configurations des « poutres R40 »

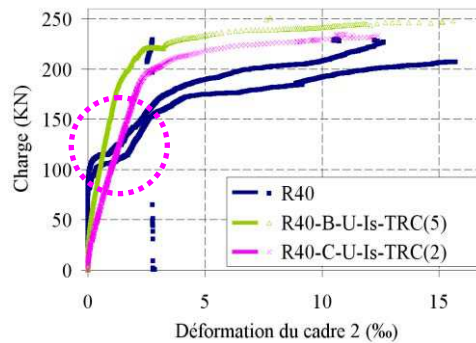


Figure 249 : Comportement charge-déformations sur le cadre à proximité du point d'application de l'effort (cadre 2) des différentes configurations de poutres « R40 »

Afin de confronter les efforts repris par les armatures d'acier et les renforts TRC, il peut être intéressant de les évaluer en s'appuyant sur l'évolution des déformations dans le cadre 2.

Cela peut être entrepris en considérant le principe de superposition des contributions des différents matériaux (discuté dans la partie bibliographique). Par l'intermédiaire de ce modèle, la contribution du TRC à la reprise de l'effort tranchant ( $V_f$ ) peut ainsi être estimée comme suit :

$$V_f = V_p - V_b - V_a \quad ; \quad V_b + V_a = V_{BA}$$

Avec :

«  $V_p$  » : l'effort tranchant de la poutre réparée ;

«  $V_f$  », «  $V_b$  » et «  $V_a$  » : respectivement les contributions du composite, du béton et des armatures transversales à la reprise de l'effort tranchant ;

«  $V_{BAexp}$  » : l'effort tranchant de la poutre béton armé, non renforcée par matériaux composites.

Aussi, comme les poutres réparées ont préalablement été endommagées, l'apport de l'effort tranchant dû au béton et aux aciers transversaux ( $V_{BA}$ ) doit être évalué sur une poutre béton armé non réparée, mais préalablement endommagée.

Dans la mesure où aucun essai de ce type n'a été conduit nous nous appuyerons sur l'évolution de la poutre saine conscients du fait que la partie initiale n'est pas représentative (sous-estimation de la rigidité globale initiale).

Dans un premier temps, l'effort tranchant repris par le béton et les cadres de la poutre « R30 » est évalué. **L'évolution des efforts repris par les cadres ( $V_a$ ) en fonction de la déformation du cadre 2 est obtenue par la théorie du treillis ainsi que la loi de comportement de l'acier.** Cette hypothèse semble tout à fait justifiée dans le cadre du béton armé et d'autant plus vraisemblable qu'il s'agit d'en déduire des évolutions qualitatives utiles à la compréhension de l'articulation entre les différentes contributions (béton, acier et à terme le renfort) (contrainte limite d'élasticité moyenne de 570 MPa et module d'Young de 210 000 MPa, figure 250) :

- Théorie du treillis :

$$V_a = 2 \cdot \pi \cdot r^2 \cdot \sigma_{cadre} \cdot 0,9 \cdot d / s_{cadre}$$

Avec :

$r$  : le rayon des cadres (3 mm)

$\sigma_{cadre}$  : la contrainte dans les cadres

$d$  : la hauteur utile de la poutre (220 mm)

$s_{cadre}$  : l'espacement entre les cadres (200 mm)

- Loi de comportement de l'acier

pour  $\sigma_{cadre} < 570 \text{ MPa}$  :  $\sigma_{cadre} = 210000 \cdot \varepsilon_{cadre}$

$\sigma_{cadre} > 570 \text{ MPa}$  :  $\sigma_{cadre} = 570 + (\varepsilon_{cadre} - 570/210000) \cdot 30000$

Avec :

$\sigma_{cadre}$  : la contrainte dans les cadres en [MPa]

$\varepsilon_{cadre}$  : la déformation dans les cadres (sans unité)

L'évolution de l'effort repris par le béton ( $V_b$ ) est ensuite déduite en soustrayant l'effort théorique repris par l'acier ( $V_a$ ) à l'effort expérimental repris par la poutre béton armé ( $V_{BA}$ )

$$(V_b = V_{BA} - V_a).$$

Le comportement qualitatif idéalisé de «  $V_{BA}$  », «  $V_a$  » et «  $V_b$  » en fonction de la déformation dans le cadre 2, pour une poutre béton armé préalablement endommagée jusqu'à la plastification des « cadres 2 » est illustré sur la figure 251.

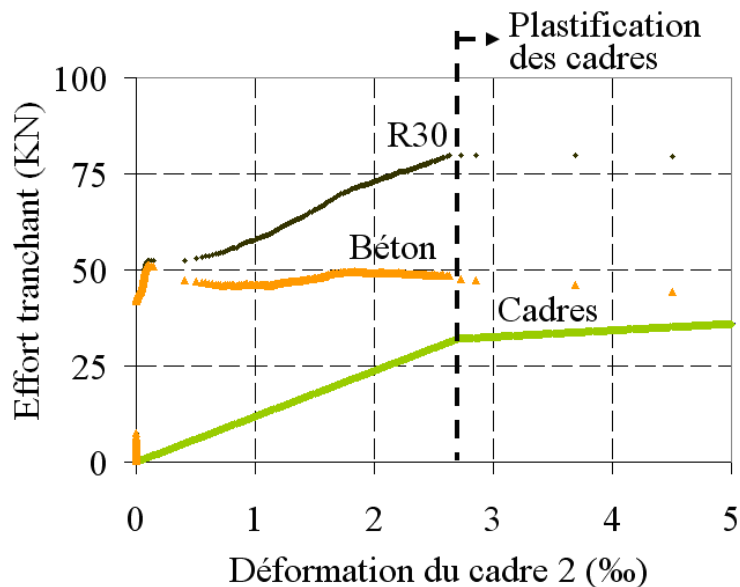


Figure 250 : Effort tranchant repris par les poutres « R30 » saines et contribution à la reprise de l'effort tranchant par les cadres (théorique) et le béton

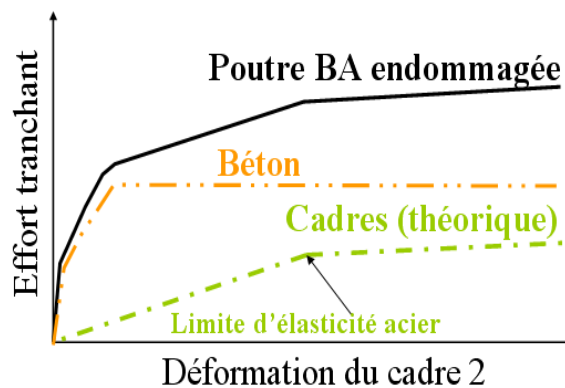


Figure 251 : Illustration qualitative de la répartition des efforts tranchants repris par le béton et les cadres de la poutre « R30 » endommagée

Dans un second temps, en appliquant le principe de superposition des contributions des différents matériaux, l'effort tranchant « expérimental » repris par le TRC ( $V_f$ ) est évalué en soustrayant l'effort tranchant repris par la poutre béton armé ( $V_{BA}$ ) à la poutre réparée par TRC ( $V_p$ ).

$$(V_f = V_p - V_{BA})$$

Aussi, en considérant le principe de superposition, l'évolution des efforts tranchants repris par le béton et les cadres dans le cas de la poutre réparée par TRC est considéré identique à l'évolution de ces efforts pour la poutre béton armé saine (représenté sur la figure 250). La figure 252 illustre ainsi, en fonction des déformations dans le cadre 2, l'évolution des efforts tranchants dans les poutres « R30 » saine et « R30-C-U-Is-TRC(5) » réparée par une section significative de TRC (renfort continu), ainsi que la contribution à la reprise de l'effort tranchant des cadres «  $V_a$  », du béton «  $V_b$  » et du TRC «  $V_f$  » de cette poutre.

Le comportement qualitatif (courbe effort tranchant-déformation dans le « cadre 2 », des 2 autres poutres réparées par une section significative de TRC (« R30-B-

U-P-TRC(5) » et « R30-B-U-P-TRC(10) ») est similaire à celui de la poutre réparée par TRC continu précédemment étudié. Ainsi, le comportement qualitatif idéalisé de «  $V_p$  », «  $V_a$  », «  $V_b$  » et «  $V_f$  » pour ces poutres en fonction de la déformation dans le cadre 2, en prenant en considération le comportement initial est illustré sur la figure 253.

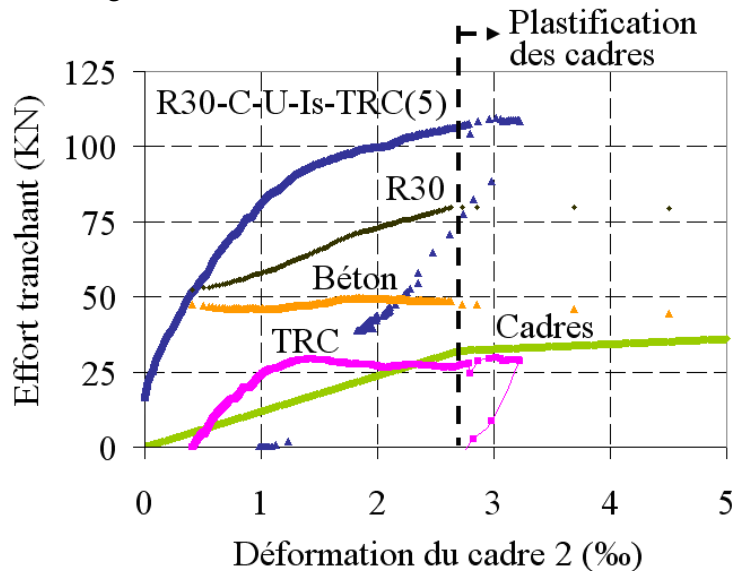


Figure 252 : Effort tranchant repris par les poutres « R30 » saines et réparées par renfort TRC(5) continu ainsi que «  $V_a$  », «  $V_b$  » et «  $V_f$  »

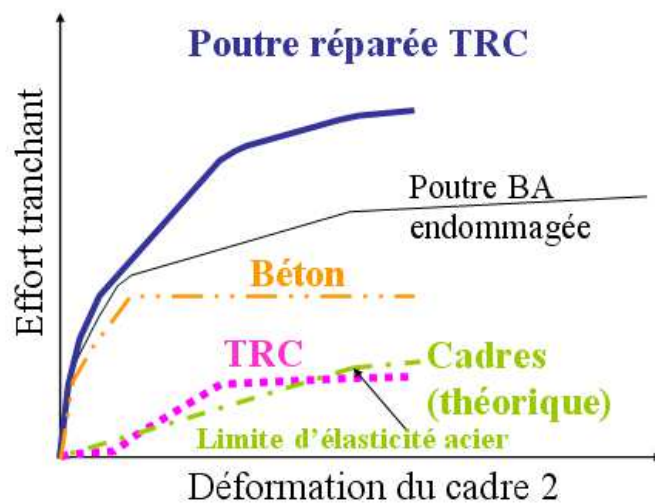


Figure 253 : Illustration qualitative de la répartition des efforts tranchants repris par le béton, les cadres et le TRC des poutres réparées par une section significative de TRC

Les figures 252 et 253, montrent que la contribution du béton est effective à son maximum pour des niveaux de déformation très faibles (inférieurs à 0.5 ‰) et demeure constante, ce qui est en accord (d'un point de vue qualitatif) avec des travaux antérieurs portant sur le renforcement de poutres béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant par CFRP [BOUSSELHAM\_08], [COLALILLO\_11]. Dès l'atteinte de l'effort maximal repris par le béton (poutre endommagée, figure 253),

les efforts dans le TRC augmentent rapidement, puis à partir d'une certaine déformation du cadre 2 (clairement inférieure à la limite d'élasticité des cadres), l'effort repris par le TRC demeure quasi-constant alors que la déformation dans le cadre 2 continue d'augmenter. Ce comportement est remarquable étant donné que, quelque soit la configuration de réparation étudiée, des plats TRC sont mis en œuvre au niveau des cadres. Aussi, ce comportement permet la plastification du cadre avant la rupture de la poutre. Il peut dès lors s'avérer très intéressant. Ce comportement pourra être éclairé par la compréhension du mécanisme local de reprise des efforts du TRC.

### III.5.1.2.e Confrontation des déformations dans les cadres des poutres réparées par CFRP et TRC

Pour l'ensemble des poutres réparées par TRC, le « cadre 2 » plastifie avant que la charge ultime ne soit atteinte (figures 247 et 249), tandis que pour la poutre réparée par carbone époxy (R30-B-U-Is-CFRP(0,5)) la déformation dans ce cadre est voisine de 1.5 ‰ à rupture de la poutre par désolidarisation des bandes de CFRP (figure 247). Cette divergence de la déformation maximale atteinte dans ce cadre conduit à une diminution de la contribution des cadres à la reprise de l'effort tranchant par rapport aux autres configurations de poutres.

Une incompatibilité de déformation, liée à un différentiel de rigidité axiale (béton/renfort) pourrait constituer une piste féconde dans l'explication de l'impossibilité d'atteindre la plasticité du cadre 2. Dès lors, ce critère cinématique présumé peut être examiné à la lumière du comparatif des rigidités axiales «  $E_c \cdot S_c$  » (le module d'Young en traction directe multiplié par la section de composite appliqué à la poutre) des différentes configurations (tableau 58, Seule la rigidité de la phase 3 du comportement du TRC est considérée dans la mesure où le niveau de travail est élevé)

Il ressort de ce tableau que la rigidité axiale seule se révèle insuffisante pour éclairer le défaut de plasticité du cadre 2 (la rigidité axiale du TRC(10) étant supérieure à celle du CFRP(0,5)).

Dès lors, un critère jugé potentiellement plus judicieux est introduit. Il s'agit d'une rigidité rapportée à l'épaisseur du renfort (et non à sa section) soit «  $E_c \cdot \text{ép}_c$  », dans la mesure où, comme cela peut être constaté sur les poutres renforcées par CFRP [BOUSSELHAM\_06], c'est bien plus l'épaisseur que la section qui conditionne le taux de travail du renfort. Les résultats (tableau 58) suggèrent de manière assez nette la vraisemblance de l'hypothèse adoptée.

**Tableau 58 : Module d'Young en traction directe rapporté à la section de composite appliqué à la poutre ou à l'épaisseur du composite**

Référence de la poutre réparée	Module d'Young ( $E_c$ ) (GPa)	Section de composite ( $S_c$ ) (mm <sup>2</sup> )	$E_c \cdot S_c$ (GN)	Épaisseur du composite ( $\text{ép}_c$ ) (mm)	$E_c \cdot \text{ép}_c$ (GN/mm)
R30-B-U-Is-FRP(0.5)	80	300	24000	0.5	40
R30-C-U-Is-TRC(5)	3	5000	15000	5	15
R30-B-FI-P-TRC(5)	3	5000	15000	5	15
R30-B-FI-P-TRC(10)	3	10000	30000	10	30

Afin de mettre en lumière une éventuelle différence de comportement entre la réparation par CFRP et par TRC, il semble intéressant d'évaluer, comme cela a précédemment été fait dans le cas des TRC, l'évolution de la contribution de l'effort tranchant du composite en fonction de l'évolution des déformations dans le cadre 2 (figure 254). De même que pour la poutre réparée par TRC, le comportement qualitatif idéalisé de «  $V_p$  », «  $V_a$  », «  $V_b$  » et «  $V_f$  » pour ces poutres en fonction de la déformation dans le cadre 2, en prenant en considération le comportement initial est illustré sur la figure 255.

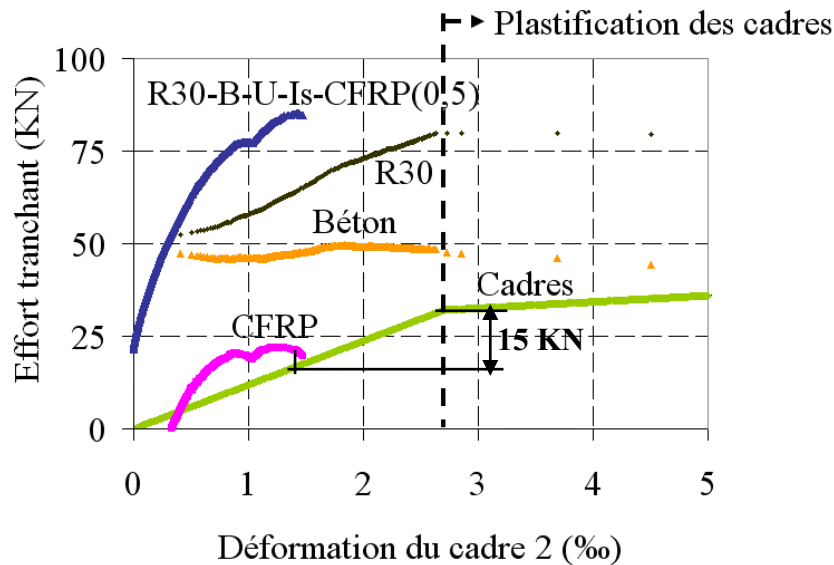


Figure 254 : Effort tranchant repris par les poutres « R30 » saines et réparées par renfort CFRP(0,5) ainsi que «  $V_a$  », «  $V_b$  » et «  $V_f$  »

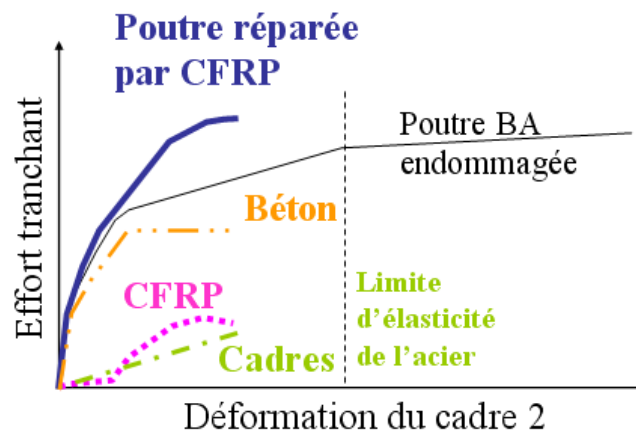


Figure 255 : Illustration qualitative de la répartition des efforts tranchants repris par le béton, les cadres et le CFRP de la poutre réparée par CFRP

Les figures 254 et 255 montrent que comme pour le TRC, dès l'atteinte de l'effort maximal repris par le béton, les efforts dans le CFRP augmentent significativement. En revanche, contrairement au TRC, l'effort dans les bandes de CFRP ne reste pas quasi-constant après être parvenu à son maximum. En effet, les bandes de CFRP se désolidarisent pour une faible augmentation de la déformation, après que l'effort tranchant maximal repris par ces dernières a été atteint. Dans le cas de cette configuration de poutre, cette rupture prématurée du CFRP limite la

déformation maximale atteinte dans les cadres et, de ce fait réduit la contribution de ces derniers à la reprise de l'effort tranchant d'environ 15 KN (figure 254), ce qui représente 30 % de la contribution du CFRP. Cela diminue d'autant la contribution effective du CFRP par rapport à la poutre béton armé saine, et explique en partie la faible augmentation de l'effort ultime relevée pour cette configuration de poutre (6,9 %).

Il ressort de cette partie que, pour les poutres réparées par TRC, le cadre 2 est systématiquement plastifié. On notera que la contribution maximale du TRC (a priori variable selon la configuration retenue) est clairement atteinte avant la plastification de l'armature transversale. Aussi, l'évolution de la contribution des efforts repris par le TRC en fonction de la déformation maximale dans les cadres semble, significativement différente de celle du CFRP. En effet, contrairement au CFRP à partir d'une certaine déformation du cadre 2 (largement inférieure à la déformation correspondant à la limite d'élasticité de l'acier des cadres), la contribution à la reprise de l'effort des TRC est quasi-constante jusqu'à rupture. Enfin, bien qu'aucune différence significative du comportement charge-flèche ne soit mise en évidence lors de l'augmentation de l'épaisseur du TRC (tout autre paramètre identique, entre « R30-B-FI-P-TRC(5) » et « R30-B-FI-P-TRC(10) »), ce qui peut être dû au mode de rupture au moment fléchissant de « R30-B-FI-P-TRC(10) », le critère cinématique associé à la rigidité «  $E_c \cdot \epsilon_p$  » reste potentiellement un critère clef quant au comportement de la poutre.

### III.5.1.3 ÉVOLUTION DES MÉSO ET MACRO-FISSURES EN FONCTION DU CHARGEMENT POUR LES POUTRES « R40 » SAINES ET RÉPARÉES

L'évolution de l'ouverture de fissure des poutres saines et réparées relevée au point où l'ouverture de fissure est maximale, horizontalement, verticalement et perpendiculairement à la fissure est étudiée. L'exploitation des résultats se portera, dans la mesure où les constats convergent, sur les seules poutres « R40 ». Ces mesures sont effectuées par l'intermédiaire d'extensomètres par corrélation d'images sur les différentes configurations de poutres « R40 » comme cela est illustré figure 256 (le point retenu pour chacune de ces poutres est illustré en ANNEXE J).

Aussi, les limites du logiciel de corrélation d'images utilisé font qu'il n'a pas été possible d'évaluer le glissement entre les lèvres de fissures, ce qui nous aurait permis de nous prononcer sur l'impact du renfort sur l'effet d'engrènement et son incidence potentielle sur les hypothèses des modèles en cours ou à développer.

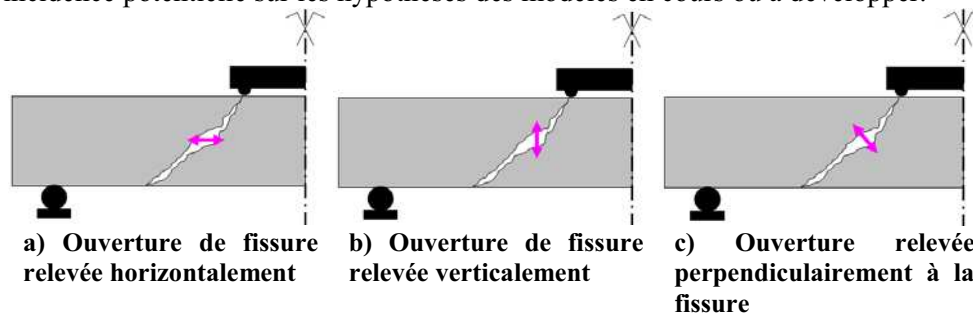


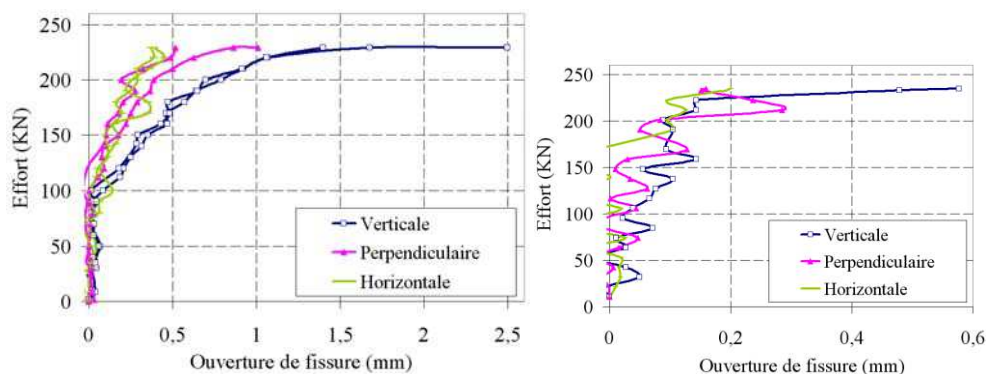
Figure 256 : Illustration de la mesure de l'ouverture de fissure maximale par les extensomètres corrélés symbolisés par les double-flèches

En comparant ces courbes, il apparaît pour les poutres saines que l'ouverture de fissure maximale mesurée verticalement est, tout au long de l'évolution du chargement approximativement 2 fois plus importante que celle des fissures mesurées horizontalement et perpendiculairement qui sont entre elles du même ordre de grandeur (figure 257-a). Cette observation conforte le choix de l'orientation verticale des bandes de TRC.

Concernant la poutre réparée par bandes (R40-B-U-Is-TRC(5)), jusqu'à une charge comprise entre 150 et 200 KN (entre 65 et 85 % de la charge ultime de « R40 »), correspondant approximativement à la « charge d'endommagement » (au sens où il a été conduit par nos soins avant réparation), l'ouverture verticale, horizontale et perpendiculaire de fissure est supérieure à celle des poutres « R40 » saines. Ce qui semble en accord (d'un point de vue qualitatif) avec la figure 253. En effet, le niveau de déformation du renfort et des aciers semble insuffisamment élevé pour ponter d'emblée la fissure d'endommagement.

En revanche, au delà de cet effort, la réparation par bandes réduit significativement l'ouverture verticale de fissure (figure 257-d) mais s'avère sans influence significative sur l'ouverture horizontale de fissure. Il semblerait ainsi que les bandes de TRC permettent de réduire l'ouverture de fissure maximale, mais principalement dans leur direction et à partir de niveau de chargement élevé (qui correspond à celle du renfort textile).

En revanche, les ouvertures maximales de fissure de la poutre réparée de manière continue restent très faibles par rapport à la poutre saine « R40 » jusqu'à un chargement proche de la rupture (inférieur à 0.2 mm quelque soit la direction de la fissure jusqu'à une charge de 200 KN représentant 85 % de la charge ultime de la poutre saine). Ainsi, même pour une très faible épaisseur de composite, sa mise en œuvre par une configuration de renfort en « U » continu permet, contrairement à une configuration de renforcement par bandes de diminuer significativement l'ouverture maximale de fissure en surface de la poutre. Toutefois, il n'est pas exclu que l'ouverture maximale des fissures internes de la poutre soit supérieure à celle visible de l'extérieur.





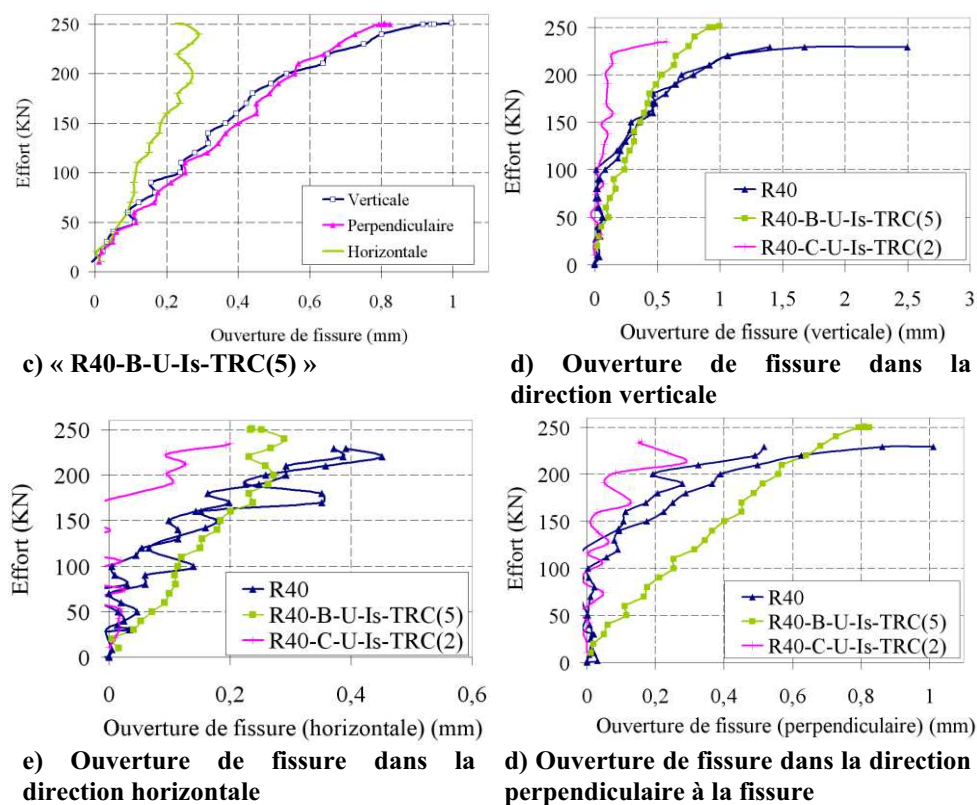


Figure 257 : Évolution de l'ouverture de la fissure la plus importante relevée sur les différentes configurations de poutres « R40 »

Cette partie a permis de mettre en exergue l'influence du renfort TRC sur l'ouverture de fissure en fonction de la configuration retenue. Si l'impact reste très dérisoire à des niveaux de chargement modérés dans le cas de configuration par bandes, il est très sensible dès l'atteinte de la charge d'endommagement. Dans le cas de la configuration continue l'influence se révèle à la fois plus sensible et beaucoup plus précoce.

Enfin, on retiendra que l'ampleur de l'ouverture verticale de fissure est souvent prédominante même si l'ouverture oblique peut lui être comparable, ce qui peut contribuer à justifier la considération, en première approche, le comportement du TRC dans la seule direction du renfort textile.

### III.5.2 COMPORTEMENT LOCAL DU TRC DE RÉPARATION

Le comportement local des renforts TRC(5) de réparation appliqués sur les poutres est finement étudié en analysant les champs de déplacement mesurés par corrélation d'images sur une de leurs faces extérieures. En effet, le champ de déplacement vertical de la partie des poutres est étudié, à l'effort ultime (et pour certains cas particuliers à d'autres niveaux de chargement), le long d'axes verticaux positionnés à différentes abscisses sur la portée des poutres (exemple figure 258). Il est important de noter que la mesure du champ de déplacement par corrélation d'images entre la poutre non chargée et la poutre chargée à l'effort ultime tient compte de la déformation de la surface mesurée, mais aussi du déplacement de corps rigide de celle-ci. Ainsi, la flèche de la poutre est aussi mesurée par le champ

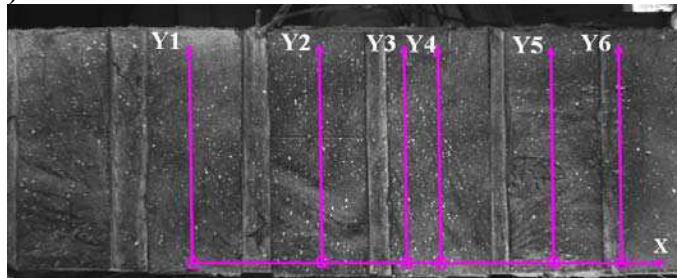
de déplacement. Comme seul le déplacement des plaques de TRC ou de la poutre attribuable à une déformation nous intéresse, et afin de confronter plus facilement les champs relevés le long des différents axes entre eux, il a été choisi, pour chacun des axes de fixer arbitrairement l'origine du champ de déplacement au même point que l'origine de l'axe (le déplacement de corps rigide pouvant difficilement être déterminé précisément). Sur les courbes de l'évolution du déplacement vertical le long de ces axes, il peut être remarqué qu'un « bruit » de  $\pm 40\mu\text{m}$  perturbe les mesures réalisées (exemple figure 259, de par l'étendue de la fenêtre de mesure de  $800 \times 300 \text{ mm}$ ). C'est conscient de ces limites et/ou inconvénients que l'exploitation des résultats sera menée. Il semble aussi important de souligner que la pente de la tangente en un point de la courbe représente la déformation moyenne en ce point.

Au cours de cette partie, l'évolution du comportement local du composite TRC de réparation est ainsi étudiée en fonction de sa composition ainsi que de son procédé de mise en œuvre.

