



HAL
open science

**Formulation, performances mécaniques, et applications,
d'un matériau TRC pour le renforcement et la
réparation de structures en béton/et béton armé :
Approches expérimentale et numérique**

Ba Tam Truong

► **To cite this version:**

Ba Tam Truong. Formulation, performances mécaniques, et applications, d'un matériau TRC pour le renforcement et la réparation de structures en béton/et béton armé : Approches expérimentale et numérique. Génie civil. Université de Lyon, 2016. Français. NNT : 2016LYSEI076 . tel-01695501

HAL Id: tel-01695501

<https://theses.hal.science/tel-01695501>

Submitted on 29 Jan 2018

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

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



N°d'ordre NNT : 2016LYSEI076

THESE de DOCTORAT DE L'UNIVERSITE DE LYON
opérée au sein de
(L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon)

Ecole Doctorale EDA162
(Mécanique, Energétique, Génie civil, Acoustique)

Spécialité de doctorat : GENIE CIVIL
Discipline : MATERIAUX, STRUCTURES

Soutenue publiquement le 19/07/2016, par :
Ba Tam TRUONG

Formulation, performances mécaniques, et applications, d'un matériau TRC pour le renforcement et la réparation de structures en béton/et béton armé : Approches expérimentale et numérique

Devant le jury composé de :

Mohammed HJIAJ	Professeur	INSA de Rennes	Rapporteur
Mokhtar MABSSOUT	Professeur	FST Tanger	Rapporteur
Francesco DELL'ISOLA	Professeur	La Sapienza Rome	Président du jury
Jean AMBROISE	MCF	INSA de Lyon	Examineur
Ali LIMAM	Professeur	INSA de Lyon	Directeur de thèse
Amir SI LARBI	Professeur	ENISE	Co-directeur de thèse
Tan Trung BUI	MCF	INSA de Lyon	Encadrant de thèse
Marie MICHEL	MCF	Université Lyon 1	Encadrant de thèse

Département FEDORA – INSA Lyon - Ecoles Doctorales – Quinquennal 2016-2020

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	<u>CHIMIE DE LYON</u> http://www.edchimie-lyon.fr Sec : Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3 ^e etage secretariat@edchimie-lyon.fr Insa : R. GOURDON	M. Stéphane DANIELE Institut de Recherches sur la Catalyse et l'Environnement de Lyon IRCELYON-UMR 5256 Équipe CDFA 2 avenue Albert Einstein 69626 Villeurbanne
E.E.A.	<u>ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE</u> http://edeea.ec-lyon.fr Sec : M.C. HAVGOUDOUKIAN Ecole-Doctorale.eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60.97 Fax : 04 78 43 37 17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	<u>EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION</u> http://e2m2.universite-lyon.fr Sec : Safia AIT CHALAL Bat Darwin - UCB Lyon 1 04.72.43.28.91 Insa : H. CHARLES Safia.ait-chalal@univ-lyon1.fr	Mme Gudrun BORNETTE CNRS UMR 5023 LEHNA Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Forel 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 06 07 5
EDISS	<u>INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES- SANTÉ</u> http://www.ediss-lyon.fr Sec : Safia AIT CHALAL Hôpital Louis Pradel - Bron 04 72 68 49 09 Insa : M. LAGARDE Safia.ait-chalal@univ-lyon1.fr	Mme Emmanuelle CANET-SOULAS INSERM U1060, CarMeN lab, Univ. Lyon 1 Bâtiment IMBL 11 avenue Jean Capelle INSA de Lyon 696621 Villeurbanne Tél : 04.72.68.49.09 Fax :04 72 68 49 16 Emmanuelle.canet@univ-lyon1.fr
INFOMATHS	<u>INFORMATIQUE ET MATHEMATIQUES</u> http://infomaths.univ-lyon1.fr Sec :Renée EL MELHEM Bat Blaise Pascal 3 ^e etage infomaths@univ-lyon1.fr	Mme Sylvie CALABRETTO LIRIS – INSA de Lyon Bat Blaise Pascal 7 avenue Jean Capelle 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 43. 80. 46 Fax 04 72 43 16 87 Sylvie.calabretto@insa-lyon.fr
Matériaux	<u>MATERIAUX DE LYON</u> http://ed34.universite-lyon.fr Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry Ed.materiaux@insa-lyon.fr	M. Jean-Yves BUFFIERE INSA de Lyon MATEIS Bâtiment Saint Exupéry 7 avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 71.70 Fax 04 72 43 85 28 Ed.materiaux@insa-lyon.fr
MEGA	<u>MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE</u> http://mega.universite-lyon.fr Sec : M. LABOUNE PM : 71.70 –Fax : 87.12 Bat. Saint Exupéry mega@insa-lyon.fr	M. Philippe BOISSE INSA de Lyon Laborat oire LAMCO S Bâtiment nt
ScSo	ScSo* http://recherche.univ-lyon2.fr/scso/ Sec : Viviane POLSINELLI Brigitte DUBOIS Insa : J.Y. TOUSSAINT viviane.polsinelli@univ-lyon2.fr	Mme Isabelle VON BUELTZINGLOEWEN Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.77.23.86 Fax : 04.37.28.04.48

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

TABLE DES MATIERES

RESUME.....	1
ABSTRACT	2
INTRODUCTION.....	3
CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIE.....	5
1.1 INTRODUCTION.....	5
1.2 MATERIAU COMPOSITE TRC (TEXTILE REINFORCED CONCRETE).....	5
1.2.1 Textiles.....	5
1.2.1.1 Fibres de verre	6
1.2.1.2 Fibres de basalte	6
1.2.1.3 Fibres de carbone.....	7
1.2.1.4 Fibres d'aramide	7
1.2.2 Matrice cimentaire	9
1.2.2.1 Matrice à base de clinker portland.....	9
1.2.2.2 Matrice d'aluminate de calcium	10
1.2.2.3 Matrice phosphatique	10
1.2.2.4 Matrice chargée de polymères.....	11
1.2.3 Comportement mécanique du composite TRC	12
1.2.3.1 Comportement d'adhérence multi-échelle.....	12
1.2.3.1.1 Adhérence filament-mortier	12
1.2.3.1.2 Adhérence fil-mortier.....	13
1.2.3.2 Comportement mécanique en traction.....	17
1.2.3.2.1 Comportement en traction par flexion.....	17
1.2.3.2.2 Comportement en traction directe	20
1.2.3.3 Paramètres influençant le comportement en traction du composite TRC	25
1.2.3.3.1 Nature de la matrice	25
1.2.3.3.2 Nature des filaments	28
1.2.3.3.3 Taux de renfort.....	30
1.2.3.3.4 Mode de conservation du composite.....	32
1.2.3.3.5 Pré-imprégnation du renfort textile	33
1.2.3.3.6 Orientation des fils.....	34
1.2.3.3.7 Direction du textile tricoté	35
1.3 APPLICATION DU COMPOSITE TRC POUR LE RENFORCEMENT ET/OU LA REPARATION DE POUTRES EN BETON ARME.....	36
1.3.1 Comportement d'une poutre béton armé non renforcée/réparée par composite ...	36
1.3.1.1 Comportement global	36
1.3.1.2 Mécanismes de rupture	37

1.3.1.2.1 Mécanismes de rupture due au moment fléchissant	37
1.3.1.2.2 Mécanisme de rupture due à l'effort tranchant	37
1.3.2 Comportement d'une poutre en béton armé renforcée/réparée par composite FRP (Fibre Reinforced Polymer).....	39
1.3.2.1 Comportement global	39
1.3.2.2 Configurations courantes du renforcement/réparation de poutres en béton armé ...	40
1.3.2.2.1 Configuration du renforcement au moment fléchissant.....	40
1.3.2.2.2 Configuration du renforcement à l'effort tranchant.....	41
1.3.2.3 Mécanismes de rupture	42
1.3.2.3.1 Rupture par flexion	42
1.3.2.3.2 Rupture due au cisaillement.....	43
1.3.2.3.3 Rupture due au décollement.....	43
1.3.3 Composite à base de matrice minérale pour le renforcement et/ou réparation des structures béton armé	44
1.3.3.1 Mise en œuvre et configurations du composite	45
1.3.3.2 TRC (Textile Reinforced Concrete) du renforcement et/ou réparation des poutres en béton armé	46
1.3.3.2.1 Renforcement/réparation au moment fléchissant	46
1.3.3.2.2 Renforcement/réparation à l'effort tranchant	48
1.3.3.3 TRM (Textile Reinforced Mortar) du renforcement et/ou réparation des poutres en béton armé	52
1.3.3.3.1 Renforcement/réparation au moment fléchissant	52
1.3.3.3.2 Renforcement/réparation à l'effort tranchant	53
1.3.3.4 FRC (Fibre Reinforced Cement) pour le renforcement et/ou réparation des poutres en béton armé.....	55
1.3.3.5 Renforcement et/ou réparation par MBC (Mineral Based Composite) de poutres en béton armé	55
1.3.3.5.1 Renforcement/réparation au moment fléchissant	56
1.3.3.5.2 Renforcement/réparation à l'effort tranchant	57
1.4 CONCLUSION.....	58
CHAPITRE 2 : APPROCHE EXPERIMENTALE- ECHELLE MATERIAU.....	60
2.1 INTRODUCTION	60
2.2 PRESENTATION DE LA MATRICE FORMULEE.....	60
2.2.1 Matrice K3	60
2.2.2 Traitement de surface	61
2.3 TECHNIQUES DE CARACTERISATION	61
2.3.1 Réalisation des éprouvettes d'essai.....	61
2.3.2 Evaluation de la résistance en traction par flexion	62

2.3.3 Evaluation de l'adhérence sur béton	63
2.3.4 Evaluation de l'hydratation par analyse thermogravimétrique	64
2.3.5 Evaluation de la porosité du matériau	64
2.3.6 Evaluation de la perméabilité du matériau.....	65
2.3.7 Evaluation du développement de champignons en milieu gélosé	65
2.3.8 Migration des ions Aluminium.....	66
2.3.9 Caractéristiques mécaniques à 28 jours.....	67
2.3.9.1 Influence du temps de préparation des plaques sur la résistance en traction par flexion du composite : t_0 ou t_{1h}	67
2.3.9.2 Influence des cycles d'immersion-séchage sur la résistance en traction par flexion du composite.....	68
2.3.9.3 Impact du vieillissement du pré-mélange.....	69
2.3.10 Evaluation de l'adhérence sur support béton.....	70
2.3.11 Perméabilité du matériau	70
2.3.12 Développement de champignons.....	71
2.3.13 Migration des ions Aluminium (norme NF EN 1944-3).....	72
2.3.14 Durabilité	72
2.3.14.1 Caractéristiques mécaniques.....	72
2.3.14.2 Hydratation de la matrice	73
2.4 INFLUENCE DU TRAITEMENT DE SURFACE.....	74
2.4.1 Caractéristiques mécaniques à 2 mois.....	74
2.4.2 Hydratation de la matrice.....	75
2.4.2.1 A 7 jours	75
2.4.2.2 A 2 mois.....	75
2.4.3 Structuration de la matrice	76
2.4.3.1 A 7jours	76
2.4.3.2 A 2 mois.....	77
2.4.4 Perméabilité du matériau	78
2.4.5 Développement de champignons.....	78
2.4.6 Migration des ions Aluminium (norme NF EN 1944-3).....	79
2.5 CONCLUSIONS.....	80
CHAPITRE 3 : APPROCHE EXPERIMENTALE- ECHELLE STRUCTURE	82

3.1	INTRODUCTION	82
3.2	MATERIAU	82
3.2.1	Textile Reinforced Concrete (TRC)	82
3.2.1.1	Matrice cimentaire	83
3.2.1.2	Renfort textile	83
3.2.1.3	Résistance en traction par flexion	84
3.2.1.3.1	<i>Comportement général</i>	84
3.2.1.3.2	<i>Influence des conditions de conservation sur la résistance du composite</i>	86
3.2.2	Béton et acier	87
3.3	PROCEDURE EXPERIMENTALE POUR L'ETUDE DE L'EFFICACITE DU RENFORCEMENT/REPARATION DU TRC SUR DES EPROUVETTES EN BETON	87
3.3.1	Géométries des éprouvettes en béton et mise en œuvre du composite	87
3.3.1.1	Géométries	87
3.3.1.2	Mise en œuvre du composite et conditions de conservation.....	89
3.3.1.2.1	<i>Mise en place du composite</i>	89
3.3.1.2.2	<i>Conditions de conservation</i>	90
3.3.2	Principe de l'essai	90
3.3.3	Résultats et analyses	90
3.3.3.1	Référencement des éprouvettes.....	91
3.3.3.2	Description et confrontation du comportement des éprouvettes non et renforcées.....	91
3.3.3.3	Influence des configurations d'éprouvettes sur l'efficacité du renforcement du TRC	94
3.3.3.4	Influence des conditions de conservation sur l'efficacité du renforcement du TRC	96
3.3.3.5	Evaluation de l'adhérence mortier-béton.....	96
3.3.3.6	Mode de rupture.....	98
3.4	PROCEDURE EXPERIMENTALE VISANT L'ETUDE DE L'EFFICACITE DU RENFORCEMENT TRC SUR LES POUTRES EN BETON ARME	99
3.4.1	Géométries et instrumentations	99
3.4.1.1	Géométries des poutres	99
3.4.1.2	Instrumentation	100
3.4.2	Mise en œuvre du composite et conditions de conservation	102
3.4.2.1	Mise en place du composite.....	102
3.4.2.2	Conditions de conservation.....	103
3.4.3	Résultats et analyses	104
3.4.3.1	Référence des poutres	104
3.4.3.1.1	<i>Analyse des courbes charge/flèche</i>	104
3.4.3.1.2	<i>Mode de rupture</i>	108

3.4.3.1.3	<i>Evolution de la rigidité flexionnelle</i>	109
3.4.3.2	Comportement à l'échelle locale	110
3.4.3.2.1	<i>Déformation des aciers longitudinaux</i>	110
3.4.3.2.2	<i>Champ de déplacement</i>	111
3.4.3.2.3	<i>Ouverture de fissure</i>	112
3.4.3.2.4	<i>Profil de l'ouverture de fissure</i>	114
3.4.3.2.5	<i>Comportement local du TRC</i>	116
3.5	CONCLUSION	119
CHAPITRE 4 : APPROCHE NUMERIQUE		120
4.1	INTRODUCTION	120
4.2	MODELISATION DU COMPORTEMENT DES MATERIAUX	121
4.2.1	Comportement du béton et du béton armé	121
4.2.1.1	Béton	121
4.2.1.2	Béton armé	123
4.2.1.3	Problématique	124
4.2.1.4	Modèle béton CEA	126
4.2.1.4.1.1	Présentation du modèle	126
4.2.1.4.1.2	Identification des paramètres matériau	126
4.2.1.5	Validations	127
4.2.1.5.1	<i>Elément prismatique de béton en traction/et compression uni axiale</i>	128
4.2.1.5.2	<i>Barre 1D en traction uni axiale</i>	129
4.2.2	Modélisation du comportement du composite TRC	131
4.2.2.1	Approches pour la modélisation numérique	131
4.2.2.2	Modélisation numérique proposée	134
4.2.2.3	Application des modèles proposés	136
4.2.2.3.1	<i>Plaque composite TRC en flexion 4 points</i>	136
4.2.2.3.2	<i>Plaque composite TRC en traction directe</i>	139
4.2.3	Conclusions	141
4.3	MODELISATION DES ESSAIS	141
4.3.1	Simulation des éprouvettes en béton non et renforcée	141
4.3.1.1	Géométrie et hypothèse de la modélisation	141
4.3.1.2	Paramètres matériaux	142
4.3.1.2.1	<i>Béton</i>	142
4.3.1.2.2	<i>Mortier</i>	142
4.3.1.2.3	<i>Composite TRC</i>	143
4.3.1.3	Résultats et discussions	145
4.3.1.3.1	<i>Comportement global</i>	145
4.3.1.3.1.1	Charge/flèche	145
4.3.1.3.1.2	Modes de rupture	147
4.3.1.3.2	<i>Comportement local : Déformation du composite</i>	148
4.3.1.3.3	<i>Etudes paramétriques</i>	148

4.3.1.3.3.1 Influence de l'épaisseur du composite (ou taux de renfort)	149
4.3.1.3.3.2 Influence de la résistance ultime du composite	151
4.3.1.3.3.3 Influence de la géométrie de pré-fissuration	153
4.3.2 Simulation des poutres en béton armé renforcées par composite TRC	155
4.3.2.1 Géométrie et hypothèse de la modélisation	155
4.3.2.2 Modélisation des matériaux	156
4.3.2.2.1 Béton	156
4.3.2.2.2 Acier	157
4.3.2.2.3 Composite TRC	157
4.3.2.3 Résultats numériques	157
4.3.2.3.1 Comportement global	157
4.3.2.3.2 Comportement local	159
4.3.2.3.2.1 Aciers longitudinaux	159
4.3.2.3.2.2 Déformation du béton	160
4.3.2.3.2.3 Schéma de fissuration	162
4.3.2.3.2.4 Champ de déplacement horizontal	163
4.3.2.3.2.5 Déformation du TRC	165
4.3.2.3.3 Etudes paramétriques	166
4.3.2.3.3.1 Influence de l'épaisseur (ou taux de renfort)	166
4.3.2.3.3.2 Influence de la résistance ultime du composite	167
4.3.2.3.3.3 Influence de la géométrie de pré-fissuration	168
4.3.2.3.3.4 Comparaison de l'efficacité du renforcement/réparation des poutres par TRC et TFC	170
4.3.3 Conclusion	171
CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES	173
ANNEXES	187

RESUME

Les présents travaux, à caractère expérimental et numérique, visent à approfondir la connaissance du comportement de structures en béton armé renforcées/réparées par matériau composite à matrice minérale. Ils s'inscrivent dans le cadre du projet FUI KENTREC qui vise la formulation, le développement, la caractérisation et la validation d'un nouveau revêtement d'étanchéité pour réservoirs d'eau potable. L'objectif principal de cette thèse est donc la mise au point d'un composite à matrice minérale qui réponde au cahier des charges établi sur la base de la destination de ce matériau, à savoir, l'étanchéité des réservoirs d'eau potable. La mise au point comprend la formulation du matériau, l'évaluation de ses performances mécaniques, ainsi que la qualification des performances atteintes quant au renforcement de structures en béton armé.

Deux échelles d'étude ont donc été retenues dans le cadre de la partie expérimentale, l'échelle du matériau, dans le but de formuler une matrice de « TRC » (Textile Reinforced Concrete) en fonction du cahier des charges, et l'échelle de la structure, avec l'application de ce matériau pour le renforcement et la réparation de structures en béton et en béton armé. Une campagne expérimentale de flexion portant sur des éprouvettes en béton et sur douze « poutres » en béton armé a permis, au-delà de la mise en exergue des bonnes performances en termes de capacité portante, d'analyser à l'échelle locale l'efficacité du composite à ponter la fissure et d'endiguer son ouverture. L'application visée étant l'utilisation de ce composite en milieu humide (réservoirs d'eau), les effets de deux différentes conditions de conservation de la structure renforcée/réparée par composite, avec soit l'immersion dans l'eau soit dans l'air, sont étudiés.

Pour la partie numérique, ce travail vise à établir une modélisation des structures en béton ou en béton armé renforcées par ce type de composite TRC. La modélisation établie, s'appuie sur des lois de comportement non-linéaires des matériaux constitutifs (béton, acier, composite TRC) est confrontée à plusieurs échelles, aux résultats expérimentaux. La bonne concordance qualitative et quantitative entre le modèle proposé et les résultats expérimentaux au niveau des courbes charge-flèche, permet de valider la modélisation proposée à l'échelle globale. Au niveau local, on constate une assez bonne concordance du numérique et de l'expérimental, au niveau de la déformation de l'acier longitudinal, du béton, du composite, du schéma de fissuration, du champ de déplacement horizontal. Enfin, une étude paramétrique a permis d'évaluer l'influence de l'épaisseur du renfort composite TRC sur le comportement global et local de la structure.

Mots clés :

Keywords: Modélisation non linéaire, Textile reinforced concrete (TRC), Poutre, Expérimentation, Fissuration, Renforcement, Réparation.

ABSTRACT

This study, using both experimental and numerical approaches, will help to better understand the behavior of structure strengthened/repared by composite based on mineral matrix. It especially focuses on the study of a new coating for drinkable water reservoirs without bisphenol A. The main objective of this thesis is development of a mineral matrix composite. Feasibility, performances and behavior of composite are examined.

The experimental program involves different levels of analysis. At material level, the formulation and characterization of a mineral matrix are studied. At structure level, the application of this composite for the strengthening and repair of concrete and reinforced concrete structures is considered. A bending experiment on concrete specimens and the study of twelve reinforced concrete beams submitted to four point bending load, allows presenting good disposition in terms of bearing capacity. Secondly, the local analysis highlights the efficacy of the composite to bridge the crack and stop opening propagation. The effect of two different conservation conditions of beams with TRC (immersion in water compared to in air) was studied. The objective is evaluating the pertinence of TRC conserving in the water environment to apply in the concrete water reservoir structure. The effect evaluation of load history of structures on the efficacy strengthened/repared of TRC composite is presented. It seems that the pre-cracking does not influence on the qualitative and quantitative behavior of the structure.

Concerning the numerical approach, this work aims to establish a numerical model of concrete structure and reinforced concrete structure strengthened/repared by TRC composite materials. The model, which is based on non-linear behavior laws for the constitutive materials (concrete, steel and TRC composite), is compared, at several scales, with experimental results. The good agreement, both qualitative and quantitative, between the model used and the results as expressed in the load-deflection curves validates the proposed model at a global scale. At local level (longitudinal deformation of the steel, deformation of the concrete, deformation of the TRC, cracks opening...) the digital-experimental comparison confirms a good qualitative and, the quantitative agreement. Finally, the parametric study allows to evaluate the influence of the thickness of the composite TRC (indirectly, the reinforcement ratio of beam), and the influence of the pre-cracking configuration on the global and local behavior of the structure.

Keywords: Nonlinear finite element simulation, Textile reinforced concrete (TRC), Beams, Cracks, Strengthening, Repair, Experiment.

INTRODUCTION

La construction de réservoirs d'eau en béton armé a été extrêmement répandue en France au milieu du XX^{ème} siècle (**Figure 0-1**). Aujourd'hui la majorité de ces ouvrages est encore en service et ils subissent des désordres liés à leur exploitation et à leur usure. Ces désordres sont essentiellement à caractère structurel (fissuration structurelle, corrosion des armatures, dégradation du béton...), et impactent l'étanchéité. Les principaux facteurs de dégradation de ces structures sont l'agressivité de l'eau (chlorure notamment), les effets mécaniques, thermiques, hydriques (l'ensoleillement différentiel, les cycles gel/dégel, neige et vent) [1],... Donc, ces ouvrages nécessitent la réparation et le renforcement pour continuer à assurer les conditions de service optimales, à savoir, les performances mécaniques en termes de tenue, mais aussi l'absence de suintement ou de fuite d'eau.



Figure 0-1: Château d'eau[2]

En fonction des pathologies des ouvrages (désordres de structures, matériaux, revêtement interne...), de nombreuses méthodes de réparation sont envisagées [3]. Aujourd'hui, avec le développement des matériaux composites dans le domaine du renforcement/réparation des structures, la méthode de réparation par un revêtement d'étanchéité en composite verre/époxy est appliquée couramment. Cette méthode permet de traiter de façon optimale les pathologies de type fissuration, et donc l'étanchéité des réservoirs d'eau. Cependant, la matrice epoxy contient du bisphénol A. La récente évolution de la réglementation européenne REACH, interdit le bisphénol pour des problèmes liés à la santé, de ce fait les résines en contenant sont prohibées pour ce qui est en particulier des réservoirs d'eau potable. Un composite à matrice minérale est envisagé comme solution alternative. Aujourd'hui, seules les matrices à base de ciments minérales sont conformes à l'Attestation de Conformité Sanitaire (ASC) pour les matériaux en contact de l'eau potable.

En général, l'utilisation d'un composite à base de matrice minérale pour le renforcement/réparation de structures est une solution qui semble de prime abord adaptée à une conception durable. De meilleures performances dans le cas de sollicitation thermique, semblent aussi être un plus et cela pour un coût qui pourrait être réduit.

Toutefois, il existe peu d'études relatives à ce type de matériau, les premières recherches datent des années 90 avec A. Peled [4], S. Ohno [5] qui ont effectué des essais sur la caractérisation de TRC en traction, ou encore les études de Cuypers et al [6], Hegger et al [7], Peled et al [8] [9], Häußler et al [10] qui ont porté sur l'indentification des mécanismes d'interaction et de transfert d'effort entre la matrice et le tissu. Peu d'études concernent l'utilisation de ce matériau dans le domaine du renforcement/réparation des éléments de structures [11], [12], plus spécifiquement par rapport à l'application pour des coques de réservoirs d'eau en béton armé.

Dans le cadre du projet FUI KENTREC, notre travail consiste à développer un nouveau revêtement d'étanchéité pour réservoirs d'eau potable sans bisphénol A, et de quantifier et qualifier le renforcement/réparation de coques en béton armé avec ce composite TRC. Le renforcement est sensé dans ce cas ponter les fissures existantes, assurer l'étanchéité vis à vis de la fissuration, et « résister mécaniquement » aux sollicitations de service amenant généralement l'ouverture de fissure. Par résister on entend que cette couche de renfort soit suffisamment raide pour ponter la fissure et donc endiguer son ouverture, soit au contraire suffisamment souple pour suivre en déformation l'ouverture de la fissure sans pour autant subir un endommagement de type fissuration ou excès de porosité qui annihilerait son rôle de couche d'étanchéité. Il va de soi que dans ce cas, la couche de renfort doit suivre en déformation mais tout en garantissant le non endommagement de la liaison au voisinage de la fissure. L'initiation d'un endommagement (décollement) à ce niveau, peut par fatigue entraîner la propagation d'un cloquage ou décollement de la couche de protection/renfort, voir sa fissuration. Dans une première phase nous approximons ce problème de coque qui est 3D par un problème qui lui est équivalent au premier ordre, à savoir l'ouverture d'une fissure préétablie. Si l'on se donne une fissure, suffisamment simple donc sans branchement ou changement de direction de celle-ci, l'axe de la fissure définit alors une direction particulière, et le problème revient à étudier finalement l'ouverture et re-fermeture de fissure perpendiculairement à cet axe. Dans ce cas, le problème est essentiellement 1 D. On pourrait donc se ramener à l'étude d'une poutre que l'on solliciterait soit en membrane (traction directe) soit en flexion, afin d'entraîner la respiration 1D ou 2 D d'une fissure (ouverture + propagation). Les problèmes de coque couplent nécessairement ces deux sollicitations, membrane plus flexion, mais à nouveau nous n'étudierons qu'une simplification du problème, celui-ci se ramenant essentiellement à l'ouverture d'une fissure, et à la qualification d'une remédiation, pontage de celle-ci par une couche garantissant l'inhibition de cette pathologie dans tous les sens recherchés (rigidité additionnelle, étanchéité, durabilité...). Nous nous ramenons donc au cas d'une poutre, cependant afin de se rapprocher des configurations de coques des réservoirs d'eau pour lesquels cette application est visée, nous considérons des poutres élancées.

Les objectifs de ce travail sont essentiellement :

- Formuler un matériau TRC qui réponde au cahier des charges dédiées au renforcement des châteaux d'eau.
- Etudier les performances mécaniques de la solution proposée, et analyses du comportement à l'échelle local du matériau composite TRC.
- Evaluer l'efficacité du renforcement/réparation du TRC sur structure représentative, sans ou avec la présence d'un endommagement initial qui consiste en une pré-fissuration.
- Evaluer l'influence des conditions de conservation, dans l'eau ou à l'air, sur l'efficacité du renforcement/réparation du TRC.
- Développer une modélisation numérique susceptible de reproduire les comportements observés à l'échelle du matériau et à l'échelle de la structure renforcée.

CHAPITRE 1 : ETUDE BIBLIOGRAPHIE

Le matériau composite TRC

1.1 Introduction

L'objectif de ce chapitre est de présenter une revue bibliographique concernant les matériaux composites textile-mortier. Cette étude bibliographique s'articule autour de deux thèmes. Le premier est axé sur les matériaux constitutifs tel que les renforts textiles, les matrices, ainsi que le comportement mécanique du composite, principalement vis-à-vis d'une sollicitation de traction. Le second, porte sur le comportement de structures renforcées et/ou réparées par composite textile-mortier vis-à-vis de sollicitations privilégiant l'effort tranchant et le moment de flexion.

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 de comportements phénoménologiques à diverses échelles du matériau et de la structure.

1.2 Matériau composite TRC (Textile Reinforced Concrete)

Le TRC est un matériau composite composant des renforts textiles multi ou uni-axiaux couplés avec une matrice cimentaire à granulométrie fine. Le composite TRC est une solution alternative au composite traditionnel FRP (Fibre Renfort Polymère), au-delà de relativement bonnes performances mécaniques, on compte aussi une meilleure stabilité à la température, mais aussi et surtout, ce matériau permet de satisfaire les critères de développement durable.

1.2.1 Textiles

Dans le cadre du composite TRC, les renforts textiles doivent présenter les caractéristiques physico-chimiques et géométriques, compatibles avec les types de matrice utilisée pour assurer, une bonne mise en œuvre, les performances visées, et la durabilité.

A l'échelle microscopique, les fibres ou filaments qui constituent la plus petite unité, sont regroupées en fil. Une procédure de regroupement par ensimage et parfois retordage permet de former les fils. Le type de regroupement est ainsi susceptible d'influer considérablement sur l'adhérence (friction) entre les filaments assemblés [13], ainsi que 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 du filament, de leur nombre, du diamètre du filament par fil, ainsi que de la densité du fil. Dans le cas du TRC, le choix de la taille du fil est important pour assurer une bonne capacité de la matrice à imprégner le renfort.

A l'échelle macroscopique, les fils sont structurés en un renfort textile par l'intermédiaire de différentes technologies telles que le tricotage, le tissage, le tressage ou le collage. Les textiles peuvent être utilisés en 2D uni, bi ou multi-axiale et en 3D (**Figure 1-1**). Avec les différentes applications du TRC, le renfort textile peut comporter une grande ou petite maille, la taille de maille du tissu influence de façon importante la pénétration de la matrice dans le renfort, ainsi que le mécanisme d'évolution de fissure dans le composite TRC. Il faut donc envisager la maille la plus pertinente possible, afin d'obtenir la bonne imprégnation par la matrice, mais aussi éviter un risque d'apparition de fissure dans la maille. Le taux de renfort et la position de l'armature textile ont une influence importante sur le comportement du TRC en traction [13].

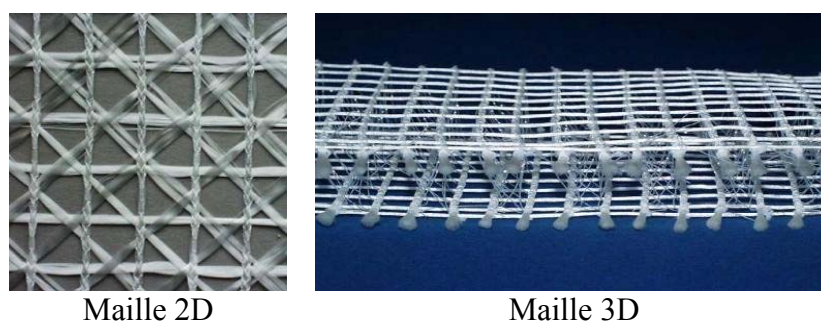


Figure 1-1 : Grille à maille 2D et 3D

Le choix de la nature du matériau des fibres est basé sur plusieurs facteurs tels que les propriétés mécaniques, thermiques, physico-chimiques, ainsi que la proportion, la disposition, l'exigence de coût, les critères de développement durable. En termes de comportement mécanique, le module d'Young de la fibre, ainsi que l'adhérence textile-matrice doivent conduire, soit à un comportement suffisamment raide afin de contrôler l'ouverture de fissure et contribuer à la rigidité du composite, soit suffisamment souple pour suivre en déformation sans pour autant subir un endommagement de type fissuration. Les fibres doivent être compatibles avec le mortier pour assurer la durabilité du composite, et aussi présenter une compatibilité avec les machines de mise en œuvre du renfort textile. Parmi les fils disponibles sur le marché, les fibres de verre, de basalte, d'aramide, de carbone, semblent satisfaire les précédents critères (**Tableau 1-1**). Les propriétés mécaniques, physico-chimiques de ces fibres en termes de résistance à la corrosion, de résistance thermique, d'adhérence, et de coût de production, sont présentées dans le **Tableau 1-3**. La nature de ces fibres est décrite dans les paragraphes suivants.

1.2.1.1 Fibres de verre

Les fibres de verre sont les fibres chimiques, inorganiques, obtenues par le mélange de la silice, de l'argile, et du calcaire menés à une température entre 1250°C et 1350°C [14] (**Figure 1-2-a**). La fibre de verre en fusion se transforme en filament en étant étirée à grande vitesse. Les fibres de verre AR sont obtenus par l'ajout d'une masse de zirconium supérieure à 15% afin d'assurer une résistance dans le milieu alcalin. Purnell et al [15] a montré une perte de résistance des fibres de verre AR dans une matrice à base cimentaire en fonction du temps. Cette perte de résistance d'environ 30% est constatée pendant une durée de vie de conception de 50 ans [16]. Dans le milieu alcalin, le procédé d'hydratation de la matrice provoque la corrosion des fibres qui produit des petits défauts ou des zones de faible section, ce qui rend les fibres sensibles à la concentration de contrainte, c'est la raison principale de la perte de résistance des fibres [17].

1.2.1.2 Fibres de basalte

Les fibres de basalte sont les fibres minérales extraites de la roche volcanique issue d'un magma refroidi rapidement au contact de l'eau ou de l'air (**Figure 1-2-b**). La fabrication de la fibre de basalte est assez similaire à celle de la fibre de verre, la roche fondue à 1400°C est extrudée pour produire les filaments de fibre de basalte. En termes de composant, les fibres de basalte ne contiennent pas d'autres additifs. Les fibres de basalte présentent de meilleures propriétés mécaniques que les fibres de verre et résistent au feu à une température élevée (820°C). Elles possèdent également une bonne résistance aux produits chimiques (acides, bases), une très bonne résistance à la corrosion, ainsi qu'une bonne mouillabilité qui est très importante dans le cas de la mise en œuvre du textile au sein du mortier limitant ainsi

l'absorption d'eau du mortier. Cependant, dans le milieu alcalin, ces fibres sont instables. Les essais de vieillissement accéléré permettent d'observer la durabilité des fibres, ainsi que l'évaluation de leur résistance chimique à long terme. La durabilité des fibres basalte est comparée avec celle des fibres de verre (verre-E et verre-AR) en raison de la similarité en termes de composition chimique [18], [19], [20]. Les résultats de Wei et al [20] montrent que les fibres de basalte présentent une résistance à l'acide supérieure à celle des fibres de verre-E, mais la résistance alcaline semblable similaire. Cependant les études de Van de Velde et al [19] ont montré que les fibres de basalte, dans une matrice saturée d'hydroxyde de calcium, présentent une résistance aux alcalins supérieure à celle des fibres de verre-E dans la même condition. Une confrontation entre les fibres de basalte et de verre-AR, effectuée par Forster et al [21], montre que la perte de résistance dans le milieu alcalin de ces fibres est similaire. On doit donc envisager un traitement spécifique du renfort textile, ou l'utilisation une matrice avec PH neutre.

1.2.1.3 Fibres de carbone

Les fibres carbonées sont des fibres chimiques qui peuvent être fabriquées par deux méthodes, la première méthode est basée sur la pyrolyse de polyacrylonitrile (PAN), la deuxième est basée sur le produit de pétrole, pour les deux méthodes, la teneur en carbone doit être supérieur 90%. La première méthode est la plus couramment utilisée, dans ce cas, une résine de polymère organique est formée par le procédé de polymérisation, les molécules de ce polymère sont de longues chaînes qui sont assemblées afin de produire une fibre. Ces fibres de carbone présentent une stabilité thermique, et sont très peu sensibles au fluage, elles résistent aux solvants acides et alcalins. Cependant le prix des fibres de carbone est élevé, du fait de leur excellente conductivité électrique, des précautions coûteuses en termes d'isolation électrique sont mises en œuvre sur les machines de fabrication, ce qui augmente le coût de production.

1.2.1.4 Fibres d'aramide

L'aramide est produite par la réaction entre le paraphénylènediamine et le chlorure de terephtalyle dans un solvant organique. Ce polymère est extrudé dans une filière et filé. Les filaments sont refroidis dans l'air puis séchés et bobinés. Les fibres d'aramide présentent une densité plus faible et une résistance au cisaillement et aux impacts plus élevée par rapport aux fibres de carbone et de verre. Cependant un coefficient de dilatation négatif, et une sensibilité au milieu alcalin sont les désavantages de ces fibres. Notons que des techniques récentes permettent d'obtenir de nouvelles fibres telles que Tecnora qui présentent une meilleure résistance au milieu alcalin [22].

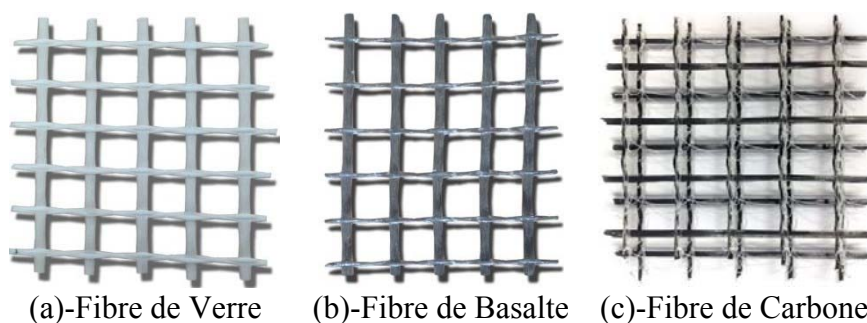


Figure 1-2 : Maille des renforts textiles

Organiques		Inorganiques	
Naturelles	Synthétiques	Naturelles	Synthétiques
Cellulose Chanvre Coton Lin	Acryliques Aramide Polyamides Polyesters Polypropylène Polyuréthane	Amiante Basalte	Bore Carbone Carbure de silicium Verre

Tableau 1-1 : Illustration des fibres disponibles sur le marché

Nature de fibre	Résistance (MPa)	Module d'Young (GPa)	Allongement à la rupture (%)	Coefficient de poisson	Densité (Kg/dm ³)	Diamètre Mini-maxi μm
Verre-E	1100-1550	72-73	1.8	0.22	2.6	5-24
Verre-AR	1100-1700	74-76	1.8	0.25	2.7	9-27
Basalte	1800	85	2.1	0.25	3.0	9-13
Aramide	3000	60-130	1.8-2.3	0.35	1.8	5-15
Carbone	3000-5000	200-250	1.8	0.30	1.8	5-8

Tableau 1-2 : Caractéristiques techniques des fils

Fibres	Résistance à la corrosion	Résistance à la température	Qualité d'adhérence entre filaments	Coût de production
Verre-AR	+ Moyen résistance au milieu alcalin + Haute résistance au milieu neutre et acide	+ Faible résistance + Faible conductivité thermique [23],[24] + Moyen dilatation thermique [23],[24]	+ Moyen + dépend la densité de la fibre	+ Moyen + Produit applique dans le milieu alcalin
Carbone	+ Haute résistance au milieu alcalin, acide, et solvant organique	+ Haute résistance + Moyen conductivité thermique [24] + Faible dilatation thermique	+ Faible/moyen + Faible avec les filaments de petits diamètres	+ Faible/Haute + Haute par rapport à la fibre Verre-AR
Basalte	+ Haute résistance au milieu alcalin par rapport à la fibre Verre-AR [25],[21] + Haute résistance au	+ Haute résistance + Faible dilatation thermique + Faible conductivité thermique [26]	+ Moyen + Faible coefficient de friction	+ Faible/moyen

	milieu neutre, acide [20]			
--	------------------------------	--	--	--

Tableau 1-3 : Propriétés mécaniques et physico-chimique des fibres

1.2.2 Matrice cimentaire

La matrice cimentaire destinée au composite TRC diffère de celle utilisée dans le matériau béton armé classique. Les mortiers à grains fins sont utilisés (la granulométrie maximale est inférieure à 2 mm), pour éviter un blocage des plus gros grains dans le renfort et une séparation des phases au cours de l'imprégnation du textile. Malgré leur finesse, une bonne résistance et une adhérence élevée avec le renfort textile sont nécessaires pour assurer une bonne imprégnation dans le renfort, mais aussi un transfert de charge satisfaisant. La rhéologie des mortiers doit donc permettre une mise en œuvre aisée. En outre, la matrice doit être chimiquement compatibles avec le renfort textile, mais aussi assurer la tenue mécanique en traction en termes de contrainte et de déformation en adéquation avec la demande du cahier des charges.