### III.5.2.1 MISE EN ŒUVRE PAR COLLAGE DE PLATS PRÉFABRIQUÉS DE « TRC(5) »

Le champ de déplacement vertical de la partie de poutre « R30 » réparée à l'effort tranchant par collage de plats TRC(5) préfabriqués est étudié, à l'effort ultime, le long des axes représentés sur la figure 258. Ces axes sont placés au centre des bandes de TRC, à l'exception de l'axe « Y6 » placé sur le béton de la poutre et de l'axe « Y3 » placé en bordure de la plaque de TRC traversée par une méso-fissure (figure 258) afin de déterminer l'ouverture de fissure maximale relevée sur cette plaque.

a) Photographie à l'effort ultime et repérage de 6 axes verticaux (Y) et d'un axe horizontal (X)



b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

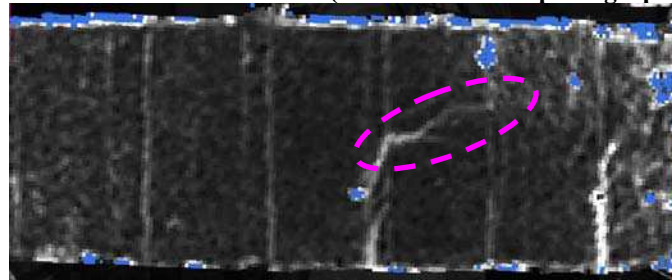
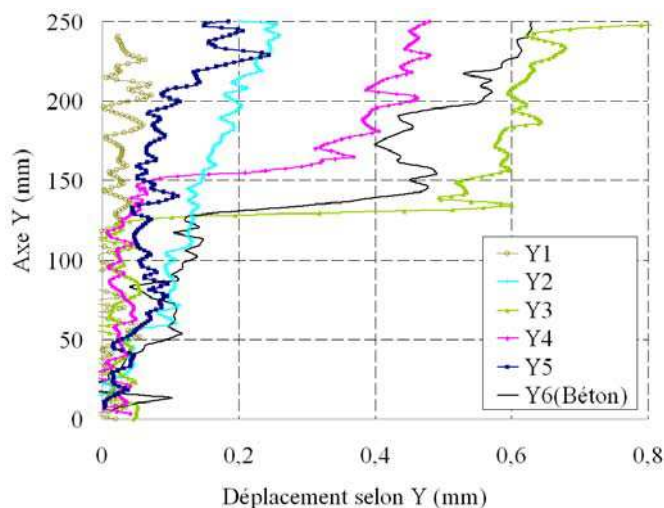


Figure 258 : Corrélation d'images de la travée réparée à l'effort tranchant de « R30-B-FI-P-TRC(5) » à l'effort ultime

La figure 259 met en lumière 2 types de comportement le long de ces axes. Le premier, pour les axes « Y3 », « Y4 » et « Y6 » semble être, à l'incertitude liée au bruit près, tri linéaire. Deux zones linéaires de pente élevée (présentant une déformation moyenne inférieure à 1.3 ‰) séparées par un palier (discontinuité du champ de déplacement). Cette discontinuité dans le champ de déplacement représente l'interception d'une méso-fissure. La courbe le long de l'axe « Y6 » montre ainsi une méso-fissure, dont la composante selon « Y » de l'ouverture atteint 0.31 mm.



**Figure 259 : Déplacement selon « Y » en surface de la poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » le long de chacun des 6 axes « Y » représentés ci-dessus**

Il est intéressant de noter que les axes « Y3 » et « Y4 » placés sur la bande pour laquelle une méso-fissure est repérée sur le schéma de fissuration (figure 258) présentent une pente (et donc une déformation moyenne) dans les 2 zones entourant la méso-fissure très proche de celle observée sur le béton de la poutre pour « Y6 ». La déformation moyenne maximale relevée (de 1.3 ‰) est très faible par rapport à la déformation ultime de ce TRC relevée en traction directe qui est de 14 ‰). En revanche, l'ouverture de la méso-fissure relevée sur le TRC le long des axes « Y3 » et « Y4 » est respectivement égale à 0.48 et 0.26 mm. Cette ouverture est largement supérieure à l'ouverture moyenne maximale des fissures relevée sur ce TRC en traction directe (de l'ordre de 0.06 mm). De plus, sur la figure 260 illustrant l'évolution du déplacement le long de l'axe « Y3 » en fonction de l'évolution du chargement de la poutre (pour 3 niveaux de sollicitation), il apparaît que la pente des zones linéaires (déformation moyenne selon « Y ») du TRC de part et d'autre de la méso-fissure n'évolue pas (ou de manière marginale) en fonction du chargement. Seule l'ouverture de la méso-fissure évolue significativement.

Il semblerait ainsi que le comportement multifissurant du TRC relevé en traction directe n'interviendrait pas dans le mécanisme d'endommagement des bandes de renfort dans le cas d'une mise en œuvre par collage de plats préfabriqués. Le comportement relevé le long de la bande de TRC méso-fissurée (idéalisé figure 260) s'apparente ainsi à un comportement d'arrachement (*pull-out*). Dans ce cas de figure, la caractérisation du TRC en traction directe semble dès lors inappropriée pour modéliser le comportement de ces bandes de TRC.

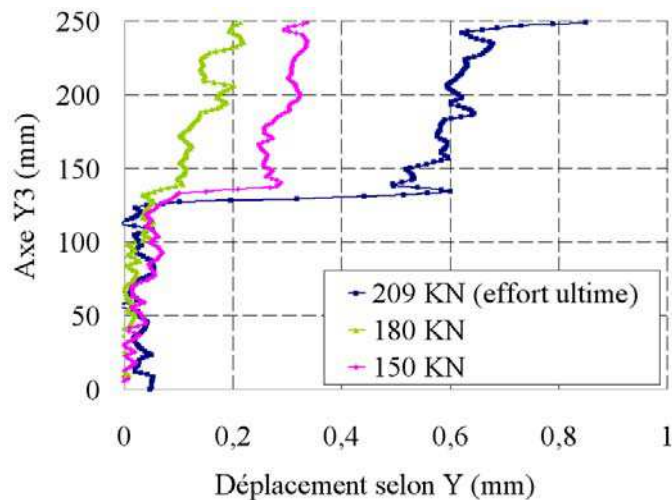


Figure 260 : Déplacement le long de l'axe « Y3 » en surface de la poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » pour 3 niveaux de chargement différents (150, 189 et 209 KN)

Aussi, la mesure de champ par corrélation d'images permet uniquement l'évaluation du champ de déplacement en surface du TRC. Étant donné le comportement d'arrachement qui semble prédominer sur les bandes de TRC, le transfert des efforts de traction, engendré par le pontage d'une fissure, de la bande de TRC dans la poutre semble ainsi se faire prioritairement par le renfort textile. Le glissement de ce dernier au sein de sa matrice (très peu déformée, figure 261) rend ainsi impossible la mesure des déformations du textile au moyen de l'appareillage utilisé.

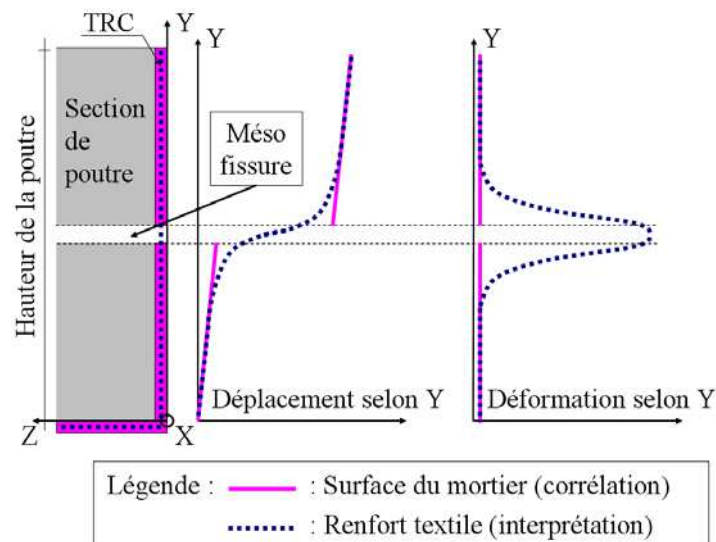


Figure 261 : Représentation (idéalisée) du déplacement et de la déformation sur les plaques de TRC préfabriquées interceptant une méso-fissure le long de la hauteur de la poutre

En second lieu, pour les axes « Y1 », « Y2 » et « Y5 », un déplacement relativement faible est observé sur la hauteur des bandes de TRC (inférieur à 260  $\mu\text{m}$ ). Ces bandes de TRC permettent ainsi de réduire considérablement l'évolution

de la fissuration à l'effort tranchant sur la face de la poutre et semblent ainsi empêcher ou du moins réduire, la propagation de méso-fissures.

Étant donné le « bruit » assez élevé sur ces courbes, il est difficile de trancher sur la base de ces résultats. Toutefois, il semblerait que des méso-fissures dont la composante verticale est de l'ordre de 50  $\mu\text{m}$  traversent les bandes parcourues par les axes « Y2 » et « Y5 » (figure 262). La caractérisation de ce TRC(5) à l'arrachement serait nécessaire pour tenter d'évaluer les efforts repris par les bandes.

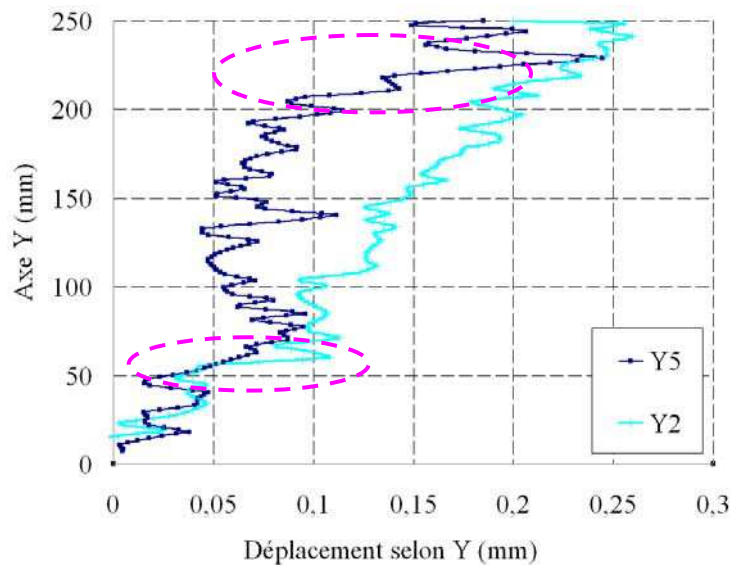


Figure 262 : Déplacement selon « Y » en surface de la poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » le long de des 6 axes « Y2 » et « Y5 » représentés ci-dessus

Aussi, pour une sollicitation à l'arrachement, les TRC sont susceptibles de présenter, à proximité de la charge ultime, une augmentation de l'ouverture de fissure pour un effort d'arrachement quasi-constant. Cela peut être illustré par la figure 263 [SCHEFFLER\_09].

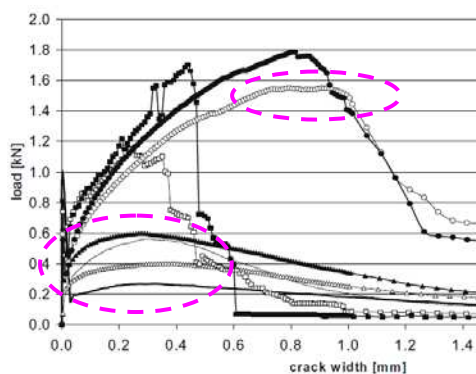


Figure 263 : Loi de comportement effort (KN) - ouverture de fissure (mm) obtenue par un essai d'arrachement sur un composite TRC [SCHEFFLER\_09]

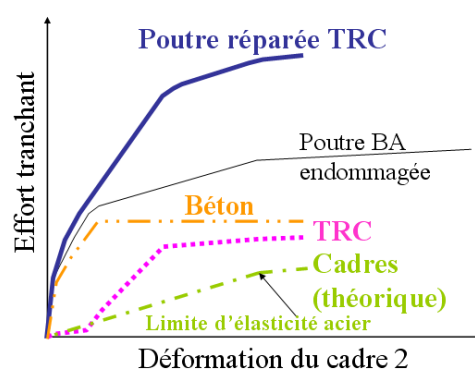


Figure 264 : Illustration qualitative de la répartition des efforts tranchants repris par le béton, les cadres et le TRC des poutres réparées par une section significative de TRC

Ainsi, le comportement d'arrachement pourrait être à l'origine de l'effort quasi-constant déduit dans le TRC à partir d'une certaine déformation du cadre 2 (remarqué précédemment au cours du paragraphe III.5.1.2.d, et illustré figure 264). Toutefois, ce phénomène pourrait aussi s'expliquer par la désolidarisation des plaques de TRC à l'approche de l'effort ultime (figure 265).



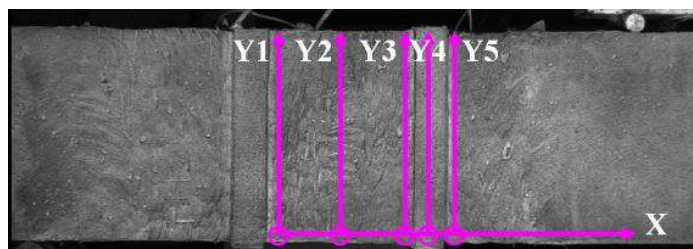
Figure 265 : Illustration de la poutre « R30-B-FI-P-TRC(10) » après rupture

### III.5.2.2 MISE EN ŒUVRE PAR MOULAGE AU CONTACT *IN SITU* DE « TRC(5) »

#### III.5.2.2.a Comportement local du TRC de réparation par bandes en « U »

##### III.5.2.2.a.i Description

Pour les 2 poutres « R30 » et « R40 » réparées par bandes de TRC(5), l'évolution du champ de déplacement vertical sur ces bandes est qualitativement très différent de celui constaté sur le reste de la poutre (même au voisinage direct des TRC, figures 266 et 267). À l'extérieur des bandes de TRC le champ de déplacement selon « Y » (le long des axes « Y1 », « Y2 », « Y3 » et « Y5 » pour la poutre « R30 » réparée et des axes « Y2 », « Y3 », « Y4 » et « Y8 » pour la poutre « R40 » réparée) est clairement discontinu et évolue par palier. Entre 2 et 3 méso-fissures croisent ainsi les axes. En revanche, l'évolution du champ de déplacement vertical sur les bandes de TRC(5) mises en œuvre par moulage au contact *in situ* (le long de l'axe « Y4 » pour la poutre « R30 » réparée et le long des axes « Y1 », « Y5 », « Y6 » et « Y7 » pour la poutre « R40 » réparée) ne présente pas de palier (figures 266 et 267). Ces renforts ne sont donc pas traversés par une méso-fissure.



Repérage de 5 axes verticaux (Y) et d'un axe horizontal (X) sur la poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) »

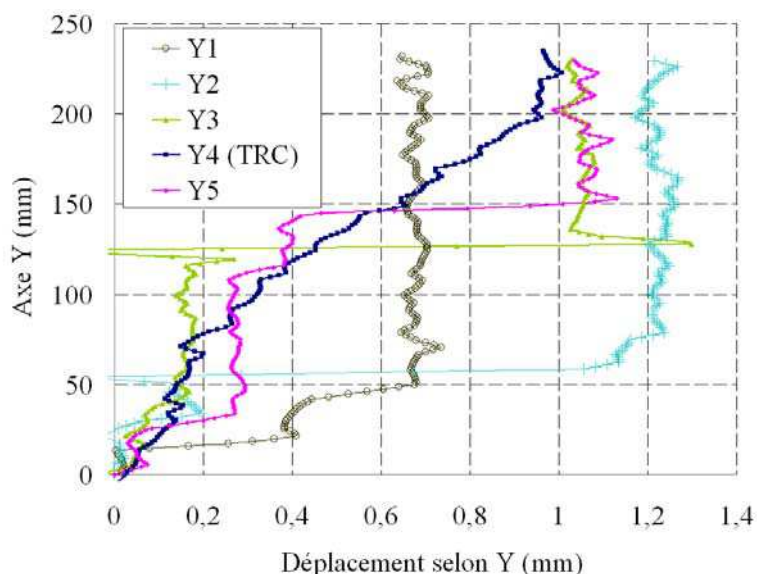
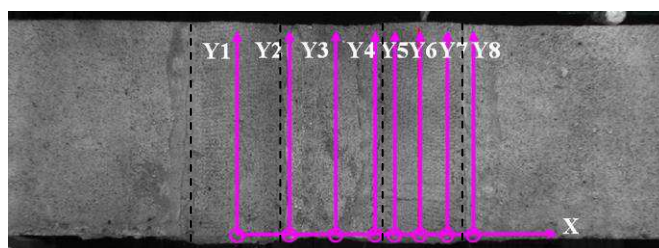


Figure 266 : Déplacement selon « Y » en surface de la poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) » le long de chacun des 5 axes « Y » représentés ci-dessus (mesuré par corrélation d'images à la charge ultime)



Repérage de 8 axes verticaux (Y) et d'un axe horizontal (X) sur la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) ». Les traits interrompus marquent les bandes de TRC

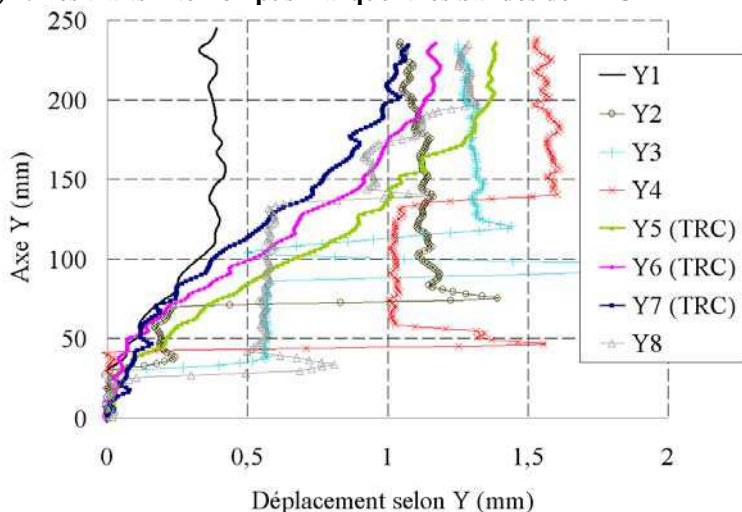


Figure 267 : Déplacement selon « Y » en surface de la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » le long de chacun des 8 axes « Y » représentés ci-dessus (mesuré par corrélation d'images à la charge ultime)

Une méso-fissure est pourtant relevée dans le béton sur les axes positionnés juste à proximité des bandes de réparation par TRC (figures 266 et 267), il est ainsi probable que cette méso-fissure se propage sous la bande de TRC (la méso-fissure

étant ainsi masquée). Afin de faciliter l'interprétation du comportement des bandes de renforts TRC(5) mises en œuvre par moulage au contact *in situ*, l'évolution des déplacements verticaux (sur la poutre « R40 » réparée par bande) le long d'une bande de renfort « Y5 » est comparée à celle relevée sur l'axe « Y4 » situé en surface du béton à seulement 3 cm de « Y5 », figure 268. Sur cette figure, le scellement des bandes de TRC de la poutre de réparation (de part et d'autre du pontage d'une fissure par la bande) peut être décomposé en 2 zones. **De chaque côté de la méso-fissure de la poutre une zone linéaire (nommée « zone A ») de faible pente est relevée. Puis, une très légère non-linéarité peut apparaître suivi d'un comportement linéaire de pente élevée (nommée « zone B »).** La poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » a été retenue pour illustrer ce comportement, mais les 2 « zone A » et « zone B » peuvent aussi être repérées sur la poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) » (figure 266, axes « Y3 », « Y4 » et « Y5 »). Aussi, sur la figure 268, il peut être remarqué que la longueur des zones A et B varie et ne semble pas être proportionnelle à l'ouverture de la fissure pontée par la bande de TRC.

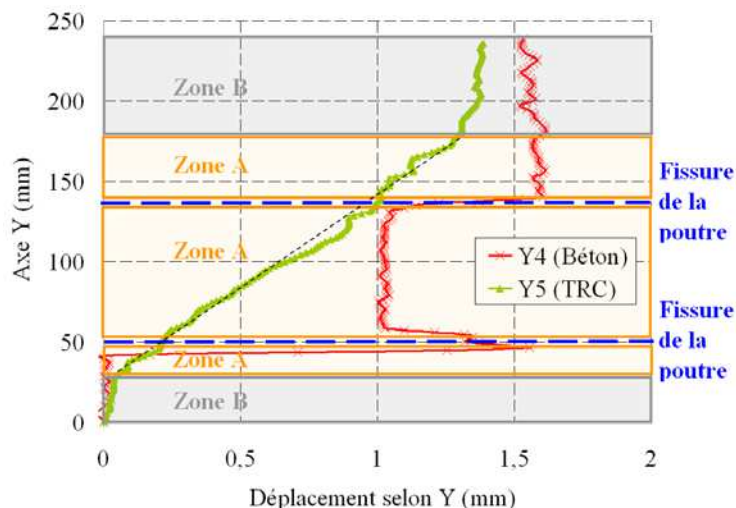


Figure 268 : Illustration du déplacement selon « Y4 » et « Y5 » en surface de la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » et commentaire sur le comportement du TRC (mesuré par corrélation d'images à la charge ultime)

La déformation verticale moyenne maximale relevée sur la « zone A » des bandes de TRC est respectivement de 6.25 ‰ et 8.2 ‰ pour la bande 2 des poutres « R30 » et « R40 » (ANNEXE K). En se référant à la loi de comportement en traction directe de ce TRC, ces 2 déformations correspondent clairement à la zone 3 du comportement contrainte-déformation (qui est une zone post propagation de la fissuration). Ainsi, pour les 2 poutres, ces bandes de TRC(5) sont très probablement micro-fissurées tout au long de la « zone A ». En revanche, la pente moyenne de la partie linéaire de la « zone B » varie entre 1 ‰ et 2.1 ‰. Ces déformations appartiennent à la zone 2 de la loi de comportement en traction directe (correspondant à la zone de propagation de la fissuration).

**Il semblerait ainsi que l'ouverture des méso-fissures qui parcourent la poutre est principalement répartie de manière homogène sur la « zone A » grâce à son comportement multifissurant (microfissuration). Ainsi le mode de sollicitation des bandes de renfort en TRC s'apparente à son comportement en traction directe.**



### III.5.2.2.a.ii Influence de la configuration en « U »

Aussi, il est rappelé que pour chacun des axes « Y », l'origine du champ de déplacement a été arbitrairement fixée à l'origine de l'axe (le déplacement de corps rigide pouvant difficilement être déterminé avec précision). Cependant, il est mécaniquement impossible que l'allongement du TRC de réparation soit supérieur à celui de la poutre (son substrat). Ainsi, la position de la courbe selon l'axe des abscisses est bornée par le déplacement aux extrémités de la poutre (la position exacte de la courbe selon l'axe des abscisses est située dans la zone représentée figure 269). Ainsi, quelque soit la position exacte de la courbe « Y4 » dans cette zone d'incertitude, concernant la méso-fissure située en partie inférieure de la poutre, il apparaît clairement qu'en dessous de la fissure, le scellement de la bande de TRC affiche un déplacement très faible par rapport à celui de la poutre. Il semblerait ainsi que l'ouverture de cette méso-fissure soit, dans sa quasi-totalité répartie sur la longueur de scellement en partie supérieure de la fissure. Ce phénomène est dû à la configuration de réparation en « U », qui semble ainsi clairement augmenter l'ancrage du TRC en partie inférieure de la poutre. Cela semble prouver l'intérêt de la configuration de réparation en « U » pour les composites TRC(5) (ce qui n'était pas certain étant donné le comportement fragile de la matrice et la faible résistance des fibres de verre-AR au cisaillement transverse). La configuration de réparation en « U » pourrait aussi expliquer la longueur de la « zone A » relativement plus faible en dessous de la méso-fissure en partie inférieure de la poutre qu'en dessus de la méso-fissure en partie supérieure de la poutre.

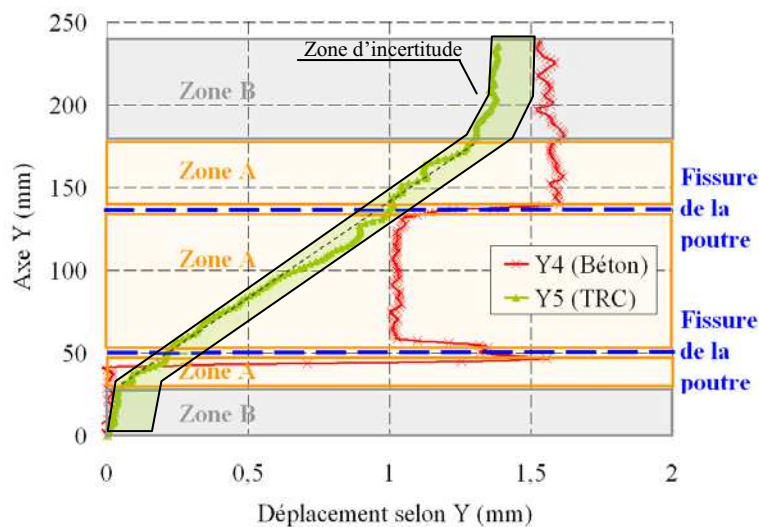


Figure 269 : Illustration du déplacement selon « Y4 » et « Y5 » en surface de la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » et de la zone d'incertitude de la position (selon l'axe des abscisses) de la courbe « Y4 »

### III.5.2.2.a.iii Justifications

La seule différence significative entre la mise en œuvre par collage et celle par moulage au contact est l'adhérence à l'interface entre le TRC et le béton de la poutre (avec ou sans joint de colle). Il semblerait ainsi, que la différence de comportement relevée entre les 2 configurations soit due à une adhérence du TRC

moulé au contact-béton moins importante que celle proposée par la colle époxy (une déformation au cisaillement plus élevée de l'interphase TRC béton et/ou à un glissement entre le TRC et la poutre le long de la « zone A »). Toutefois, il s'agit d'hypothèses qui nécessiteraient d'être étudiées plus en détail par des expérimentations supplémentaires.

Aussi, il est difficile d'expliquer le changement brutal de déformation (ou pente du champ de déplacement moyen) qui peut parfois être constaté entre la « zone A » et la « zone B », ainsi que la déformation constante au long de la « zone B » (figure 270). Ces phénomènes sont probablement liés au caractère multifissurant du TRC, mais cela nécessiterait aussi d'être étudié de manière beaucoup plus approfondie par des expérimentations supplémentaires. Enfin, il est difficile d'évaluer le champ de déplacement et de déformation moyen du renfort textile. Cependant, étant donné le comportement multifissurant du TRC, il est probable que ces champs soient très proches de ceux relevés en surface du mortier.

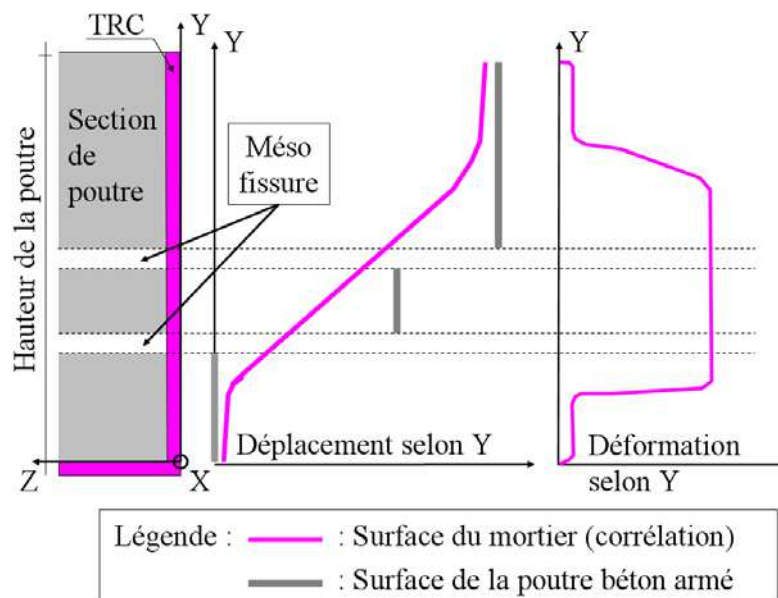


Figure 270 : Représentation (idéalisée) du déplacement et de la déformation sur les plaques de TRC mises en œuvre par moulage au contact *in situ* interceptant une méso-fissure le long de la hauteur de la poutre

### III.5.2.2.b Comportement local du TRC de réparation continu en « U »

Afin de vérifier si les conclusions du paragraphe précédent concernant le comportement du TRC(5) mis en œuvre par bandes moulées au contact *in situ* sont valides dans le cas d'une configuration de renfort continu, le champ de déplacement est étudié sur la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) ».

Aussi, afin de mettre en lumière l'effort quasi-constant apporté par le TRC de réparation de cette poutre à partir d'une certaine déformation relevée dans le cadre 2, le champ de déplacement vertical sera étudié sur 3 axes entourant la position du cadre 2 (figure 272, l'axe « Y2 » étant aligné avec la position du cadre 2) pour 2 efforts proches de l'effort ultime (195 KN et l'effort ultime 219 KN) pour lesquels l'effort dans le TRC semble peu évoluer (figure 271).

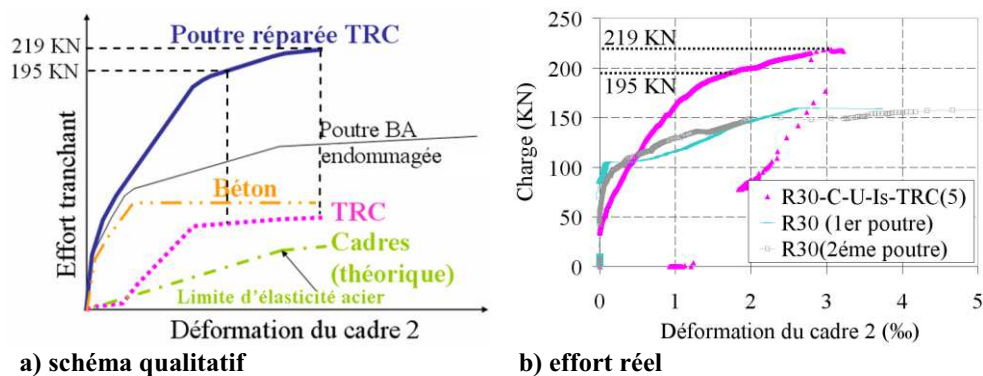


Figure 271 : Illustration qualitative de la répartition des efforts tranchants repris par le béton, les cadres et le TRC des poutres réparées par une section significative de TRC

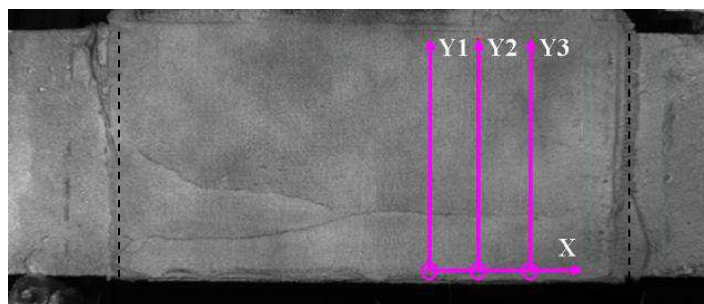
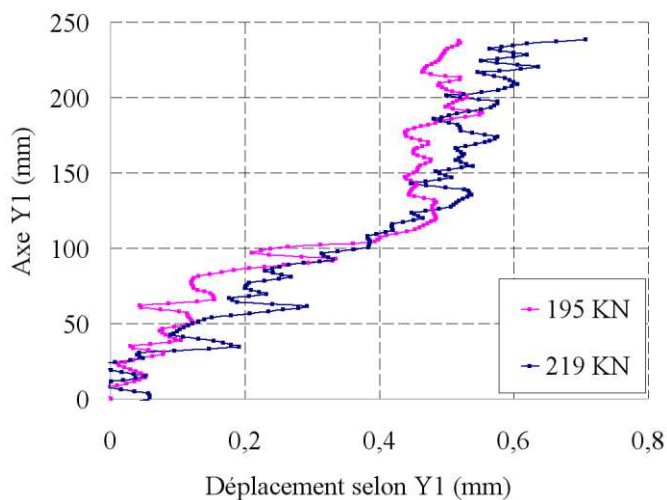


Figure 272 : Repérage de 2 axes verticaux (Y) et d'un axe horizontal (X) sur la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) ». Les traits interrompus marquent l'extrémité du renfort continu.