Les critères de formulation de la matrice varient en fonction de l'application visée et du renfort textile utilisé. Dans le cas d'une production industrielle, une petite durée pratique d'utilisation de la matrice est nécessaire pour pouvoir démouler dans les meilleurs délais possibles, ou bien la nécessité d'une bonne consistance permet également aisément la mise en œuvre in situ. Pour les applications à l'extérieur, le composite doit assurer les critères de durabilité demandés sous l'impact de conditions environnementales diverses et sévères (gel, hydrique, thermique ...). La stabilité physico-chimique entre la matrice et le tissu est importante pour assurer la durabilité du composite TRC, les compositions de la matrice doivent être compatibles avec la nature des fibres afin d'éviter la corrosion des fibres. Plusieurs méthodes permettent d'augmenter la stabilité chimique, comme l'application d'une matrice cimentaire modifiée par ajout d'un polymère, comme développée par Büttner et al [27], ou la protection des fibres par un revêtement de polymère formant une barrière contre les ions alcalins dans le cas des fibres de verre AR [28].

La formulation de la matrice à utiliser dépend du cahier des charges imposées. Plusieurs formulations de matrice ont été développées au cours de ces dernières années, on peut citer 4 groupes principaux utilisés actuellement pour le composite TRC. Les matrices à base de ciment clinker Portland, de ciment phosphatique, de ciment d'aluminate (ou aluminate de calcium) et les matrices cimentaires chargées de polymères.

1.2.2.1 Matrice à base de clinker portland

Les compositions principales de la matrice à base de clinker portland se composent de ciment Portland, des squelettes granulaires et des matériaux d'addition (**Tableau 1-4**). Le ciment Portland est obtenu après cuisson d'un mélange de calcaire et d'argile. Les matériaux d'additions sont définis dans la norme EN 206-1, ils sont ajoutés dans le mortier afin de modifier les propriétés de la matrice. En fonction du cahier de charge imposé, différentes formulations de la matrice à base de clinker Portland ont été développées en modifiant la teneur des matériaux constitutifs [29],[30]. Cependant, l'utilisation de matrice à base de ciment Portland induit plusieurs désavantages, entre autres, la tendance au retrait lors de la cure de la matrice, conduit aisément à des fissurations de retrait. L'hydratation du ciment Portland est relativement lente, elle ne permet pas d'obtenir des temps de durcissement

suffisamment courts pour le démoulage, ainsi qu'une montée en résistance lente en fonction du temps.

Constituants		Masse [Kg/m ³]
Ciment CEM I 52.5		490
Cendres volantes		175
Fumée de silice		35
Fines siliceuses		500
Sable siliceux		715
Adjuvantation	<i>Plastifiant</i>	10.5
Eau		280

Tableau 1-4 : Formulation de la matrice à base de Clinker Portland (PZ-0899-01) [31]

1.2.2.2 Matrice d'aluminate de calcium

La matrice d'aluminate de calcium est constituée par le ciment d'aluminate de calcium (CAC), les squelettes granulaires et les adjuvantations (**Tableau 1-5**). Les aluminates de calcium sont obtenus en faisant réagir à haute température de la chaux et de l'alumine. Le produit de cette réaction après refroidissement est un minéral dur appelé clinker d'aluminate de calcium, ce clinker est broyé en poudre fine appelé ciment d'aluminate de calcium (CAC). Le ciment d'aluminate de calcium est un liant hydraulique, qui a tendance à présenter un gonflement à la cure, contrairement au ciment Portland qui a tendance à faire du retrait. Par ailleurs, à la différence du ciment Portland, dont l'hydratation est bien étudiée, peu d'études concernent l'hydratation des CAC.

Constituants		Masse [Kg/m ³]
CAC 42.5		700
Fines siliceuses		520
Sable siliceux		740
Adjuvantation	<i>Plastifiant</i>	7
	<i>Stabilisateur</i>	1.75
Eau		280

Tableau 1-5 : Formulation de la matrice d'aluminate de calcium (CAC) [31]

1.2.2.3 Matrice phosphatique

La Vubonite est une matrice phosphatique, développée par Wastiels et al [32], formée par la réaction entre une poudre composée de Wollastonite (silicate de calcium) et une solution aqueuse (acide phosphorique). Cette réaction forme une matrice céramique dotée d'une structure réticulaire 3D. La matrice Vubonite se compose de 82.5 doses de poudre pour 100 doses d'acide phosphorique. Le **Tableau 1-6** précise les composants de Vubonite. Contrairement aux matrices précédemment détaillées, la Vubonite n'est pas un liant hydraulique, elle n'est pas formée par le procédé d'hydratation. Ce ciment phosphatique est développé afin de pallier l'acidité nuisible dans les matrices classiques. Par ailleurs, cette matrice est insensible à la carbonatation, ses propriétés chimiques permettent de limiter l'alkali-réaction, et la corrosion des fibres (verre-E, verre-AR...). Grâce à ces avantages, la

matrice phosphatique permet de s'adapter à de nombreux type de fibres de Verre-E, Verre-AR, Aramide, carbone, fibres naturelles... En outre, 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). Cependant, l'application de cette matrice en termes de production industrielle reste encore désavantageuse. La propriété fluide de la matrice ne permet pas de mise en œuvre avec le moulage au contact de TRC directement sur les faces verticales ou des sous-faces de la structure.

Vubonite powder	Composition chimique	Calcium méta silicate
	Concentration	> 98%
	Densité	2.9 g/ml
	pH	9.9
	Température de fusion	1 540 ⁰ C
	Solubilité dans l'eau	0.01g/100cc
	Formule	CaSiO ₃
Vubonite liquide	Acide Phosphorique	
	Teneur	entre 50 et 60%
	CAS-N ⁰	7664-38-2
	EC-N ⁰	231-633-2
	Index-N ⁰	015-011-00-6
	Classification-N ⁰	C ;R34
	Oxyde de Zinc	
	Teneur	entre 1 et 10%
	CAS-N ⁰	1314-13-2
	EC-N ⁰	215-222-5
	Index-N ⁰	030-013-00-7
	Classification-N ⁰	N ;R50-53

Tableau 1-6 : Composition chemicophysique de la Vubonite [31]

1.2.2.4 Matrice chargée de polymères

Les matrices chargées de polymère se forment en ajoutant des polymères au mortier cimentaire afin de modifier la résistance mécanique (résistance en traction et en compression), et améliorer l'adhérence entre fibre-matrice, ainsi que la durabilité du composite. Il existe deux méthodes d'addition des polymères à la matrice, par imprégnation du mortier durci ou en ajoutant le polymère en poudre directement dans la formulation de la matrice (**Tableau 1-7**). La méthode d'imprégnation du mortier par polymère permet d'augmenter le module d'élasticité, la résistance en compression, en traction. Cependant elle est coûteuse et la technologie de mise en œuvre est complexe. Au contraire, la méthode d'addition directe de poudre de polymère à la formulation de la matrice est très facile à la mise en œuvre, l'adhérence matrice-fibre est augmentée de façon importante. Cependant elle induit une réduction du module d'élasticité et de la résistance mécanique de la matrice (résistance en compression et en traction). Cette méthode est intéressante uniquement dans le cas d'application où le critère d'adhérence textile-matrice est plus important que celui des caractéristiques mécaniques du mortier seul.

Constituants		Masse [Kg/m ³]
Ciment CEM I 52.5		430
Cendres volantes		154
Fumée de silice		31
Fines siliceuses		438
Sable siliceux		626
Adjuvantation	<i>Polymères</i>	123
Eau		245

Tableau 1-7 : Formulation de la matrice chargé de polymère [31]

1.2.3 Comportement mécanique du composite TRC

1.2.3.1 Comportement d'adhérence multi-échelle

Dans le cas des composites à matrice polymère, la liaison chimique entre le fil et la matrice est la liaison qui permet de produire une forte adhérence entre eux. Le transfert d'effort dans le matériau peut être considéré donc totalement parfait. En revanche, dans le cas des composites à matrice cimentaire, la liaison entre fil-matrice est uniquement une liaison mécanique présentée par l'effort de friction. L'adhérence fil-matrice dans ce cas reste donc généralement très limitée. De plus, l'imprégnation des fils 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 importante à l'appréhension du comportement mécanique du TRC. Etant 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.

1.2.3.1.1 Adhérence filament-mortier

- **Echelle nanoscopique**

A l'échelle nanoscopique, l'adhérence filament-mortier est caractérisée par l'étude des propriétés physico-chimiques et mécaniques d'une phase de contact entre le renfort et la matrice, dénommée interphase, elle est issue de processus complexes, et représente alors une zone de transition d'épaisseur non nulle. Les caractérisations de l'interphase sont différents de celles du renfort et de la matrice. L'interphase joue le rôle essentiel vis-à-vis de la transmission des efforts mécaniques entre le renfort et la matrice, ainsi elle intervient significativement dans le mécanisme d'amorçage et de propagation des fissures. La mise en place de forte liaison de l'interphase permet d'obtenir un composite à haute performance mécanique mais elle mène également à une faible ténacité, une certaine fragilité et une sensibilité aux chocs [33]. Dans ce cas, les fissures se propagent perpendiculairement au sens des fibres jusqu'à la rupture du composite. En revanche une liaison faible de l'interphase peut permettre l'augmentation de l'absorption d'énergie. Dans ce cas, le transfert d'effort entre la matrice et le renfort est limité car la fissure sera dès lors déviée vers l'interphase et l'impact sera limité à quelques fibres uniquement. Les techniques basées sur des analyses optiques (microscopiques et nanoscopiques) peuvent permettre d'identifier la zone d'interphase, de ce fait, leurs études physico-chimiques et mécaniques sont possibles.

- **Echelle microscopique**

A l'échelle microscopique, l'adhérence filament-mortier est étudiée de manière simplifiée par le concept d'interface, qui représente alors la frontière d'épaisseur nulle entre 2 phases de la matrice et du renfort, et qui présente une discontinuité entre ces phases. L'étude du comportement mécanique de l'interface permet de comprendre le mécanisme d'adhérence filament-mortier. Brameshuber et al [34] a proposé une étude de ce mécanisme en regroupant l'étude de l'adhésion et la friction, cette étude définit en partie l'interface entre les filaments et la matrice cimentaire. Pour ce faire, des mono-filaments 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 1-3** présente un des résultats de cet essai pour un filament de 29 μm de diamètre. Ce résultat montre que 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).

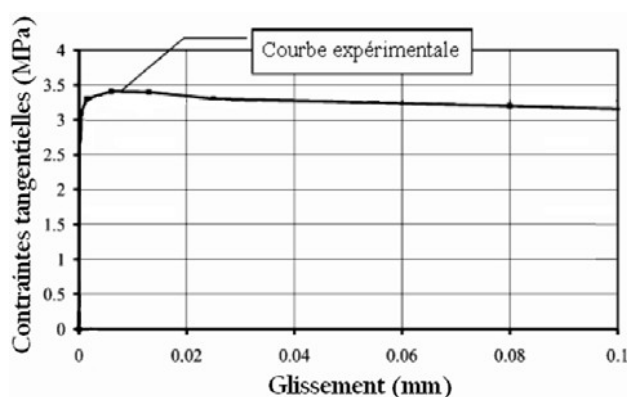


Figure 1-3 : Comportement d'un mono-filament noyé dans une matrice cimentaire [34]

1.2.3.1.2 Adhérence fil-mortier

- **Echelle microscopique**

A l'échelle microscopique, le comportement d'adhérence du composite TRC est étudié en analysant le mécanisme d'adhérence entre fil-mortier. En général, la résistance en traction d'un fil dans le textile ne peut pas utiliser 100% de la capacité en raison de l'adhérence entre le fil et la matrice. La compréhension de ce mécanisme d'adhérence fil-mortier est nécessaire pour l'appréhension du comportement mécanique en traction du composite. Un fil est constitué par des filaments de 400 à 7000 filaments avec le diamètre d'un filament compris entre 5 et 30 μm . En fonction de la configuration du textile et de la capacité d'imprégnation du fil dans le mortier, ces filaments d'un fil peuvent être divisés aux filaments extérieurs et intérieurs. Les filaments extérieurs ont un ancrage direct avec le mortier alors que les filaments internes ne fonctionnent que par le frottement, ce qui s'explique par la pénétration relativement limitée du mortier à l'intérieur des fils [35], [36], [37], [38], surtout au cœur du fil, les filaments ne sont généralement plus imprégnés.

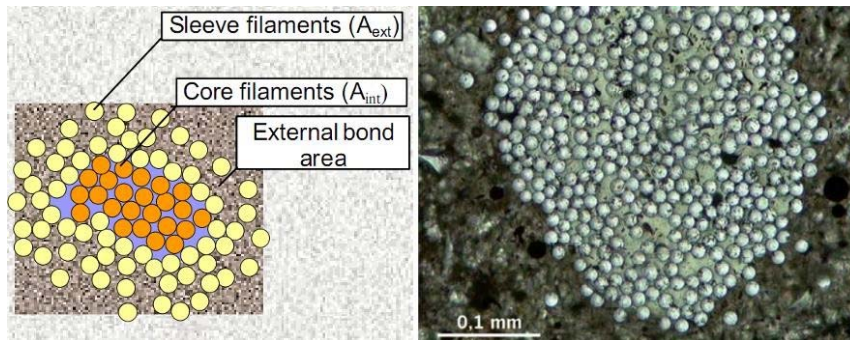
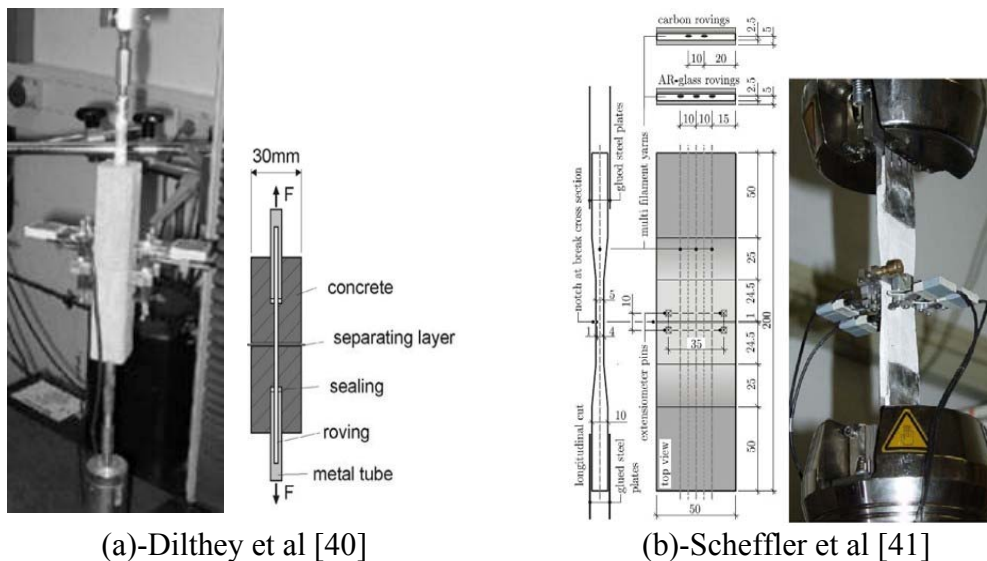


Figure 1-4 : Illustration d'un filament enrobé dans sa matrice. Visualisation des filaments intérieurs non imprégnés et extérieurs imprégnés [38], [36]

Le comportement effort de traction-glissement d'un fil enrobé dans sa matrice peut être identifié expérimentalement par un essai d'arrachement (pull-out test). Les auteurs Badanoiu et al [39], Kruger et al [37], Dilthey et al [40] et Scheffler et al [41] ont mis au point différents essais d'arrachement à double longueur d'ancrage (**Figure 1-5**). Les résultats obtenus par ces essais sont représentés **Figure 1-6** qui présente l'effort de traction appliqué au fil en fonction de son glissement dans la matrice. En analysant cette courbe, on note que 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 et al [42], de la relation entre l'adhérence des filaments externes avec la matrice (adhérence externe) et celle des filaments internes entre eux (adhérence interne).



(a)-Dilthey et al [40]

(b)-Scheffler et al [41]

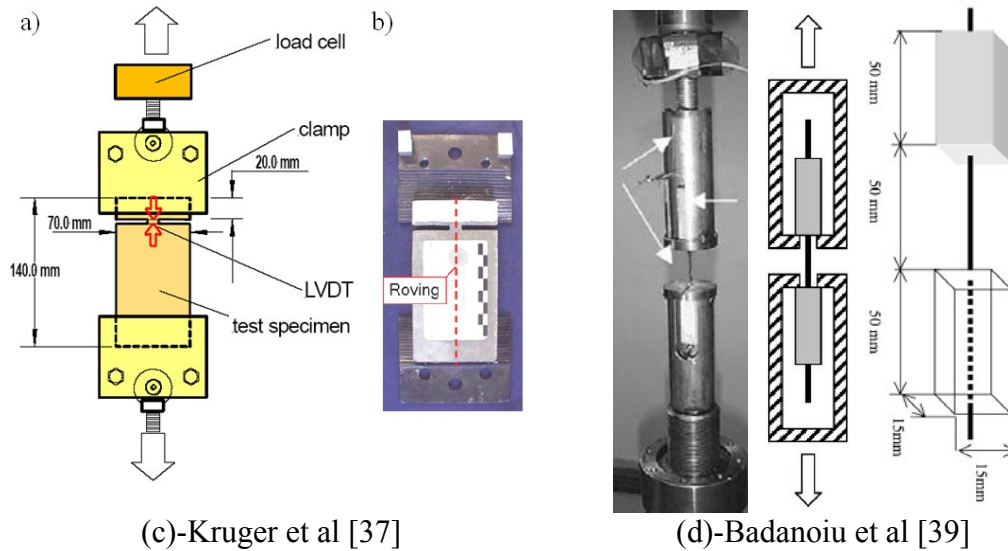


Figure 1-5 : Essai d'arrachement à double longueur d'ancrage

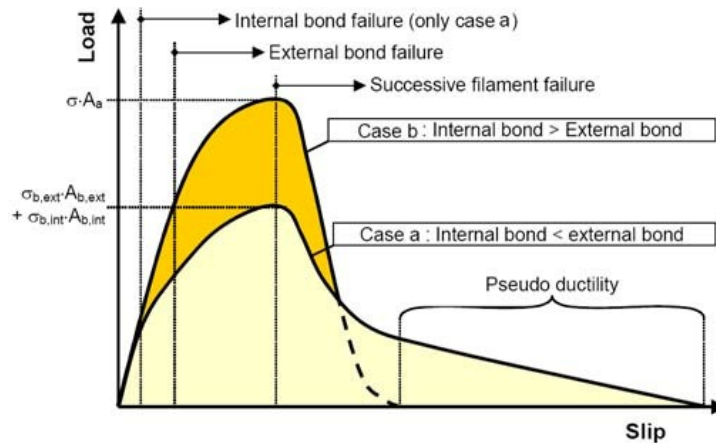


Figure 1-6 : Schémas du comportement à l'arrachement d'un textile (grille tricotée) en fonction de l'adhérence relative entre les filaments externes et internes [42]

La résistance mécanique du composite dépend de l'efficacité de l'imprégnation des fils de renfort par le mortier. Cependant, aucun des mortiers et des procédés de mise en œuvre développés jusqu'à aujourd'hui ne permet une imprégnation parfaite des fils. Cette hétérogénéité d'imprégnation produit une différence de comportement des filaments externes et des filaments internes. Les courbes **Figure 1-6** montrent la différence de comportement d'arrachement d'un fil relative à deux possibilités l'une liée à l'adhérence externe, inférieure ou supérieure, et l'autre à l'adhérence interne.