Dans un premier temps, la figure 273 confirme le comportement multifissurant précédemment relevé dans le cas de la réparation par bande de TRC(5) avec une « zone A » encadrée, à chacune de ces extrémités, par une « zone B ». Ainsi, ce comportement semble propre au TRC(5) mis en œuvre par moulage au contact *in situ*, et cela indifféremment de la configuration de réparation (par bandes, ou continu).



a) axe « Y1 »

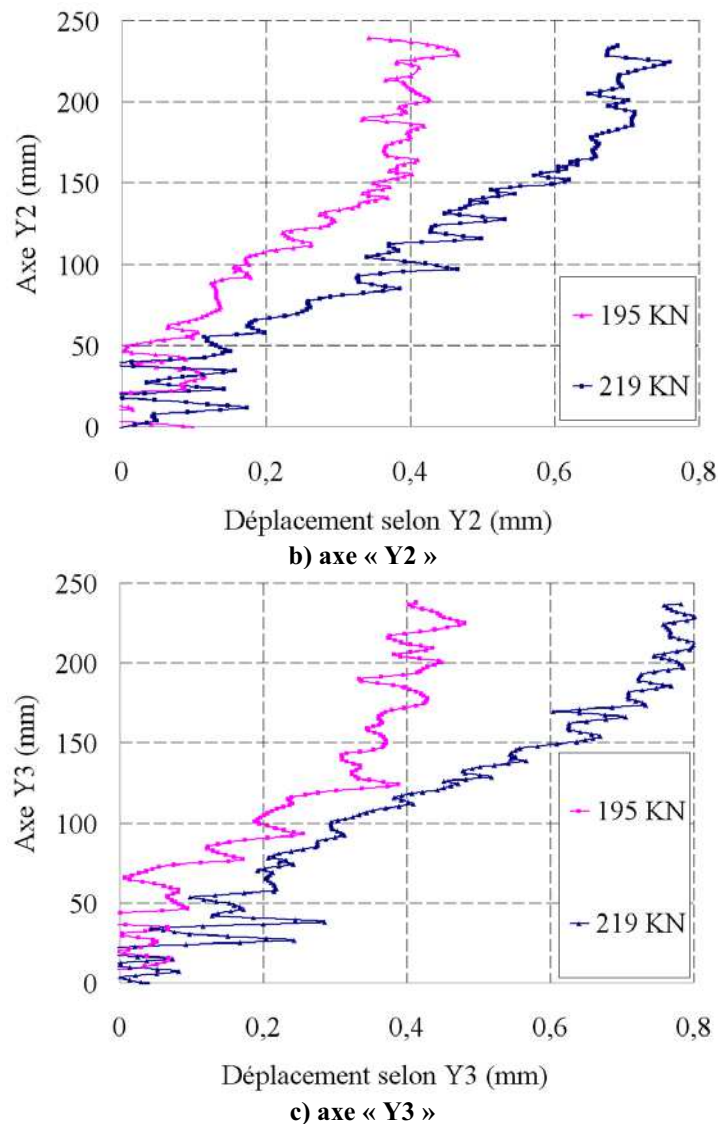


Figure 273 : Déplacement selon « Y » en surface de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » le long de chacun des 3 axes « Y » représentés ci-dessus (mesuré par corrélation d'images à la charge ultime)

Sur la figure 273 il semblerait que l'augmentation de la charge appliquée à la poutre (de 195 KN à 219 KN) entraînant l'augmentation de l'ouverture de la mésos-fissure et de la déformation dans le cadre 2 (figure 271) ait une influence négligeable sur la pente moyenne de la « zone A » (relevée le long des 3 axes (« Y1 », « Y2 », et « Y3 »)) par rapport à l'augmentation de l'ouverture de la fissure (de 0.5 à 0.6 mm sur l'axe « Y1 », de 0.4 à 0.7 mm sur l'axe « Y2 » et de 0.45 à 0.75 mm sur l'axe « Y3 »). Ce comportement est idéalisé sur la figure 274. Ainsi, l'augmentation de l'effort de 195 KN à 219KN, appliqué à la poutre n'engendre pas d'augmentation significative de la déformation moyenne maximale du TRC (zone A) et donc de l'effort repris par le TRC (dans la mesure où dans la « zone A », le comportement semble proche de celui relevé en traction directe). Il semblerait que se phénomène soit à l'origine du comportement quasi-constant apporté par le TRC de réparation de cette poutre à partir d'un certain effort (195

KN, figure 271). Ce phénomène semble dû au fait que pour un niveau de chargement proche de la charge ultime, lorsque l'ouverture de la méso-fissure augmente, la hauteur de la « zone A » augmente dans une proportion similaire, menant ainsi à une constance de la pente moyenne maximale de la courbe (figure 274). Des études complémentaires semblent toutefois nécessaires à l'explication de ce phénomène.

Enfin, le comportement local du TRC(2) est brièvement décrit en ANNEXE L.

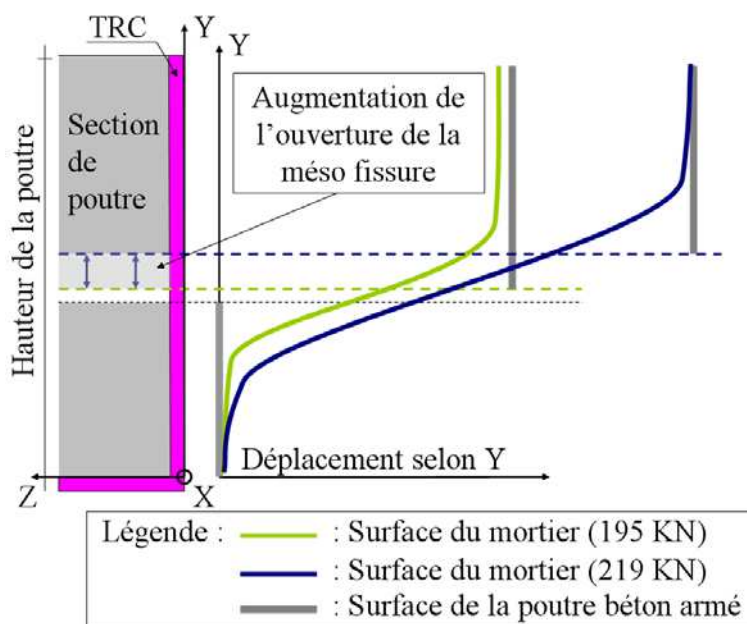


Figure 274 : Représentation (idéalisée) du déplacement, au niveau du cadre 2 de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » sur le TRC mise en œuvre par moulage au contact *in situ* interceptant une méso-fissure le long de la hauteur de la poutre pour 2 efforts différents proche de l'effort ultime

## III.6 PERTINENCE DU MODÈLE DU TREILLIS DANS LE CAS DE RÉPARATION DE POUTRES BÉTON ARMÉ PAR COMPOSITES TRC

L'ensemble des modèles analytiques prévisionnels de la contribution des composites CFRP à la reprise maximale de l'effort tranchant ( $V_t$ ) s'appuient sur le modèle du treillis. Ce dernier bien qu'imprécis et restrictif constitue toutefois un outil utile. En vue du développement de modèles adaptés aux composites TRC, il semble dès lors nécessaire d'étudier la pertinence du modèle du treillis pour les poutres réparées par TRC.

### III.6.1 QUALITATIF

L'étude des schémas de fissuration (§.III.5.1.1) a clairement montré que pour l'ensemble des poutres étudiées aucune méso-fissure ne traverse le cadre 1 en partie centrale, généralement des méso-fissures peuvent être relevées en partie inférieure du cadre 1 (comme cela est par exemple illustré, pour la poutre « R40 » réparée par bandes de TRC(5) moulé au contact *in situ* sur le schéma du déplacement vertical en surface de la poutre figure 276 et sur le schémas de fissuration figure 277). De même, il est clairement établi qu'aucune méso-fissure n'intervient entre le sommet du cadre 1 et l'appui. Ces 2 constats sont aussi confirmés dans le cas de la poutre « R30 » réparée par renfort continu de TRC(5) moulée au contact *in situ* (figure 279). En effet, sur cette figure, cela se perçoit par une augmentation de la hauteur de la « zone B » (zone de pente très élevée) en partie supérieure et une diminution de la hauteur moyenne de la « zone A » (zone linéaire de pente relativement faible). Un déplacement nul ou négligeable par rapport au reste de la poutre est même relevé sur l'axe « Y1 » (situé entre le cadre 1 et l'appui de la poutre).

Il est ainsi montré que le modèle du treillis (figure 275) n'est pas représentatif sur l'ensemble de la zone sollicitée à l'effort tranchant. Dans le cas de la poutre « R40 » réparée par bandes de TRC(5) moulé au contact *in situ* un modèle de treillis modifié est représenté figure 278, d'après le graphique du champ de déplacement vertical (figures 276) et le schéma de fissuration (figure I.5-3). Il semblerait ainsi que le modèle du treillis convienne, d'un point de vue qualitatif, dans la zone intégrant le cadre 2 et la bande de TRC 2, mais pas pour le cadre 1 et bande de TRC 1 (de part un effet de voûte, ou bielle de compression qui semble directement se créer entre le sommet du cadre 2 et l'appui de la poutre). Cela semble aussi être le cas pour l'ensemble des poutres réparées par TRC mises en œuvre *in situ* (de par leur schéma de fissuration, cf. §.III.5.1.1, ou l'évolution du champ de déplacement vertical dans le cas de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) », figure 279).

La reprise de l'effort tranchant des poutres réparées par TRC semble ainsi sous estimée au niveau du cadre 1 par le modèle du treillis, mais en accord avec les constats expérimentaux de la littérature qui relèvent que l'effet de voûte est d'autant plus important que le rapport « a/d » est faible. Le cadre 2 et les

composites de réparation TRC situés entre le cadre 1 et le point d'application des efforts sont ainsi dimensionnant pour l'effort maximal à l'effort tranchant repris par la poutre.

Cela semble être confirmé, pour la poutre « R40 » réparée par bande de TRC(5) *in situ* par une déformation moyenne maximale observée le long de la bande 1 (pente moyenne maximale le long de l'axe « Y1 », en traits interrompus figure 280) inférieure à celle de la bande de TRC 2 (pente moyenne maximale le long de l'axe « Y6 », en traits interrompus).

Bien qu'imparfaite, l'hypothèse du fonctionnement en treillis semble qualitativement validée si l'on s'en tient à la zone excluant l'extrémité de la poutre considérée à partir du dernier cadre.

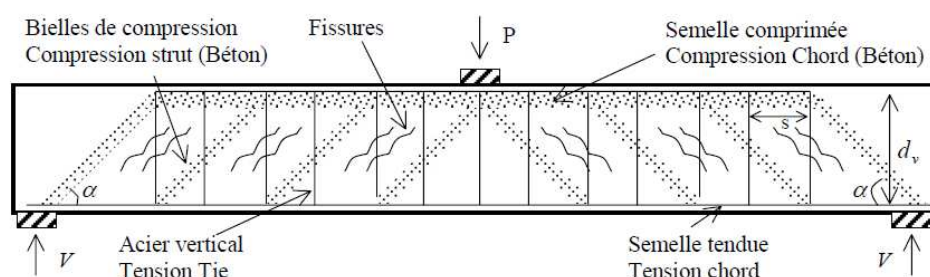
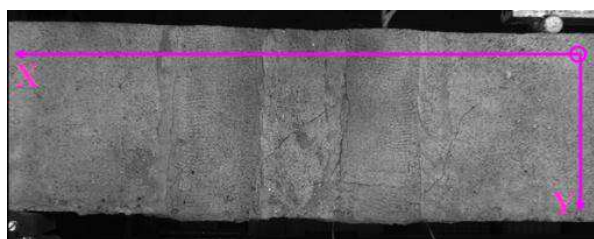


Figure 275 : Rappel de l'analogie de treillis



Position d'un repère sur la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) »

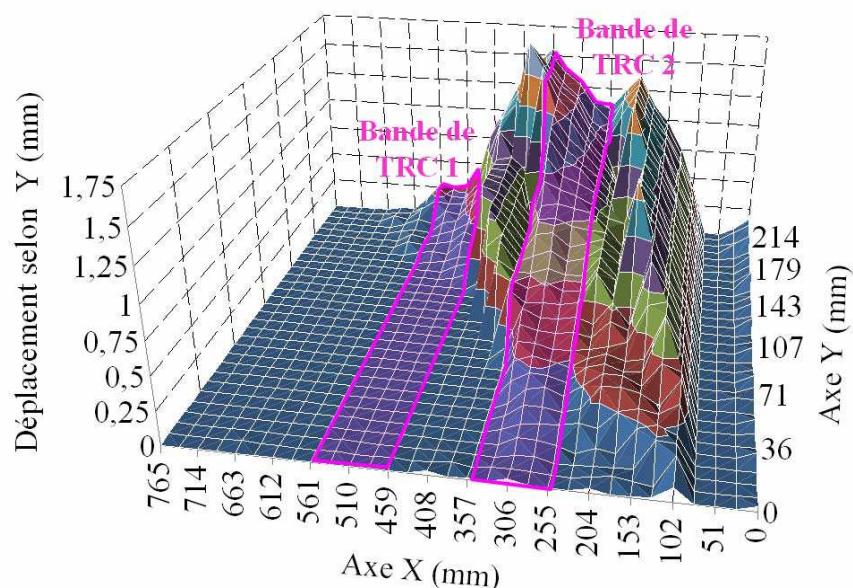
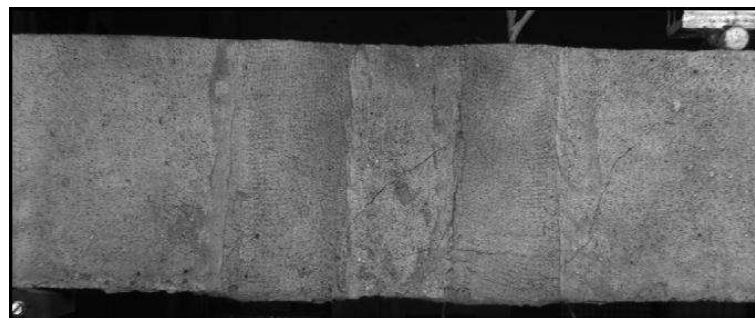


Figure 276 : Illustration de l'ensemble des déplacements selon l'axe Y du repère ci dessus en surface de la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » (corrélation d'images à l'effort ultime)



Photographie de « R40-B-U-Is-TRC(5) » à l'effort ultime

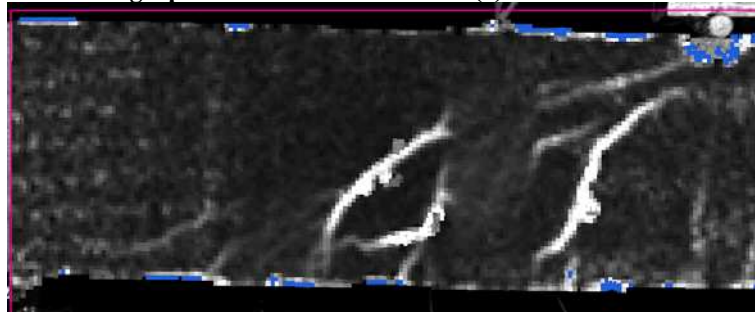


Figure 277 : Schémas de fissuration de la travée réparée à l'effort tranchant de la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » à l'effort ultime (corrélation d'image)

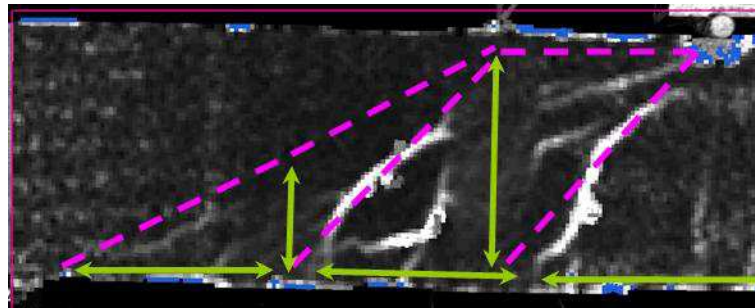
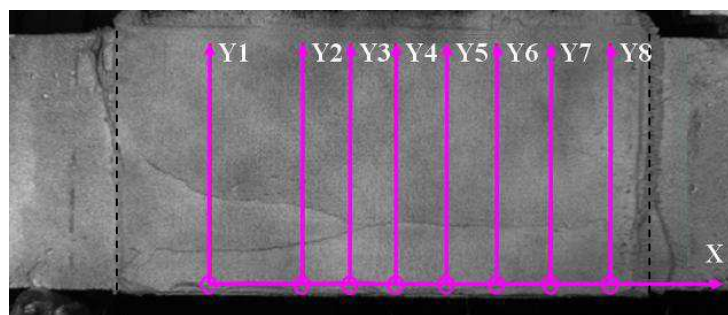


Figure 278 : Modèle de treillis modifié dessiné sur le schémas de fissuration de la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » à l'effort ultime, les traits interrompus marquant les bielles de compression du béton et les flèches, les acier et TRC tendu



Repérage de 8 axes verticaux (Y) et d'un axe horizontal (X) sur la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) ». Les traits interrompus marquent l'extrémité du renfort continu



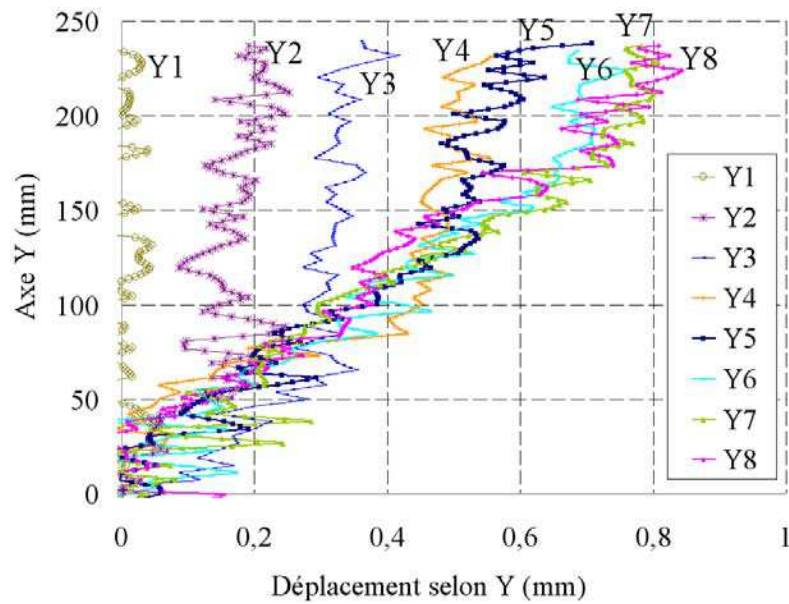
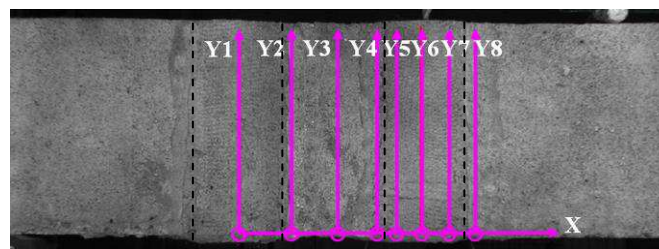


Figure 279 : Déplacement selon « Y » en surface de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » le long de chacun des 8 axes « Y » représentés ci-dessus (mesuré par corrélation d'images à la charge ultime)



Repérage de 8 axes verticaux (Y) et d'un axe horizontal (X) sur la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) ». Les traits interrompus marquent les bandes de TRC

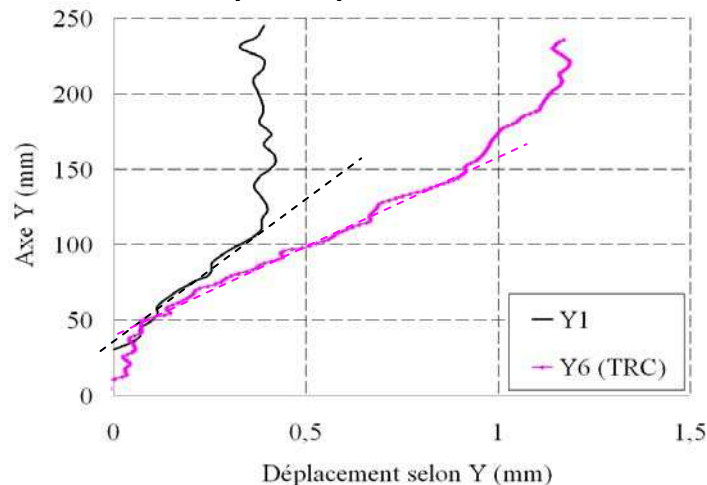


Figure 280 : Déplacement selon « Y » en surface de la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » le long de 2 axes « Y » représentés ci-dessus (mesuré par corrélation d'images à la charge ultime). La pente moyenne maximale (zone A) des courbes est repérée en traits interrompus

### III.6.2 QUANTITATIF

Afin d'étudier la précision du modèle de treillis d'un point de vue quantitatif, il semble intéressant de confronter la contribution du renfort par TRC expérimental ( $V_{fexp}$ ) à celle quantifiée au moyen du modèle du treillis ( $V_{fthéorique}$ ).

La détermination de «  $V_{fexp}$  » nécessite de considérer le principe de superposition des contributions des différents matériaux.

Cette dernière hypothèse est déjà utilisée au cours du paragraphe III.5.1.2.d et, est brièvement rappelée ci-dessous :

$$V_{fexp} = V_{pexp} - V_{BAexp}$$

Avec :

«  $V_{pexp}$  » : l'effort tranchant de la poutre réparée relevé expérimentalement;

«  $V_{BAexp}$  » : l'effort tranchant de la poutre béton armée, non renforcée par matériaux composites relevé expérimentalement.

Il est important de noter que «  $V_{BAexp}$  » intègre tous les paramètres propres à la résistance de la poutre béton armé saine tels que la contribution du béton, l'effet d'engrènement, l'influence du taux d'armature transversale, l'incidence de l'élanement (rapport «  $a/d$  ») et l'impact du taux de renfort longitudinal. De cette manière, le principe de superposition considère ainsi implicitement que tous les paramètres précédemment cités ne sont pas affectés par l'adjonction de renfort. Cela reste discutable en ce qui concerne l'engrènement, mais ne constitue qu'une approximation de second ordre.

Pour l'ensemble des poutres réparées par TRC, le cadre 2 plastifie et l'effort tranchant maximal repris par le béton est vraisemblablement atteint avant la rupture, et cela indépendamment du mode de rupture (paragraphe III.5.1.2.d). Le principe de superposition peut ainsi être appliqué pour déterminer l'effort tranchant repris par les TRC à rupture des poutres en admettant que l'effort repris par le béton n'est pas significativement affecté par l'adjonction d'un renfort ce qui est tout à fait vraisemblable étant donné le non emploi de solution de confinement.

Comme il est rappelé ci-dessous, le calcul de la contribution théorique par le modèle du treillis ( $V_{fthéorique}$ ) nécessite de connaître la contrainte axiale verticale moyenne maximale dans le TRC.

- Réparation par bandes de TRC

$$V_{fthéorique} = 2 \cdot t_c \cdot w_c \cdot \sigma_{TRC} \cdot 0,9 \cdot d / s_c$$

- Réparation par TRC continu

$$V_{fthéorique} = 2 \cdot t_c \cdot \sigma_{TRC} \cdot 0,9 \cdot d$$

Avec :

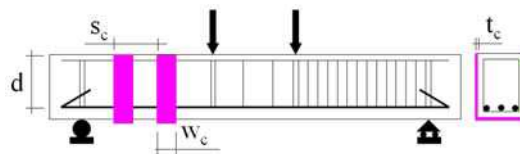
$t_c$  : Épaisseur du TRC

$w_c$  : Largeur des bandes de TRC

$s_c$  : Espacement entre axe des bandes de TRC

$d$  : Hauteur effective de la poutre (220 mm)

$\sigma_{TRC}$  : Contrainte axiale moyenne maximale dans le TRC



Concernant les poutres réparées par TRC(5) mis en œuvre par moulage au contact *in situ*, la contrainte axiale moyenne maximale dans le TRC peut être déterminée sous réserve des hypothèses suivantes :

- Les renforts TRC ne reprennent que des efforts de traction dans la direction verticale. Ce qui n'est pas en désaccord avec les résultats obtenus en termes d'ouvertures de fissures dans le cas des renforts par bandes mais nécessiteraient probablement un surcroît d'approfondissement dans le cas des renforts continus (toutefois, étant donné la faible épaisseur du renfort (5 mm) et le module d'Young des fils de du renforts de PET positionnés dans la direction longitudinale de la poutre (2.5 GPa) par rapport à celui des fils de Verre-AR dans la direction verticale (74 GPa), cette hypothèse semble fondée, même dans le cas des renforts continus)
- La loi de comportement contrainte-déformation moyenne en traction directe (direction verticale) est adoptée. Cette hypothèse est globalement en adéquation avec les résultats obtenus dans le cas du TRC(5) mis en œuvre *in situ*

La contrainte axiale moyenne maximale dans le TRC ( $\sigma_{TRC}$ ) est obtenue par l'intermédiaire de la loi de comportement en traction de ce TRC et la mesure (par corrélation d'image) de la déformation axiale moyenne maximale (zone A) sur le TRC ( $\varepsilon_{TRC}$ ).

Comme il a précédemment été montré que le modèle du treillis est dimensionnant entre le cadre 1 et le point d'application des efforts, la déformation «  $\varepsilon_{TRC}$  » est relevée sur le TRC se situant dans cette zone. La «  $\varepsilon_{TRC}$  » est ainsi mesuré, à la charge ultime, le long des axes « Y3 » à « Y8 » sur la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » (figure I.5-5), le long de l'axe « Y4 » sur la poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) », et le long des axes « Y5 » à « Y7 » sur la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » (figure 280). Cela est illustré en ANNEXE K et synthétisé dans les tableaux 59, 60 et 61 dans lesquels la contrainte «  $\sigma_{TRC}$  » (obtenue par la loi de comportement du TRC) est mise en correspondance avec les déformations relevées. On notera à cet effet la répartition quasiment uniforme des contraintes (ou déformation) le long de la largeur des bandes.

**Tableau 59 : «  $\varepsilon_{TRC}$  » et «  $\sigma_{TRC}$  » sur la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) »**

Axes	« $\varepsilon_{TRC}$ » (‰)	« $\sigma_{TRC}$ » (MPa)
Y8	4.5	15
Y7	5.7	18.1
Y6	4.7	15.4
Y5	4.7	15.4
Y4	5.7	18.1
Y3	4.3	14.3
	Moyenne :	16.1

**Tableau 60 : «  $\varepsilon_{TRC}$  » et «  $\sigma_{TRC}$  » sur la poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) »**

Axes	« $\varepsilon_{TRC}$ » (‰)	« $\sigma_{TRC}$ » (MPa)
Y4	6.25	19.5

**Tableau 61 : «  $\varepsilon_{TRC}$  » et «  $\sigma_{TRC}$  » sur la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) »**

Axes	« $\varepsilon_{TRC}$ » (‰)	« $\sigma_{TRC}$ » (MPa)
Y7	7.3	22.1
Y6	8.5	25.7
Y5	8.8	26.5
	Moyenne :	24.8

En revanche, «  $V_{\text{théorique}}$  » ne pourra pas être éprouvé sur les poutres réparées par collage de plats préfabriqués ou par TRC(2) car ces derniers présentent un comportement proche de l'arrachement (ainsi, l'effort est indéterminable par la loi de comportement en traction). À cet effet, la caractérisation des composites TRC(5) et TRC(2) à l'arrachement serait plus appropriée.

Le calcul de «  $V_{\text{fexp}}$  » est détaillé dans le tableau 62. Il apparaît que pour les poutres réparées par bandes, «  $V_{\text{fexp}}$  » est faible par rapport à «  $V_{\text{BAexp}}$  ». Bien que sur les 2 poutres saines testées par configuration « R30 » et « R40 » la résultante ultime soit identique, il semble probable que la dispersion sur l'ensemble des poutres béton armées testées soit nulle. En considérant une dispersion raisonnable de l'effort ultime sur les poutres béton armé de  $\pm 5\%$  (tableau 62), il apparaît que pour les poutres réparées par bandes, «  $V_{\text{fexp}}$  » est de l'ordre de grandeur de la dispersion hypothétique de «  $V_{\text{BAexp}}$  ». Dès lors, la précision de «  $V_{\text{fexp}}$  » (calculé grâce au principe de superposition) est très incertaine.

**Tableau 62 : Valeurs théorique et expérimentale de «  $V_f$  » et calcul d'**

Poutres	$V_{\text{pexp}}$ (KN)	$V_{\text{BAexp}}$ (KN)	$V_{\text{fexp}}$ (KN)	Dispersion hypothétique de « $V_{\text{BAexp}}$ » (KN)
<b>R30-C-U-Is-TRC(5)</b>	<b>109,5</b>	<b>79,5</b>	<b>30</b>	<b><math>\pm 4</math></b>
R30-B-U-Is-TRC(5)	85	79,5	5,5	$\pm 4$
R40-B-U-Is-TRC(5)	125,5	115	10,5	$\pm 6$

Le modèle du treillis peut ainsi être évalué d'un point de vue quantitatif sur les poutres réparées par renfort continu par TRC(5) moulé au contact *in situ* par une confrontation de «  $V_{\text{fexp}}$  » et «  $V_{\text{théorique}}$  » (tableau...). Concernant les poutres réparées par bandes, l'écart entre «  $V_{\text{fexp}}$  » et «  $V_{\text{théorique}}$  » est relativement important, mais cela pourrait clairement être attribuable à la dispersion éventuelle de «  $V_{\text{BAexp}}$  » (qui est d'ailleurs de l'ordre de grandeur de l'écart entre «  $V_{\text{fexp}}$  » et «  $V_{\text{théorique}}$  »).

En revanche, on observe un écart très faible entre «  $V_{\text{fexp}}$  » et «  $V_{\text{théorique}}$  » dans le cas de la poutre « R30 » réparée par une configuration continue en « U » de TRC(5).

Ce résultat conforte le l'intérêt du choix du modèle treillis mais ne peut absolument pas suffire à le valider sans ancrage expérimental conséquent.

Le positionnement des résultats obtenus par rapports à ceux issus des rares travaux mentionnés en bibliographie introductive de ce chapitre peuvent apporter quelques éléments supplémentaires quant au niveau de travail du TRC et partant s'interroger sur le recalage potentiel de la formule proposée pour le calcul de «  $V_{\text{théorique}}$  »

**Tableau 63 : Valeurs théorique et expérimentale de «  $V_f$  » et calcul d'**

Poutres	$\sigma_{\text{TRC}}$ (MPa)	$V_{\text{théorique}}$ (KN)	$V_{\text{fexp}}$ (KN)	$V_{\text{théorique}}$ - $V_{\text{fexp}}$ (KN)	Dispersion hypothétique de « $V_{\text{BAexp}}$ » (KN)
<b>R30-C-U-Is-TRC(5)</b>	<b>16,1</b>	<b>31,9</b>	<b>30,0</b>	<b>1,9</b>	<b><math>\pm 4</math></b>
R30-B-U-Is-TRC(5)	19,5	7,7	5,5	2,2	$\pm 4$
R40-B-U-Is-TRC(5)	24,9	24,6	11	13,6	$\pm 6$

### III.6.3 ESTIMATION DU TAUX DE TRAVAIL

Grâce à l'estimation de l'effort de la contrainte de traction axiale moyenne maximale dans les composites TRC ( $\sigma_{TRC}$ ) moulé au contact *in situ*, il est possible d'évaluer leur taux de travail ( $T_{TRC}$ ) de manière simple par l'équation suivante :

$$T_{TRC} = \frac{\sigma_{TRC}}{\sigma_{car3}} \quad \text{Avec } \sigma_{car3} \text{ la résistance du TRC en traction directe} = 41 \text{ MPa}$$

Ce taux de travail évolue entre 39 et 61 % en fonction de la configuration de réparation ainsi que de la résistance du béton de la poutre (Poutre « R30 » ou « R40 »). La différence entre «  $T_{TRC}$  » pour la poutre « R30 » réparée par bandes ou renfort continu peut s'expliquer par la différence de mode de rupture entre les 2 poutres (« R30-C-U-Is-TRC(5) » ayant rompu au moment fléchissant par compression du béton alors que « R30-B-U-Is-TRC(5) », présentant une section de TRC significativement plus faible, a rompu à l'effort tranchant par désolidarisation des TRC). Aussi, entre les poutres « R30 » et « R40 » réparées par bandes et ayant toutes les 2 rompu à l'effort tranchant par désolidarisation des TRC, la différence peut s'expliquer par la différence de résistance du béton entre les 2 poutres. En effet, pour la poutre « R30 » une rupture dans l'enrobage du béton des TRC a été relevée. Ainsi, l'augmentation de la résistance du béton entre les 2 poutres a probablement permis d'augmenter la contrainte ultime de cisaillement dans la zone de scellement des TRC, engendrant ainsi une augmentation du taux de travail du TRC.