Dans le cas de l'adhérence externe (liaison de filament externe-mortier) supérieure à l'adhérence interne (liaison de filament interne-filament externe), dans lesquelles, les filaments externes sont imprégnés et internes non imprégnés par le mortier, Ohno et al [43] 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 1-7**). Avec un modèle plus complexe, en considérant une diminution de l'enrobage des filaments en se rapprochant du centre du fil (**Figure 1-8**). Banholzer et al [44] a tiré la conclusion similaire que la déformation dans les filaments en se rapprochant du centre du fil est inférieure à celle dans les filaments

extérieures. Cette inhomogénéité de la répartition de la déformation dans le fil est à l'origine de la non-linéarité pré-pic mise en évidence sur la **Figure 1-6**. Lorsque l'adhérence interne se rapproche de l'adhérence externe, la distribution de déformations dans le fil devient plus homogène, ce qui produit une augmentation de l'effort maximal repris par le fil (**Figure 1-6**). 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.

Dans les cas où les traitements des fils par différentes techniques sont appliqués avant mise en œuvre dans la matrice, comme le traitement de surface des filaments, la pré-imprégnation par les produits (résine époxy...)..., on peut obtenir l'adhérence externe inférieure à l'adhérence interne. Dans ce cas, la non-linéarité pré-pic de la courbe sur la **Figure 1-6-cas b** 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 plus fragile.

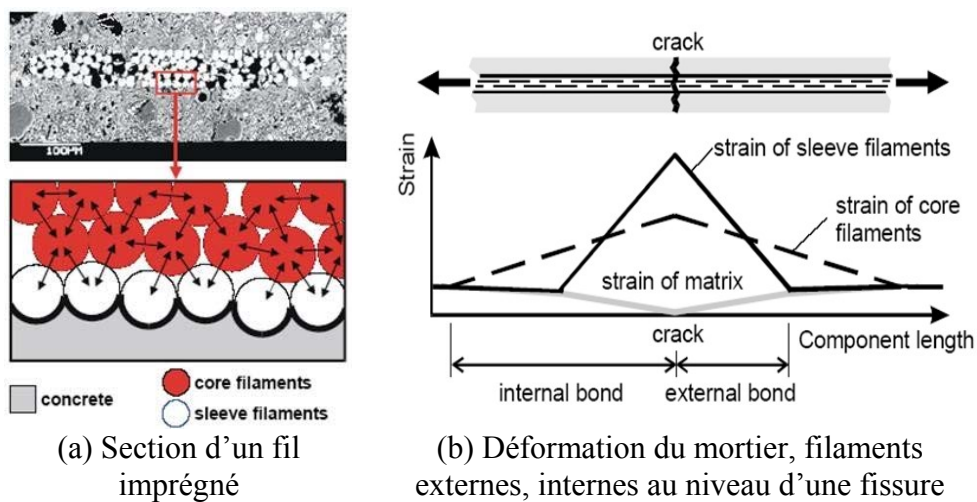


Figure 1-7 : Evolution des déformations de filaments internes et externes dans un fil [43]

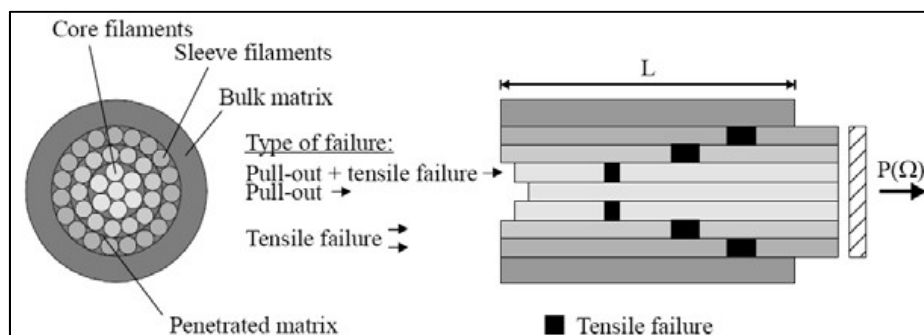


Figure 1-8 : Mécanisme de rupture d'un fil enrobé dans une matrice cimentaire soumis à un essai d'arrachement [44]

- **Echelle mésoscopique et macroscopique**

A l'échelle mésoscopique et macroscopique, le comportement d'adhérence du composite TRC est étudié en analysant le rôle du textile sur l'adhérence entre le fil et le mortier. Pour ce faire, Peled et al [45], [46], [47] se sont appuyés sur un essai d'arrachement (pull-out) du textile (**Figure 1-9**) qui permet de comparer le comportement à l'arrachement d'un fil seul à celui d'un fil faisant partie intégrante d'un textile enrobé dans le mortier, ou même du textile lui-même. Ces résultats ont permis de tirer les conclusions 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 de la configuration de maille (type et largeur de maille). Le comportement d'arrachement du fil-mortier peut être qualifié et quantifié comme la courbe sur la **Figure 1-10**. Pour ce faire, Schladitz et al [48] a effectué un essai d'arrachement d'un seul fil du renfort textile noyé dans le mortier pour une longueur ancrage courte, les résultats obtenus mesure la force de traction en fonction du glissement du fil dans le mortier.

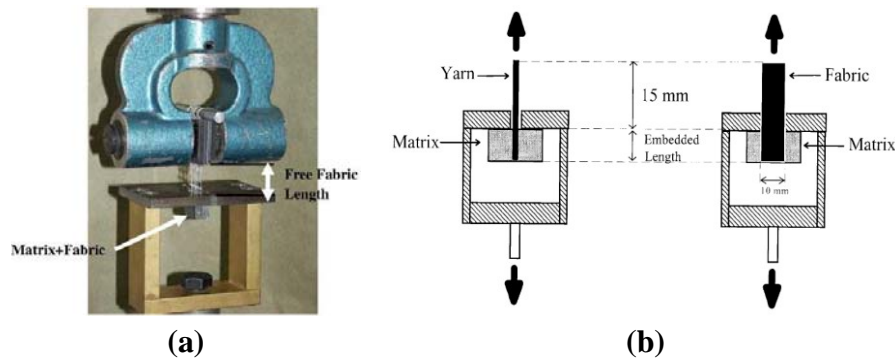


Figure 1-9 : Illustration de l'essai d'arrachement utilisé par Peled et al [46]

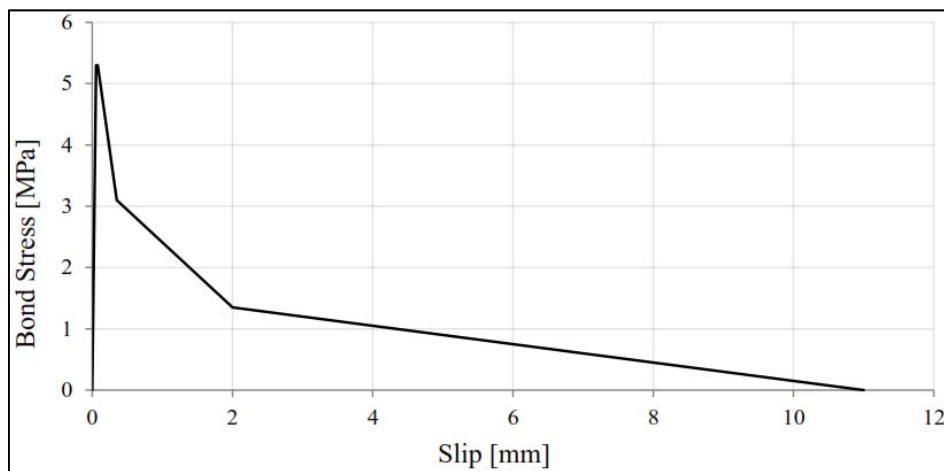


Figure 1-10 : Comportement d'arrachement fil-matrice selon Schladitz et al [48]

1.2.3.2 Comportement mécanique en traction

La caractérisation du composite TRC s'est portée principalement sur l'étude du comportement en traction. Pour ce faire, deux types d'essai de caractérisation en traction ont été mis en place. La caractérisation par l'essai de traction directe [49], [50], [51], [52], [53], [54] et celle par l'essai de flexion [51], [55], [56], [57].

1.2.3.2.1 Comportement en traction par flexion

- **Comportement général**

Il n'existe actuellement aucune réglementation permettant de caractériser le comportement en traction par flexion du composite TRC. Différentes procédures d'essai ont été développées au

cours de ces dernières années afin d'analyser, de caractériser, de modéliser et d'optimiser ce comportement. La procédure d'essai de flexion est relativement simple par rapport aux essais de traction directe. La méthode d'exploitation dite indirecte de cet essai s'accommode fort bien pour identifier la caractérisation de bétons fibrés ou des composites TRC, présentant une répartition plus ou moins homogène des fibres.

Le comportement d'une plaque en composite TRC en flexion peut être considéré relativement similaire à celui du béton armé, dans lequel les barres d'acier sont disposées sur la fibre en traction. La différence principale entre le composite TRC et la structure en béton armé vient de la liaison entre le renfort et la matrice. Dans le cas de la structure béton armé, le transfert d'effort est relativement parfait, de plus le comportement dans une barre d'acier est totalement homogène. Contrairement, dans le composite TRC, le transfert d'effort par friction est très limité par la différence de l'adhérence de la matrice-filaments externes et des filaments internes-filaments externes.

Dans la littérature, l'analyse des résultats d'essai issus des essais de flexion du composite TRC revient souvent à l'exploitation de la courbe charge/flèche (**Figure 1-11**). Selon Portal et al [58] le comportement du TRC soumis à la flexion peut-être divisé en trois zones. La première zone traduit le comportement linéaire élastique où aucun des matériaux constitutifs du composite n'est endommagé, la rigidité est totalement fonction de la matrice. Lorsque la résistance en traction de la matrice est atteinte, la première fissure apparaît, une partie de l'effort est alors transféré au renfort textile. La formation de fissure est multipliée avec l'augmentation légère de la charge appliquée, ce comportement définit la zone IIA. Lorsque la formation de fissure est stable, l'effort est transféré totalement au tissu, les fissures se propagent verticalement et s'ouvrent, la rigidité du composite augmente significativement par rapport à la zone IIA, ce comportement définit la zone IIB. La troisième zone correspond à la rupture localisée du composite lorsque le renfort textile atteint la résistance limite, le comportement post-pic dans cette zone est observé par le glissement entre le fil et la matrice (comportement d'arrachement), ainsi que la ruine progressive des filaments qui se localisent à une seule fissure.

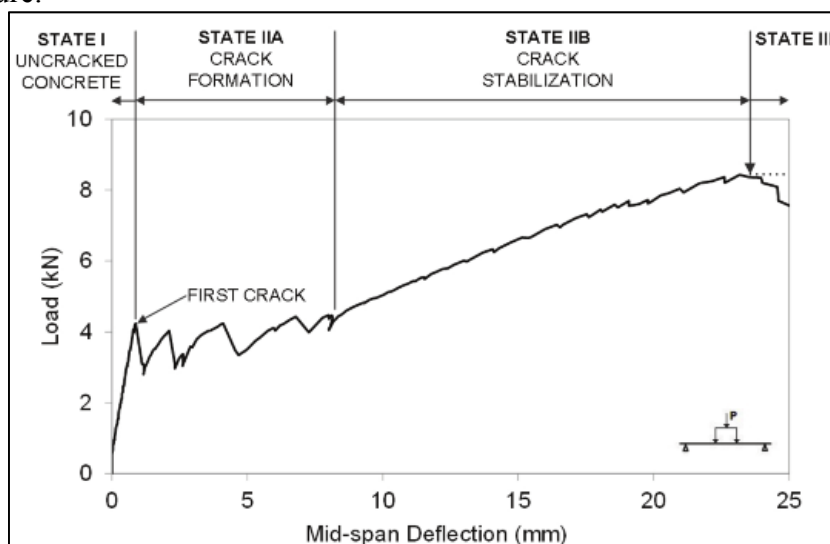


Figure 1-11 : Comportement en traction par flexion de composite TRC (Portal et al [58])

KOK et al [57] a effectué des essais de flexion 4 points sur des éprouvettes de grande échelle, de dimension de $25 \times 800 \times 100 \text{ mm}^3$ (épaisseur \times longueur \times largeur), en tenant compte de

l'influence de la hauteur de la section transversale sur le comportement en flexion. Une autre série d'éprouvettes plus épaisses, de dimensions $50 \times 800 \times 100 \text{ mm}^3$ est retenue. Le taux de renfort de 1.61% est retenu invariable par rapport aux deux types de configurations d'éprouvette, avec quatre couches de tissus pour les éprouvettes d'épaisseur 25 mm et huit couche de tissus pour celles d'épaisseur 50 mm. La méthode d'essai est représentée sur la **Figure 1-12**. Cette étude envisage à qualifier et quantifier le comportement en flexion du composite en analysant le comportement global (courbes charge/flèche) et l'observation du mode de ruine des éprouvettes. Ces résultats montrent que les courbes charge/flèche présentent la même tendance avec l'étude précédente proposée par Portal et al [58], ce comportement global peut être analysé par trois phase comme ci-dessus. Une comparaison du comportement en flexion par rapport au comportement en traction directe est faite. L'auteur a conclu que la résistance en traction par flexion du TRC a une efficacité supérieure à la résistance en traction directe, du fait de la courbure des fibres du textile au cours de l'essai, ce qui produit une meilleure friction des filaments internes dans un fil. Le mode de ruine observé, pour les essais de flexion 4 points et les essais de traction directe, est similaire, un procédé d'endommagement diffus dans la phase du comportement pré-pic est observé, le comportement post-pic observé correspond au glissement entre les fils et la matrice, mais aussi la rupture des filaments localisés au niveau d'une seule fissure.

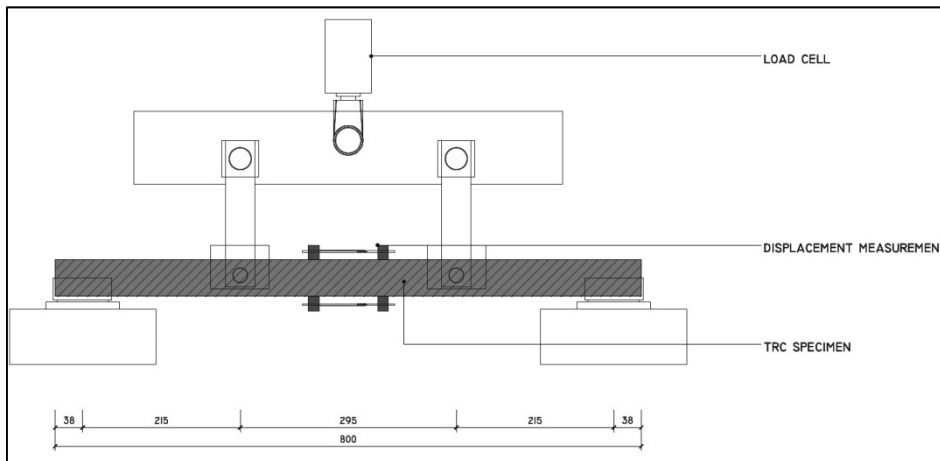


Figure 1-12 : Essai de flexion 4 pts développé par KOK [57] ; dimensions de l'éprouvette ($25 \times 800 \times 100 \text{ mm}^3$ et $50 \times 800 \times 100 \text{ mm}^3$)

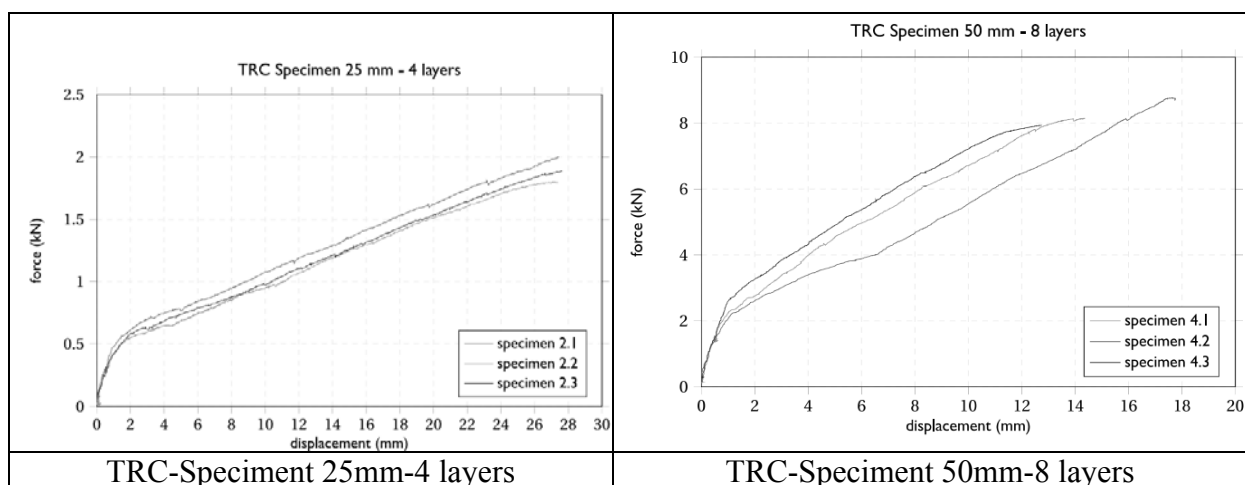


Figure 1-13 : Courbes charge/flèche : essai flexion 4points selon KOK et al [57]

Michel et al [59] a effectué un essai de flexion 4 points selon la méthode ASTM C1018 [60], afin de déterminer la résistance en traction par flexion du composite et sa déformabilité. Des plaques minces de composite, d'épaisseur 5 mm et de dimension 270 x 70 mm² (longueur × largeur), sont soumises à flexion quatre points (**Figure 1-14**), elles sont placées entre deux appuis séparés de 250mm. Cet essai permet de remonter à la courbe de comportement contrainte/flèche du composite qui est ensuite interprétée afin d'en dégager les caractéristiques mécaniques (**Figure 1-15**). Ces courbes sont caractérisées par deux zones de comportement, la première zone est le comportement élastique linéaire jusqu'à un point de brisure qui correspond à la rupture de la matrice (LOP- Limite Of Proportionality). La contrainte de rupture de la matrice du TRC renforcé avec le textile est égale à celle de la matrice seule. La deuxième zone, qui correspond au comportement non linéaire post-fissuration, est caractérisée par une contrainte maximale appelée module de rupture (MOR). Cette étude permet de déterminer aisément les caractéristiques mécaniques du composite au LOP et au MOR.



Figure 1-14 : Banc d'essai et instrumentation selon MIC et al [59]

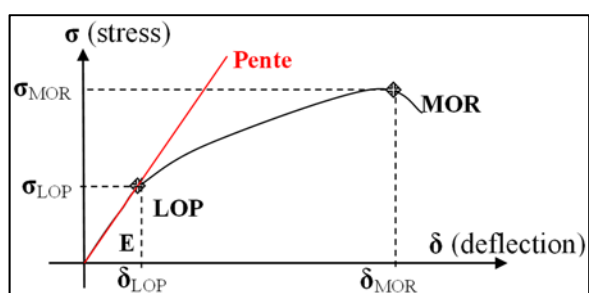


Figure 1-15 : Courbe contrainte/flèche du composite MIC et al [59]

- **Limite de validité des essais de flexion**

L'essai de flexion du composite et la méthode d'exploitation dite indirecte permettent d'identifier aisément les propriétés de traction. Pour autant, la flexion se révèle peu adaptée, compte tenu de la structure textile du renfort, à la caractérisation des composite [56], [55]. En effet, dans le cas de plaque composite TRC, la position des renforts textiles dans l'épaisseur du composite TRC n'est pas totalement maîtrisée, surtout dans le cas d'un composite présentant un faible taux de renfort. Dans ce cas, 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. 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, il est plus judicieux de réaliser un essai de traction directe dès lors qu'il est mieux adapté.

1.2.3.2.2 Comportement en traction directe

- **Comportement général**

De nombreux auteurs ont du comportement en traction directe des composites textiles mortier, on peut citer : Mashima et al [61] ; Krüger et al [62] ; Molter et al [63]; Hegger et al [7], [64], [16]; Jesse et al [50]; Mobasher et al [65]; Molter et al [63]; Richter et al [66]; Dilthey et al

[40]; Raupach et al [67]; Roth et al [51]; et Peled et al [47]; Garmendia et al [68]; Hansl et al [69]; Häußle et al [10]; Isabella et al [52]; Elisa et al [70]; Papantoniou et al [71] et Contamine et al [72];

La grande majorité de ces études montre que la loi de comportement du composite TRC exprimée en contrainte-déformation peut être divisée en 3 zones (lorsque les fibres utilisées ont un comportement fragile) comme illustré **Figure 1-16**. La première zone (stade I) présente le comportement élastique linéaire où aucun des matériaux constitutifs du composite n'est endommagé, le module d'élasticité du composite correspond à celui de la matrice [73], qui peut être ainsi représentée par un comportement élastique quasi-linéaire qui tient compte des défauts dans l'éprouvette testée [65]. La zone II (stade II) présente un comportement non-linéaire du composite, et elle peut être divisée par deux sous parties qui correspondent à la zone IIA et à la zone IIB sur la **Figure 1-16**. La transition entre les zones I et IIA est marquée par un changement brutal de rigidité, associé selon Hegger et al [64] au développement de la première fissure dans le mortier. En effet, lorsque la résistance en traction de la matrice est atteinte, ce qui conduit à la fissuration de la matrice, le renfort textile permet de ponter la fissure en reprenant l'effort de traction, ce qui conduit à la redistribution de l'effort dans le composite. Les nouvelles fissures seront ensuite formées à différentes positions sur le composite, cette formation et multiplication des fissures dépendent fortement de la liaison entre la matrice et le renfort textile [57]. La zone IIB est identifiée par une augmentation sensible de la rigidité par rapport à la zone IIA. Lorsque la formation des fissures est stable (la distribution de l'effort dans le composite est stable), le renfort textile reprend l'effort total. La contrainte (ou déformation) du renfort textile augmente ensuite jusqu'à la limite. KOK et al [57] a montré que la rigidité du composite dans cette zone (zone IIB) est inférieure d'environ 10-30% par rapport à la rigidité réelle du textile, ce qui est expliqué par la rupture d'une partie des filaments au cours de la fissuration du composite. La troisième zone (Stade III) définit un comportement post-pic du composite qui est présenté par un comportement d'arrachement entre le renfort textile et la matrice (comme la phase DE-**Figure 1-18-b**) couplé à la rupture du textile localisée à une seule fissure. Selon Peled et al [74] et Azzam et al [75] un comportement post-pic peut être observé, alors que cela n'est quasiment jamais le cas dans les autres études telles que Contamine et al [72] ou Promis et al [76]. Contrairement au comportement d'une structure à armature en acier, l'armature en renfort textile ne présente pas de comportement plastique. La rupture du composite TRC est donc fragile.

Des désaccords existent entre les auteurs sur la correspondance entre le comportement qualitatif des courbes contrainte-déformation (zones I, II et III) et l'évolution de la fissuration de la matrice. Selon les études comme Contamine et al [72], Elisa et al [70]; Promis et al [76]; KOK et al [57] et Hegger et al [64], la zone I est parfaitement linéaire jusqu'à un changement brutal de rigidité engendré par la première fissure traversant la matrice (**Figure 1-17-a,b,c,d,e**). Néanmoins, selon Mobasher et al [65], La zone I peut être divisée en 2 sous parties, la première étant parfaitement linéaire, puis la seconde légèrement incurvée (**Figure 1-17-f**). La fin de la zone I est quoiqu'il en soit marqué par un changement significatif de rigidité.

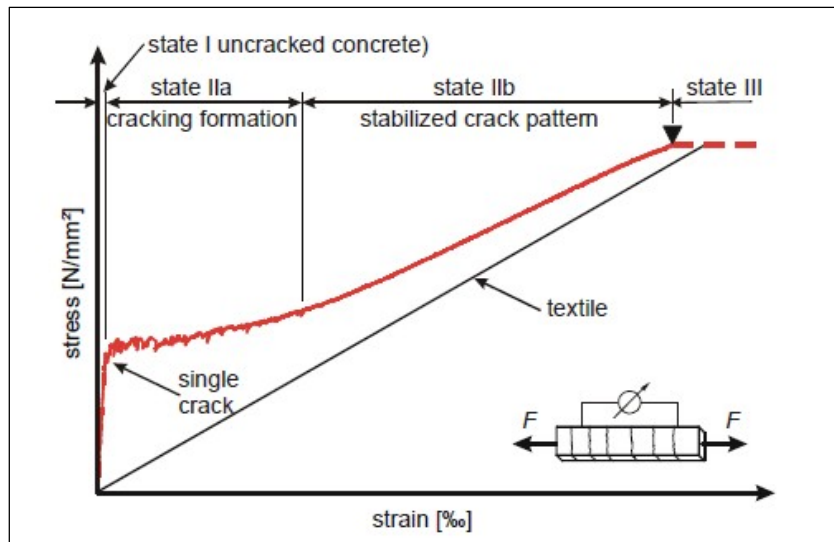
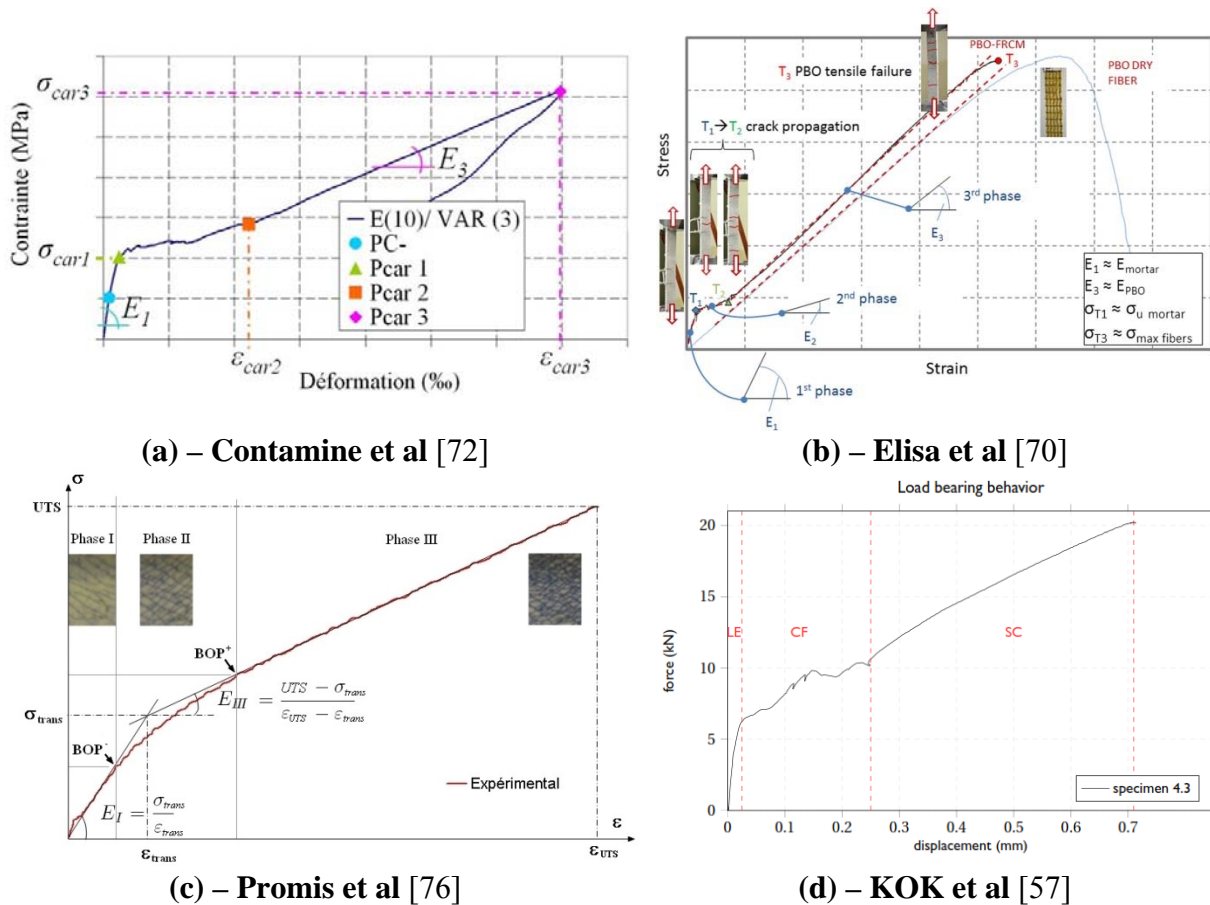


Figure 1-16 : Comportement contrainte/déformation qualitatif en traction directe du composite TRC proposée par Hegger et al [7] et Jesse et al [50]

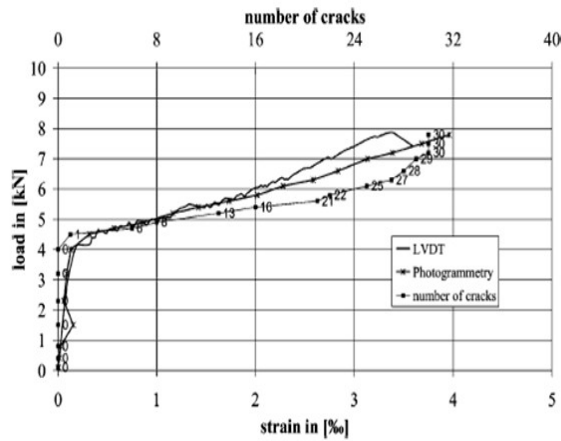


(a) – Contamine et al [72]

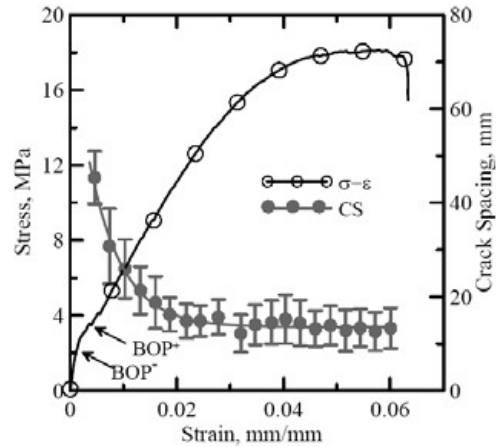
(b) – Elisa et al [70]

(c) – Promis et al [76]

(d) – KOK et al [57]



(e) – Hegger et al [64]



(f) – Mobasher et al [65]

Figure 1-17 : Comportement en traction directe du composite TRC

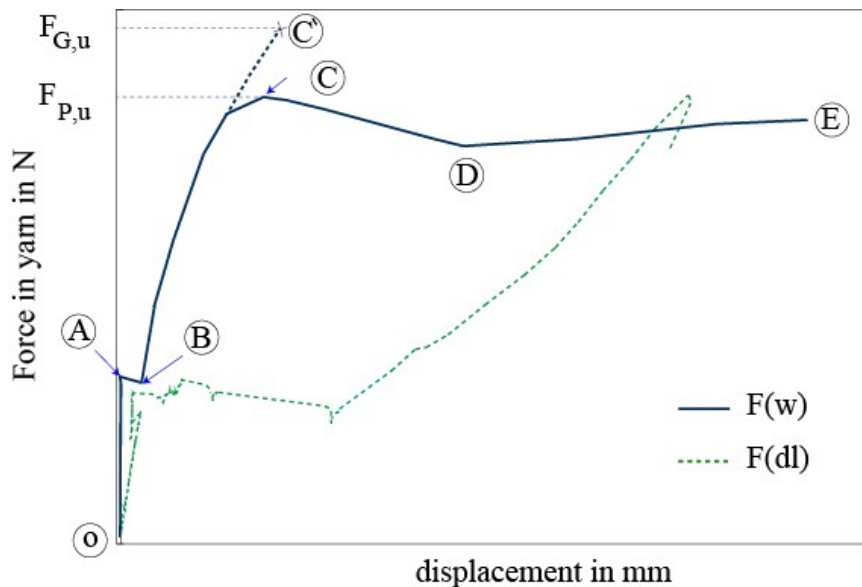


Figure 1-18 : Comportement en traction directe du composite TRC (Azzam et al [75])

• **Mode de ruine du composite**

Dans le cas du renfort textile non pré-imprégné, peu d'études décrivent les modes de ruine observés lors des essais de traction directe menées sur les composites TRC. Selon Hegger et al [64], on constate 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 lorsque la charge avoisine la charge de rupture (**Figure 1-19**). La rupture de l'éprouvette intervient ensuite dans la zone avoisinant les talons où l'ouverture de fissure est plus prononcée. Selon l'auteur, cela est dû à deux phénomènes liés : l'effet d'arrachement (pull-out) et la différence d'imprégnation entre les filaments internes et externes des fils. Contamine et al [72] observe, sur les nombreuses éprouvettes testées en traction directe, un mécanisme de localisation de la rupture au niveau des fissures à proximité des talons, pour la quasi-totalité des éprouvettes testées. 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 fils multifilaments non pré-imprégnés, et présentant une imprégnation inhomogène par la matrice, ceci conduit à une amplification significative de contrainte au niveau des fissures en proximité des

talons, ce mécanisme est présenté sur la **Figure 1-20-a**. Dans ce cas, l'ouverture des fissures à proximité des talons est importante, un glissement conséquent est subi par les filaments extérieurs dans cette zone. 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.

Dans le cas du renfort textile pré-impregné, la pré-impregnation du renfort conduit à l'adhérence interne (filaments externes-filaments internes) supérieure à l'adhérence externe (mortier-filaments externes), une légère concentration de contrainte apparaît au niveau de la fissure à proximité des talons (**Figure 1-20-b**). En fonction de l'amplitude de cette sur-contrainte et de la dispersion de la résistance le long des fils, la rupture du composite peut apparaître au niveau de la fissure à proximité des talons, ou aléatoirement le long de l'éprouvette. En effet, Contamine et al [72] a montré que le mode de rupture du composite est aléatoirement localisé le long de la hauteur de l'éprouvette dans le cas de fils mono-filaments ou pré-impregnés permettant d'homogénéiser les contraintes dans le fil.

En revanche, l'observation de Hegger et al [7] sur un composite TRC dont le renfort (Textile tricoté, verre AR) pré-impregné par époxy, montre la rupture par délaminage. Ce mode de ruine est engendré par des efforts de traction perpendiculaires au plan du textile. En outre, l'auteur remarque que pour un composite de configuration identique, pré-impregné 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.

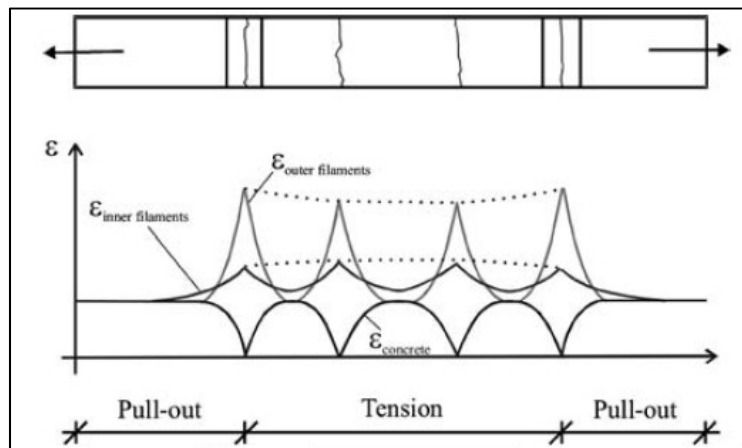
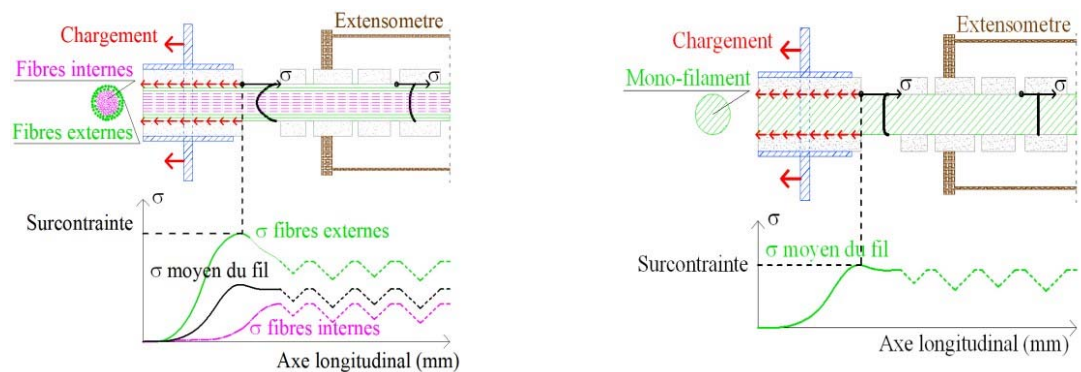


Figure 1-19 : Déformation des filaments internes et externes d'un fil, le long de l'éprouvette [64]



(a) – Multi-filament non pré-impregné

(b) – Mono-filament ou multi-filament pré-impregné

Figure 1-20 : Sur-contrainte engendrée par les talons selon Contamine et al [72]

1.2.3.3 Paramètres influençant le comportement en traction du composite TRC

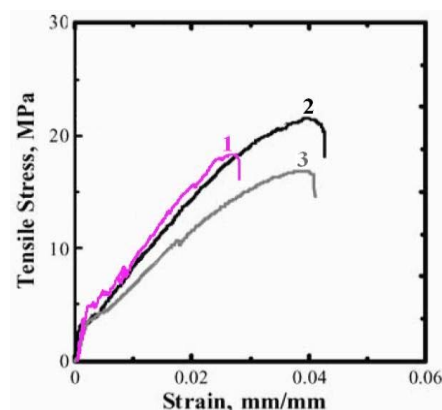
L'identification et la quantification de l'influence des paramètres prédominants par rapport au comportement mécanique du composite TRC sont nécessaires car d'importance. De nombreuses études disponibles dans la littérature ont été menées pour identifier ces paramètres. Cependant les résultats obtenus restent limités. Dans cette partie, nous présentons les analyses paramétriques qui ont été abordées pour contribuer à mettre en lumière leurs influences sur le comportement global en traction du composite.