Tableau 64 : Taux de travail du TRC

Poutres	$T_{TRC}$ (%)	Mode de rupture associé
R30-C-U-Is-TRC(5)	39	Moment fléchissant par écrasement du béton
R30-B-U-Is-TRC(5)	48	Effort tranchant par désolidarisation avec rupture dans l'enrobage béton ainsi qu'à l'interface TRC-béton
R40-B-U-Is-TRC(5)	61	Effort tranchant par désolidarisation avec rupture dans le mortier du TRC ainsi qu'à l'interface TRC-béton

Les taux de travail obtenus par ces composites sont du même ordre de grandeur que ceux présentés au cours de l'étude bibliographique, [TRIANTAFILLOU\_06] et [SI LARBI\_10] qui est pour ces 2 études de 50 %. Cependant, dans le cas de [TRIANTAFILLOU\_06], les poutres sont réparées par une configuration de renfort continu confiné, qui empêche la désolidarisation du composite. Dans, [SI LARBI\_10] les TRC sont mis en œuvre par collage de plats préfabriqués. Ainsi, dans ces 2 études le risque de rupture à l'interface TRC béton est fortement limité. En considérant ces remarques, le taux de travail obtenu pour le composite TRC(5) mis en œuvre par moulage au contact *in situ* peut dès lors être jugé très intéressant. En effet pour un procédé de mise en œuvre similaire, [BRÜCKNER\_07] avait obtenu un taux de travail très faible (augmentation de résistance de la poutre béton armé de seulement 1,3 %).

### III.7 CONCLUSIONS

Cette partie a permis de juger de l'efficacité de solutions de réparation et de renforcement à base de TRC et de les positionner par rapport à celles plus traditionnelles tels que les CFRP.

Il en ressort que cette solution est technologiquement faisable y compris dans le cas d'une mise en œuvre *in situ* par moulage au contact à même la poutre. Les performances tant au niveau ultime (capacité portante et mode de rupture) qu'en service (niveau de rigidité) sont comparables à la solution carbone. De plus, la plastification de l'armature transversale a été observée systématiquement dans le cas de la solution TRC contrairement au cas de la solution CFRP. Un critère cinématique lié à la rigidité axiale du composite traduisant une incompatibilité de déformation entre le support béton et le renfort est avancé comme explication de ce constat.

En termes d'ouverture de fissure, bien que l'impact reste très dérisoire à des niveaux de chargement modérés dans le cas de configuration par bandes, il est très sensible dès l'atteinte de la charge d'endommagement. Dans le cas de la configuration continue l'influence se révèle à la fois plus sensible et beaucoup plus précoce.

Enfin, on retiendra que l'ampleur de l'ouverture verticale de fissure est souvent prédominante même si l'ouverture oblique peut lui être comparable, ce qui peut contribuer à justifier la considération, en première approche, le comportement du TRC dans la seule direction du renfort textile

Aussi, la mobilisation du principe de superposition des contributions du béton de l'acier et du renfort TRC dans la reprise de l'effort tranchant sollicitant a montré que le niveau de déformation du renfort TRC demeurait constant après l'atteinte d'un seuil qui pouvait avoisiner les 60 %.

L'examen minutieux des mécanismes d'endommagement du TRC à l'échelle locale, par la mise à profit de la mesure de champs de déplacement, a permis de mettre en avant un comportement différencié selon la nature de l'interface. Un comportement de type *pull-out* associé à une interface rigide et un comportement s'apparentant à celui de traction directe dans le cas d'une interface plus souple. Néanmoins, il importe de souligner qu'en dépit du caractère fissurant du TRC aucune incidence notable n'est constatée sur le comportement post-pic ce qui est de nature à interroger sur l'opportunité d'employer des renforts avec une phase 2 de fissuration plus étendue et plus marquée que celle utilisée dans cette thèse.

L'étude du modèle treillis dans le cadre de la prévision de la capacité portante ultime semble aller dans le sens de la pertinence de ce modèle. Toutefois, il est indéniable que la validation de ce modèle nécessite à la fois un ancrage expérimental plus conséquent et une extension des paramètres examinés de sorte à l'affiner pour permettre une valorisation optimisée des TRC.

Enfin, un taux de travail variant entre 39 et 61 % (en fonction du mode de rupture et de la résistance du béton de la poutre) a été calculé pour le TRC-ISRS d'une épaisseur de 5 mm mise en œuvre par moulage au contact *in situ*. Ce résultat est jugé très encourageant en vue des enjeux technologiques inhérents à ce mode de mise en œuvre.

# **SYNTHÈSE – CONCLUSIONS**



Cette étude visait le développement, la valorisation et l'étude multi-échelle des matériaux composites TRC dans le cadre d'applications structurelles en considérant une approche multi-échelle. Dans cette optique les principaux résultats obtenus sont synthétisés comme suit :

### **Étude bibliographique : matériaux composites textile-mortier**

La revue bibliographique a mis en évidence l'intérêt de la communauté scientifique pour les composites textile-mortier (TRC) et donc sa crédibilité en termes performantiels (résistance en traction pouvant atteindre des dizaines de MPa, couplée à de faibles ouvertures de fissures en service de l'ordre du dixième de millimètre). Les études recensées, aussi riches soient elles, restent insuffisantes à saisir finement l'ensemble des mécanismes en cours dans le cas du comportement multifissurant identifié, et appellent incontestablement l'enrichissement de la base de données, condition sine qua non à une meilleure compréhension du composite dont l'essor est incontestable depuis plus d'une décennie.

La littérature a clairement mis en lumière l'importance de considérer une approche multi-échelle pour appréhender le comportement non-linéaire du composite. Ce dernier étant prioritairement gouverné par l'interaction textile-mortier à différentes échelles ce qui renvoie à des mécanismes d'adhérence différenciés selon la présence ou non de produit d'imprégnation dont il a été montré qu'il constituait un levier de choix pour moduler les performances du TRC.

Les constats expérimentaux, s'appuyant sur des mesures de microscopie à balayage électronique (MEB), distinguent, en l'absence de produit d'imprégnation, des filaments extérieurs au contact de la matrice, des filaments intérieurs qui en sont l'abri et enfin des filaments intermédiaires dont l'imprégnation n'est pas uniforme. A contrario, l'adjonction d'un produit d'imprégnation efficace est de nature à homogénéiser l'imprégnation ce qui se traduit par des ruptures fragiles qui tranchent avec celles plus ductiles, dites « télescopiques » qui se produisent lorsque l'imprégnation du textile est très hétérogène. C'est essentiellement 2 mécanismes à l'échelle micro et mésoscopique, qui sont à l'origine de ces modes des non-linéarités de comportement et qui expliquent les modes de rupture observés. De manière schématique, il s'agit d'une part de l'adhérence filaments extérieurs-matrice plutôt uniforme et de type adhésive et d'autre part, l'adhérence filament-filament discontinue, hétérogène et principalement frictionnelle.

Pour autant, d'autres facteurs, à caractères technologiques, affectant le comportement du composite textile-mortier, ont été identifiés, le moindre d'entre eux n'étant pas le procédé de mise en œuvre. Ce dernier se décline

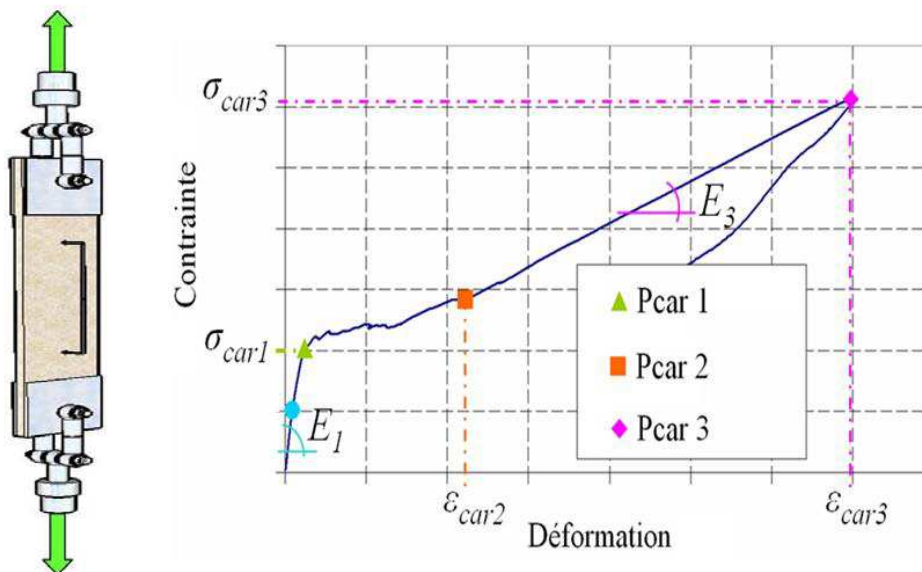
sous plusieurs configurations dont le niveau de sophistication et de technicité, bien que utiles en termes de gains performantiels, peuvent se révéler handicapant au développement des TRC. C'est donc logiquement que la mise en œuvre par moulage au contact, largement éprouvée, sera privilégiée dans la suite de ces travaux.

De plus, si des procédures d'essais de caractérisation, notamment en traction directe, sollicitation a priori privilégiée dans le cas des applications visées, existent, elles ne sont pas encore consensuelles ou normalisées tout en demeurant malgré tout perfectibles. Il est évident que la valorisation des TRC ne peut faire l'économie de l'établissement de procédures à la fois simples de mise en œuvre, fiables et reproductibles. Dans cette optique il importe de concevoir de mettre en œuvre et de valider un essai de traction directe en s'appuyant sur les différents acquis mis en exergue.

Enfin, en accord avec l'objectif principal assigné à la présente thèse, il est primordial de conduire, compte tenu du nombre de paramètres affectant peu ou prou le comportement du TRC, une étude paramétrique assez ambitieuse permettant à la fois d'ajouter une pierre, aussi modeste soit elle, à l'édifice de la compréhension des TRC, et d'autre part, à l'optimisation d'un composite destiné à constituer un renfort extérieur « optimal » dans le cadre de la réparation de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant. À cet effet, l'adjonction d'un produit d'imprégnation semble tout à fait adaptée si l'on s'en tient à la recherche de performances ultimes. Notre choix, en adéquation avec notre volonté de favoriser l'emploi de TRC comme solution alternative, se portera de manière privilégiée sur des produits fruits d'un compromis entre les performances mécaniques et le surcoût économique engendré.

### **Développement d'une procédure d'essai en traction directe pour la caractérisation des composites textile-mortier**

Afin de répondre à l'exigence visant à affiner la compréhension des TRC tout en valorisant leur emploi notamment vis-à-vis d'applications privilégiant la mise en tension du composite, une procédure d'essai de caractérisation en traction directe a été conçue et mise en œuvre en s'appuyant sur une large base expérimentale. Elle vise tous les types de composites textile-mortier et s'appuie sur une analyse critique des essais recensés au cours de l'étude bibliographique. En résulte un essai de traction, dont l'éprouvette de TRC rectangulaire est pourvue de talons d'aluminium collés par une résine époxy à ses extrémités. Une goupille traversant ces talons, elle-même sollicitée par l'intermédiaire de mors articulés permet de transmettre un effort de traction quasi-statique, quasiment pur et homogène à l'éprouvette. Cette dernière de dimensions (500\*100\*épaisseur) est instrumentée de manière à appréhender le comportement intrinsèque et représentatif du composite TRC exprimé en contrainte moyenne-déformation moyenne.



**Figure 281 :** Illustration de l'essai de traction directe  
**Figure 282 :** Six paramètres retenus pour la définition du comportement d'un composite textile-mortier en traction

La validité de cet essai a été évaluée sur la base de 5 critères jugés à la fois pertinents et suffisants: la pureté et l'homogénéité du champ de traction transmis à l'éprouvette, la représentativité de la zone et de l'effort mesurés, l'incidence des défauts de mise en œuvre et la reproductibilité de l'essai vis-à-vis du comportement contrainte-déformation moyen. Hormis la zone 1, a priori moins décisive dans l'optique d'un dimensionnement, l'ensemble des paramètres préalablement identifiés comme représentatifs du comportement global du composite TRC et associés à 3 phases ont été validés et la portée des défauts potentiels, même délibérément exagérés, jugée limitée, ce qui est de nature à valoriser les composites TRC.

L'enrichissement de la base de données expérimentales a permis de mieux appréhender le comportement des TRC en confortant ou nuanciant les acquis bibliographiques, grâce notamment à des mesures de champs par corrélation d'images. Ainsi, des pistes ont été précisées quant à l'articulation entre les mécanismes locaux de dégradation et leur traduction à l'échelle macroscopique en termes de rupture selon l'imprégnation ou non des fibres. En effet, une concentration de contrainte apparaît dans le renfort au niveau du talon de l'éprouvette imputable au comportement d'arrachement textile matrice. En fonction de l'amplitude de cette surcontrainte et de la dispersion de la résistance le long des fils, la rupture du composite peut apparaître au niveau de la fissure périphérique ou aléatoirement sur la hauteur de l'éprouvette. Toutefois, dans le cas de renforts textiles constitués de fils multifilaments, non préimprégnés, présentant une imprégnation inhomogène par la matrice, comme c'est généralement le cas dans cette thèse, cette concentration de contrainte est significativement amplifiée et conduit au

mode de rupture télescopique au niveau de la fissure périphérique. De plus, l'ouverture des fissures périphériques étant significative, un glissement conséquent est subi par les filaments extérieurs dans cette zone (dû à une éventuelle rupture d'adhérence). De par l'aspect irrégulier et abrasif de la matrice, ces filaments sont susceptibles d'être significativement endommagés au cours de ce glissement et ainsi, de rompre pour un niveau de contrainte nettement inférieur à leur résistance. Ce qui constitue un second facteur participant au mécanisme de localisation de la rupture.

Aussi, l'influence sur le comportement global d'un certain nombre de paramètres a été discutée, mettant en avant les leviers principaux qu'il était possible de moduler pour optimiser le TRC en vue de son emploi dans le cadre de la réparation de poutres en béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant.

L'étude de l'impact de produits d'imprégnation sur le comportement des TRC, notamment au moyen de microscopie à balayage électronique MEB, a clairement mis en évidence des mécanismes différenciés de transfert d'efforts (à caractère chimique ou liés au nombre de filaments imprégnés) et souligné l'importance du temps de maturation dans le choix du produit au même titre que l'incidence sur les propriétés rhéologiques du mortier. À cet effet, le LATEX associé à une période de maturation de 45 jours constitue la solution retenue pour la suite de la thèse.

Sans être considérables des différences significatives de comportement ont été mises en lumière suivant la nature du mortier employé y compris sur le comportement ultime du composite. Ainsi, un mortier couplant des propriétés mécaniques et rhéologiques optimisées et compatibles avec les exigences d'une mise en œuvre *in situ* a été mis au point (en partenariat avec un industriel).

L'amélioration des performances ultimes constatées lors de l'emploi du débulleur dans le cadre du moulage au contact justifie son utilisation dans la suite de ce rapport. Dans la même veine ce sont des considérations liées à la durabilité qui légitiment, en tout cas en première approche, l'emploi de fibres de verre AR.

Enfin, afin d'ouvrir le champ au développement de modèles de dimensionnement aux états limites de service (ELS) nécessaires en vue d'assurer la pérennité des TRC, un modèle analytique issu de la littérature a été légèrement adapté, par la prise en considération d'un taux de travail du renfort lié à l'hétérogénéité d'imprégnation du renfort textile par la matrice, et validé. Il permet de déterminer simplement l'évolution du schéma de fissuration moyen tout au long du chargement des TRC en fonction du comportement contrainte-déformation obtenu par l'essai de traction directe et de la mesure (par l'intermédiaire d'un révélateur de fissure) du nombre de fissures à rupture. À terme, dans le cadre d'une approche semi-probabiliste de dimensionnement, le modèle devra permettre la détermination de valeurs caractéristiques pondérées (ELU, ELS) et de valeurs seuils en fonction des conditions d'environnement et de la durée de vie des ouvrages.

### **Application de TRC à la réparation et/ou renforcement de poutres béton armé vis-à-vis de l'effort tranchant**

Cette partie a permis de juger de l'efficacité de solutions de réparation et de renforcement à base de TRC et de les positionner par rapport à celles plus traditionnelles tels que les CFRP.

Il en ressort que cette solution est technologiquement faisable y compris dans le cas d'une mise en œuvre *in situ* par moulage au contact à même la poutre. Les performances tant au niveau ultime (capacité portante et mode de rupture) qu'en service (niveau de rigidité) sont comparables à la solution carbone. De plus, la plastification de l'armature transversale a été observée systématiquement dans le cas de la solution TRC contrairement au cas de la solution CFRP. Un critère cinématique lié à la rigidité axiale du composite traduisant une incompatibilité de déformation entre le support béton et le renfort est avancé comme explication de ce constat.

En termes d'ouverture de fissure, bien que l'impact reste très dérisoire à des niveaux de chargement modérés dans le cas de configuration par bandes, il est très sensible dès l'atteinte de la charge d'endommagement. Dans le cas de la configuration continue l'influence se révèle à la fois plus sensible et beaucoup plus précoce.

Enfin, on retiendra que l'ampleur de l'ouverture verticale de fissure est souvent prédominante même si l'ouverture oblique peut lui être comparable, ce qui peut contribuer à justifier la considération, en première approche, le comportement du TRC dans la seule direction du renfort textile

Aussi, la mobilisation du principe de superposition des contributions du béton de l'acier et du renfort TRC dans la reprise de l'effort tranchant sollicitant il a montré que le niveau de déformation du renfort TRC demeurait constant après l'atteinte d'un seuil qui pouvait avoisiner les 60 %. L'examen minutieux des mécanismes d'endommagement du TRC à l'échelle locale, par la mise à profit de la mesure de champs de déplacement, a permis de mettre en avant un comportement différencié selon la nature de l'interface. Un comportement de type *pull-out* associé à une interface rigide et un comportement s'apparentant à celui de traction directe dans le cas d'une interface plus souple. Néanmoins, il importe de souligner qu'en dépit du caractère fissurant du TRC aucune incidence notable n'est constatée sur le comportement post-pic ce qui est de nature à interroger sur l'opportunité d'employer des renforts avec une phase 2 de fissuration plus étendue et plus marquée que celle utilisée dans cette thèse.

L'étude du modèle treillis dans le cadre de la prévision de la capacité portante ultime semble aller dans le sens de la pertinence de ce modèle. Toutefois, il est indéniable que la validation de ce modèle nécessite à la fois un ancrage expérimental plus conséquent et une extension des paramètres

examinés de sorte à l'affiner pour permettre une valorisation optimisée des TRC.

Enfin, un taux de travail variant entre 39 et 61 % (en fonction du mode de rupture et de la résistance du béton de la poutre) a été calculé pour le TRC-ISRS d'une épaisseur de 5 mm mis en œuvre par moulage au contact *in situ*. Ce résultat est jugé très encourageant en vue des enjeux technologiques inhérents à ce mode de mise en œuvre.

### **Perspectives**

Si ce travail a permis d'apporter quelques éléments de réponse liés à la problématique de la valorisation des composites TRC dans le cadre de la réparation et/ou renforcement de poutres vis-à-vis de l'effort tranchant, bien des questions restent ouvertes et seraient de nature à constituer une suite logique de cette thèse.

On citera à cet effet, et de manière non exhaustive, les points saillants suivants :

- Extension des procédures expérimentales à la sollicitation de cisaillement permettant ainsi une prise en compte plus fine des mécanismes d'endommagement dans le cadre de la réparation vis-à-vis de l'effort tranchant.
- Consolidation des acquis expérimentaux par une modélisation numérique permettant d'identifier plus clairement le processus d'endommagement à l'échelle locale.
- Mise en place de procédure d'aide au dimensionnement intégrant les considérations d'États limites de Services par la prise en compte de seuils de fissuration limite compatibles avec les environnements d'exposition.
- Étude approfondie de la tenue au feu en vue de crédibiliser l'alternative TRC dans le domaine de la réparation et/ou renforcement de structures en béton armé.

# **RÉFÉRENCES BIBLIOGRAPHIQUES**

[ACI\_97] : BALAGURU, P.N. (CHAIRMAN) ET AL.; State-of-the-art report on ferrocement; *Reported by ACI Committee 549R-97, in manual of concrete practice*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan, 26 pages; 1997.

[ACI\_04] : Report on thin reinforced cementitious products; *Reported by ACI Committee 549.2R-04*, American Concrete Institute, Farmington Hills, Michigan; 2004.

[AFGC\_07] : Réparation et renforcement des structures en béton au moyen des matériaux composites; *Recommandations provisoires, documents scientifiques et techniques*; June 2007.

[AHN\_97] : AHN, B.K., CURTIN, W.A.; Strain and hysteresis by stochastic matrix cracking in ceramic matrix composites; *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, volume 45, N° 2; pp177-209; 1997.

[ALMEIDA\_07] : ALMEIDA, A. E. F. S., SICHIERI, E.P.; Experimental study on polymer-modified mortars with silica fume applied to fix porcelain tile; *Building and Environment*, volume 42; pp2645-2650; 2007.

[AMBROISE\_89] : AMBROISE, J., DEJEAN, J., FOUMBI, J., PERA, J.; Metakaoline blended cements improve GRC durability and ductility; *Construction and Building Materials*, volume 3; pp73-77; 1989.

[AVESTON\_71] : AVESTON, J., COOPER, G. KELLY, A.; Single and multiple fracture : the properties of fiber composites; *Proceedings National Physical Laboratory, IPC Science and Technology Press Ltd., Surrey, U.K.*; pp15-26; 1971.

[BABUT\_78] : BABUT, R., BRANDT, A.M.; The method of testing and analysing of steel fibre reinforced concrete element in flexure; *Proceeding of the RILEM symposium on Testing and Test Methods of Fibre Cement Composites*; 1978.

[BADANOIU\_03] : BADANOIU, A., HOLMGREN, J.; Cementitious composites reinforced with continuous carbon fibres for strengthening of concrete structures; *Cement and Concrete Composites*, Volume 25, N° 3; pp387-394; April 2003.

[BANHOLZER\_01] : BANHOLZER, B., BRAMESHUBER, W.; Eine methode zur beschreibung des verbundes zwischen faser und zementgebundener matrix (A method to describe the bond between filament and cementitious matrix.); *Beton- und Stahlbetonbau*, N° 96, 2001 (in german); pp663-669; 2001.

[BANHOLZER\_04] : BANHOLZER, B.; Bond behaviour of a multi-filament yarn embedded in a cementitious matrix; *Philosophy doctoral thesis, Schriftenreihe Aachener Beiträge zur Bauforschung, Institut für Bauforschung der RWTH Aachen*, Nr. 12; 2004.

[BENTUR\_90] : BENTUR, A., MINDESS, S.; Fibre reinforced cementitious composites; *Elsevier Science Publishers ltd, London*; 1990.



[BERREUR\_02] : BERREUR, L., DE MAILLARD, B., NÖSPERG, S.; L'industrie française des matériaux composites; *Ministère de l'économie des finances et de l'industrie, étude réalisée par NODAL CONSULTANTS*; May 14, 2002.

[BIRYUKOVICH\_65] : BIRYUKOVICH, K. L., YU, D. L.; Glass fiber reinforced cement; *translated by G. L. Cairns, CERA Translation, N° 12, Civil Engineering Research Association, London*; pp41; 1965.

[BOUSSELHAM\_06] : BOUSSELHAM, A., CHALLAL, O.; Effect of transverse steel and shear span on the performance of RC beams strengthened in shear with CFRP; *Composites Part B: Engineering, volume 37*; pp37-46; 2006.

[BOUSSELHAM\_08] : BOUSSELHAM, A., CHALLAL, O.; Mechanisms of shear resistance of concrete beams strengthened in shear with externally bonded FRP; *Journal of Composites for Construction, 10.1061/(ASCE)1090-0268(2008)12:5(499)*; October 2008.

[BRAMESHUBER\_01] : BRAMESHUBER, W., BANHOLZER, B.; Determination of area and Perimeter of Glass Multifilament Yarns Embedded in a Cementitious matrix; *Proceedings of the 5th international Conference on filament-Reinforced Plastics for Reinforced Concrete Structures, Cambridge, (Burgoyne, C.J. (Ed.)), Volume 2, London: Thomas Telford*; pp1027-1031; July 16-18, 2001.

[BRAMESHUBER\_01A] : BRAMESHUBER, W., BROCKMANN, T.; Development and Optimization of Cementitious Matrices for Textile Reinforced Elements; *Proceedings of the 12th International Congress of the International Glassfibre Reinforced Concrete Association, Dublin*; pp237-249; May 14-16, 2001.

[BRAMESHUBER\_01B] : BRAMESHUBER, W., BROCKMANN, T.; Calcium Aluminate Cement as Binder for Textile Reinforced Concrete; *Calcium Aluminate Cements 2001, Proceedings of the International Conference held at Heriot-Watt University Edinburgh*; pp659-666; July 16-19, 2001.

[BRAMESHUBER\_03] : BRAMESHUBER, W., BANHOLZER, B.; Bond characteristics of filaments embedded in fine concrete; *Textile Reinforced Structures, Proceedings of the 2nd colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2)*; pp63\_67; 2003.

[BRANDT\_86] : BRANDT, A.M., MARSHALL, I.H.; Brittle matrix composites 1; *Elsevier Science, London*; 1986.

[BRANDT\_91] : BRANDT, A.M., GLINICKI, M.A.; Flexural behaviour of concrete element reinforced with carbon fibres; *Pre-proceedings International Workshop on High Performance Fiber Reinforced Cement Concrete, Germany*; 1991.

[BROCKMANN\_01] : BROCKMANN, T.; Anforderungen und Eigenschaften zementgebundener Feinbetone (Requirements on and properties of mineral based fine grained concrete matrices); *Aachen : Lehrstuhl und Institut für Massivbau, 2001.- In: Textilbeton. 1. Fachkolloquium der Sonderforschungsbereiche 528 und 532; pp82-98; February 15-16, 2001.*

[BROCKMANN\_05] : BROCKMANN, T., BRAMESHUBER, W.; Matrix development for the production technology of textile reinforced concrete (trc) structural elements; *Composites in Constructions, the Third International Conference, Universite Lyon I, Laboratoire Mecanique Materiaux et Structures, Lyon, France, volume 2; pp1165-1172; July 11-13, 2005.*

[BRÜCKNER\_06] : BRÜCKNER, A., ORTLEPP, R., CURBACH, M.; Textile reinforced concrete for strengthening in bending and shear; *Materials and structures, volume 39, N° 8; pp741-748; 2006.*

[BRÜCKNER\_07] : BRÜCKNER, A., ORTLEPP, R., CURBACH, M.; Anchoring of shear strengthening for T-beams made of textile reinforced concrete (TRC); *Materials and Structures (2008), volume 41, DOI 10.1617/s11527-007-9254-9; pp407-418; 2007.*

[BUDIANSKY\_86] : BUDIANSKY, B., HUTCHINSON, J.W., EVANS, A.G.; Matrix fracture in fiber-reinforced ceramics; *Journal of the mechanics and physics of solids, volume 34, N° 2; pp167-189; 1986.*

[BUYUKOZTURK\_04] : BUYUKOZTURK, O., GUNES, O., KARACA, E.; Progress on understanding debonding problems in reinforced concrete and steel members strengthened using FRP composites; *Construction and Building Materials, volume 18; pp9-19; 2004.*

[CAU\_09] : CAU, C., COURTOIS, S., PEYSSON, S., AMBROISE, J., PÉRA, J.; Calcium sulfoaluminate cement blended with OPC : A potential binder to encapsulate low-level radioactive slurries of complex chemistry; *Cement and Concrete Research, volume 39; pp740-747; 2009.*

[CHANVILLARD\_00] : CHANVILLARD, G.; Characterisation of fibre reinforced concrete mechanical properties: a review; *Proceedings of the Fifth International RILEM Symposium on Fibre Reinforced Concretes (FRC), Lyon, France; pp29-50; September 2000.*

[CHERUBIN-GRILLO\_01] : CHERUBIN-GRILLO, D.; Caractérisation et modélisation du comportement mécanique d'une plaque ondulée en composites ciment/verre; *Ph.D. thesis, Université Blaise Pascal - Clermont II; 2001.*

[COLALILLO\_11] : COLALILLO, M. A., SHEIKH, S. A.; Seismic retrofit of shear-critical reinforced concrete beams using CFRP; *Construction and building materials, doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.12.065; 2011.*

[CONTAMINE\_11] : R., CONTAMINE , A., SI LARBI, N. Q., THAN, P., HAMELIN; Numerical modeling of reinforced concrete beams under shear stress with and without external textile-reinforced concrete reinforcement; *Journal of Reinforced Plastics and Composites.*, online, doi: 10.1177/0731684411420189; 2011.