1.2.3.3.1 Nature de la matrice

En théorie, la nature de la matrice définit l'influence sur le comportement de la phase élastique du TRC, ainsi que sur l'imprégnation du renfort textile par le mortier qui domine l'adhérence entre le renfort textile et la matrice. Brameshuber et al [73] conclut, sans présenter de résultats ni la procédure d'essai expérimentale, que quel que soit la matrice utilisée, son influence sur le comportement en traction du TRC se limite au comportement pré-fissuration du TRC (rigidité de la phase élastique, ainsi que la contrainte marquant la fin de cette phase). Cependant en désaccord avec ces résultats, Mobasher et al [65] a montré que la nature de la matrice peut aussi avoir une influence significative sur la phase IIb (phase de stabilité de fissuration) de la courbes contrainte-déformation, ainsi que sur la résistance et la déformation ultime du composite (**Figure 1-21**). L'auteur a analysé l'influence de deux paramètres constitutifs de la matrice (le rapport du super plastifiant et le rapport de fumée de silice) sur le comportement global du TRC. Il montre généralement que le changement du rapport des deux paramètres entraîne le changement de l'ouvrabilité de la matrice, qui entraîne le changement du taux d'imprégnation des fils dans la matrice, ce qui conduit au changement des caractéristiques mécaniques du composite en traction (la résistance et la déformation ultime)

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



(b)- Comportement en traction du TRC pour les 3 matrices

Figure 1-21 : Effet de la matrice sur le comportement en traction du TRC selon Mobasher et al [65]

Keil et al [77] a étudié l'influence de la modification d'une matrice cimentaire de consistance très fluide par polymère époxy pour un rapport époxy/liant de 5, 10 et 15% sur le comportement global en traction du TRC. Selon lui, il conclut qu'au-delà de 5 % de masse de liant, y compris dans le cas de la matrice très fluide, l'époxy ajouté permet d'améliorer significativement la résistance ultime du composite (d'environ 40-45% pour une quantité

d'époxy de 10-15%), ce qui est expliqué par la modification significative de l'imprégnation des fils dans la matrice.

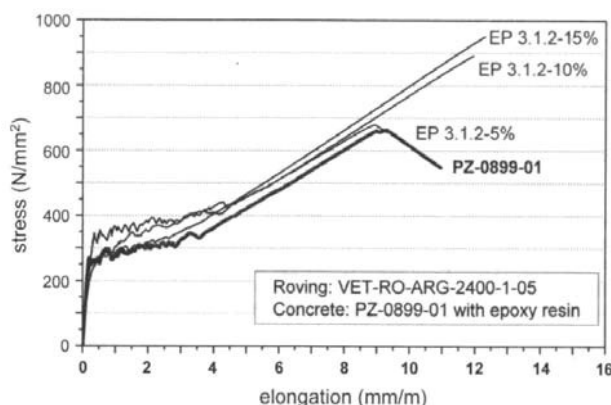


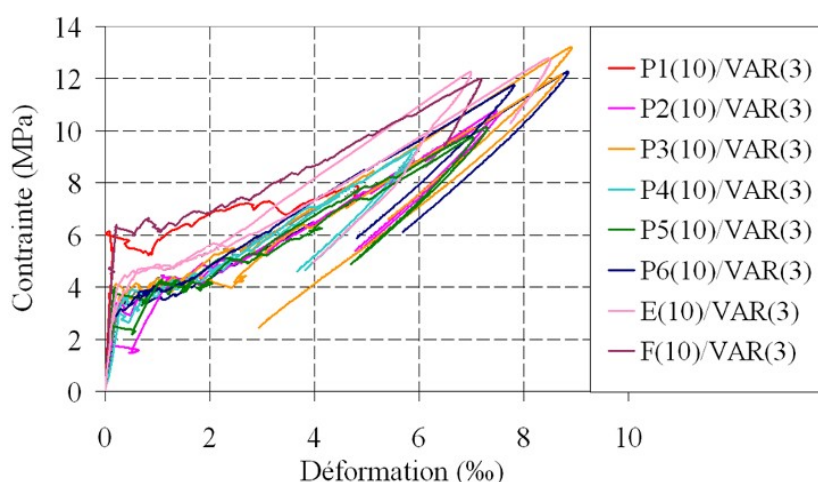
Figure 1-22 : Influence de la nature de la matrice (taux d'époxy mélangé) sur le comportement en traction du TRC selon Keil et al [77]

Dans l'objectif de l'étude de l'influence de la variation de la formulation de la matrice sur le comportement global du TRC, Contamine et al [31] a étudié sept différentes natures de matrice nommées P1 à P7 (Tableau 1-8), ces formulations sont obtenues par la modification des composants constitutifs d'une matrice référence proposée. La composition de chaque formulation est représentée dans le **Tableau 1-8**. L'objectif visé de la modification de la formulation dans cette étude est détaillé dans le **Tableau 1-9**. En termes du composite TRC, la configuration du renfort et le taux de renfort du composite sont identiques. L'auteur a conclu que la variation de la nature de la matrice a une influence significative sur la loi de comportement global du composite (Figure 1-23-a). La **Figure 1-23-b** met en lumière l'influence de la nature de la matrice sur le module d'élasticité et contrainte limite d'élasticité du composite. Contamine a tiré la conclusion comme Mobasher et al [65] que la nature de la matrice influence aussi sur le comportement post-fissuration du composite (phase IIa et IIb sur la courbe de contrainte-déformation). En effet, la **Figure 1-23-c** a montré la variation de la nature de la matrice conduit à modifier la déformation à la phase IIa et la déformation ultime (phase IIb) du composite. Afin d'appréhender l'origine de ces divergences, l'auteur a effectué les études de caractéristiques mécaniques (résistance en compression et en flexion) des mortiers seules, non renforcés par les renforts textiles. En confrontant ces caractéristiques à celles des TRC correspondants, il montre qu'aucune relation ne peut être établie entre les caractéristiques mécaniques du mortier et celles du TRC. Ainsi, les caractérisations mécaniques d'un mortier seule, non renforcé par le renfort textile ne peut suffire à prévoir le comportement du TRC. L'auteur a montré que la modification de la nature de la matrice peut conduire à la modification de l'imprégnation du renfort textile qui influence l'adhérence des fils à la matrice, ce qui conduit à la modification du comportement du composite.

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		-	-	-	-	-	-	-
Sable 400/800 μm		36	26	51	36	34,5	33	35,7
Sable 0.1/2 mm		25	25	-	-	25	25	25
Fluidifiant		-	-	-	25	-	-	-
Poudre de polymère redispersible		-	-	-	-	-	-	0.3
Taux de gâchage		-	-	-	-	-	-	3

Tableau 1-8 : Formulation des différents mortiers proposée par Contamine [31]

Formulation de la matrice	Modification	Objectif visé
P1	Référence	Référence
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'ultrafine	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 1-9 : Différentes matrices et objectif de l'étude paramétrique (Contamine [31])

(a)-Contrainte-déformation en fonction de la matrice

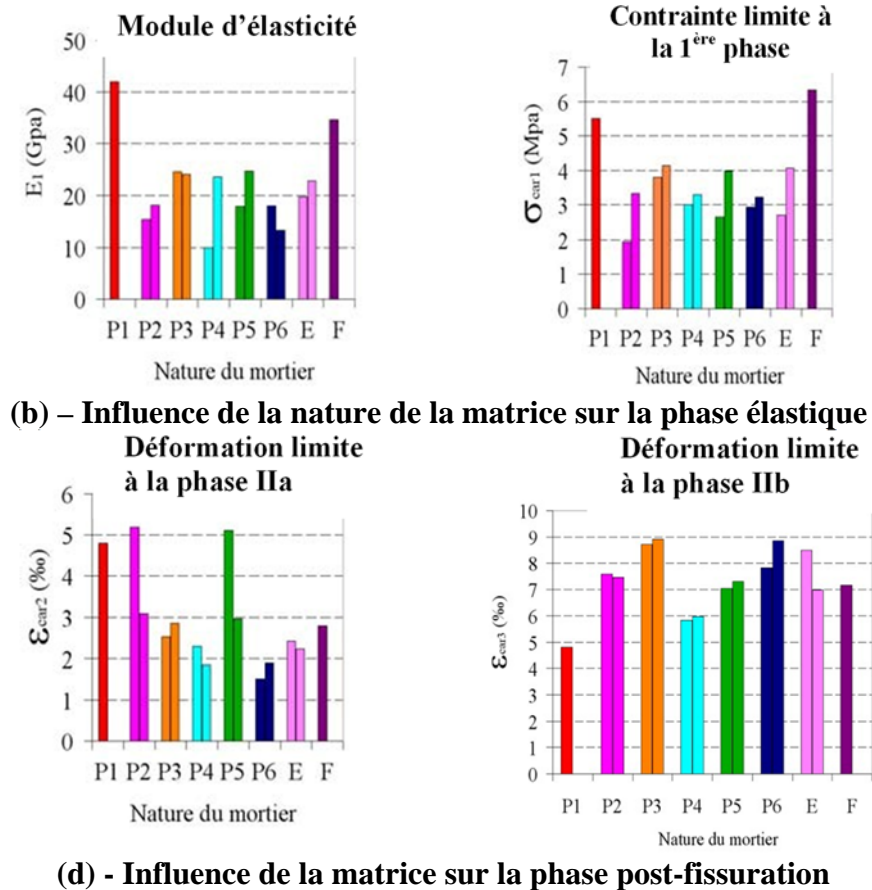


Figure 1-23 : Influence de la matrice sur le comportement en traction du TRC (Contamine [31])

1.2.3.3.2 Nature des filaments

Théoriquement, la nature des filaments influence le comportement dans la phase post-fissuration, et donc l'adhérence entre le renfort textile et la matrice. De nombreuses natures de fibres ont été testées, cependant aucun auteur ne propose une étude paramétrique propre où seule la nature des fibres varie. De plus, la quantité ou la qualité des différentes variables ne permettent pas de tirer de conclusions sur l'influence de la nature des filaments.

Peled et al [74] fournit des résultats intéressants concernant les textiles tricotés, avec une configuration de fil dans laquelle différentes natures de filaments sont utilisées. Deux configurations de fils sont testées, 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 sont remplacés par des filaments de polypropylène (PP) de faibles caractéristiques mécaniques et de faible coût (fil hybride). La contrainte ultime des deux composites est quasi identique. Cependant, le composite au renfort hybride affiche une rigidité légèrement inférieure et son comportement post-pic est significativement plus fragile.

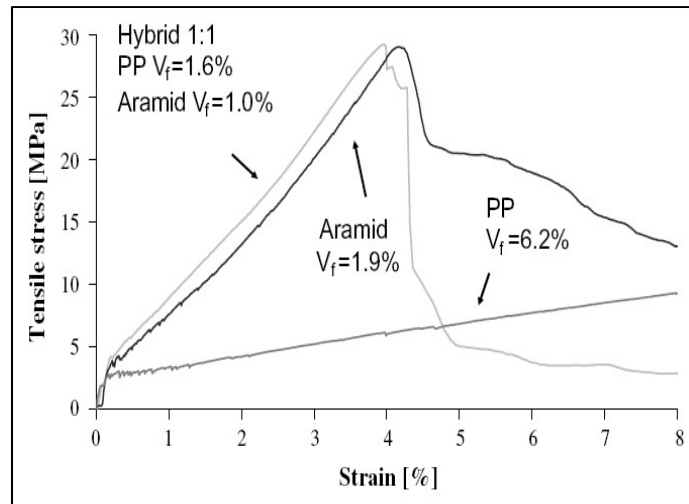


Figure 1-24 : Influence des fils aramide, polypropylène et hybride (Peled et al [74])

Larbi et al [78] fournit des résultats intéressants sur la solution hybride d'un renfort textile. Le composite TRC de référence est constituée de 3 couches de renforts noyés dans le mortier. La configuration du renfort textile est une grille tricotée. Les mailles sont rectangulaires de 3×5 mm et aérées afin de faciliter la pénétration du mortier à travers les fils et assurer ainsi une bonne adhérence fils/mortier. Le fil trame (direction de sollicitation) est en verre AR (résistance et durabilité visées) alors que le fil chaîne est en polyester. Les solutions hybrides sont constituées de 2 couches de renfort associées soit à des joncs de carbone (TRC + JC) soit à une combinaison de joncs de carbone et de verre (TRC + JVC). La surface des joncs a fait l'objet d'un traitement de surface adapté (surface parsemée de silice) destiné à améliorer sa rugosité. Le comportement en traction du TRC est exploité par les essais de traction directe afin de montrer la modification du comportement associée à la solution hybride du renfort. Les courbes de comportement sont présentées **Figure 1-25**, le TRC référence montre un comportement quasiment élastique linéaire du fait de l'ajout d'une résine d'imprégnation qui permet d'homogénéiser la contribution des filaments. Pour les TRC de renforts hybrides, leur comportement linéaire est clairement conditionné par ceux des joncs. L'augmentation très sensible de la rigidité globale comparativement au TRC de référence est principalement le résultat de la bonne interaction (essentiellement par adhérence frictionnelle) entre le mortier et les joncs. Il semblerait que la modification de la nature du renfort par la solution hybride contribue à améliorer significativement la performance du composite.

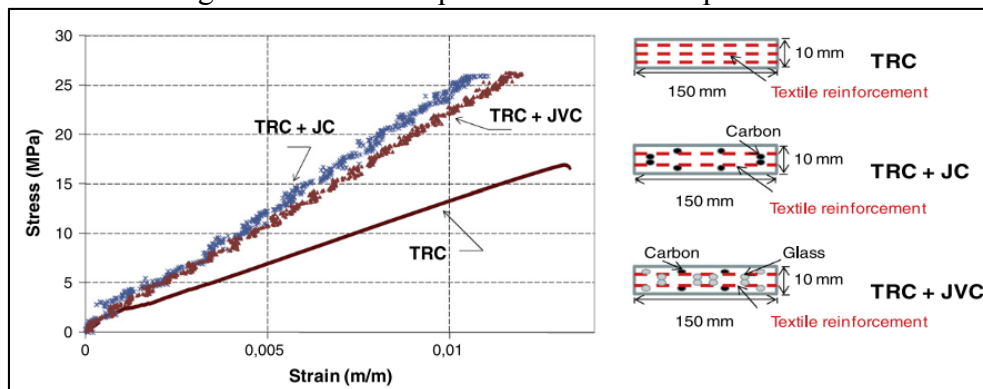


Figure 1-25 : Essai de traction directe selon les renforts textiles testés (Larbi et al [78])

1.2.3.3 Taux de renfort

Le taux de renfort est un facteur important dans l'étude du comportement du composite TRC. L'étude de l'influence du taux de renfort est effectuée de façon que la variation du nombre de couches de renfort soit faite dans un élément composite de même épaisseur [31], [45], [64], [79], [80]. L'augmentation de la résistance en traction ou de la résistance en flexion du composite avec l'augmentation du nombre de couches de renfort est abordée dans plusieurs études telles que Contamine et al [31], KOK et al [57], Colombo et al [79]. Une augmentation du taux de renfort peut conduire à la diminution de l'espacement entre les couches textiles, ce qui peut influencer l'adhérence textile-mortier. Cependant, plusieurs résultats montrent que l'effet de l'espacement entre les couches est inférieur à l'efficacité du taux de renfort. Ces auteurs montrent également que l'influence du taux de renfort sur la performance du composite dépend essentiellement de deux facteurs : l'interaction entre les couches de renfort qui peut conduire à une réduction de l'adhérence textile-mortier, et l'épaisseur de mortier présente entre les couches de renfort qui permet de transmettre correctement l'effort du textile dans le composite.

KOK et al [57] ont fait varier le nombre de couches de textile pour une même épaisseur de composite soit 25 mm (3, 4, 5 couches de textile en verre AR). L'auteur a indiqué l'augmentation de la résistance en flexion du composite lors de l'augmentation du nombre de tissus (**Figure 1-26**). Aussi l'efficacité du textile (l'efficacité du textile est le rapport entre la contrainte ultime de l'éprouvette du composite sur la contrainte maximale du textile) augmente de 19% à 24% lorsque le taux de renfort varie de 1.21% à 2.01%. Ces résultats montrent que la diminution de l'espacement entre les couches de tissus n'est pas très sensible et ne change que peu l'efficacité du textile.

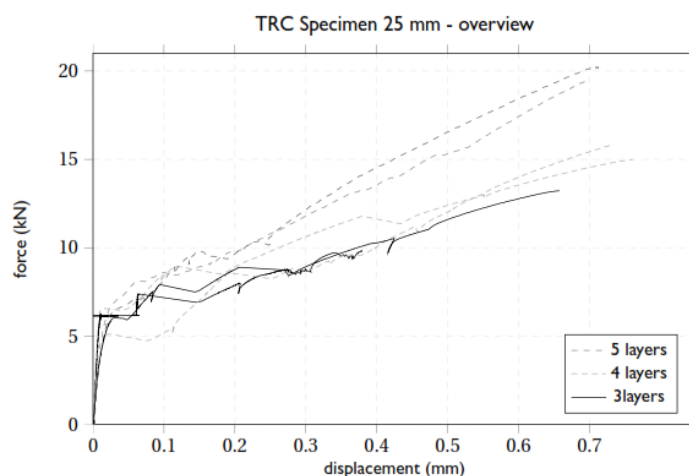


Figure 1-26 : Effet du taux de renfort sur le comportement du TRC (KOK et al [57])

Pour l'étude de l'influence du taux de renfort, ainsi que la position du renfort sur le comportement du composite, Colombo et al [79] a varié le nombre de couches de textile pour une même épaisseur d'éprouvette soit 6 mm (1, 2 couches de textile en verre AR). Sa conclusion est similaire à celle de KOK et al [57], l'auteur montre également une augmentation de la résistance en traction du composite lors de l'augmentation du nombre de textile (**Figure 1-27**). Le schéma de fissuration est modifié significativement avec la variation du taux de renfort. On constate une réduction de l'espacement moyen des fissures lorsqu'on augmente le nombre de textile. Il semblerait que l'augmentation du taux de renfort conduit à une meilleure distribution de contrainte dans le composite. Aussi, cette étude a analysé l'influence de la position des couches de renfort (ou indirectement l'espacement entre les

couches de textile) sur le comportement du composite TRC. Deux cas de positionnement du textile dans le composite sont étudiés, le premier correspond au contact direct entre deux couches de tissus (2 fabrics), pour le deuxième cas, une couche de mortier de 2 mm d'épaisseur sépare les deux renforts (2 layers). Ces résultats montrent une modification conséquente du comportement du composite selon le cas. Le cas avec présence d'une couche de mortier entre deux nappes textiles présente une meilleure résistance mécanique, ce qui est expliqué par une meilleure transmission de l'effort dans le composite.

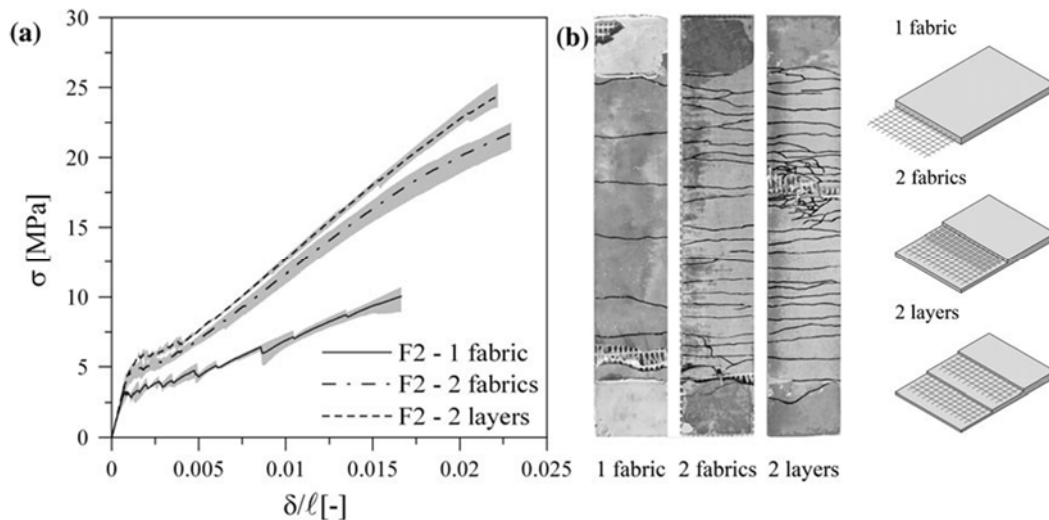


Figure 1-27 : Effet du taux de renfort sur le comportement du TRC (Colombo et al [79])

Cependant, Hegger et al [64] a montré, inversement, une réduction de la résistance du composite lors de l'augmentation du taux de renfort. En effet, HEG [64] a étudié l'influence du taux de renfort en variant le nombre de couches de textile pour une même épaisseur de composite TRC (1, 2, 3 couches de textile tricoté en verre-AR pour une épaisseur de 10 mm). Ces résultats montrent une diminution de l'efficacité du textile (rapport entre la contrainte ultime de l'éprouvette du composite sur la contrainte maximale du textile) de 49 % à 43% lors de l'augmentation du taux de renfort de 1.1% à 3.3%. L'auteur a remarqué que la diminution de la résistance du textile est causée par une diminution de l'adhérence textile-mortier engendrée par l'interaction entre les deux couches de renfort du fait de la faible épaisseur de mortier entre ces deux couches, ce qui conduit à une faible transmission de l'effort dans le composite.

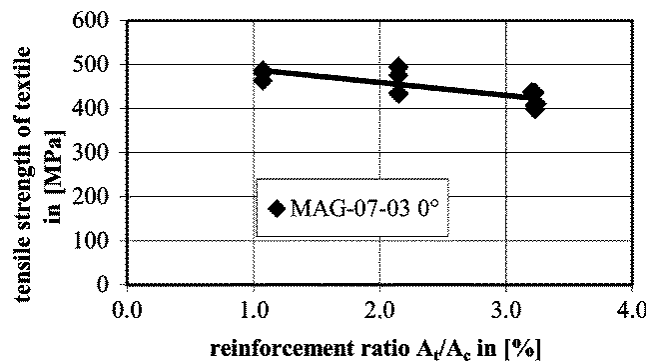


Figure 1-28 : Contrainte maximale dans le renfort en fonction du taux de renfort (Hegger et al [64])

1.2.3.3.4 Mode de conservation du composite

Les conditions de conservation influencent l'évolution des propriétés physico-chimiques de la matrice. Le retrait ou l'hydratation de la matrice en cours de conservation peuvent conduire à une modification de l'adhérence matrice-textile.

Mobasher et al [65] ont testé 2 procédés différents de cure sur une configuration de composite identique. L'un est soumis à une cure de 25 jours à 23°C et 100% HR puis stocké dans des conditions normales jusqu'à la date d'essai, et l'autre soumis à une cure accélérée durant 3 jours à 80°C et 90% HR puis stocké pendant 4 jours dans une pièce stabilisée à 20% HR. 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 1-29**). L'auteur explique que cette diminution de la rigidité serait liée à une moins bonne adhérence textile matrice que celle obtenue dans le cas d'une cure de 28 jours.

Pour l'étude de l'influence de la condition de cure sur le mécanisme de retrait du composite, Colombo et al [79] a testé des éprouvettes de dimension $400 \times 70 \times 6 \text{ mm}^3$ avec une couche de textile de fibre de verre AR (taux de renfort de 3.07 %). Elles sont soumises à trois conditions différentes de cure qui sont : cure dans l'air et dans l'eau pendant 28 jours, et pendant 6 jours à 60°C. L'auteur montre que la cure dans l'eau présente une contrainte au début de fissuration plus faible, ainsi qu'une faible rigidité dans la phase post-fissuration. Ce qui peut s'expliquer par la pénétration de l'eau qui conduit à la réduction de la liaison entre le textile et la matrice. Les éprouvettes conservées dans l'air présentent de meilleures performances en termes de début de fissuration, et une meilleure rigidité dans la phase post-fissuration. Ces résultats peuvent être expliqués par un retrait important qui peut conduire à une augmentation du frottement à l'interface textile-matrice, et conduit à une amélioration de l'adhérence textile-matrice. La courbe obtenue sur éprouvettes de cure à 60° présente des valeurs moyennes par rapport aux deux cas précédents, ce qui s'explique par le retrait compensable obtenu par la cuisson et la lente hydratation du laitier. Concernant le schéma de fissuration, l'auteur indique la modification de l'espacement entre fissures pour chaque mode de conservation. Il semblerait que la cure dans l'air et à 60°C montrent une amélioration de l'espacement de fissuration par rapport à la cure dans l'eau, ou autrement dit la cure dans l'air et à 60°C, présente une meilleure distribution de l'effort dans le composite.

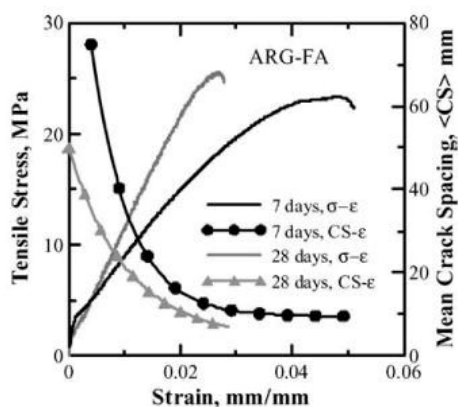


Figure 1-29 : Conditions de conservation et comportement en traction du composite (Mobasher et al [65])

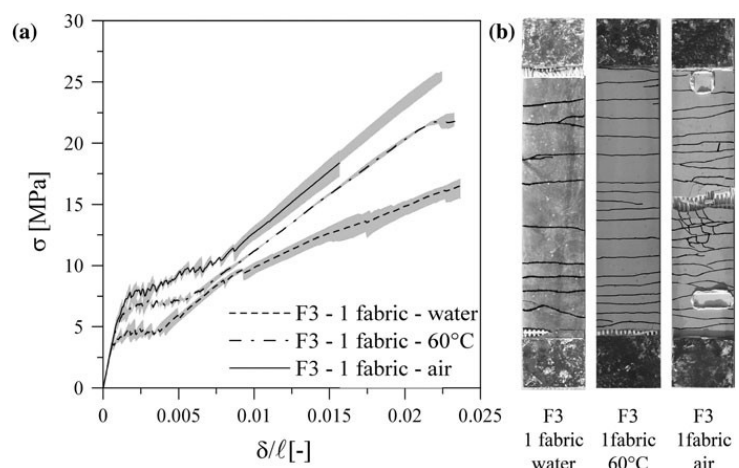


Figure 1-30 : Conditions de conservation et comportement en traction du composite (Colombo et al [79])

1.2.3.3.5 Pré-imprégnation du renfort textile

Théoriquement, la pré-imprégnation du renfort textile pourrait conduire à une augmentation de la liaison entre les filaments, qui conduit à un comportement plus homogène dans un fil. Ce qui permet d'obtenir une meilleure résistance de friction à la surface du fil.

L'étude de l'influence de la pré-imprégnation du textile sur le comportement en traction du composite est nécessaire et vise à améliorer considérablement la performance du TRC. La plupart des auteurs ayant travaillé sur ce sujet, Hegger et al [64], Raupach et al [67], Contamine et al [81], [31], Xu et al [82], ont étudié des configurations de TRC pour lesquelles le renfort textile est pré-imprégné par différents produits. Ces études montrent des améliorations considérables des performances mécaniques du TRC, une meilleure résistance en traction, et l'augmentation du taux de travail du renfort.

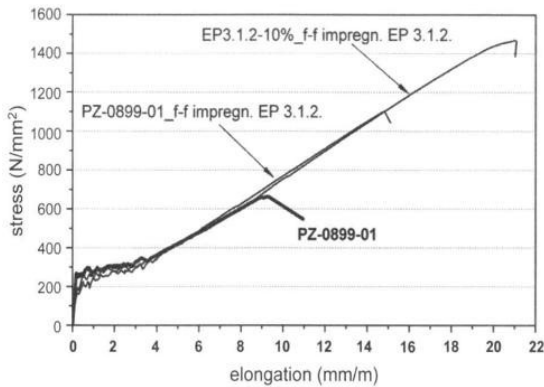
En effet, Hegger et al [64] et Raupach et al [67] (**Figure 1-31-(d) et (b)**) montrent respectivement des taux de travail des filaments de l'ordre de 66% et 75% pour les textiles pré-imprégnés par époxy, contre 25% et 20% pour les textiles non pré-imprégnés. Aussi ils remarquent que la pré-imprégnation du textile par époxy permet de réduire l'espacement de fissurations du TRC.

Les études de Contamine et al [31] visent à améliorer le comportement du TRC par trois produits de pré-imprégnation (polyester, latex, époxy) sur la base du TRC référence « PA(10)/VAR (3) » (**Figure 1-31-(c)**). Il montre qu'à 28 jours de maturation du TRC, la pré-imprégnation avec latex et époxy présente l'augmentation de 20% de la résistance mécanique, ainsi que de 10% du taux de travail du fil. Ces résultats sont plus intéressants à 100 jours de maturation du TRC où l'augmentation de la résistance atteinte 78% et le taux de travail du fil augmente de 73%. La réalisation d'une étude micrométrique du composite montre que la pré-imprégnation du renfort permet clairement d'améliorer le taux d'imprégnation des fils, certains fils pré-imprégnés par époxy semble atteindre un taux d'imprégnation de 100%. De plus, l'imprégnation du textile semble être en mesure de modifier le mode de ruine du TRC, une rupture localisée avec une fissure au centre de l'éprouvette est observée sur le TRC pré-imprégné par latex. L'auteur a conclu que le comportement plus homogénéisé d'un fil du composite pré-imprégné permet d'obtenir une meilleure distribution de la contrainte sur le TRC, évitant la rupture localisée au niveau de la fissure à proximité des mors.

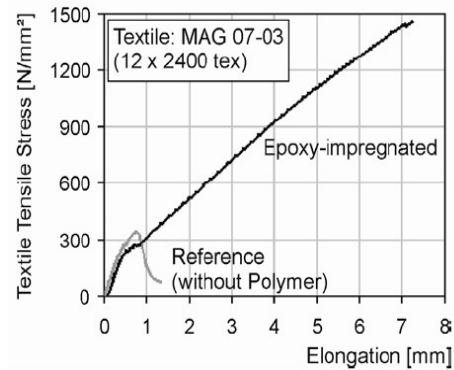
La nature du produit de pré-imprégnation montre une influence importante sur le comportement du TRC. En fonction de la nature du produit, la performance mécanique, ainsi que le taux de travail du fil sont totalement différents. En effet, Hegger et al [64] a montré que le composite pré-imprégné par acrylique conduit à une réduction de la résistance, ainsi que du taux de travail du renfort par rapport à celui pré-imprégné par époxy. En comparaison les produits de pré-imprégnation entre époxy, latex et polyester, Contamine et al [31] montre que le composite pré-imprégné par polyester, à 28 jours de maturation du composite, présente une réduction importante de la performance, ainsi que du taux de travail du fil. Keil et al [77] (**Figure 1-31-(a)**) a réalisé et comparé deux produits pré-imprégnés par époxy « durci » et « frais », il montre que la pré-imprégnation par époxy « durci » engendre une augmentation de la résistance par rapport au TRC non pré-imprégné nettement inférieure à celle due à la pré-imprégnation par époxy « frais » (respectivement 27% et 77%).

En outre, la technique de pré-imprégnation, ainsi que la durée de maturation du composite pré-imprégné, présentent également un impact significatif sur le comportement du TRC. Contamine et al [31] montre l'évolution de la résistance du composite pré-imprégné à 100 jours de maturation par rapport à celui à 28 jour de maturation. Cette évolution semble liée à

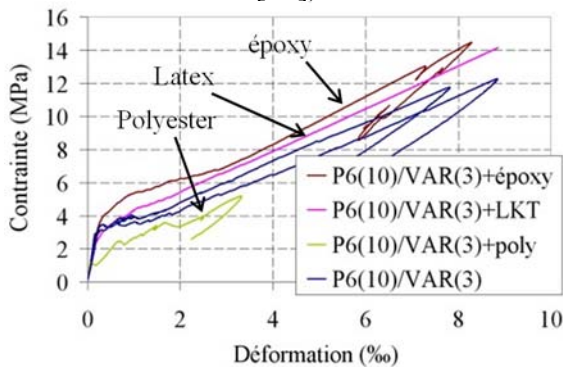
l'évolution des propriétés mécaniques de la résine et/ou de l'interface fil-matrice en fonction du temps.



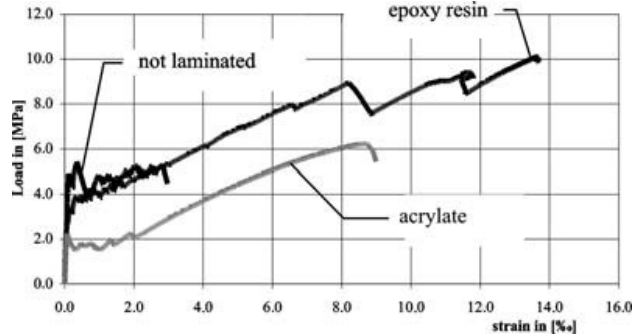
(a) - Contrainte-déformation du TRC avec la pré-impregnation par époxy (Keil et al [77])



(b) – Contrainte-déformation dans les fils (Raupach et al [67])



(c) - Contrainte-déformation du TRC avec la pré-impregnation – Essai à 28 jours de maturation (Contamine [31])



(d) - Contrainte-déformation du TRC avec la pré-impregnation (Hegger et al [64])

Figure 1-31 : Pré-impregnation du textile et comportement en traction du TRC

1.2.3.3.6 Orientation des fils

Le textile de renfort (en fibre de verre et de carbone) présente une réduction de la résistance lorsque les fils sont inclinés par rapport à la direction de la sollicitation de traction. Cette diminution, entre 50% (Hegger [64], Jesse et al [50]) et 70% (Proctor et al [83]), est constatée pour un angle 45° avec la direction de traction. Pour un angle de 12°, une réduction d'environ 20% est remarquée par les majorités des auteurs (Proctor et al [83], Mashima et al [61], Jesse et al [38]). Cette réduction de la résistance en traction peut être expliquée par deux raisons, la première correspond à la faible résistance au cisaillement et en flexion des fils, la deuxième est la flexion des filaments internes associés à une déformation inférieure à celle des filaments externes, ce qui conduit la diminution de la capacité portant d'un fil.

Jesse et al [50] a proposé un modèle permettant de justifier la diminution de la résistance lié à l'inclinaison des fils. Lorsque le diamètre moyen des fils est important par rapport à la largeur des fissures (**Figure 1-32-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. 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.

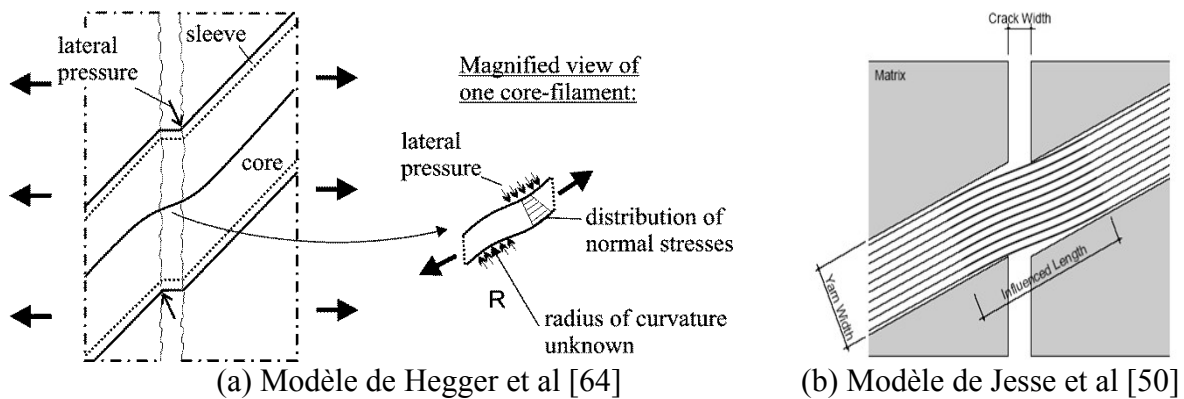


Figure 1-32 : Schéma du pontage d'une fissure (fil non perpendiculaire à la fissure)

1.2.3.3.7 Direction du textile tricoté

Le textile tricoté se distingue par deux directions principales, ce sont la direction chaîne (0° -direction sur **Figure 1-33**) et la direction trame (90° -direction sur **Figure 1-33**). D'après les études de Hegger et al [64], pour un textile tricoté, dans lequel il présente la même configuration de fil, ainsi que le même espacement entre fils dans la direction de chaîne et de trame, le composite est plus résistant lorsque le textile est dans le 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.

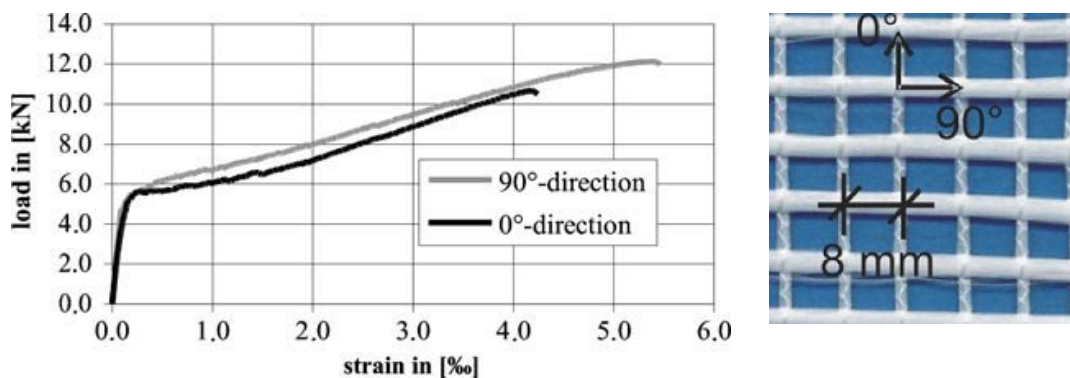


Figure 1-33 : Direction du textile tricoté et comportement du composite TRC (Hegger et al [64])

1.3 Application du composite TRC pour le renforcement et/ou la réparation de poutres en béton armé

1.3.1 Comportement d'une poutre béton armé non renforcée/réparée par composite

1.3.1.1 Comportement global

Le comportement global décrit ci-dessous correspond à celui associé à une poutre soumise en flexion 3 points ou 4 points. Ce comportement est divisé par 3 phases principales comme décrit ci-après (**Figure 1-34**) :

- Une première phase linéaire élastique correspondant au comportement des poutres non fissurées
- Une deuxième phase linéaire correspondant au comportement de service des poutres fissurées. Dès que la première fissure s'est propagée dans le béton, les fissures dues au moment fléchissant qui s'initient les premières dans la partie inférieure centrale de la poutre apparaissent. Ensuite, elles se propagent vers le haut de la poutre (**Figure 1-35**). Des fissures engendrées par la contrainte principale de traction élevée et 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.
- Une troisième phase correspondant au comportement associé à un des deux mécanismes de rupture de la poutre, soit par moment fléchissant, soit par effort tranchant. Le mécanisme de rupture par moment fléchissant présente une rupture « ductile » due à la plastification de l'armature tendue, pour lequel, les fissures de flexion sont prédominantes à la rupture. Le mécanisme de rupture par effort tranchant semblerait être une rupture « fragile », pour lequel, les fissures engendrées par cisaillement sont prédominantes à la rupture. Ces différents mécanismes de rupture dépendent des nombreux facteurs liés aux propriétés des matériaux, aux dimensions de la structure, et au type de chargement.

Une poutre en béton armé dont la rupture est par moment fléchissant, ne dépend que de quelques facteurs comme : la résistance mécanique du béton (résistance en compression, module d'élasticité), le nombre, le diamètre, la longueur, le comportement des armatures longitudinales. En revanche, la rupture d'une poutre BA due à l'effort tranchant est beaucoup plus complexe et dépend d'un plus grand nombre de facteurs comme : le taux d'armatures longitudinales, l'effet goujon, la taille des granulats du béton, l'effet d'engrènement justement lié à la taille des granulats, l'élançement de la poutre, la géométrie de la section de poutre, le taux et l'orientation des armatures transversales.