[CROSTON\_06] : CROSTON, T.; Étude expérimentale du comportement d'une poutre en béton armé en flexion 3 points réparée par matériaux composites (approche probabiliste); *Philosophy doctoral thesis, Ecole nationale supérieure d'arts et métiers, Centre de Bordeaux, N° d'ordre : 2006-17; July 20, 2006.*

[CURTIN\_91] : CURTIN, W.A.; Theory of mechanical properties of ceramic-matrix composites.; *Journal of the American Ceramic Society, volume 74; pp2837-2845; 1991.*

[CURTIN\_95] : CURTIN, W.A., ZHOU, S.J.; Influence of processing damage on performance of fiber-reinforced composites; *Journal of the mechanics and physics of solids, volume 43, N° 3; pp343-363; 1995.*

[CURTIN\_98] : CURTIN, W.A., AHN, B. K., TAKEDA, N.; Modeling brittle and tough stress-strain behavior in unidirectional ceramic matrix composites; *Acta Materialia, Volume 46, N° 10; pp3409-3420; June 12, 1998.*

[CUYPERS\_01] : CUYPERS, H.; Analysis and Design of Sandwich Panels with Brittle Matrix Composite Faces for Building Applications; *Philosophy doctoral thesis, Vrije Universiteit Brussel (VUB); November 2001.*

[CUYPERS\_05] : CUYPERS, H., WASTIELS, J.; Stochastic matrix-cracking model for textile reinforced cementitious composites under tensile loading; *Materials and structures, volume 39, N° 8; pp777-786; 2005.*

[CUYPERS\_06] : CUYPERS, H., WASTIELS, J., VAN ITTERBEECK, P., DE BOLSTER, E., ORLOWSKY, J., RAUPACH, M.; Durability of glass fibre reinforced composites experimental methods and results; *Composites: Part A, Volume 37; pp207-215; 2006.*

[DEGALLAIX\_07] : DEGALLAIX, S., ILSCHNIER, B.; Caractérisation expérimentale des matériaux : propriétés physiques, thermiques et mécaniques; *Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, ISBN 2-88074-567-7; 2007.*

[DEROMBISE\_09] : DEROMBISE, G., VOUYOVITCH VAN SCHOORS, L., DAVIES, P.; Degradation of Technora aramid fibres in alkaline and neutral environments; *Polymer Degradation and Stability, Volume 94, N° 10; pp1615-1620; October 2009.*

[DILTHEY\_06] : DILTHEY, U., SCHLESER, M., MÖLLER, M., WEICHOLD, O.; Applications of polymers in textile reinforced concrete - From the interface to construction elements; *Proceedings of the 1st international RILEM conference on textile reinforced concrete, Aachen; pp55-65; September 6-7, 2006.*

[EL HAGE\_06] : EL HAGE, C.; Modélisation du comportement élastique endommageable de matériaux composites à renfort tridimensionnel; *Philosophy doctoral thesis, Université de technologie de Compiègne, France; October 27, 2006.*

[FALCONNET\_02] : FALCONNET, D., BOURBAN, P. E., PANDITA, S., MANSON, J. A. E., AND VERPOEST, I.; Fracture toughness of weft-knitted fabric composites; *Composites Part B: Engineering, Volume 33, N° 8; pp579-588; 2002.*

[GLINICKI\_94] : GLINICKI, M.A., VAUTRIN, A., SOUKATCHOFF, P., & FRANCOIS-BRAZIER, J.; Plate impact testing method for GRC composites; *Cement and Concrete Composites, Volume 16; pp241-251; 1994.*

[GOLDFEIN\_63] : GOLDFEIN, S.; Plastic fibrous reinforcement for portland cement; *Technical Report N° 1757-TR, U.S. Army Research and Development Laboratories, Fort Belvoir; pp1-16; October 1963.*

[GRANDHAIE\_93] : GRANDHAIE, F.; Le béton de fibres métalliques amorphes comme nouveau matériau de réparation; *Ph.D. thesis, Université Paul Sabatier de Toulouse; 1993.*

[HAMELIN\_02] : HAMELIN, P.; Renforcement des ouvrages d'art par matériaux composites; *Technique de l'Ingénieur AM 5 615; 2002.*

[HAMELIN\_07] : HAMELIN, P.; Etat de l'art sur l'utilisation des matériaux composites en génie civil et bilan des principaux freins à leur développement; *16ème Conférence Technique du Chapter Français SAMPE, Toulon, France; 2007.*

[HARTIG\_10] : HARTIG, J., JESSE, F., HÄUBLER-COMBE, U.; Evaluation of experimental setups for determining the tensile strength of textile reinforced concrete; *2nd ICTRC - Textile Reinforced Concrete: Proceedings of the International RILEM Conference on Material Science (MatSci), Volume 1; pp117-127; September 6-8, 2010.*

[HASSAN\_07] : HASSAN DIRAR, S., MORLEY, C., LEES, J; Effect of effective depth and longitudinal steel ratio on the behaviour of precracked reinforced concrete T-beams strengthened in shear with CFRP fabrics; *FRPRCS-8, University of Patras 2007; pp220; July 16-18, 2007.*

[HÄUBLER-COMBE\_07] : HÄUBLER-COMBE, U., HARTIG, J.; Bond and failure mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) under uniaxial tensile loading; *Cement and concrete composites, volume 29, N° 4; pp279-289; April 2007.*

[HEGGER\_98] : HEGGER, J., DÖINGHAUS, P., WILL, N.; Textilbeton – Tragverhalten und verbundeigenschaften. (Textile reinforced concrete – Load bearing behaviour and bond properties.); *Sachstandbericht zum Einsatz von Textilien im Massivbau”, Deutscher Ausschuss für Stahlbeton (DAfStb), Heft 488, Beuth Verlag; pp81- 90; 1998.*

[HEGGER\_04] : HEGGER, J., VOSS, S.; Textile reinforced concrete under biaxial loading; *6th Rilem Symposium on Fibre Reinforced Concrete (FRC), BEFIB 2004, Varenna (Italy); pp1463-1472; September 20-22, 2004.*

[HEGGER\_05] : HEGGER, J., VOSS, S.; Textile reinforced concrete - Bearing behaviour, design, application; *Composites in Construction - Third International Conference, Lyon, France; pp1139-1146; July 11-13, 2005.*

[HEGGER\_05A] : HEGGER, J., VOSS, S.; AR-glass and carbon fibers for textile reinforced concrete - A comparison of efficiency; *Spring - Concrete Soars, Spans and Supports, ACI-Convention, New York; 2005.*

[HEGGER\_05B] : HEGGER, J., WILL, N., BRUCKERMANN, O., VOSS, S.; Load bearing behaviour and simulation of textile reinforced concrete; *Materials and Structures, volume 39, N° 8, DOI: 10.1617/s11527-005-9039-y; pp765-776; 2005.*

[HEGGER\_08] : HEGGER, J., VOSS, S.; Investigations on the bearing behaviour and application potential of textile reinforced concrete; *Engineering structures, volume 30, N° 7; pp2050-2056; July 2008.*

[HOJCZYK\_10] : HOJCZYK, M., WEICHOLD, O., GLOWANIA, M., GRIES, T.; Cement-in-polymer dispersions as coating for glass rovings and textiles; *2nd ICTRC - Textile Reinforced Concrete: Proceedings of the International RILEM Conference on Material Science (MatSci), Volume 1; pp79-89; September 6-8, 2010.*

[HUI\_95] : HUI, C.Y., PHOENIX, S.L., IBNABDELJALIL, M., SMITH, R.L.; An exact closed form solution for fragmentation of Weibull fibers in a single filament composite with applications to fiber-reinforced ceramics; *Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Volume 43, N° 10; pp1551-1585; October 1995.*

[IBRAHIM\_97] : IBRAHIM, M.H.; Elaboration de matériaux composites modèles unifilamentaires à fibres longues SiC et matrice silice sol-gel et caractérisation micromécanique de l'interface; *Philosophy doctoral thesis, Ecole Doctorale Matériaux de Lyon; 1997.*

[JAMES\_09] : JAMES, O.; Construire avec les composites; *L'usine nouvelle N° 3141, Technologies et innovations; April 2, 2009.*

[JAYAPRAKASH\_07] : JAYAPRAKASH, J., ABDUL SAMAD, A., ABBASVOCH, A., ABANG, A.; Externally bonded bi-directional CFRP shear reinforcement for reinforcement for reinforced concrete T-beams with steel reinforcement; *FRPRCS-8, CD-ROM Proceedings of the 8th international symposium on fiber-reinforced polymer reinforcement for concrete structures, University of Patras, Greece; pp232-233; 2007.*

[JESSE\_05] : JESSE, F.; Tragverhalten von filamentgarnen in zementgebundener matrix; *Philosophy doctoral thesis, Technische Universität Dresden – urn:nbn:de:swb:14-1122970324369-39398; 2005.*

[JESSE\_05A] : JESSE, F., WILL, N., CURBACH, M., HEGGER, J.; Load bearing behaviour of textile reinforced concrete; *Dubey, A. (Ed.): Textile Reinforced Concrete, ACI Special Publication (SP)- in review; 2005.*

[KEIL\_07] : KEIL, A., RAUPACH, M.; Improvement of the load-bearing capacity of textile reinforced concrete by the use of polymers; *12<sup>th</sup> International Congress on Polymer in Concrete, Chuncheon, Korea; September 27-28, 2007.*

[KEIL\_08] : KEIL, A., CUYPERS, H., RAUPACH, M., WASTIELS, J.; Study of the bond in textile reinforced concrete: influence of matrix and interface modification; *CCC 2008 - Challenges for Civil Construction Torres Marques et al., FEUP, Porto; 2008.*

[KOECKRITZ\_05] : KOECKRITZ, U., OFFERMANN, P., JESSE, F., CURBACH, M.; Influence of textile manufacturing technology on load bearing behaviour of textile reinforced concrete; *Proceedings of the 13th International Techtexil-Symposium, Frankfurt/Main - CD-ROM, Paper N° 2.4; June 6-9, 2005.*

[KRENCHHEL\_85] : KRENCHHEL, H., AND SHAH, S.; Applications of polypropylene fibers in Scandinavia; *Concrete International; March 1985.*

[KRÜGER\_01] : KRÜGER, M., REINHARDT, H.-W.; Prestressed textile reinforced cement composites; *Frankfurt, Messe, Internationales Techtexil-Symposium für technische Textilien, Vliesstoffe und textilmarmierte Werkstoffe, Frankfurt, 23, Vortrag 338; April 23-24, 2001.*

[KRÜGER\_02] : KRÜGER, M., XU, S., REINHARDT, H. W., OŽBOLT, J.; Experimental and numerical studies on bond properties between high performance fine grain concrete and carbon textile using pull out tests; *Beiträge aus der Befestigungstechnik und dem Stahlbetonbau (Festschrift zum 60. Geburtstag von Prof. Dr.-Ing. R. Eligehausen), Stuttgart; pp151-164; 2002.*

[KRÜGER\_03] : KRÜGER, M., OZBOLT, J., REINHARDT, H. W.; A new 3D discrete bond model to study the influence of bond on the structural performance of thin reinforced and prestressed concrete plates; *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC4), RILEM; pp49-63; 2003.*

[KRÜGER\_04] : KRÜGER, M.; Vorgespannter textilbewehrter beton (Prestressed textile reinforced concrete); *Philosophy doctoral thesis, Stuttgart, Universität Stuttgart, Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, Diss.; 2004.*

[LIMA\_07] : LIMA, J.L.T., BARROS, J.A.O.; Design models for shear strengthening of reinforced concrete beams with externally bonded FRP composite: a statistical versus reliability approach ; *FRPRCS-8, University of Patras 2007; pp 208; July 16-18; 2007.*

[LITWIN\_99] : LITWIN, R., HEGGER, J., CHUDOBA, R., KÖNKE, C.; Simulation of textile-reinforced concrete using transition constraints; *Proceedings of the European Conference on Computational Mechanics, (ECCM), München; 1999.*

[LUYCKX\_99] : LUYCKX, J.; Composites à fibres de carbone dans le Génie Civil; *Technique de l'Ingénieur AM 5 620; 1999.*

[MAJUMDAR\_76] : MAJUMDAR, A. J.; Properties of fiber cement composites; *Proceedings, RILEM Symp., London, Construction Press, Lancaster; pp279-314; 1976.*

[MASHIMA\_90] : MASHIMA, M., HANNANT, D. J., KEER, J. G.; Tensile properties of polypropylene reinforced cement with different fiber orientations; *ACI Journal, volume 87, N° 2; pp172- 178; 1990.*

[MATRAY\_90] : MATRAY, P.; Contribution à l'étude des ciments magnésiens et à leur valorisation comme matrice de matériaux composites renforcés par fibres de verre; *Ph.D. thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, INSA Lyon; 1990.*

[MATRAY\_91] : MATRAY, P., HAMELIN, P.; Etude de l'influence du rapport MgO/Sol sur les propriétés des liants magnésiens; *Materials and Structures, RILEM publications, volume 24; pp106-114; 1991.*

[MATRAY\_91A] : MATRAY, P., HAMELIN, P.; Mise en évidence du rôle fluidifiant du triaminopropyltrithoxysilane sur les mortiers de ciments magnésiens; *Materials and Structures, RILEM publications, volume 25; pp34-41; 1991.*

[MENZEL\_97] : MENZEL, K., MASCHINRNFABRIK GMBH & CO; Vorrichtung zum tranken einer textilen warenbahn; *Patent DE 90 18 167 U; September 18, 1997.*

[MOBASHER\_05] : MOBASHER, B., PELED, A., PAHALIJANI, J.; Distributed cracking and stiffness degradation in fabric-cement composites; *Journal of Materials and Structures*, volume 39, N° 3, DOI: 10.1007/s11527-005-9005-8; pp317-331; May 6, 2005.

[MOHAMADOU\_94] : MOHAMADOU, B.; Contribution à la caractérisation mécaniques de composites à base de ciment renforcé par bre de verre; *Ph.D. thesis, Université Claude Bernard Lyon I*; 1994.

[MOLTER\_01] : MOLTER, M.; Bruchtragverhalten textilbewehrter Biegekörper. (Load-bearing capacity and serviceability of textile reinforced bending beams.); *Proceedings of First Colloquium on Special Research Areas 528 and 532, Aachen University*; pp205- 219; 2001.

[MOLTER\_05] : MOLTER, M.; Load-bearing behaviour of textile reinforced concrete; *Philosophy doctoral thesis, RWTH Aachen University*; 2005.

[MONFORE\_68] : MONFORE, G. E.; A review of fiber reinforced portland cement paste, mortar, and concrete; *Journal. Research and Development Laboratories, Portland Cement Association, volume 10, N°3*; pp36-42; September 1968.

[MONFORTS\_94] : MONFORTS, A., GMBH & CO.; Unterflotten-Quetschwerk einer foulard imprägnieranlage; *Patent DE 42 26 170 A1*; February 2, 1994.

[NAAMAN\_82] : NAAMAN, A.E., SHAH. S., THRONE, J.; Some developments in polypropylene fibers for concrete; *SP-81, American Concrete Institute, Detroit*; pp375-396; 1982.

[NAAMAN\_88] : NAAMAN, A.E.; *ACI Structural Journal, volume 85, N°3*; pp325-351; 1988.

[NAAMAN\_99] : NAAMAN, A.E.; Ferrocement and laminated cementitious composites; *Techno Press*; pp3000; 1999.

[NAAMAN\_00] : NAAMAN, A.E.; Ferrocement and laminated cementitious composites; *Techno Press 3000, Ann Arbor, Michigan, USA ISBN0-9674939-0-0, 370 pages*; 2000.

[NAAMAN\_05] : NAAMAN, A.E.; Thin cement composites : performance comparison between steel and textile reinforcements; *Composites in Construction - Third International Conference, Lyon, France*; pp1155-1164; July 11-13, 2005.

[NAAMAN\_06] : NAAMAN, A.E.; Ferrocement: Four decades of progress; *Journal of ferrocement, volume 30, N°1*; pp741-756; January 2006.



[NAAMAN\_10] : NAAMAN, A.E.; Textile reinforced cement composites : competitive status and research directions; *2nd ICTRC - Textile Reinforced Concrete: Proceedings of the International RILEM Conference on Material Science (MatSci), Volume 1; pp3-22; September 6-8, 2010.*

[NICOT\_08] : NICOT, P.; Interactions mortier-support : éléments déterminants des performances et de l'adhérence d'un mortier; *Thèse de doctorat, Université de Toulouse, France; 7 octobre 2008.*

[OHNO\_94] : OHNO, S., HANNANT, D. J.; Modelling the stress-strain response of continuous fibre reinforced cement composites; *ACI Materials Journal, volume 91, N° 3; pp306-312; 1994.*

[ORIOLE\_95] : ORIOLE, M.; Etude de la réaction pouzzolanique ciment-métakaolin par traitement micro-ondes. Application à l'élaboration de composites ciment-fibres; *Thèse de doctorat, Institut national des sciences appliquées de Lyon, Villeurbanne, France; 1995.*

[ORLOWSKY\_05] : ORLOWSKY J.; Zur dauerhaftigkeit von AR – Glasbewehrung in Textilbeton.; *Philosophy doctoral thesis, RWTH-Aachen, Germany; 2005.*

[PACHOW\_04] : PACHOW, U., LIND, D.; Glasfaserbeton/textilbewehrter beton – Grundlagen, verfahren und anwendungen (Textile reinforced concrete – Basics, methods, applications); *BFT 01/2004; pp18-30; January 2004.*

[PAREEK\_86] : PAREEK, S.N., OHAMA, Y., DEMURA, K.; Adhesion of bonded mortar to polymer-cement paste coated mortar substrate; *Proceedings 18 Rilem international conference Interfaces in Cementitious Composite, édité par J. Maso; pp89-98; 1986.*

[PELED\_94] : PELED, A., BENTUR, A., YANKELEVSKY, D.; Woven fabric reinforcement of cement matrix; *Advanced Cement Based Materials Journal, Volume 1; pp216-223; 1994.*

[PELED\_98] : PELED, A., BENTUR, A.; Reinforcement of cementitious matrices by warp knitted fabrics; *Materials and Structures (RILEM) Journal, Volume 31; pp543-550; October 1998.*

[PELED\_98A] : PELED, A., BENTUR, A., YANKELEVSKY, D.; Effects of Woven Fabric Geometry on the Bonding Performance of Cementitious Composites; *Advanced Cement Based Materials, Volume 7, N° 1; pp20-27; January 1998.*

[PELED\_98B] : PELED, A., BENTUR, A., YANKELEVSKY, D.Z.; The nature of bonding between monofilament polyethylene yarns and cement matrices; *Cement and concrete composites, volume 20, N° 4; pp319-327; 1998.*

[PELED\_00] : PELED, A., BENTUR, A.; Geometrical characteristics and efficiency of textile fabrics for reinforcing cement composites; *Cement and Concrete Research*, Volume 30, N° 5; pp781-790; May 2000.

[PELED\_02] : PELED, A., BENTUR, A.; Fabric structure and its reinforcing efficiency in textile reinforced cement composites; *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Volume 34, N° 2; pp107-118; February 2003.

[PELED\_06] : PELED, A., SUEKI, S., MOBASHER, B.; Bonding in fabric-cement systems: Effects of fabrication methods; *Cement and concrete composites*, volume 36, N° 9; pp1661-1671; September 2006.

[PELED\_08] : PELED, A., COHEN, Z., PASDER, Y., ROYE, A., GRIES, T.; Influences of textile characteristics on the textile properties of warp knitted cement based composites; *Cement and concrete composites*, volume 30, N° 3; pp174-183; March 2008.

[PERA\_04] : PÉRA, J., AMBROISE, J.; New applications of Calcium Sulfoaluminate cement; *Cement and Concrete Research*, volume 34; pp67- 676; 2004.

[PROCTOR\_90] : PROCTOR, B. A.; A review of the theory of GRC; *Cement & Concrete Composites* 12, N° 1; pp53 - 61; 1990.

[PROMIS\_10] : PROMIS, G.; Composite fibres/matrice minérale : du matériau à la structure; *Philosophy doctoral thesis, Laboratoire de Génie Civil et l'Ingénierie Environnementale, INSA de Lyon et Université Claude Bernard Lyon 1*; 5 février 2010.

[PRYCE\_93] : PRYCE, A.W., SMITH, E.A.; Matrix cracking in unidirectional ceramic matrix composites under quasi-static and cyclic loading; *Acta Metallurgica et Materialia*, volume 41, N° 4; pp1269-1281; 1993.

[QUANTILL\_96] : QUANTILL, R.J, HOLLAWAY, L.C., THRONE, A.M.; Experimental and analytical investigation of FRP strengthened beam response: part I; *Magazine of Concrete research*, volume 177, N° 48; pp331-342; 1996.

[RAUPACH\_06] : RAUPACH, M., ORLOWSKY, J., BÜTTNER, T., DILTHEY, U., SCHLESER M.; Epoxy-impregnated textiles in concrete – Load bearing capacity and durability; *ICTRC'2006 - 1st International RILEM Conference on Textile Reinforced Concrete ; RILEM Publications SARL*; pp77-88; 2006.

[RICHTER\_05] : RICHTER, M.; Entwicklung mechanischer modelle zur analytischen beschreibung der materialeigenschaften von textilbewehrtem feinsteinbeton. (Development of mechanical models for analytical description of material properties on textile reinforced fine concrete.); *Philosophy doctoral thesis (in German), Berichte des Instituts für Mechanik und Flächentragwerke, Technische Universität Dresden*, No. 2; 2005.

[RILEM\_06] : Textile reinforced concrete - State-of-the-art report of Rilem tc 201-TRC; by W. Brameshuber ; ISBN: 2-912143-99-3 ; e-ISBN: 2351580001; 2006.

[ROCC+\_07] : Avis Technique 3/06-491 ; PROCEDE ROCC+® ; Titulaire : GTM Construction. 61, Avenue Jules Quentin. F-92003 NANTERRE CEDEX; 3 août 2007.

[ROMUALDI\_63] : ROMUALDI, J. P., BATSON, G. B.; Mechanics of Crack Arrest in Concrete; *Journal of the Engineering Mechanics Division, ASCE, volume 89, N° EM3; pp147-168; June 1963.*

[ROSSI\_00] : ROSSI, P.; Ultra-high performance fibre reinforced concretes (UHPRFC): an overview; *Proceedings of the Fifth International RILEM Symposium on Fibre Reinforced Concretes (FRC), Lyon, France; pp87-100; September 2000.*

[ROTH\_07] : ROTH, M. J.; Flexural and tensile properties of thin, very high-strength, fiber-reinforced concrete panels; *Thesis for the master of Science, Mississippi State University; December 2007.*

[SCHEFFLER\_09] : SCHEFFLER, C., GAO, S.L., PLONKA, R., MÄDER, E., HEMPEL, S., BUTLER, M., MECHTCHERINE, V.; Interphase modification of alkali-resistant glass fibres and carbon fibres for textile reinforced concrete II: Water adsorption and composite interphases; *Composites Science and Technology, Volume 69, N° 7-8; pp905-912; June 2009.*

[SEBASTIAN\_01] : SEBASTIAN W.M.; Significance of midspan debonding failure in frp-plated beams; *Journal of Structural Engineering, volume 127, N° 7; pp792-798; July 2001.*

[SELLEVOLD\_82] : SELLEVOLD, E. J., BAGER, D. H., KLITGAARD JENSEN, E., KNUDSEN, T; Silica Fume – Cement Pastes : Hydration and Pore Structure; *Trondheim : The Norwegian Institute of Technology, NTH. - In: Division of Building Materials, Report No. 82.610; pp19-50; 1982.*

[SETRA\_99] : Ouvrages d'art réhabilitation : un diagnostic plus sévère que prévu; *Le Moniteur; 1999.*

[SHARIF\_94] : SHARIF A., AL-SULAIMANI G.H., BASUNBUL I.A., GHALEB B.N; Strengthening of initially loaded reinforced concrete beams using FRP plates; *ACI structural journal.; pp160-168; March-April 1994.*

[SI LARBI\_10] : A., SI LARBI, R., CONTAMINE, E., FERRIER, P., HAMELIN; Shear strengthening of RC beams with textile reinforced concrete (TRC) plate; *Construction and Building Materials, Volume 24, N°10; pp1928-1936; October 2010.*

[SINGLA\_04] : SINGLA, N.; Experimental and theoretical study of fabric cement composites for retrofitting masonry structures; *Thesis for the master of Science, Arizona State University; 2004.*

[STEINIGEN\_03] : STEINIGEN, F., MÖLLER, B., GRAF, W., HOFFMANN, A.; RC structures with textile reinforcement and strengthening; *Computational Modeling of Concrete Structures, Proceedings of the Euro-C, Conference St. Johann im Pongau; pp759-768; 2003.*

[TOUCHAL\_96] : TOUCHAL, S., MORESTIN, F., BRUNET, M.; Mesure de champs de déplacements et de déformations par corrélation d'images numériques; *Actes du Colloque National Mécat'96; pp179-82; January 29 - February 1, 1996.*

[TRIANTAFILLOU\_06] : TRIANTAFILLOU, T.C., PAPANICOLAOU, C.G.; Shear strengthening of reinforced concrete members with textile reinforced mortar (TRM) jackets; *Materials and structures, volume 39, N° 1; pp93-103; 2006.*

[UP-TEX\_10] : Matériaux et textiles techniques : Journées régionales pour accélérer les partenariats d'affaires; *Symposium franco-qubécois 2010, UP-tex, Lille, Dossier de presse; November 24-26, 2010.*

[VAGAGGINI\_95] : VAGAGGINI, E., DOMERGUE, J.-M., EVANS, A. G.; Relationships between hysteresis measurements and the constituent properties of ceramic matrix composites, 1 : Theory; *Journal of the American Ceramic Society, volume 78; pp2709-2720; 1995.*

[WALK-LAUFFER\_03] : WALK-LAUFFER, B., ORLOWSKY, J., RAUPACH, M.; Verstärkung des inneren Roving-Verbundes im textilbewehrten Beton. (Increase of bond properties within the roving in textile reinforced concrete.); *Weimar: Bauhaus-Universität, 2003. - In: 15. Internationale Baustofftagung, Volume 2; pp281-290; September 24-27, 2003.*

[WASTIELS\_99] : WASTIELS, J.; Sandwich panels in construction with HPRCC-faces : new possibilities and adequate modelling; *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites, RILEM Publications; pp143-151; 1999.*

[WASTIELS\_08] : WASTIELS, J., REMY, O.; Contribution of VUB to deliverable 2.2 : Formulation of combining textile reinforcement and mineral matrix; *Textile architecture - Textile structures and buildings of the future, CONTEX-T; 2008.*

[WIDOM\_66] : WIDOM, B.; Random sequential addition of hard spheres to a volume; *Journal of Chemical Physics, volume 44; pp3888-3894; 1966.*

[ZHANG\_91] : ZHANG, M. H., GJØRV, O. E.; Effect of Silica Fume on Pore Structure and Chloride Diffusivity of Low Porosity Cement Pastes; *Cement and Concrete Research, Volume 21, N° 6; pp1006-1014; 1991.*

[ZHU\_94] : ZHU, H., WEITSMAN, Y.; The progression of failure mechanisms in unidirectionally reinforced ceramic composites; *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Volume 42; pp1601-1632; 1994

**Publications ou Conférences relatives au travail réalisé durant la période de l'allocation de recherche :**

**Articles dans des revues internationales avec comité de lecture (Rang A)**

---

SI LARBI, A., CONTAMINE, R., FERRIER, E., HAMELIN, P.; Shear strengthening of RC beams with textile reinforced concrete (TRC) plate; *Construction and Building Materials, Volume 24, N°10; pp1928-1936; October 2010.*

CONTAMINE, R., SI LARBI, A., HAMELIN, P.; Contribution to direct tensile testing of textile reinforced concrete (TRC) composites; *Materials Science and Engineering: 528; pp8589-8598; 2011.*

CONTAMINE, R., SI LARBI, A., THAN, N.Q., HAMELIN, P.; Numerical modeling of reinforced concrete beams under shear stress with and without external textile-reinforced concrete reinforcement; *Journal of Reinforced Plastics and Composites., online, doi: 10.1177/0731684411420189; 2011.*

**Communications avec actes, internationales (Rang B)**

---

CONTAMINE, R., SI LARBI, A., FERRIER, E., HAMELIN, P.; Experimental comparison of shear beam behavior strengthened with cement matrix composites and CFRP sheets; *9th International Symposium on Fiber Reinforced Polymer Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-9), Sydney, Australia; July 13-15, 2009.*

CONTAMINE, R., SI LARBI, A., FERRIER, E., HAMELIN, P.; Tensile identification of textile reinforcement concrete behaviour; *International Conference on Material Science and 64th RILEM Annual Week in Aachen, Germany; September 5-9, 2010.*

CONTAMINE, R., SI LARBI, A., FERRIER, E., HAMELIN, P.; Characterization and analytical modelling of tensile behaviour of textile reinforced concrete (TRC); *5th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2010), Beijing, China; September 27-29, 2010.*

SI LARBI, A., CONTAMINE, R., FERRIER, E., HAMELIN, P.; Flexural strengthening of reinforced concrete beams with textile reinforced concrete (TRC); *5th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2010), Beijing, China; September 27-29, 2010.*

SI LARBI, A., CONTAMINE, R., HAMELIN, P.; TRC and hybrid solutions for repairing and/or strengthening reinforced concrete beams; *Workshop on High-Performance Fiber Reinforced Cement Composites (HPFRCC 6), in Ann Arbor, Michigan, USA; June 19-22, 2011.*

**Communication avec acte, nationale (Rang B)**

---

HAMELIN, P., CONTAMINE, R., SI LARBI, A.; Les composites à matrice minérale et à renfort textiles : des matériaux de constructions au service de la construction durable; *Journées techniques GC'2011, thème : L'innovation dans le Génie Civil, au service de la construction durable, 22 et 23 mars 2011 à Cachan; 2011.*

# **ANNEXES**

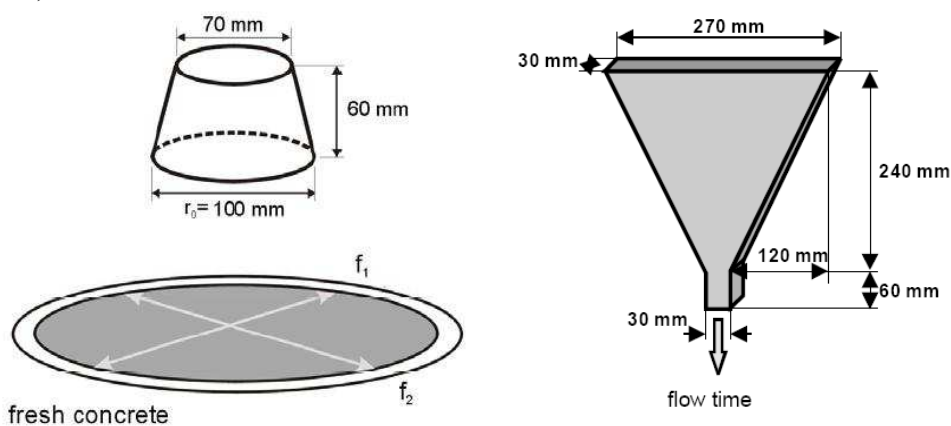


## ANNEXE A PROPRIÉTÉS DES MATRICES FRAICHES

Afin de définir les propriétés du mortier frais des matrices pour TRC, 4 paramètres sont principalement déterminés dans la bibliographie. Le ratio du volume d'air et la densité du mortier (DIN 18555-2 09.82), un critère d'ouvrabilité (DIN 18555-2 09.82) ainsi qu'un critère d'écoulement. Ces critères ayant principalement été définis par des chercheurs allemands, ils sont définis selon les normes allemandes (Deutsches Institut für Normung, DIN) régissant les mortiers.

Le critère d'ouvrabilité consiste à remplir, selon une procédure normalisée, un cône positionné sur une plaque de verre (figure 283-a) avec le mortier à caractériser, selon une procédure normalisée. Le cône est ensuite soulevé. On mesure alors l'augmentation de la largeur de la base du cône de mortier. Cet essai est donc très proche de l'essai d'étalement au cône d'Abrams pour béton auto-plaçant normalisé en France (NF EN 12350-8), mais à la différence de ce dernier, aucun choc ni aucune vibration ne sont apportés au mortier après démoulage. Le critère d'écoulement réside dans la mesure du temps nécessaire à l'écoulement du mortier à travers un moule en forme d'entonnoir préalablement rempli (figure 283-b).

Les mesures de l'ouvrabilité et de l'écoulement sont conduites à 10 min, puis 30 min après la fin du malaxage du mortier. Ces essais semblent définir de manière satisfaisante les propriétés des matrices fraîches pour des mortiers fluides à très plastiques. Ils conviennent ainsi aux matrices destinées à la mise en œuvre des TRC par préfabrication. En revanche ces essais, tout particulièrement l'essai d'écoulement, semblent peu adaptés pour caractériser des matrices hautement thixotropiques, de consistance plastique à ferme, couramment destinées au moulage au contact dans des conditions de travail « in situ » (face verticale, sous-face).



a) Ouvrabilité, dimensions du cône

b) Écoulement, géométrie de l'entonnoir

Figure 283 : Essai de normalisation des propriétés du mortier frais [BROCKMANN\_01]

## ANNEXE B            CORRÉLATION D'IMAGE

### ***B.1    PRINCIPE DE LA CORRÉLATION D'IMAGE***

Un motif aléatoire communément nommé mouchetis (figure 285) doit être positionné sur la face de l'éprouvette à corrélérer. Ce mouchetis est dans la plupart des cas obtenu grâce à la projection de « taches » de peinture par l'intermédiaire de 2 bombes de peintures : une noire et une blanche. La peinture doit être la plus rigide possible afin que le déplacement réel de la face de l'éprouvette soit mesuré par le logiciel et éviter ainsi que par exemple la couche de peinture ne masque la formation de microfissures.

La mesure de champ par corrélation d'images consiste à étudier le déplacement relatif des pixels, dont le niveau de gris est différent grâce au mouchetis, entre 2 photos. En photographiant une face d'une éprouvette pour différents niveaux de chargement, il est alors possible avec l'utilisation d'un logiciel de corrélation d'images d'obtenir en pixel, le champ de déplacement (dans le plan de la photographie), entre 2 cas de charge de l'objet photographié. Dès lors que le champ de déplacement est calculé, il est possible par un traitement numérique de calculer les directions principales des déformations ainsi que les différents champs de déformation.

### ***B.2    MATÉRIEL UTILISÉ***

Au cours de cette thèse, ICASOFT est utilisé comme logiciel de corrélation d'images (cf. §ANNEXE C). Ce logiciel est développé par Fabrice Morestin [TOUCHAL\_96] au sein du « Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures » (LaMCoS UMR CNRS 5259) et de « l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon » (INSA-LYON). Il est commercialisé par la société Mécanium.

L'appareil photo numérique utilisé est un mvBlueFOX 224G CCD (figure 284-a). Ses principales caractéristiques sont listées Tableau 65. L'objectif utilisé (figure 284-b) a pour référence : FUJINON 1 : 1.4/16 mm HF16SA-1. Ses principales caractéristiques sont listées Tableau 66. Cet appareil est connecté à un ordinateur par USB 2.0 et il est piloté par l'intermédiaire d'un logiciel (IcaSnap). Ce dernier permet entre autre de régler la fréquence de prise de vue et la zone de la photographie que l'on souhaite enregistrer. Ce logiciel possède donc un zoom numérique qui permet de régler plus précisément la netteté de l'image. Cependant, la netteté de l'image (mise au point) ainsi que l'exposition de la photographie (ouverture du diaphragme) se règle manuellement sur l'objectif.

L'appareil photo doit absolument rester fixe tout au long de l'enregistrement des multiples images permettant la corrélation. De plus, le plan de la photographie doit être parfaitement parallèle à celui de la face corrélée de l'éprouvette. Pour ces raisons un trépied, permettant à la foi de verrouiller de façon efficace la position de l'appareil et de régler par l'intermédiaire de nivelles sphériques l'orientation de l'appareil photo est utilisé (Référence : Manfrotto 808RC4, 284-c). La surface de

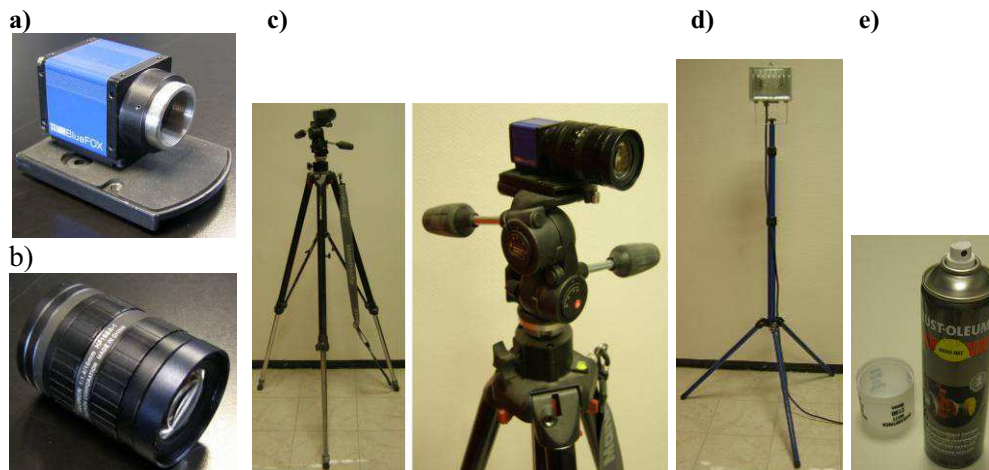
l'éprouvette doit être éclairée par un flux lumineux puissant car cela permet de réduire au maximum l'ouverture de l'iris et d'obtenir une photo plus précise. Aussi, il est important que la surface de l'éprouvette soit éclairée de manière homogène car dans le cas contraire, le logiciel de corrélation risque de rencontrer des difficultés pour des zones de l'image qui seraient trop, ou pas assez exposées. Pour cela, une ou plusieurs lampes halogènes de marque Brennenstuhl et de 500W de puissance sont utilisées pour l'éclairage de la face de l'éprouvette à corrélérer (figure 284-d). Enfin, des bombes de peintures de couleurs mates, noires et blanches de référence Rust-Oleum Hard-Hat (figure 284-e) sont utilisées pour la réalisation du mouchetis.

**Tableau 65 : Propriété de l'appareil photo**

Résolution de la zone active	1600 x 1200 pixels
Fréquence de prises de vue	16 Hz
Type de transfert au capteur d'image	Plein cadre (full frame)
Format du capteur d'image	7.18 x 5.32 mm (1/1.8 ")
Géométrie des pixels	4.4 x 4.4 $\mu$ m
Type de lecture	Progressive
Temps d'intégration	30 $\mu$ s - 10s
Capacité de chevauchement	Oui
Type de connecteur USB	USB 2.0
Fabricant du capteur	Sony
Nom du capteur	ICX274AL/AQ
Température ambiante admissible	0 à 45 °C

**Tableau 66 : Propriété de l'objectif**

Mise au point	Manuel
Iris	Manuel
Distance focale	16 mm
Plage de l'Iris	F1.4 ~ F22
Distance focale arrière (dans l'air)	17.99 mm
Position des pupilles de sortie	-172 mm
Pas de vis du filtre	M49 x 0.75 mm
Plage de mise au point	$\infty$ ~ 0.1 m

**Figure 284 : Matériel utilisé pour les mesures de corrélation d'image**

## ANNEXE C PRINCIPE DU LOGICIEL ICASOFT

Le logiciel (ICASOFT) que nous utilisons au cours de cette thèse permet la corrélation entre plusieurs images en niveaux de gris (codé sur 8 bits, entre 0 et 257). Pour que la corrélation d'images puisse être réalisée avec une bonne précision, l'image doit être enregistrée en format brut (Bmp, Tif ou Raw). Une image se présente ainsi comme une fonction discrète de niveaux de gris répartis sur les pixels d'une grille régulière.

La mesure de champ par corrélation d'images consiste à étudier le déplacement relatif des pixels entre 2 photos. Mais pour cela, le logiciel doit être capable de retrouver automatiquement la position de chacun des pixels de la photographie initiale dans la seconde photo. Pour cela, le logiciel utilise un carré constitué d'un nombre prédéterminé de pixels, appelé « pattern ». La face à corrélérer étant recouverte d'un motif aléatoire ou mouchetis, chaque pattern est donc constitué d'un ensemble de pixels dont le niveau de gris est aléatoirement réparti (figure 286). Les patterns peuvent ainsi être identifiés entre 2 photographies car l'association de pattern présente une répartition unique des niveaux de gris. Cependant, de part le déplacement des pixels par rapport à l'éclairage qui est fixe, les niveaux de gris peuvent légèrement évoluer au sein d'un même pattern. Pour retrouver ces patterns des coefficients de corrélations peuvent ainsi être utilisés :

- Coefficient de corrélation au sens des moindres carrés
- Coefficient de corrélation croisé

$$C = \frac{\int_S (f_1(u_1, v_1) - f_2(u_2, v_2))^2 \cdot du_1 \cdot dv_1}{\sqrt{\int_S f_1(u_1, v_1)^2 \cdot du_1 \cdot dv_1 \cdot \int_S f_2(u_2, v_2)^2 \cdot du_1 \cdot dv_1}}$$

De plus, dans ICASOFT, une image ne se présente pas comme une fonction discrète de niveaux de gris répartis sur les pixels d'une grille régulière, mais comme une fonction continue de niveaux de gris. Cette interpolation permet d'atteindre une précision sub-pixels pour les résultats. Il est ainsi possible pour le logiciel, par interpolation des niveaux de gris bilinéaires ou spline cubique, de rechercher la position déformée d'un pattern de l'image initiale dans l'image déformée. La relation ( $f_2$ ) entre les niveaux de gris de la position initiale (1) et la position finale (2) peut être écrite de la manière suivante (dans le cas d'un pattern de 2x2 pixels) (287):

$$f_2(u_2, v_2) = f_2(u_1 + DU(u_1, v_1), v_1 + DV(u_1, v_1))$$

Un champ de déplacement supposé homogène sur un pattern et bilinéaire, peut être écrit de la forme :

$$\begin{cases} DU(u_1, v_1) = a_u \cdot u_1 + b_u \cdot v_1 + c_u \cdot u_1 \cdot v_1 + d_u \\ DV(u_1, v_1) = a_v \cdot u_1 + b_v \cdot v_1 + c_v \cdot u_1 \cdot v_1 + d_v \end{cases}$$

Après plusieurs itérations le champ de déplacement peut être calculé pour tous les pixels d'un pattern (figure 288).

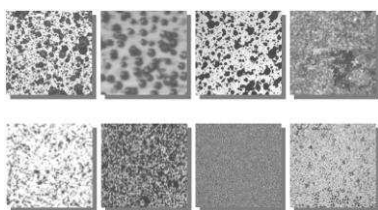


Figure 285 : Illustration de différents types de mouchetis

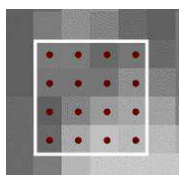


Figure 286 : Illustration d'un pattern d'un pattern (ici constitué de 4x4 pixels)

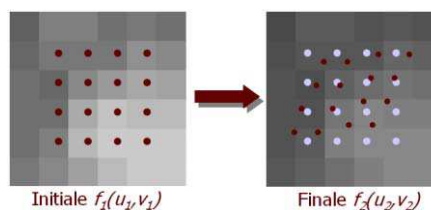
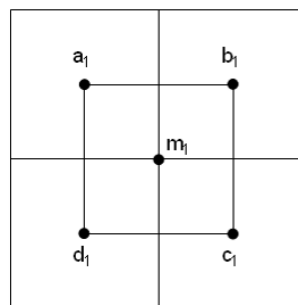
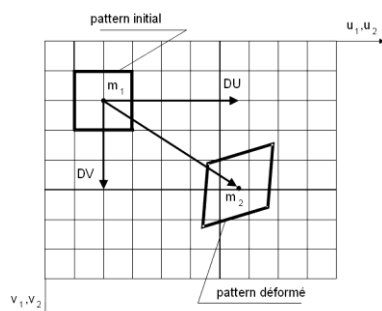
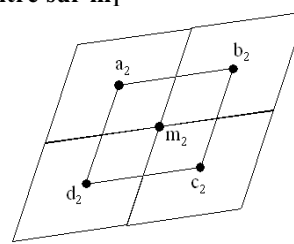
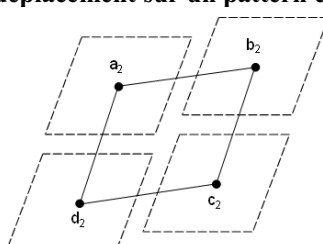
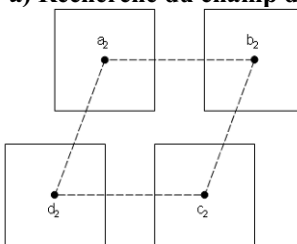


Figure 287 : Recherche de la position de la déformé d'un pattern de l'image initiale dans l'image déformée



a) Recherche du champ de déplacement sur un pattern centré sur  $m_1$



b) Calcul : 1<sup>ère</sup> itération

b) Calcul : 2<sup>ème</sup> itération

c) Calcul : 3<sup>ème</sup> itération

Figure 288 : Illustration de la recherche et du calcul du champ de déplacement sur un pattern

Dès lors que le champ de déplacement est calculé pour tous les patterns de l'image, le logiciel de corrélation est capable de calculer les champs de déformations. La déformation est alors calculée entre les patterns. Il est alors possible à l'aide du logiciel d'obtenir les 3 composantes du tenseur de Green-Lagrange dans le repère de l'image ou les 2 déformations principales de Hencky (majeure et mineure) dans le repère des déformations principales. Enfin, le logiciel propose une évaluation de la précision sur le champ de déformation obtenu par corrélation entre 2 images. Pour cela, le logiciel calcule pour chacun des 4 angles de chacun des patterns, la distance moyenne (en pixel) entre les 4 angles contiguës des 4 patterns ayant un coté commun (points 1, 2, 3 et 4 289). Ainsi, dans le cas d'une erreur nulle, cette distance devrait théoriquement être nulle.

La précision du champ de déplacement (en millimètre) dépendant des conditions d'éclairage, du mouchetis ainsi que de la taille de la zone mesurée.

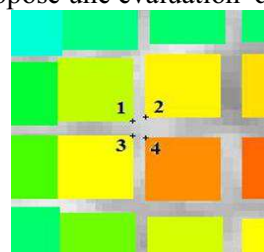


Figure 289 : Évaluation de la précision sur le champ de déplacement

## ANNEXE D                    MODÈLES ANALYTIQUES

### D.1    SYMBOLES ET ABRÉVIATIONS

#### D.1.1 SYMBOLES (ALPHABET LATIN)

$E_c$	Module d'Young du composite
$E_f$	Module d'Young des fibres
$E_m$	Module d'Young de la matrice
$f$	Fraction volumique de fibres dans le composite
$f_{crit}$	$f$ minimum nécessaire à la multi-fissuration du composite
$F(x)$	Distribution des fragments de fibres pour une fibre de longueur $L$
$l$	Longueur de glissement ou de décollement variable entre le renfort et la matrice pour une rupture du renfort
$l^*$	Longueur de glissement ( $l$ ) associée à $T^*$
$L$	Longueur du composite et des fibres longitudinales
$L_o$	Longueur de référence des fibres
$m$	Module de Weibull caractérisant la dispersion de la résistance des fibres
$N(L, \sigma)$	Nombre de défauts dont la contrainte de rupture est inférieure à $\sigma$ dans un filament de longueur $L$
$N'(L, \sigma)$	Nombre de dommages pour une contrainte de $\sigma$ dans un filament de longueur $L$
$P(x)$	Distribution des fragments de matrice pour une éprouvette de longueur $L$
$P_p(x)$	Distribution des fragments de matrice de longueurs respectives inférieures à $\delta$ pour une éprouvette de longueur $L$
$P_m(x)$	Distribution des fragments de matrice de longueurs respectives comprises entre $\delta$ et $2.\delta$ pour une éprouvette de longueur $L$
$P_g(x)$	Distribution des fragments de matrice de longueurs respectives supérieures à $2.\delta$ pour une éprouvette de longueur $L$
$q(z_o, T)$	Probabilité que la fibre rompe à une coordonnée comprise entre 0 et $z_o$ pour une contrainte comprise entre 0 et $T$
$r$	Rayon des multifilaments constituant le renfort (sens longitudinal)
$T$	Résistance d'un filament composant le renfort (sens longitudinal)
$T^*$	Contrainte dans les fibres à la rupture du composite
$V$	Volume d'un échantillon de composite
$V_o$	Volume de référence du composite dans le modèle de Weibull
$x$	Longueur d'un fragment de matrice ou de renfort
$\bar{x}$	Longueur moyenne d'un fragment de fibre
$\langle x \rangle$	Espacement entre les fissures de la matrice

$\langle x_f \rangle$	Espacement entre les fissures de la matrice à la fin de la multi-fissuration
$z$	Coordonné du système à une dimension ayant pour origine une fissure de la matrice (ou du renfort) et une direction parallèle à l'axe longitudinal des fibres constituant le renfort.

### D.1.2 SYMBOLES (ALPHABET GREC ET LATIN)

$\alpha$	Rapport de rigidité considérant les sections, matrice/renfort du composite
$\delta$	Longueur de glissement ou de décollement variable entre le renfort et la matrice pour une rupture de la matrice
$\delta_o$	Longueur de glissement ou de décollement constante entre le renfort et la matrice pour une rupture de la matrice (modèle ACK)
$\delta_{car}$	Longueur caractéristique de la fibre dans le modèle de Weibull (2 fois la longueur de glissement associée à $\sigma_{car}$ )
$\delta_R$	Longueur de glissement ou de décollement caractéristique entre le renfort et la matrice pour une rupture de la matrice
$\varepsilon_{+f}$	Déformation maximale atteinte par les fibres
$\varepsilon_{dmfc}$	Déformation de début de la zone de multi-fissuration du composite (formule ACK)
$\varepsilon_{fmfc}$	Déformation du composite à la fin de la zone de multi-fissuration
$\varepsilon_{uf}$	Déformation ultime des fils en traction (déterministe)
$\varepsilon_{um}$	Déformation ultime de la matrice en traction (déterministe)
$\rho$	Module de Weibull caractérisant la dispersion de la résistance de la matrice
$\sigma^*$	Borne inférieure de la résistance de la matrice
$\sigma_{arr}$	Contrainte d'arrachement ( <i>pull-out</i> ) des fibres qui n'ont pas rompues dans le plan de fissuration de la matrice
$\sigma_o$	Résistance de référence de la fissuration du composite dans le modèle de Weibull
$\sigma_{of}$	Résistance de référence des fibres pour une longueur de référence ( $L_o$ )
$\sigma_c$	Contrainte dans le composite
$\sigma_{car}$	Résistance caractéristique de la fibre dans le modèle de Weibull
$\sigma_{infm}$	Contrainte de la matrice à une distance infinie de la fissure
$\sigma_{mfc}$	Contrainte de multi-fissuration du composite (formule ACK)
$\sigma_R$	Résistance caractéristique de la fissuration de la matrice du composite dans le modèle de Weibull
$\sigma_{uc}$	Résistance du composite en traction
$\sigma_{uf}$	Résistance des fibres en traction
$\sigma_{um}$	Résistance de la matrice en traction
$\tau_o$	Contrainte de friction constante à l'interface fibre-matrice
$\phi$	Nombre de défauts dans la matrice d'un composite de volume (V)

$\Phi(z,T)$	Probabilité de rupture du renfort en un point de coordonnées $(z)$ pour une contrainte maximale dans la fibre $(T)$
$\tilde{\varphi}$	Paramètre d'endommagement
$\langle \delta \rangle_f$	Espacement moyen entre fissures à la fin de la zone de multi-fissuration
$\langle \sigma_{fmm} \rangle$	Contrainte moyenne de la matrice entièrement fissurée ( <i>Fin de Multi-fissuration de la Matrice</i> )

## **D.2 MODÈLE AVESTON-COOPER-KELLY (A.C.K.) :**

### **D.2.1 HYPOTHÈSES DU MODÈLE ACK :**

- Le renfort est unidirectionnel
- Le composite est uniquement chargé selon l'axe longitudinal de l'unidirectionnel
- Les fibres sont seulement capables de reprendre des efforts de traction, ainsi elles ne reprennent pas d'effort de flexion
- Les fibres sont considérées toutes parfaitement alignées sur la direction de traction
- L'imprégnation fibre-matrice est considérée parfaite
- La mise en œuvre des fibres ne provoque pas de défauts supplémentaires dans la matrice (augmentation du volume des vides...)
- L'adhérence à l'interface fibre matrice est considérée comme faible : la fissuration de la matrice conduit au décollement de l'interface
- Avant propagation de la fissure, l'adhérence fibre matrice est considérée parfaite
- Après la propagation de la fissuration, la contrainte tangentielle est considérée constante à l'interface et égale à la contrainte de friction
- À l'interface fibre-matrice, l'effet de poisson est négligé
- La contrainte du renfort dans toutes sections perpendiculaires à la direction de chargement est uniforme
- La contrainte de la matrice dans toutes sections perpendiculaires à la direction de chargement est uniforme
- La résistance de la matrice est constante en tous points
- La fissuration est répartie aléatoirement
- L'effort nécessaire pour atteindre la fissuration complète de la matrice est inférieur à l'effort nécessaire pour atteindre la rupture de la première fibre
- L'approximation due aux effets de retard de cisaillement (shear lag) dans le calcul des contraintes dans les fibres et la matrice est négligeable.



### D.2.2 ZONE PRÉ-FISSURATION (ZONE 1) :

Dans cette zone la matrice n'est pas fissurée, ainsi comme le stipule les hypothèses l'adhérence fibre-matrice est considérée parfaite.

De ce fait, cette zone est considérée comme linéaire élastique obéissant à la loi des mélanges (15). Le module d'Young du composite ( $E_c$ ) est fonction de ceux de la matrice ( $E_m$ ) et de la fibre ( $E_f$ ) ainsi que de la fraction volumique de la fibre ( $f$ ).

$$(15) \quad E_c = f \times E_f + (1 - f) \times E_m$$

### D.2.3 ZONE DE MULTI-FISSURATION (ZONE 2) :

Cette zone correspond à la zone de propagation des fissures. Elle débute à l'apparition de la première fissure et se termine à la constitution de la dernière fissure. L'hypothèse d'adhérence parfaite à l'interface matrice-renfort étant considérée en zone 1, juste avant que la première fissure n'apparaisse, la déformation du composite correspondant à la propagation de la première fissure ( $\varepsilon_{dmfc}$ ) est identique à la déformation ultime de traction de la matrice ( $\varepsilon_{um}$ ) (16). La matrice ayant par hypothèse une résistance constante en tous points ( $\sigma_{um}$ ), l'ensemble des fissures apparaît dès lors que la matrice atteint sa résistance de traction, de ce fait la contrainte dans le composite est constante pour toute la zone de multi-fissuration ( $\sigma_{mfc}$ ) (17).

$$(16) \quad \varepsilon_{dmfc} = \varepsilon_{um} = \frac{\sigma_{um}}{E_m}$$

$$(17) \quad \sigma_{mfc} = E_c \cdot \varepsilon_{dmfc} = E_c \cdot \frac{\sigma_{um}}{E_m}$$

La multi-fissuration du composite n'est possible que si l'effort que peut reprendre le renfort est supérieur à celui que peut reprendre le composite durant sa multi-fissuration (donc si (18) est vérifié), dans le cas contraire le composite rompra dès l'apparition de la première fissure sur la matrice.

$$(18) \quad \sigma_{uf} \cdot f_{crit} > \sigma_{mfc} = \sigma_f \cdot f_{crit} + \sigma_{um} \cdot (1 - f)$$

Par hypothèse, avant la fissuration de la matrice, la déformation de la fibre et celle de la matrice sont identiques ainsi :

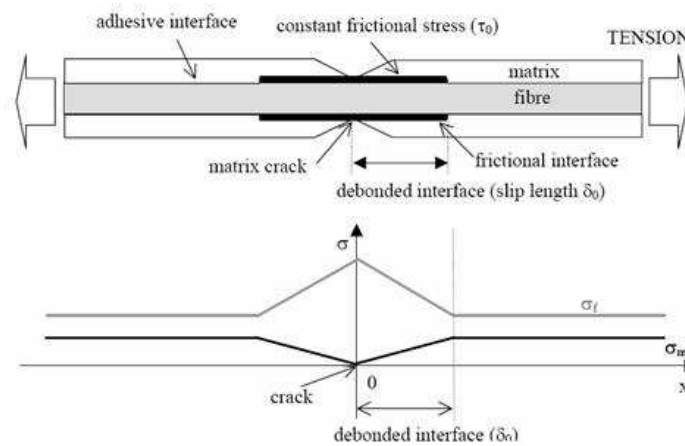
$$(19) \quad \sigma_f = \frac{E_f \cdot \sigma_{um}}{E_m}$$

D'après les équations (18) et (19) le taux de fibre minimum ( $f_{crit}$ ) permettant une multi-fissuration du composite est donc :

$$(20) \quad f_{crit} = \frac{\sigma_{um}}{\sigma_{uf} - \sigma_{um} \cdot \left(1 - \frac{E_f}{E_m}\right)} \text{ Avec } \sigma_{uf} \text{ la résistance en traction des fibres.}$$

Par hypothèse, lorsqu'une fissure apparaît dans la matrice, l'adhérence à l'interface renfort-matrice est négligée, seule une friction constante ( $\tau_o$ ) est considérée. Celle-ci assure le transfert des efforts de la matrice aux fibres, provoquant un glissement

à l'interface fibre-matrice. Les caractéristiques mécaniques des matériaux étant considérées constantes et la géométrie d'une section d'éprouvette ne variant pas le long de l'axe longitudinal, la longueur de glissement ou de décollement ( $\delta_o$ ) entre le renfort et la matrice est constante quelle que soit la fissure considérée. La longueur de glissement représente aussi la longueur de renfort nécessaire pour redistribuer à la matrice la surcontrainte du renfort due à la fissuration et donc la distance nécessaire pour que le mortier atteigne la contrainte qui serait la sienne à une distance infinie d'une fissure (Figure 290). La résistance de la matrice étant constante, la contrainte de la matrice à une distance infinie d'une fissure est égale à la résistance de la matrice ( $\sigma_{um}$ ).



**Figure 290 : Interface décollée entre Fibre – Matrice due à la fissuration [CUYPERS\_01]**

Cette longueur se calcule par un équilibre des efforts le long de l'axe longitudinal d'un multifilament en écrivant que la force de traction d'un filament interceptant une fissure doit être reprise par l'effort de friction.

$$(21) \quad \sigma_{um} \cdot \frac{(1-f)}{f} \cdot \pi \cdot r^2 = \tau_o \cdot 2 \cdot \pi \cdot r \cdot \delta_o \quad \Leftrightarrow \quad \delta_o = \frac{(1-f) \cdot r \cdot \sigma_{um}}{f \cdot 2 \cdot \tau_o}$$

Avec (r) le rayon des multifilaments.

À noter que le comportement élastique des fibres à la fin de la zone de glissement est négligé. La contrainte axiale des fibres varie donc linéairement dans la zone de glissement (approximation de type "shear lag").

D'après les hypothèses de ce modèle, il est logique que tant que l'espacement entre 2 fissures sera supérieur à 2 fois la longueur de glissement, une nouvelle fissure pourra se former entre ces dernières. L'espacement final entre les fissures est donc compris entre une et 2 fois la longueur de glissement. Ce modèle considère par hypothèse une distribution aléatoire de la fissuration entre ces 2 extrema. L'espacement moyen entre chaque fissure à la fin de la zone de multi-fissuration  $\langle x \rangle_f$  peut donc être calculé de manière similaire au calcul de l'espacement entre des voitures garées librement le long d'une route. Ce rapprochement a été utilisé pour la première fois par [WINDOM\_66].

$$(22) \quad \langle x \rangle_f = 1,337 \cdot \delta_o$$

L'espace moyen entre chaque fissure à la fin de la zone de multi-fissuration permet de calculer la déformation du composite à la fin de la zone de multi-fissuration ( $\varepsilon_{fmc}$ ). À noter que la déformation du composite est égale à la déformation moyenne du renfort.

$\varepsilon_{fmc} = \varepsilon_{dmfc} +$  variation de la déformation moyenne des fibres au cours de la zone 2

$$(23) \quad \varepsilon_{fmc} = \varepsilon_{dmfc} + \left(1 - \frac{1,337}{4}\right) \cdot \varepsilon_{+f}$$

Avec ( $\varepsilon_{+f}$ ), la déformation maximale atteinte par les fibres. Cette déformation correspond donc à la déformation des fibres situées exactement à l'interception d'une fissure, les fibres reprenant ici entièrement l'effort de traction imposé au composite (Figure 290). Cette zone peut alors être entièrement définie sur une courbe charge-flèche.

$$(24) \quad \varepsilon_{dmfc} = \frac{\sigma_{um}}{E_m}$$

$$(25) \quad \varepsilon_{+f} = \frac{\sigma_{um} \cdot (1-f)}{f} \cdot \frac{1}{E_f}$$

(23), (24) et (25)  $\Rightarrow$

$$(26) \quad \varepsilon_{fmc} = (1 + 0,666 \cdot \alpha) \cdot \frac{\sigma_{um}}{E_m}$$

avec 
$$\alpha = \frac{E_m \cdot (1-f)}{E_f \cdot f}$$

( $\alpha$ ) représentant le rapport de rigidité considérant les sections matrice/renfort du composite.

#### D.2.4 ZONE POST-FISSURATION

Au début de cette zone, la matrice est déjà entièrement fissurée, ainsi quelle que soit l'augmentation de charge imposée au composite, la contrainte reprise par la matrice reste constante. Seules les fibres participent à la rigidité du composite.

$$(27) \quad E_c = E_f \cdot f$$

La déformation est donc la somme de la déformation en fin de multi-fissuration ( $\varepsilon_{fmc}$ ) (26) et de la déformation ajoutée au cours de la post-fissuration du composite.

$$(28) \quad \varepsilon_c = \varepsilon_{fmc} + \frac{\sigma_c - \sigma_{mfc}}{E_f \cdot f}$$

La rupture du composite est alors une rupture fragile engendrée par l'atteinte de la résistance de traction du renfort. La contrainte de rupture du composite ( $\sigma_{uc}$ ) se calcule de la manière suivante :

$$(29) \quad \sigma_{uc} = \sigma_{uf} \cdot f$$

### D.3 MODÈLE DE AHN ET CURTIN

Dans [AHN\_97], Ahn et Curtin ont considéré l'influence de la variation de la température sur les déformations et les contraintes dans le composite. Cet aspect sortant du cadre de la thèse, le modèle de Ahn et Curtin décrit ci-dessous a été simplifié en considérant que la variation de température a une influence négligeable sur le comportement mécanique du composite.

#### D.3.1 HYPOTHÈSES :

Les hypothèses sont identiques à celles du modèle ACK, à l'exception du fait que la résistance de la matrice dépend de la population de défauts et obéit à une loi stochastique et que la distribution n'est plus liée à une constante mais dépend de «  $\sigma_{deb}$  », «  $\sigma_R$  » et «  $\sigma^*$  »

#### D.3.2 DESCRIPTION DU MODÈLE

Avant que la première fissure n'apparaisse, ce modèle obéit à la loi des mélanges de la même manière que dans le modèle ACK. L'équation (15) est donc vérifiée.

En revanche, dans ce modèle, la résistance à la traction de la matrice dépend de la population de défauts à l'intérieur de la matrice et obéit à une loi stochastique. La première fissuration apparaît dans la matrice pour une contrainte supérieure ou égale à la borne inférieure de la résistance de la matrice ( $\sigma^*$ ).

D'après [AVESTON\_71] et [BUDIANSKY\_86] :

$$(30) \quad \sigma^* = \frac{6 \cdot \tau_0 \cdot \Gamma_m \cdot f^2 \cdot E_f \cdot E_c^2}{(1-f) \cdot E_m^2 \cdot r}$$

La résistance de rupture de la matrice étant variable, la distance de glissement ( $\delta$ ) n'est plus une constante mais une fonction de la contrainte du composite ( $\sigma_c$ ). Au cours de la propagation des fissures, la contrainte de la matrice à une distance infinie de la fissure ( $\sigma_{infm}$ ) n'est donc plus une constante égale à la résistance de la matrice ( $\sigma_{um}$ ).

$$(31) \quad \sigma_{infm} = \frac{E_m \cdot \sigma_c}{E_c}$$

De la même manière que dans le modèle ACK, en remplaçant  $\sigma_{um}$  par  $\sigma_{infm}$  dans l'équation (21) :

$$(32) \quad \delta = \frac{r}{2 \cdot \tau_0} \cdot \left[ \sigma_c \cdot \frac{(1-f) \cdot E_m}{f \cdot E_c} \right] = \frac{r}{2 \cdot \tau_0} \cdot \sigma_c \cdot \alpha'$$

$$\text{Avec } \alpha' = \frac{E_m \cdot (1-f)}{E_c \cdot f}$$

#### D.3.2.a Calcul de la déformation du composite en fonction de la contrainte qui lui est appliquée :

Par hypothèse, l'effort nécessaire pour atteindre la fissuration complète de la matrice est inférieur à l'effort nécessaire pour atteindre la rupture des fibres. De ce fait, en tous points la déformation du composite est identique à celle des fibres.

$$(33) \quad \varepsilon_c = \varepsilon_f = \frac{1}{L \cdot E_f} \cdot \int_0^{L_f} \sigma_f(z) \cdot dz$$

Où L est la longueur totale du composite. En considérant une distribution de la fragmentation P(x) pour une éprouvette de longueur L (un fragment représentant une partie de matrice comprise entre 2 fissures). Il est possible de modifier l'équation (33) en considérant toutes les longueurs de fragments (x) comprises entre zéro et L.

$$(34) \quad \varepsilon_c = \frac{1}{L \cdot E_f} \cdot \int_0^\infty P(x) \cdot \int_0^x \sigma_f(z) \cdot dz \cdot dx$$

Où P(x) représente le nombre de fragments de longueur x pour un échantillon de longueur L, et  $\int_0^x P(x) \cdot dx$  représente le nombre de fragments de matrice dont la longueur est comprise entre 0 et x pour un échantillon de longueur L.

Avec (z), la coordonnée du système a une dimension ayant pour origine une fissure de la matrice et une direction parallèle à l'axe longitudinal des fibres constituant le renfort.

La distribution de la fragmentation dépend de la longueur des fragments. Avec P<sub>p</sub>(x), P<sub>m</sub>(x) et P<sub>g</sub>(x) la distribution des fragments de longueurs respectives inférieures à δ, comprises entre δ et 2.δ et supérieures à 2.δ ainsi :

$$(35) \quad \varepsilon_c = \frac{1}{L \cdot E_f} \cdot \left[ \int_0^\delta P_p(x) \cdot \int_0^x \sigma_f(z) \cdot dz \cdot dx + \int_\delta^{2\delta} P_m(x) \cdot \int_0^x \sigma_f(z) \cdot dz \cdot dx + \int_{2\delta}^\infty P_g(x) \cdot \int_0^x \sigma_f(z) \cdot dz \cdot dx \right]$$

La contrainte en un point à une distance z d'une fissure dépend aussi de la taille du fragment dans lequel on se place. Effectivement, l'allure de la contrainte en fonction de « z » est modifiée à partir de x = 2.δ (Figure 291).

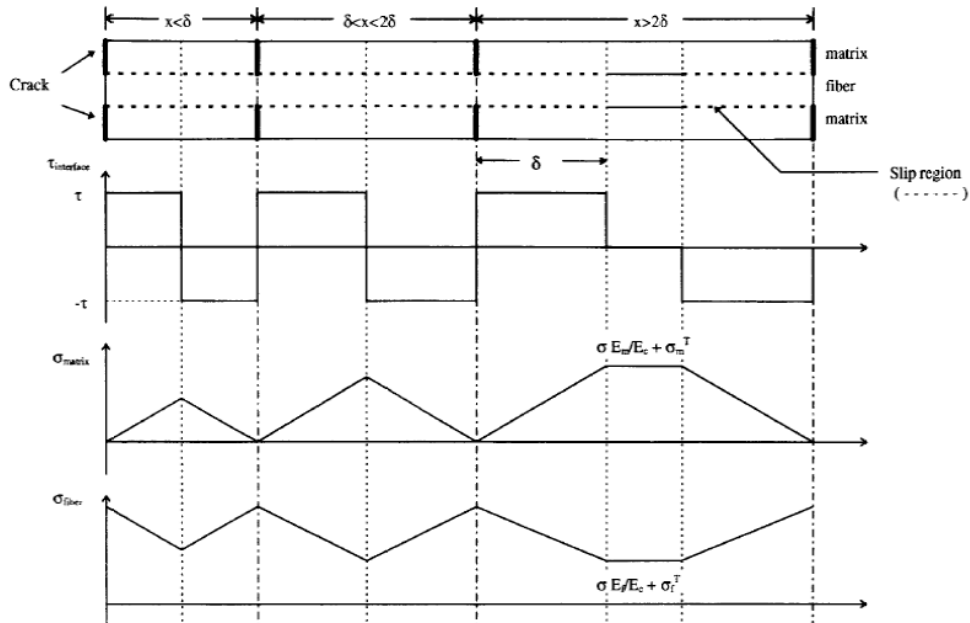


Figure 291 : évolution de la contrainte de cisaillement à l'interface fibre-matrice, de la contrainte dans la matrice ainsi que dans les fibres le long de l'axe longitudinal du composite en fonction de la position des fissures

D'après la **Figure 291**, pour  $x < 2.\delta$

(36)

$$\int_0^x \sigma_f(z).dz = \left( \frac{\sigma_c}{f} - \frac{2.\tau}{r} \cdot \frac{x}{4} \right) .x = \frac{\sigma_c}{f} .x - \sigma_c \cdot \frac{\alpha}{4.\delta} .x^2$$

Et pour  $x > 2.\delta$

(37)

$$\int_0^x \sigma_f(z).dz = \delta \cdot \frac{\sigma_c}{f} + (x - \delta) \cdot \left( \sigma_c \cdot \frac{E_f}{E_c} \right) = \sigma_c \cdot \alpha \cdot \delta + \sigma_c \cdot \frac{E_f}{E_c} .x$$

D'après (35), (36) et (37) :

$$(38) \quad \varepsilon_c = \frac{1}{L_T \cdot E_f} \cdot (\sigma_{fc} + \sigma_{fm} + \sigma_{fl})$$

Avec :

$$(39) \quad \sigma_{fc} = \frac{\sigma_c}{f} \cdot \int_0^\delta x \cdot P_c(x).dx - \sigma_c \cdot \frac{\alpha}{4.\delta} \cdot \int_0^\delta x^2 \cdot P_c(x).dx$$

(40)

$$\sigma_{fm} = \frac{\sigma_c}{f} \cdot \int_\delta^{2.\delta} x \cdot P_m(x).dx - \sigma_c \cdot \frac{\alpha}{4.\delta} \cdot \int_\delta^{2.\delta} x^2 \cdot P_m(x).dx$$

$$(41) \quad \sigma_{fl} = \sigma_c \cdot \alpha \cdot \delta \cdot \int_{2.\delta}^\infty P_l(x).dx + \sigma_c \cdot \frac{E_f}{E_c} \cdot \int_{2.\delta}^\infty x \cdot P_l(x).dx$$

En posant :

$$(42) \quad C_1 = \int_0^\delta x \cdot P_c(x).dx, \quad C_2 = \int_0^\delta x^2 \cdot P_c(x).dx$$

$$(43) \quad M_1 = \int_\delta^{2.\delta} x \cdot P_m(x).dx, \quad M_2 = \int_\delta^{2.\delta} x^2 \cdot P_m(x).dx$$

$$(44) \quad L_0 = \int_{2.\delta}^\infty P_l(x).dx, \quad L_1 = \int_{2.\delta}^\infty x \cdot P_l(x).dx$$

Deux orientations de calculs sont possibles pour ces différents coefficients, soit par un calcul entièrement statistique comme le propose [AHN\_97], soit par un calcul approché moyennant une hypothèse supplémentaire comme l'ont fait Pryce et Smith [PRYCE\_93] (PS) et d'autres auteurs [ZHU\_94] ; [VAGAGGINI\_95].

- Résultats de Ahn et Curtin (AC) [AHN\_97] :

Les équations (38), (39), (40) et (41) permettent le calcul « exact » de la courbe contrainte-déformation. En effet, ces équations proposent un modèle entièrement statistique qui peut être assimilé à un modèle « exact ». Cependant, 2 « hypothèses » ont tout de même été considérées. La première est que l'approximation due aux effets de retard de cisaillement (shear lag) dans le calcul des contraintes dans les fibres et la matrice (Figure 291) est négligeable.

De plus afin de résoudre ces équations, il est nécessaire de connaître la distribution de la fragmentation de la matrice ( $P(x)$ ) et de calculer les différents coefficients ( $C_i$ ,  $M_i$  et  $L_i$ ) en fonction de la contrainte dans le composite ( $\sigma_c$ ). Dans ce modèle, cela est fait selon la théorie de la fragmentation d'une fibre unique [CURTIN\_91] et est exposé en annexe de [AHN\_97]. Ceci constitue la deuxième hypothèse, en effet, le modèle de  $P(x)$  proposé par [CURTIN\_91] n'est pas exact. Un modèle exact a été mis au point par [HUI\_95] mais le modèle proposé par [CURTIN\_91] reste extrêmement précis.

La théorie du modèle de [CURTIN\_91] découle de la distribution de [WIDOM\_66]. Enfin,  $P(x)$  dépend du nombre de défauts ( $\phi$ ) qui est modélisé par la distribution de Weibull. Ainsi la déformation du composite ( $\varepsilon_c$ ) dépend de  $\phi$  et de ce fait de  $\sigma^*$ ,  $\sigma_R$  et  $\rho$  (cela est détaillé par dans la suite).

- Résultats de Pryce et Smith (PS) [PRYCE\_93] :

Cette méthode de calcul est basée sur l'hypothèse simplificatrice suivante : les fissures sont considérées également espacées tout au long de l'évolution du chargement. L'espacement entre les fissures est donc soit inférieur, soit supérieur à  $2\delta$ .

Pourtant, d'après cette hypothèse, aucune fissure ne peut théoriquement se créer en dessous d'un espacement de  $2\delta$ , car la contrainte de rupture ne peut théoriquement plus être atteinte, mais il faut garder à l'esprit qu'en réalité la distribution est stochastique. Lorsque l'espacement qui est dit « moyen » atteint  $2\delta$  en réalité, il existe toujours des fragments plus longs.

Enfin, la possibilité que certains fragments soient inférieurs à  $\delta$  est écarté par PS.

Deux cas sont donc à considérer :

- L'espacement moyen entre les fissures ( $\langle x \rangle$ ) est inférieur à  $2\delta$  :

Dans ce cas, par définition :  $M_1 = L$ ,  $M_2 = L \cdot \langle x \rangle$  et les autres coefficients ont une valeur nulle. La déformation du composite est alors la suivante :

$$(45) \quad \varepsilon_c = \sigma_c \cdot \left( \frac{1}{f \cdot E_f} - \frac{\alpha' \cdot \langle x \rangle}{4 \cdot E_f \cdot \delta} \right) \quad \text{à noter que } \frac{\alpha}{E_c} = \frac{\alpha'}{E_f}$$

- $\langle x \rangle$  est supérieur à  $2\delta$  :

Alors par définition :  $L_o = \frac{L}{\langle x \rangle}$ ,  $L_1 = L$  et les autres coefficients ont une

valeur nulle. La déformation du composite est alors la suivante :

$$(46) \quad \varepsilon_c = \sigma_c \cdot \left( \frac{1}{E_c} + \frac{\alpha' \cdot \delta}{E_f \cdot \langle x \rangle} \right)$$

Ainsi, la déformation du composite dépend d'un paramètre clef : l'espacement moyen entre les fissures ( $\langle x \rangle$ ). Ce paramètre est calculé de manière stochastique par l'intermédiaire du calcul de la population de défauts dans la matrice. Ainsi, de même que par la méthode de Ahn et Curtin, la déformation du composite ( $\varepsilon_c$ ) dépend de  $\phi$  et donc de  $\sigma^*$ ,  $\sigma_R$  et  $\rho$  (cela est détaillé par la suite).

Le modèle de Ahn et Curtin a été confronté à celui de Pryce et Smith. Cette confrontation a permis de constater que ce dernier modèle prédit assez efficacement les déformations du composite.

### D.3.2.b Calcul de la population de défauts dans la matrice du composite.

La population de défauts pour une contrainte ( $\sigma_c$ ) dans un volume ( $V$ ) de composite s'écrit selon le modèle de Weibull à 3 paramètres. Le nombre de défauts ( $\phi$ ) dans la matrice d'un composite de volume ( $V$ ) soumis à une contrainte ( $\sigma_c$ ) est de la forme :

$$(47) \quad \phi(\sigma_c, V) = \frac{V}{V_o} \left( \frac{\sigma_c - \sigma^*}{\sigma_o} \right)^\rho$$

Où  $\rho$  est le module de Weibull,  $V_o$  le volume de référence et  $\sigma_o$  la résistance de référence de la fissuration du composite. D'après (47),  $\sigma^*$  est la contrainte maximum de la matrice pour laquelle la probabilité qu'une fissure apparaisse dans la matrice est encore nulle. Ce qui correspond effectivement à la définition de  $\sigma^*$ .

La matrice possède une résistance caractéristique ( $\sigma_R$ ) pour laquelle la plupart des fissures apparaissent. À cette résistance, de par l'équation (32) est associée une longueur de glissement ( $\delta_R$ ). Ainsi,  $\delta_R$  représente l'espacement minimum entre les fissures relatives à la contrainte caractéristique  $\sigma_R$  et par définition, la longueur de glissement caractéristique. En divisant le volume de composite ( $V$ ) en une surface ( $A$ ) et une longueur ( $L$ ), les grandeurs caractéristiques  $\delta_R$  et  $\sigma_R$  satisfont la relation suivante :

$$(48) \quad \phi(\sigma_c = \sigma_R, L = 2.\delta_R) = 1$$

D'après les équations (47), (48) et  $V_o = 2.\delta_r.A_o$  :

$$(49) \quad \phi(\sigma_R, 2.\delta_R) = \frac{2.\delta_R.A_o}{2.\delta_R.A_o} \left( \frac{\sigma_R - \sigma^*}{\sigma_o} \right)^\rho = 1 \quad \Rightarrow$$

$$\sigma_o = \sigma_R - \sigma^*$$

$$(50) \quad \phi(\sigma_c, L, A) = \frac{L.A}{2.\delta_R.A_o} \left( \frac{\sigma_c - \sigma^*}{\sigma_R - \sigma^*} \right)^\rho$$

Toutes les longueurs et les contraintes sont respectivement comparées à la longueur de référence  $2.\delta_R$  et à la contrainte de référence  $\sigma_R - \sigma^*$ . À noter que tous les défauts compris dans la matrice ne seront pas forcément à l'origine de la création d'une fissure. Effectivement, des défauts peuvent être situés dans la zone de glissement adjacente à une fissure, ce qui peut empêcher certains d'entre eux d'atteindre leur contrainte de rupture.

D'après (50), seuls 3 paramètres sont nécessaires pour décrire la fissuration du composite ( $\sigma^*$ ,  $\sigma_R$  et  $\rho$ ).

### D.3.3 ANALYSE DU MODÈLE

Tant que la contrainte dans le composite est inférieure à  $\sigma^*$ , aucune fissuration n'apparaît (50) et, de même que dans le modèle ACK, la rigidité dans le composite est définie par l'équation (15).

Aussi, après que la matrice soit saturée en fissuration, de même que dans le modèle ACK, la matrice reprend un effort constant et l'effort additionnel est entièrement repris par le renfort, la rigidité du composite est ainsi définie par l'équation (27).



Mais contrairement au modèle ACK, le module de Weibull ( $\rho$ ) décrit la fissuration de la matrice et la déformation du composite entre ces 2 limites. Pour un module de Weibull élevé (peu de dispersion dans la résistance de la matrice), la fissuration complète de la matrice se produit pour une amplitude de contraintes proche de la contrainte caractéristique ( $\sigma_R$ ), et la contrainte associée à la fin de la zone de linéarité régie par l'équation (15) est nettement supérieure à la contrainte maximale pour laquelle la probabilité de fissuration est encore de zéro établie par le modèle ACK ( $\sigma^*$ ). À noter que la contrainte à laquelle apparaît la première fissure est aussi fonction de la longueur de l'échantillon. Contrairement au cas précédent, lorsque le module de Weibull est faible, la fissuration complète de la matrice se produit pour une amplitude de contraintes beaucoup plus étendue autour de  $\sigma_R$  et la contrainte associée à la fin de la zone de linéarité est assez proche de  $\sigma^*$ . Dans le cas extrême d'un module de Weibull infini, la courbe contrainte-déformation obtenue par le modèle stochastique est identique au modèle ACK pour lequel  $\sigma_{um} = \sigma_R$ , ceci semble logique car un module de Weibull infini signifie que comme dans le modèle ACK, la résistance de la matrice est constante en tous points et dans le cas présent égale à  $\sigma_R$ .

L'influence de  $\sigma^*$  sur le comportement contrainte-déformation est donc tout aussi important que celui du module de Weibull, effectivement lorsque le rapport  $\sigma^*/\sigma_R$  est proche de un, la fissuration complète de la matrice se produit pour une amplitude de contraintes proches de la contrainte caractéristique ( $\sigma_R$ ), la première fissure étant susceptible d'apparaître pour une contrainte de  $\sigma^*$  proche de  $\sigma_R$ . Ainsi, plus le rapport  $\sigma^*/\sigma_R$  est proche de un, moins les déformations sont sensibles au module de Weibull, les limites  $\sigma^* = \sigma_R$  quelle que soit la valeur de  $\rho$  ou,  $\rho = \infty$  quelle que soit la valeur de  $\sigma^*$  correspondant au même comportement car dans les 2 cas, la fissuration complète du composite a lieu pour une contrainte constante égale à  $\sigma_R$ .

#### **D.3.4 OBTENTION DE LA CONTRAINTE DE CISAILLEMENT ( $\tau_0$ ) À PARTIR D'ESSAIS EXPÉRIMENTAUX.**

La détermination de  $\tau_0$  par l'intermédiaire du modèle de Pryce et Smith développée par [AHN\_97] est détaillée ci-dessous.

Pour ce faire, 2 méthodes sont possibles. Les 2 méthodes nécessitent de connaître la courbe contrainte-déformation expérimentale du composite en traction. La méthode la plus lourde, mais plus précise consiste à mesurer l'espacement moyen de la fissuration de la matrice en fonction de la charge appliquée à l'appareil. La seconde méthode (détaillé ci-dessous) beaucoup plus rapide consiste à mesurer l'espacement final moyen entre les fissures ( $\langle x_f \rangle$ ) et prendre comme hypothèse que l'évolution de la fissuration de la matrice suit la distribution de Weibull :

$$(51) \quad \frac{\langle x_f \rangle}{\langle x \rangle} = 1 - e^{-\phi(\sigma)} \quad \text{avec} \quad \phi(\sigma) = \left( \frac{\sigma - \sigma^*}{\hat{\sigma}_R - \sigma^*} \right)^{\hat{\rho}} \quad \text{et} \quad \sigma > \sigma^*$$

Avec  $\hat{\sigma}_R$  et  $\hat{\rho}$  des paramètres de Weibull effectifs. Ils sont nommés ainsi car leurs valeurs peuvent être différentes de celles de  $\sigma_R$  et  $\rho$ .

Aussi, afin de calculer la déformation moyenne du composite il est nécessaire de définir  $\tau_0$  en fonction de variables connues ou qui pourront être recalées grâce à la

courbe charge-flèche expérimentale. Cela est possible grâce à une grandeur ( $\Lambda$ ) établie par (Curtin, Ahn et Takeda [CURTIN\_98]) qui lie directement  $\langle x_f \rangle$  et  $\delta_R$ .

$$(52) \quad \langle x_f \rangle = \Lambda \left( \rho, \frac{\sigma^*}{\sigma_R} \right) \delta_R$$

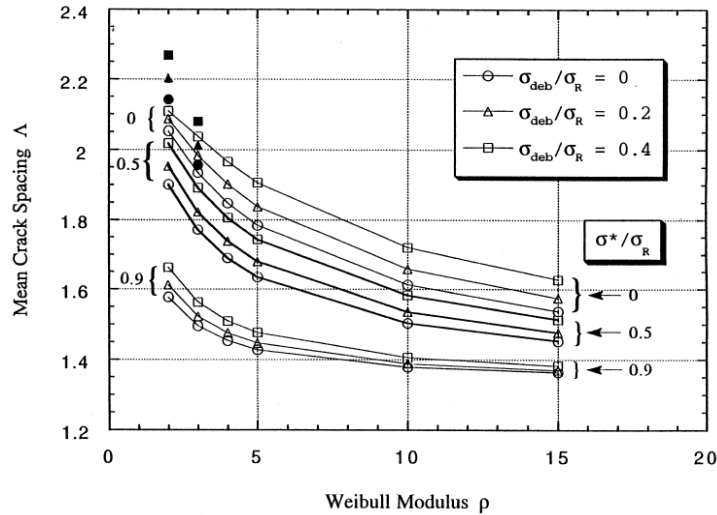


Figure 292 : Abaque reliant le paramètre «  $\Lambda$  » au module de Weibull «  $\rho$  » en fonction de «  $\sigma_{deb}$  », «  $\sigma_R$  » et «  $\sigma^*$  » [CURTIN\_98]

Remarque : dans le modèle de [AHN\_97] ou de Pryce et Smith,  $\sigma_{deb}$  est considéré comme nul, ce qui n'est pas le cas dans [CURTIN\_98].

D'après l'équation (32) :

$$(53) \quad \delta_R = \frac{r}{2 \cdot \tau_o} \cdot \sigma_R \cdot \alpha'$$

En combinant les équations (52) et (53), il est possible d'obtenir  $\tau_o$  en fonction de variables connues ou qui pourront être recalées grâce à la courbe charge-flèche expérimentale :

$$(54) \quad \tau_o = \frac{r \cdot \Lambda}{2 \cdot \langle x_f \rangle} \cdot \alpha' \cdot \sigma_R \quad \Rightarrow \quad \delta = \frac{\langle x_f \rangle \cdot \sigma_c}{\Lambda \cdot \sigma_R}$$

La déformation du composite en fonction de  $\sigma_c$  peut ainsi être mis en équation sur la base des équations (45) et (46) avec comme seuls paramètres inconnus,  $\sigma^*$ ,  $\hat{\sigma}_R$  et  $\hat{\rho}$ . Ainsi, dans les équations (45) et (46),  $\langle x \rangle$  est remplacé par l'équation (51) et  $\tau_o$  par l'équation (54) (en remplaçant les variables  $\sigma_R$  et  $\rho$  par les paramètres effectifs  $\hat{\sigma}_R$  et  $\hat{\rho}$ ).

Pour  $\langle x \rangle < 2 \cdot \delta$

$$(55) \quad \varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{f \cdot E_f} - \frac{\alpha' \cdot \hat{\Lambda} \cdot \hat{\sigma}_R}{4 \cdot E_f} \cdot (1 - e^{-\hat{\rho}})$$

Pour  $\langle x \rangle > 2 \cdot \delta$

$$(56) \quad \varepsilon_c = \frac{\sigma_c}{E_c} + \frac{\alpha' \cdot \sigma_c^2}{\hat{\Lambda} \cdot \hat{\sigma}_R \cdot E_f} \cdot (1 - e^{-\hat{\phi}})$$

$$\text{Avec } \hat{\Lambda} = \Lambda \left( \hat{\rho}, \frac{\sigma^*}{\hat{\sigma}_R} \right) \text{ et } \hat{\phi} = \phi(\langle x_f \rangle, \sigma^*, \hat{\sigma}_R, \hat{\rho}, \sigma_c)$$

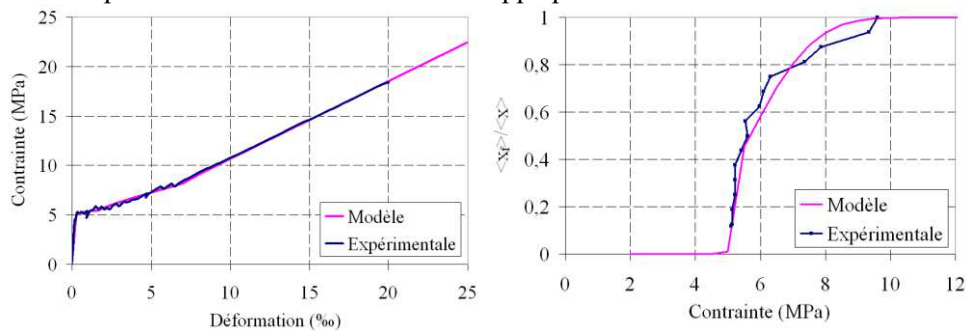
La courbe contrainte-déformation théorique de Pryce et Smith est ensuite recalée sur la courbe expérimentale, en faisant varier les paramètres  $\sigma^*$ ,  $\hat{\sigma}_R$  et  $\hat{\rho}$ .

Enfin,  $\tau$  est calculé en utilisant les valeurs des paramètres recalés, bien que celles-ci puissent être légèrement plus élevées des valeurs réelles.

$$(57) \quad \tau_o = \frac{r \cdot \hat{\Lambda}}{2 \cdot \langle x_f \rangle} \cdot \alpha' \cdot \hat{\sigma}_R$$

## ANNEXE E MODÈLE À 2 DISTRIBUTIONS DE WEIBULL

Il semblerait que si la distribution de Weibull était remplacée dans ce modèle par une distribution permettant de recalculer plus précisément le comportement de la courbe  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte, alors le comportement de la courbe contrainte-déformation pourrait être parfaitement recalculé et inversement. Cela peut se faire en adoptant, au sein du modèle, 2 distributions de Weibull différentes, une permettant de modéliser la distribution de la fissuration dans le début de la zone 2 et une seconde permettant de modéliser la fin. En recalculant ce nouveau modèle sur la courbe contrainte-déformation (il s'agit simplement d'utiliser les paramètres précédemment recalculés) et de joindre les modèles à l'intersection des 2 modèles contrainte-déformation), il apparaît que la courbe  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte peut être très finement modélisée (figure 293). Ainsi, grâce à ce modèle à 2 distributions de Weibull, le rapport  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$  en fonction du chargement peut être précisément obtenu à partir de l'essai de traction développé précédemment.



a) Courbes contrainte-déformation

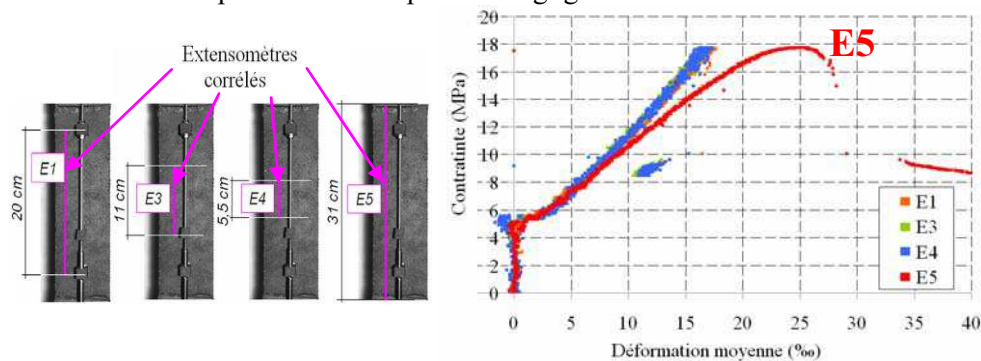
b) Courbes  $\langle x_f \rangle / \langle x \rangle$ -contrainte

Figure 293 : Confrontation modèle analytique recalculé-expérimentale (fin zone2)  
 $(\sigma_R = 6.2 \text{ MPa}, \rho = 3, T_f = 0.66)$

## ANNEXE F INFLUENCE DE L'EFFET D'ARRACHEMENT SUR LE COMPORTEMENT CONTRAINTE-DÉFORMATION

Bien qu'il ait été montré que l'intégration des fissures périphériques dans la zone de mesure des capteurs LVDT n'était pas représentative du comportement en traction pure du TRC, il peut être légitime de s'interroger sur l'impact de leur prise en compte.

Pour cela une confrontation a été réalisée entre les courbes contrainte-déformation issues de 4 extensomètres corrélés (E1, E3, E4 et E5) centrées sur la hauteur de l'éprouvette «E(10)/Pa-3(3)» (il s'agit de l'éprouvette qui a été considérée pour illustrer la partie précédente portant sur la validation de l'essai de traction) mais couvrant des hauteurs variables (figure 294). Il apparaît très nettement que les courbes issues des extensomètres corrélés (E1, E3 et E4) demeurent rigoureusement identiques. En contrepartie, la courbe issue de l'extensomètre E5 (hauteur de talon à talon intégrant les fissures périphériques) commence à diverger des autres courbes à proximité du début de la troisième zone et s'accroît jusqu'à la rupture. Ainsi l'intégration des fissures périphériques dans la zone de mesure des capteurs LVDT peut avoir une influence significative sur la courbe contrainte-déformation et ne peut clairement pas être négligée.



a) Illustration du positionnement des « extensomètres corrélés » E3, E4 et E5

b) courbes contrainte-déformation moyenne obtenue par l'intermédiaire des « extensomètres corrélés » E1, E3, E4 et E5

Figure 294 : Confrontations des « extensomètres corrélés » E1, E3, E4 et E5

## ANNEXE G DÉPENDANCE ENTRE LA FIN DE LA ZONE 1 DE LA COURBE CONTRAINTE-DÉFORMATION MOYENNE ET LE SCHÉMA DE FISSURATION DE LA MATRICE

Une exploitation détaillée des mesures de corrélation d'images destinée à déterminer l'évolution du nombre de fissures en fonction du chargement de l'éprouvette a été réalisée sur un échantillon composé de 9 éprouvettes (comprenant 5 structurations de TRC différentes : E(10)/Pa-1(3), E(10)/Pa-3(3), E(5)/Pa-2(2), E(10)/VE1-2(3) et E(10)/VE2(3) ; les courbes issues de cette étude ainsi que le référencement des éprouvettes testées seront illustrés et commentés au cours du paragraphe II.4.8).

La bibliographie indique que la propagation de la première fissure marque la fin de la première zone de la courbe contrainte-déformation. Ce résultat est confirmé et illustré par les mesures de corrélations d'images (figure 295). Il est de plus montré que quelque soit la structuration de l'éprouvette testée par l'essai de traction développé dans ce chapitre, **cette première fissure est localisée aléatoirement le long de la hauteur de l'éprouvette.**

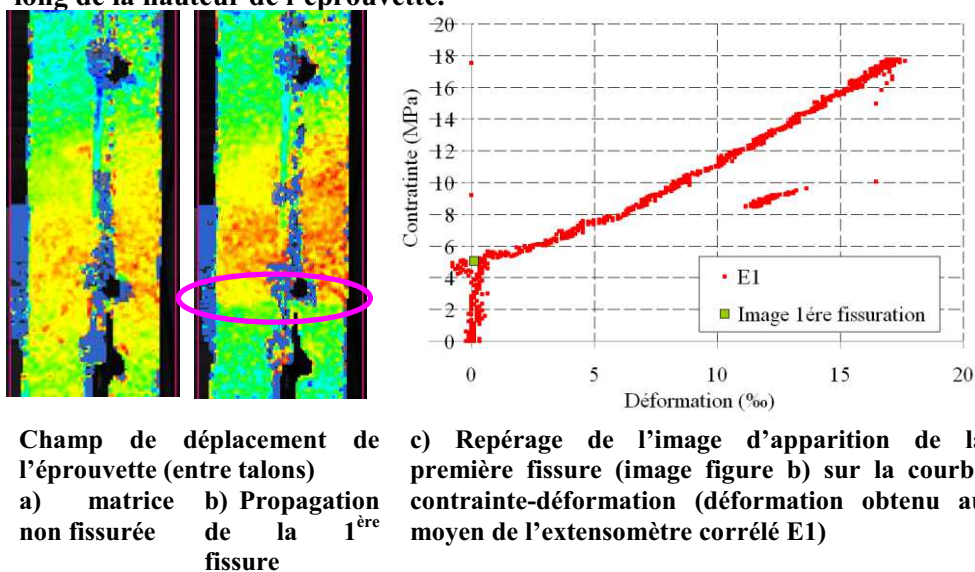


Figure 295 : Repérage de la création de la première fissure par corrélation d'images sur l'éprouvette d'épaisseur de 10 mm, de Matrice « E » renforcée par 3 couches de grilles tricotées « PA-3 »

## ANNEXE H TAUX D'IMPRÉGNATION EN FONCTION DU NOMBRE DE FILAMENTS PAR FILS

Les analyses micrométriques ont mis en exergue que pour une « matrice E », quelque soit la configuration du textile (non préimprégné), seul les filaments extérieurs des fils sont en contact avec la matrice. Cette annexe est portée sur le calcul du taux d'imprégnation des fils au sein de la matrice dans ce cas de configuration.

Pour cela plusieurs hypothèses sont réalisées. Il est considéré que le fil est de section circulaire et que l'arrangement des filaments est régulier au sein du fil (comme cela est illustré Figure 286).

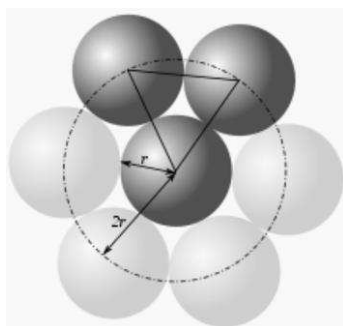


Figure 296 : filaments de rayons (r) disposés selon un arrangement régulier

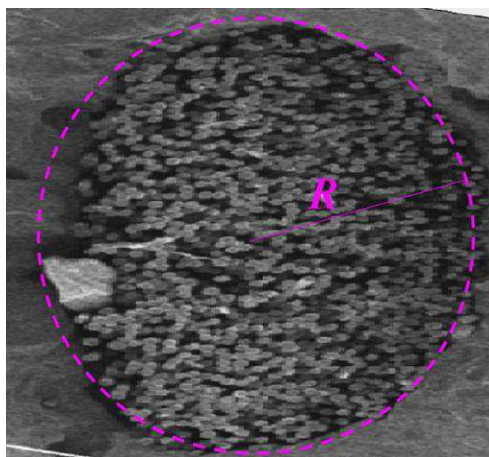


Figure 297 : fil de rayon R composé de filaments de diamètre faible devant le rayon du fil

Un fil de rayon (R) sera ainsi considéré composé de filaments de rayons (r) disposés selon un arrangement régulier (Figure 287). Dans ces conditions, Gauss montra que la densité surfacique de cet arrangement (d) est de  $(\pi/(2 \times \sqrt{3})) \approx 0.9069$ .

Le taux d'imprégnation ( $T_{imp}$ ) des fils est défini par le rapport entre la surface de filaments en contact avec le mortier ( $S_{imp}$ , c'est-à-dire la surface imprégnée) et la surface de filaments totale ( $S_{tot}$ ). Comme le nombre de diamètres des filaments est très faible par rapport au diamètre du fil, nous considérerons en première approximation que la surface de filaments en contact avec le mortier ( $S_{imp}$ ) correspond à la surface du fil.

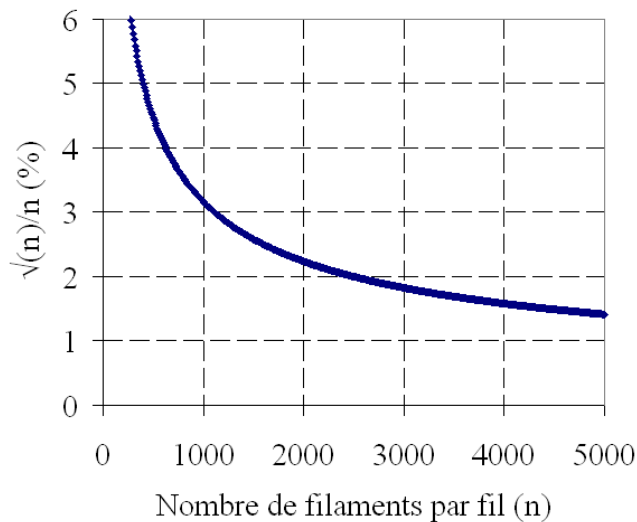
Ainsi pour une longueur de fil (l) et un nombre de filaments par fil (n) :

$$S_{imp} = 2\pi Rl \text{ et } S_{tot} = n 2\pi r l$$

De plus, la section occupée par le fil ( $\pi R^2$ ) est égale à la section occupée par les filaments ( $n \pi r^2$ ) plus la section occupée par le vide entre les filaments ( $n \pi r^2 (1-d)$ ) d'où :  $\pi R^2 = n \pi r^2 (2-d)$  et donc  $R = r \sqrt{(n(2-d))}$

$$T_{imp} = S_{imp}/S_{tot} = R/nr = \sqrt{(n(2-d))/n} \approx 1.045514 \sqrt{n/n}.$$

Expérimentalement il est constaté que le fil n'est pas un cercle, mais se rapproche plutôt d'une ellipse et que l'arrangement des filaments dans le fil n'est pas parfait (ce qui modifie la valeur de la densité). Quoiqu'il en soit, lorsque seuls les filaments extérieurs des fils sont imprégnés, le taux d'imprégnation du fil est de la forme constante  $\times \sqrt{n/n}$ .



**Figure 298 : Évolution qualitative du taux d'imprégnation des fils en fonction du nombre de filaments par fils**



## ANNEXE I INFLUENCE DU RENFORT TRC SUR LES DÉFORMATIONS EN FLEXION

Le comportement qualitatif et quantitatif de la déformation de la fibre supérieure de la poutre en flexion pure en fonction du chargement, ne semble pas être influencé par l'endommagement et la réparation des poutres (à l'exception de la charge de rupture qui varie en fonction des configurations, figures 302, 304). Il en est de même vis-à-vis de la déformation des aciers longitudinaux pour un chargement supérieur à celui correspondant au palier précédemment décrit sur les poutres saines (écart maximal de 12 % par rapport à la moyenne, figures 301, 303). Au-delà de ce palier, il peut ainsi être conclu que la répartition des déformations dans la section située en milieu de poutre (flexion pure) ne semble pas influencée par l'endommagement et la réparation des poutres (quelque soit la configuration de réparation).

Il est tout de même à noter que d'un point de vue quantitatif, la déformation du béton de la poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » (figure 302) s'éloigne significativement de celle des autres poutres (écart maximal de 25 % par rapport à la moyenne, figure 302), mais cet écart n'est pas jugé représentatif. En effet, sur cette poutre la jauge de mesure de déformation du béton est placée sur une zone de concentration de déformation en compression (béton écrasé, figure 299), ce qui n'est pas le cas des jauges situées sur les autres poutres (même celles dont le mode de rupture est en compression due au moment fléchissant, figure 300).

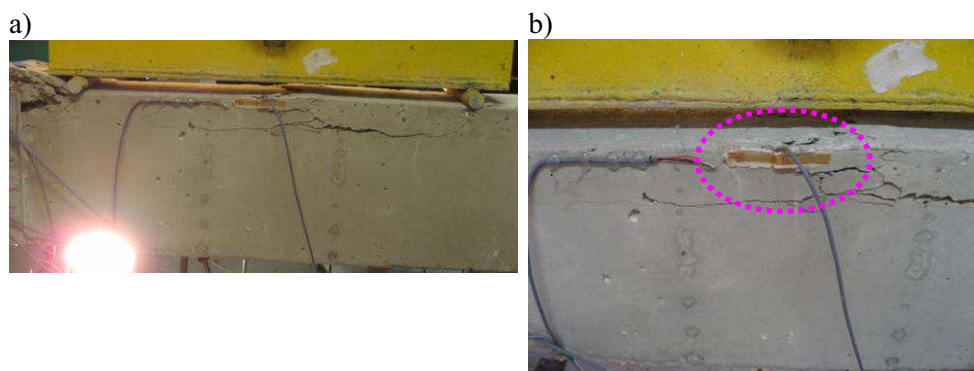


Figure 299 : Illustration de la poutre « R30-B-FI-P-TRC(5) » après rupture



Figure 300 : Illustration du mode de rupture de la poutre « R30-B-FI-P-TRC(10) »

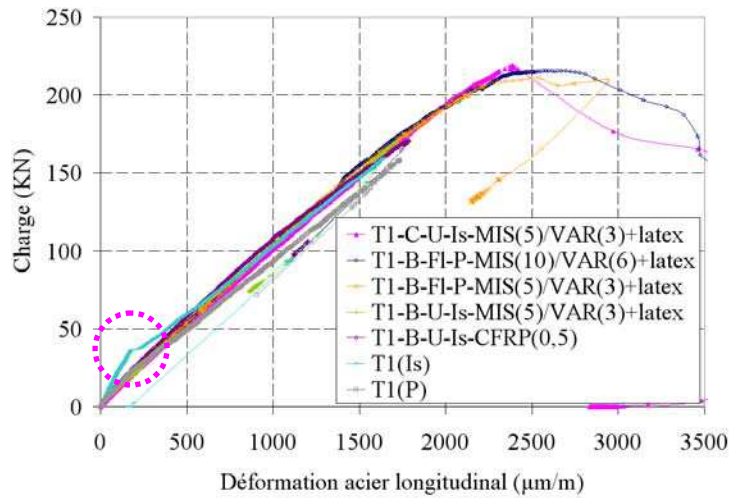


Figure 301 : Comportement charge-déformations mesuré sur l'armature longitudinale des différentes configurations de poutres réparées et non réparées (30 MPa)

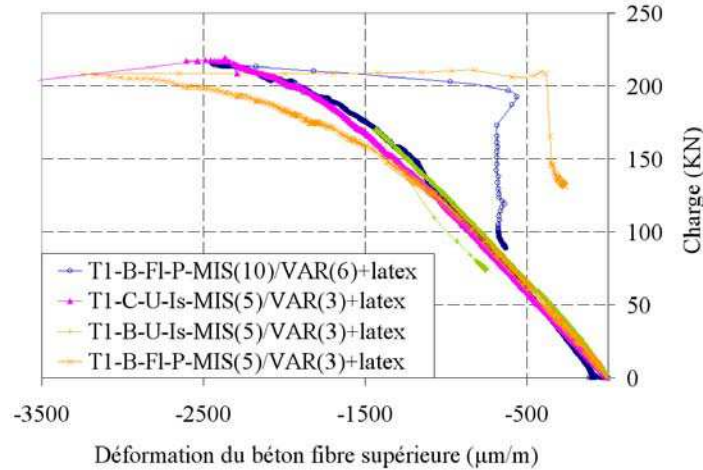


Figure 302 : Comportement charge-déformations mesuré sur le béton au niveau de la fibre supérieure de la poutre des différentes configurations de poutres réparées et non réparées (30 MPa)

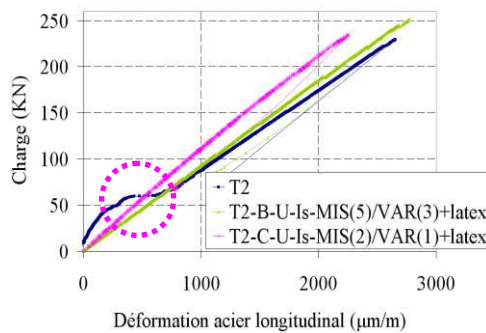


Figure 303 : Comportement charge-déformations mesuré sur l'armature longitudinale des différentes configurations des « poutres R40 » réparées et non réparées

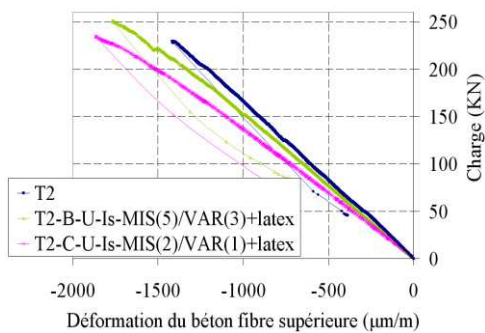


Figure 304 : Comportement charge-déformations mesuré sur le béton au niveau de la fibre supérieure de la poutre des différentes configurations des « poutres R40 » réparées et non réparées

## ANNEXE J POSITION DU POINT RETENU POUR LE CALCUL DE L'OUVERTURE DE FISSURE MAXIMALE

La position du point retenu pour le calcul de l'ouverture de fissure maximale au cours du paragraphe III.5.1.3. est illustrée sur les figures suivantes.

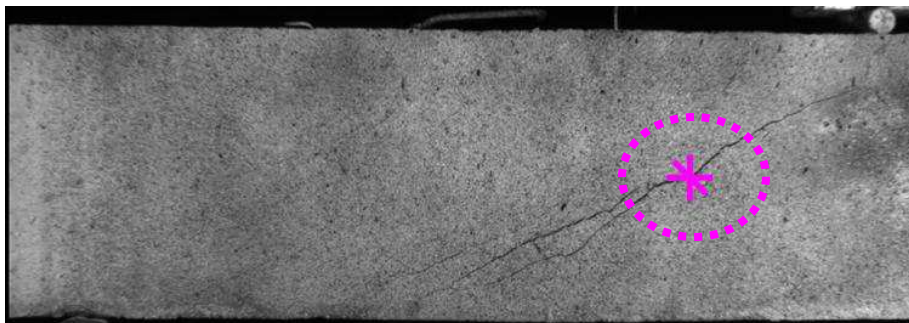


Figure 305 : Position de l'extensomètre par corrélation d'images verticale, horizontale et perpendiculaire à la fissure, sur la première poutre « R40 »

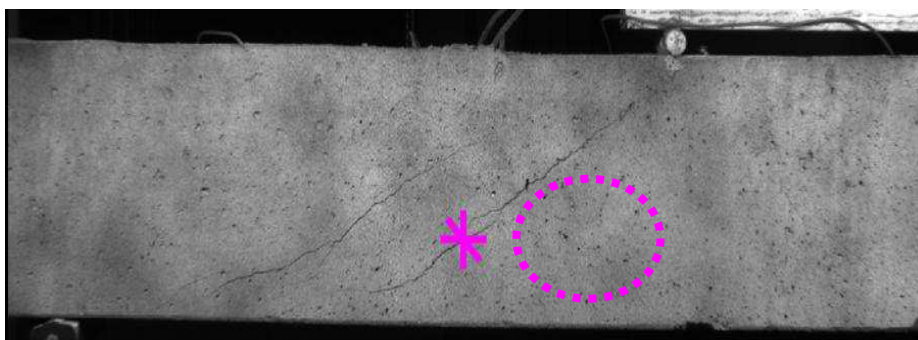


Figure 306 : Position de l'extensomètre par corrélation d'images verticale, horizontale et perpendiculaire à la fissure, sur la seconde poutre « R40 »

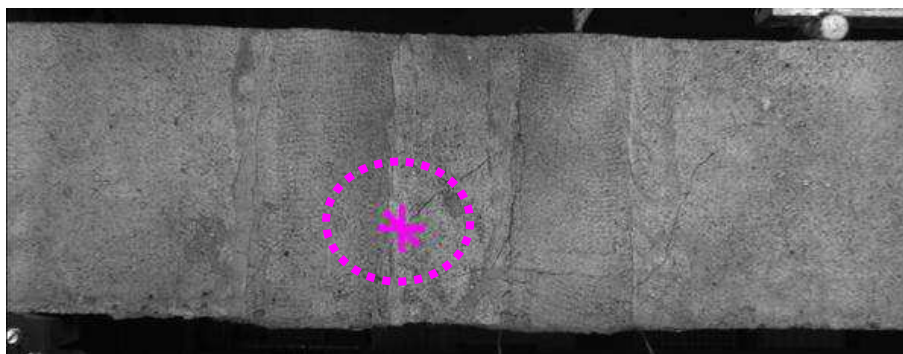
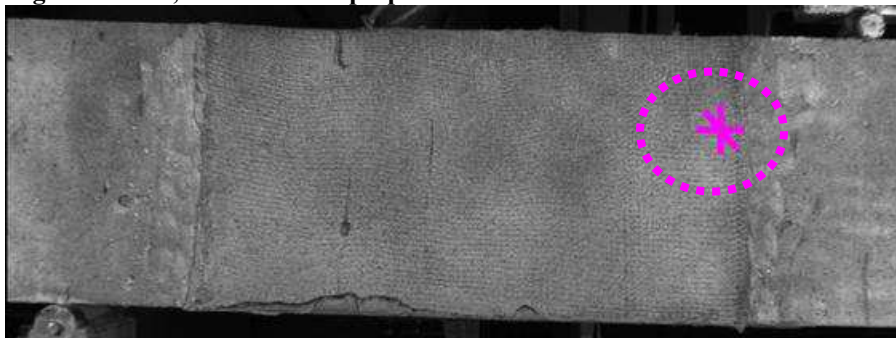


Figure 307 : Position de l'extensomètre par corrélation d'images verticale, horizontale et perpendiculaire à la fissure, sur la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) »

- a) Photographie à l'effort ultime et position de l'extensomètre par corrélation d'images verticale, horizontale et perpendiculaire à la fissure



- b) Schéma de fissuration à l'effort ultime (Corrélation de la photographie ci-dessus)

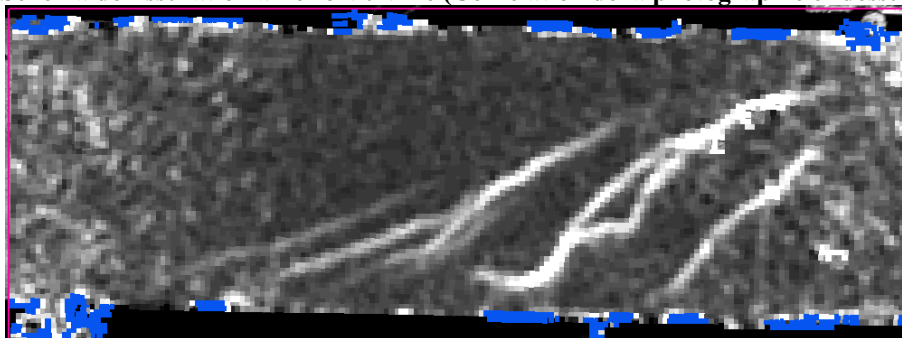


Figure 308 : Position des extensomètres par corrélation d'images sur la poutre « R40-C-U-Is-TRC(2) »

## ANNEXE K DÉFORMATIONS VERTICALES MOYENNES MAXIMALES RELEVÉES SUR LES TRC(5)

La déformation verticale moyenne maximale relevée sur les TRC(5) des différentes poutres réparées par mise en œuvre par moulage au contact *in situ* est illustrée sur les figures suivantes.

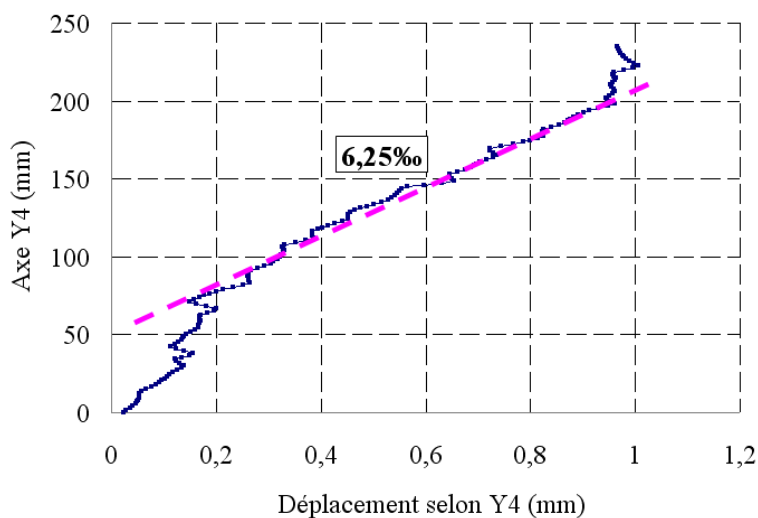


Figure 309 : Déplacement selon « Y4 » en surface de la poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) » et calcul de la déformation verticale maximale moyenne le long de cet axe

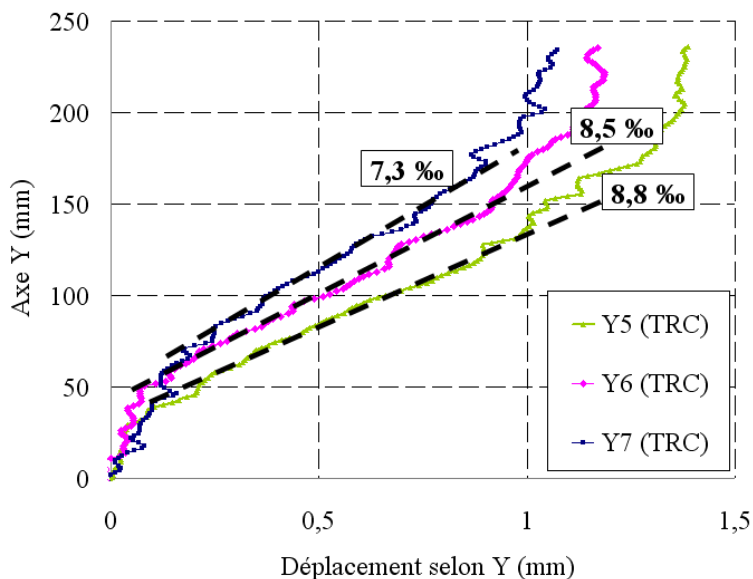
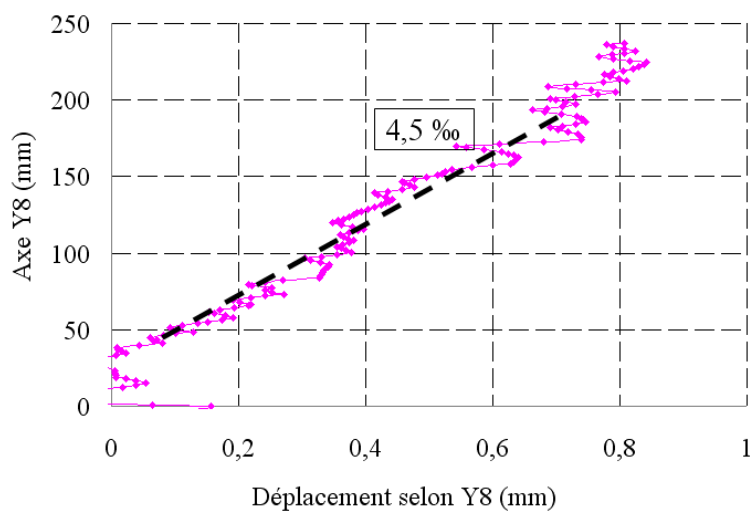
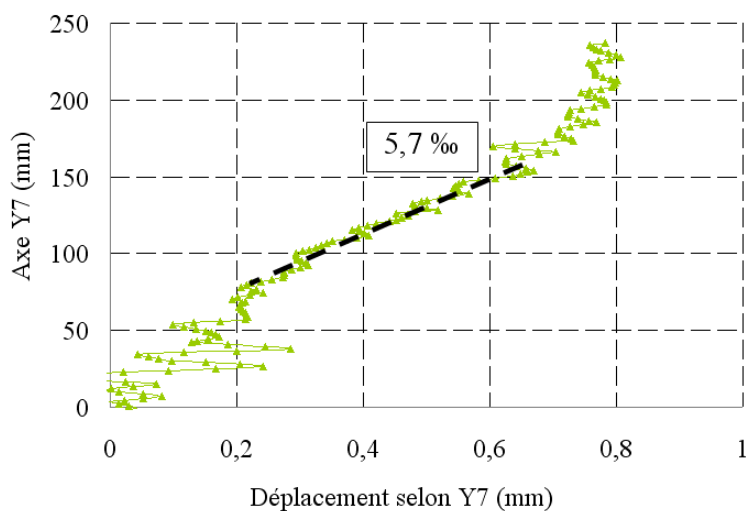


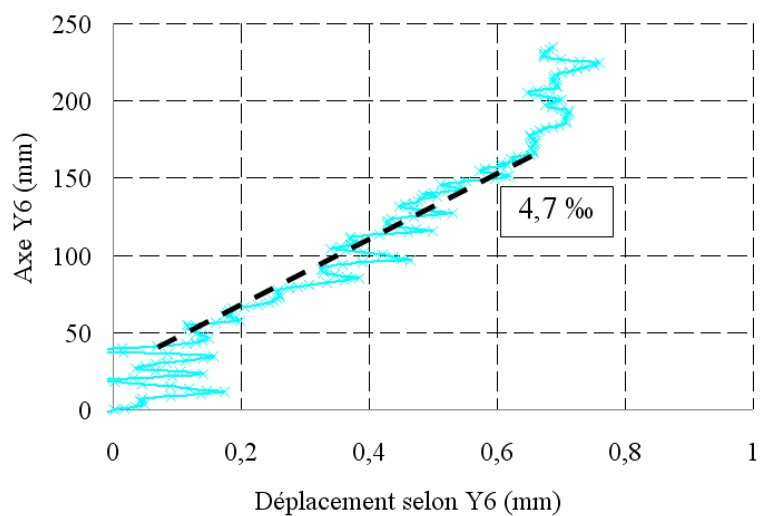
Figure 310 : Déplacement selon « Y5 », « Y6 » et « Y7 » en surface de la poutre « R40-B-U-Is-TRC(5) » et calcul de la déformation verticale maximale moyenne le long de ces axes



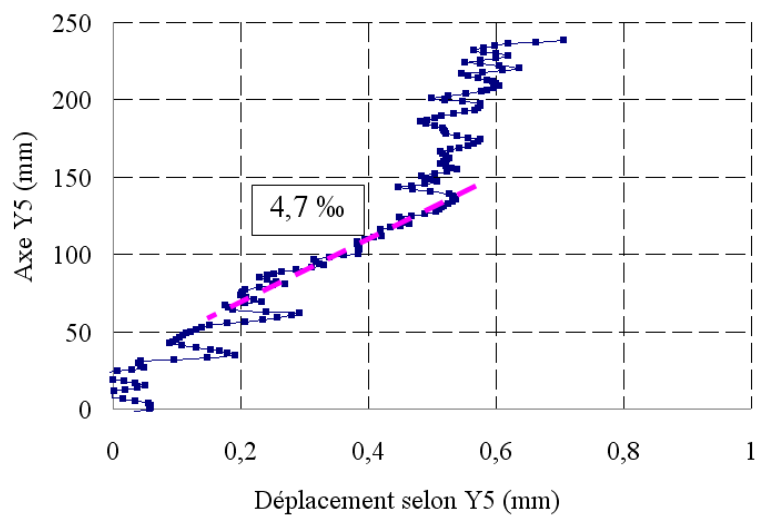
**Figure 311 : Déplacement selon « Y8 » en surface de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » et calcul de la déformation verticale maximale moyenne le long de cet axe**



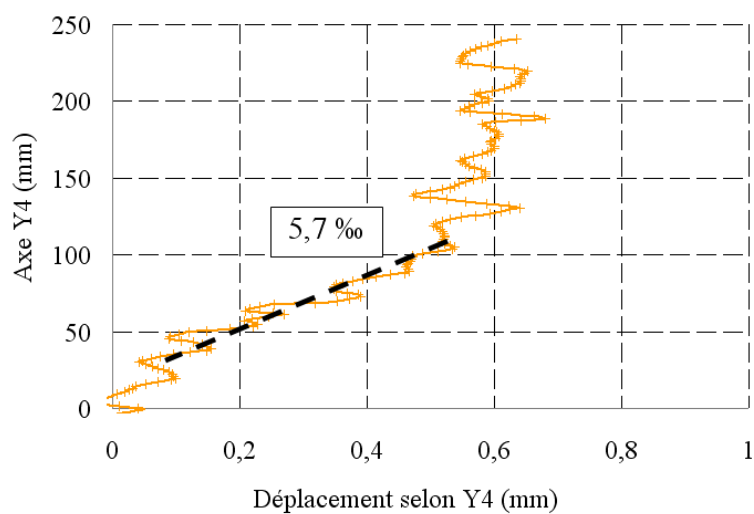
**Figure 312 : Déplacement selon « Y7 » en surface de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » et calcul de la déformation verticale maximale moyenne le long de cet axe**



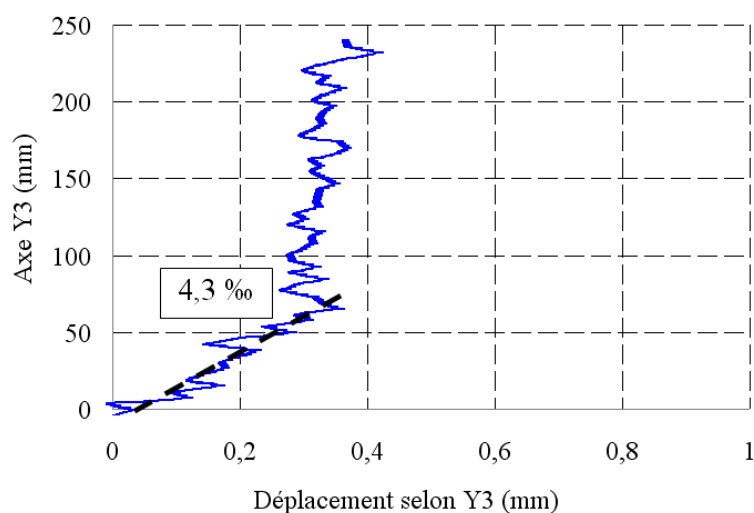
**Figure 313 : Déplacement selon « Y6 » en surface de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » et calcul de la déformation verticale maximale moyenne le long de cet axe**



**Figure 314 : Déplacement selon « Y5 » en surface de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » et calcul de la déformation verticale maximale moyenne le long de cet axe**



**Figure 315 : Déplacement selon « Y4 » en surface de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » et calcul de la déformation verticale maximale moyenne le long de cet axe**



**Figure 316 : Déplacement selon « Y3 » en surface de la poutre « R30-C-U-Is-TRC(5) » et calcul de la déformation verticale maximale moyenne le long de cet axe**



## ANNEXE L COMPOTEMENT LOCAL DE « TRC(2) » MIS EN ŒUVRE PAR MOULAGE AU CONTACT *IN SITU* POUR UNE RÉPARATION CONTINUE EN « U »

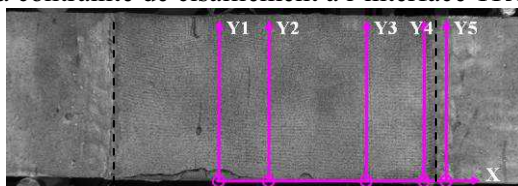
Le paragraphe III.5.2.2 (*Mise en œuvre par moulage au contact in situ de « TRC(5) »*) semble montrer que l'adhérence à l'interface TRC béton est susceptible d'influer significativement sur le comportement du TRC de réparation (en passant d'un comportement multifissurant pour une adhérence faible à un comportement d'arrachement pour une adhérence élevée).

Si ce comportement d'arrachement peut être obtenu en augmentant l'adhérence TRC-substrat de béton, il est dès lors envisageable qu'il le soit en diminuant l'épaisseur et/ou la section de TRC (tous autres paramètres équivalents, cela engendrant une diminution de l'effort maximal repris par le composite et de ce fait, de la contrainte de cisaillement maximal le long de la longueur de scellement à l'interface TRC-béton).

En effet, le composite « TRC(2) » mis en œuvre par moulage au contact *in situ* continu en « U » sur la poutre « R40 » semble, dans certaines zones, tendre vers un comportement d'arrachement (comme cela apparaît sur la figure 318 pour les axes « Y1 », « Y3 » et « Y4 »). Toutefois, en confrontant le comportement relevé le long des axes voisins « Y5 » (en surface du TRC) et « Y6 » (en surface de la poutre béton) distants de 3 cm, il apparaît que dans le cas du TRC, le « palier » traduisant la méso-fissuration n'est pas clairement discontinu mais présente cependant une légère pente. Cette pente correspond à une déformation moyenne qui varie entre 21 ‰ (pour la méso-fissure en partie inférieure de la poutre) et 51 ‰ (pour la méso-fissure en partie supérieure de la poutre) et, est de ce fait, largement supérieure à la déformation moyenne ultime relevée en traction directe pour ce TRC (14 ‰). Il semblerait ainsi que pour cette configuration de réparation, le comportement semble mixte (entre un comportement multifissurant et un comportement à l'arrachement). Ce comportement est illustré sur la figure 319 qui s'appuie sur le comportement relevé le long des axes « Y4 » et « Y5 ».

Les caractéristiques de l'interface TRC-mortier affectent sensiblement le mode de comportement local du TRC. Il semblerait ainsi que lorsqu'une certaine déformation ou contrainte de cisaillement à l'interface (déformation critique à l'interface) TRC-béton est dépassée, le TRC passe d'une sollicitation à l'arrachement à une sollicitation en traction.

En conséquence, toutes choses égales par ailleurs, le mode de sollicitation du TRC peut évoluer avec soit la variation de la déformation critique à l'interface, soit la variation de l'épaisseur, de la rigidité ou de la résistance du composite (qui influe sur l'évolution de la contrainte de cisaillement à l'interface TRC-béton).



Repérage de 6 axes verticaux (Y) et d'un axe horizontal (X) sur la poutre « R30-B-U-Is-TRC(5) ». Les traits interrompus marquent le renfort de TRC

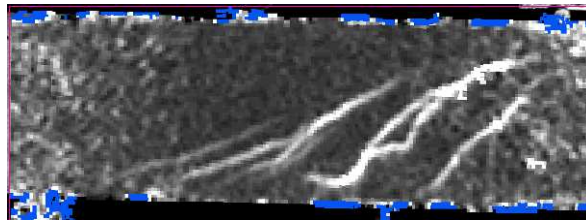


Figure 317 : Rappel du schéma de fissuration à l'effort ultime de « R40-C-U-Is-TRC(2) » (Corrélation de la photographie ci-dessus)

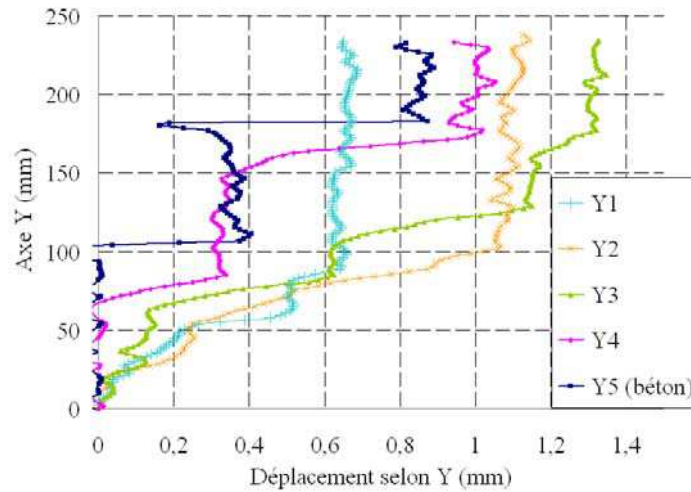


Figure 318 : Déplacement selon « Y » en surface de la poutre « R40-C-U-Is-TRC(2) » le long de chacun des 6 axes « Y » représentés ci-dessus (mesuré par corrélation d'images à la charge ultime)

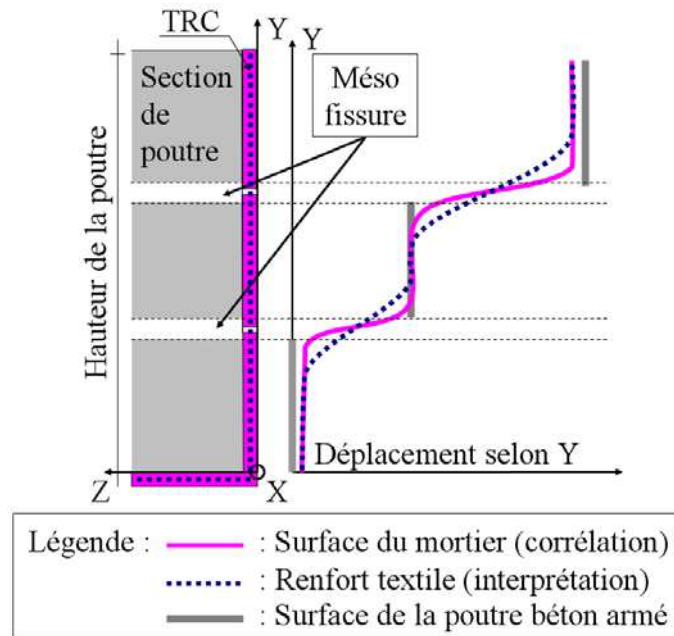


Figure 319 : Représentation idéalisée du déplacement sur les plaques de TRC préfabriquées interceptant une méso-fissure le long de la hauteur de la poutre