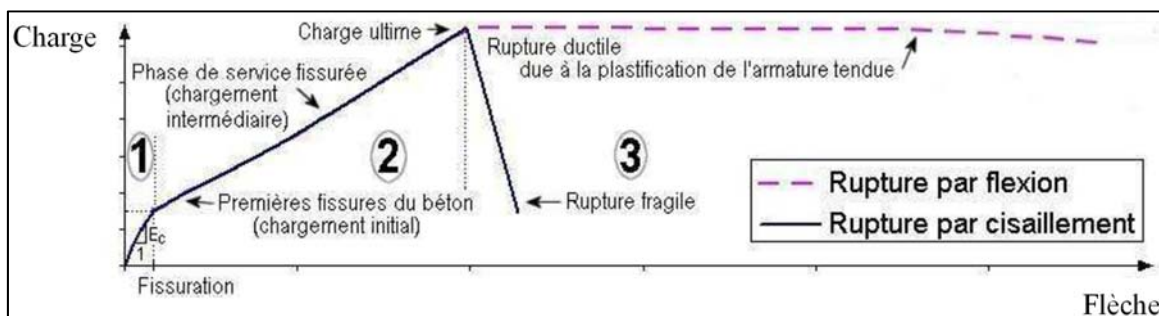


Figure 1-34 : Représentation graphique charge/flèche d'une poutre BA (Croston [84])

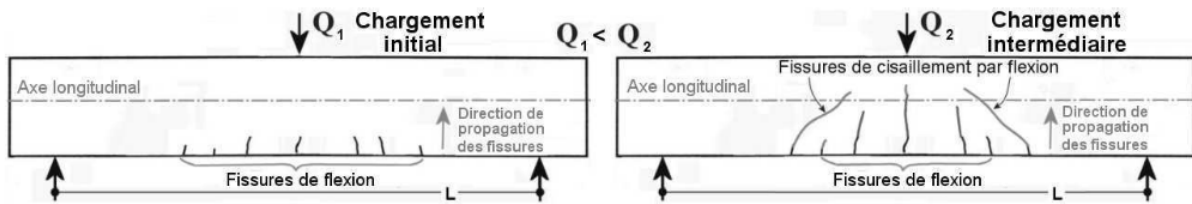


Figure 1-35 : Faciès de fissuration initiale et intermédiaire par moment fléchissant d'une poutre en béton armé (Croston [84])

1.3.1.2 Mécanismes de rupture

1.3.1.2.1 Mécanismes de rupture due au moment fléchissant

- **Rupture par la plastification de l'armature longitudinale tendue**

Ce mode de rupture est identifié si la quasi-majorité des fissures sont quasiment verticales et positionnées dans le tiers central de la longueur libre entre les appuis. 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 se propagent verticalement (**Figure 1-36**). La plastification de l'armature se produit et conduit à un mécanisme de rupture lié au moment fléchissant qui est dit « rupture ductile » (**Figure 1-34**). Lors du dimensionnement d'une poutre, il est recommandé de prévoir sa rupture par moment fléchissant car ce mode de rupture permet l'observation d'une dégradation significative de la poutre avant sa ruine.

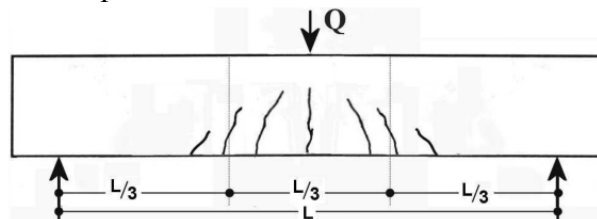


Figure 1-36 : Poutre endommagée par moment fléchissant (Croston [84])

- **Rupture par l'écrasement du béton en compression associée à la plastification de l'armature tendue**

Ce mode de rupture commence de la même manière que le précédent avec l'apparition de fissures dans la zone centrale. Ensuite, on obtient l'écrasement du béton sur la face supérieure de la poutre, engendrée par la déformation trop importante dans le béton en compression. Lorsque ce mode de rupture est associé à la plastification de l'armature tendue, ce mécanisme de rupture est « ductile ».

1.3.1.2.2 Mécanisme de rupture due à l'effort tranchant

- **Rupture par la contrainte principale oblique**

Ce mode de rupture commence comme exposé précédemment, avec le développement des fissures fines verticales de type de flexion au centre de la longueur entre appuis. Ensuite quelques fissures inclinées (généralement selon un angle avoisinant les 45°) se propagent le long de la zone sollicitée par l'effort tranchant maximum (à une distance entre 1.5d et 2d de l'appui). Lorsque les fissures de flexion n'évoluent plus, une des fissures inclinées dues à la contrainte principale oblique s'ouvre vers le point de chargement (zone en compression de la poutre), puis cela entraîne la ruine de la poutre. Cet endommagement final qui correspond à la ruine instantanée de la poutre s'obtient pour une flèche potentiellement très faible.

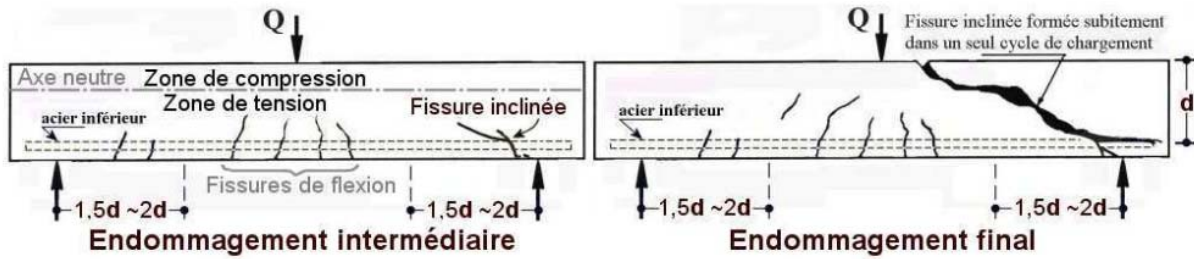


Figure 1- 37 : Poutre endommagée par la contrainte principale oblique (Croston [84])

- **Rupture à l’effort tranchant initiée par 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 due au moment fléchissant, les armatures longitudinales inférieures ont plastifié et l’ouverture des fissures dues au moment fléchissant est importante. Deux phénomènes interviennent alors et réduisent la résistance de la poutre par rapport à l’effort tranchant, la première est l’augmentation de la contrainte principale de traction engendrée par la plastification de l’armature longitudinale inférieure, la deuxième est la réduction de la contrainte de cisaillement au niveau du béton due à la diminution de l’effet d’engrènement causé par l’ouverture des fissures importantes. 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 1-38).

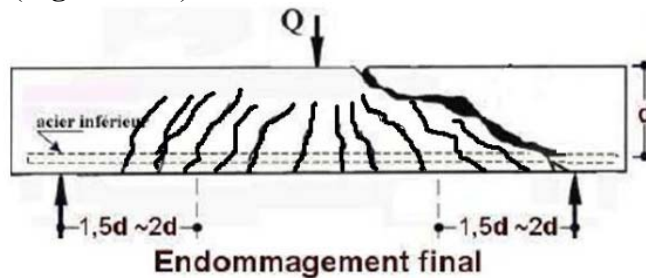


Figure 1-38 : Poutre endommagée à l’effort tranchant (Croston [84])

- **Rupture due à la compression par cisaillement**

Ce mode de rupture commence comme celui due à la contrainte principale oblique. Ensuite une fissure plus inclinée que dans le cas d’une rupture par contrainte 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 zone en compression 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 1-39). Ce mécanisme de rupture peut être considérée relativement moins fragile que celui par la contrainte oblique, dû à la redistribution des efforts internes. Cependant, cette rupture doit être évitée.

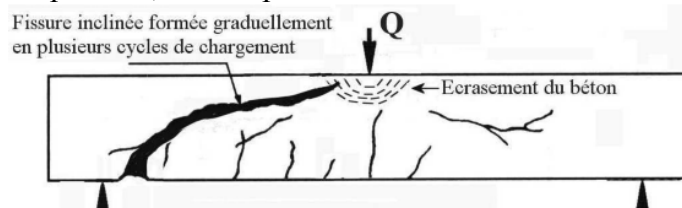


Figure 1-39 : Poutre en BA endommagée par la compression et au cisaillement (Croston [84])

- **Rupture due à l'adhérence par cisaillement**

Ce mécanisme de rupture est reconnaissable par 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 1-40**). Ce type d'endommagement est proche de celui par le béton en compression due au cisaillement, car 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 tendue.

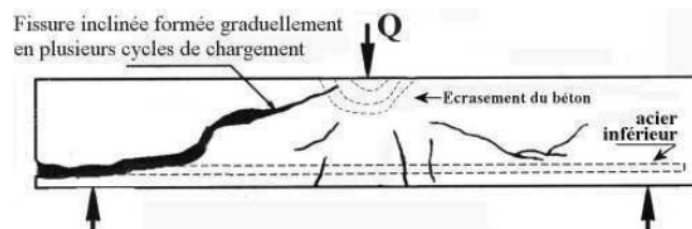


Figure 1-40: Schéma typique d'une poutre en BA endommagée par la perte d'adhérence due au cisaillement (Croston [84])

1.3.2 Comportement d'une poutre en béton armé renforcée/réparée par composite FRP (Fibre Reinforced Polymer)

Peu d'études traitent du renforcement/réparation de poutres en béton armé par le matériau composite TRC. Pour autant, il semble utile de s'appuyer sur la littérature relative au renforcement par le composite FRP pour dresser un panorama, même s'il ne peut être transposé à l'identique aux renforts TRC. Ces études permettront d'identifier les points forts et les verrous technologiques, scientifiques, cela peut servir les études du composite TRC pour le renforcement/réparation de structures en béton armé.

1.3.2.1 Comportement global

Comme le comportement global d'une poutre en béton armé non renforcée présentée ci-dessus, le comportement global d'une poutre en béton armé renforcé par le collage du matériau composite FRP est représenté schématiquement sur la **Figure 1-41**. Il correspond aux trois phases principales comme la description suivante :

- La première phase linéaire élastique correspond au comportement des poutres non fissurées
- La deuxième phase linéaire correspond au comportement de service des poutres fissurées. L'effet du renfort composite amène une légère rigidification. Le composite permet de retarder de façon conséquente, le moment de l'apparition de la première fissure, et permet aussi de limiter la propagation verticale de fissure.
- Une troisième phase correspond au comportement après plastification des aciers tendus. A l'inverse de la poutre en béton armé non renforcée qui a une rigidité dans cette phase presque nulle, la poutre renforcée par composite continue à reprendre des efforts supplémentaires avec une rigidité proportionnelle au nombre de couches de renfort utilisés. Le composite permet d'augmenter la résistance ultime des poutres, de diminuer la flèche des structures, réduire l'ouverture de fissure à même charge. On note aussi que le composite a modifié le mode de rupture de la poutre.

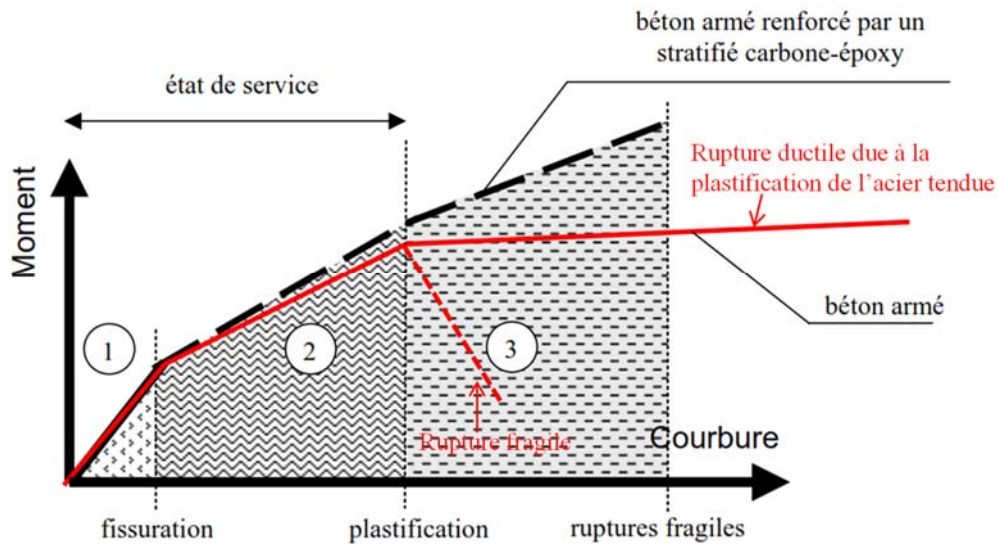


Figure 1-41 : Phases de comportement d'une poutre BA fléchie renforcée par un stratifié composite (Avril et al [85])

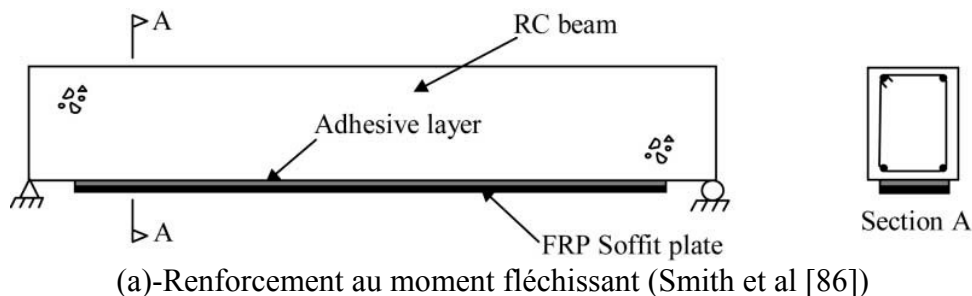
1.3.2.2 Configurations courantes du renforcement/réparation de poutres en béton armé

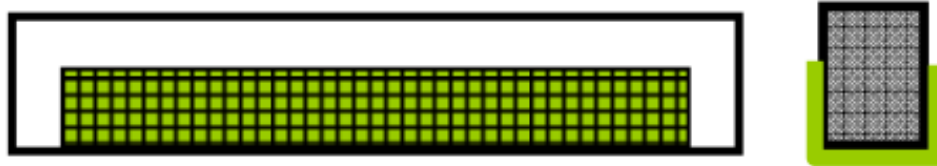
Le renforcement de poutres en béton armé par collage extérieur de matériaux composite se fait sur la face tendue pour les poutres à renforcer vis-à-vis du moment fléchissant ou sur la face latérale pour les poutres à renforcer vis-à-vis de l'effort tranchant. Les descriptions ci-dessous permettent d'éclairer les configurations courantes.

1.3.2.2.1 Configuration du renforcement au moment fléchissant

Le renforcement au moment fléchissant des poutres en béton armé se fait de façon courante par le collage externe de lamelles composites sur la face tendue (**Figure 1-42-a**). Avant l'application du composite, le support doit être préparé. Le but de la préparation de surface est d'enlever la couche faible de la surface du béton et d'exposer la totalité du béton afin d'améliorer l'adhérence composite-béton. Pour les objectifs de renforcement dans le cas d'un moment fléchissant couplé à l'effort tranchant, la configuration du composite en « U » est adoptée (**Figure 1-42-b**), cette configuration permet d'augmenter la résistance en flexion, ainsi qu'au cisaillement.

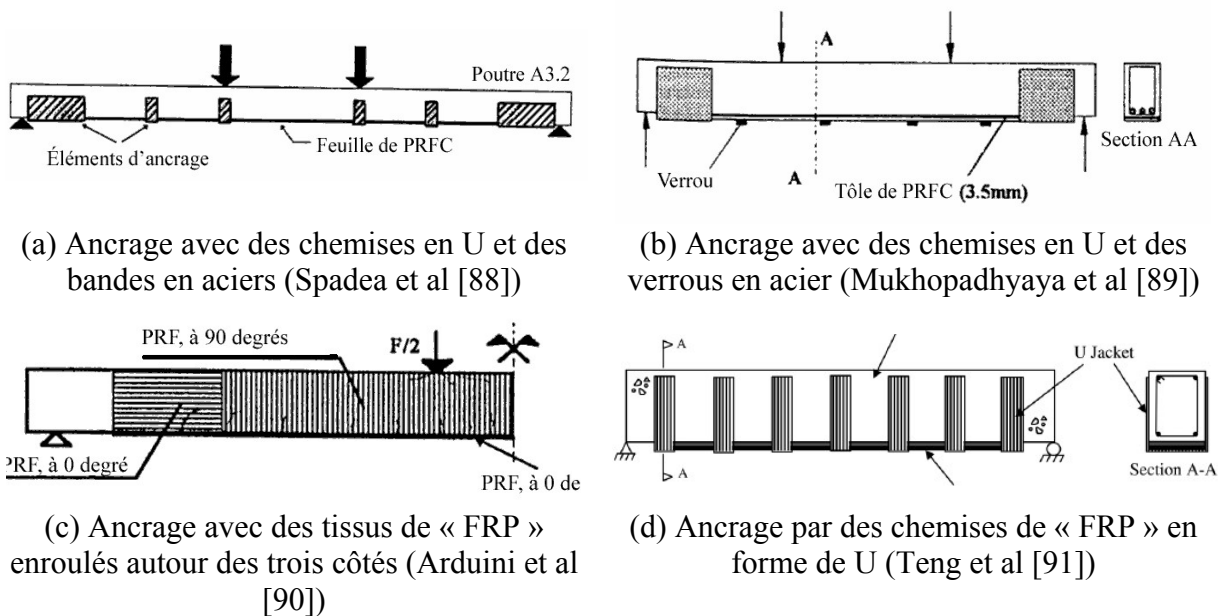
Dans l'application du composite, le traitement de la surface est nécessaire pour améliorer la liaison du composite avec le béton. Cependant, ceci peut être insuffisant pour assurer un meilleur scellement du composite. L'utilisation des ancrages permet d'augmenter l'adhérence composite-béton, pour cela, elle permet de réduire le risque des ruptures par décollement. Plusieurs configurations d'ancrage sont appliquées comme décrit sur la **Figure 1-43**.





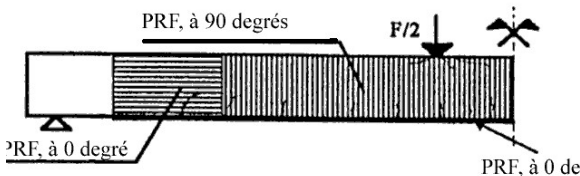
(b)-Renforcement au moment fléchissant couplé à l'effort tranchant (Attari et al [87])

Figure 1-42 : Poutre béton armée renforcée par une lamelle FRP

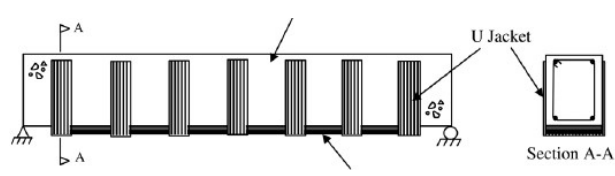


(a) Ancrage avec des chemises en U et des bandes en aciers (Spadea et al [88])

(b) Ancrage avec des chemises en U et des verrous en acier (Mukhopadhyaya et al [89])



(c) Ancrage avec des tissus de « FRP » enroulés autour des trois côtés (Arduini et al [90])



(d) Ancrage par des chemises de « FRP » en forme de U (Teng et al [91])

Figure 1-43 : Poutre en béton armée renforcée par composite FRP avec ancrages

1.3.2.2.2 Configuration du renforcement à l'effort tranchant

Dans ce cas, le composite de renforcement est disposé sur les flancs de la poutre (surfaces latérales) (**Figure 1-44-a,c**), ou incliné selon un angle générale égale 45° (**Figure 1-44-b,c**) à l'axe longitudinal de la poutre par bandes continus (**Figure 1-44-a,b**) ou plusieurs bandes (**Figure 1-44-c,d**). Le renfort, pour les bandes continues, peut être constitué par tissus multidirectionnel, alors que les renforts par des bandes discontinues sont constitués par des tissus unidirectionnels.

Chaque configuration latérale du composite précédemment décrite peut être appliquée selon les 4 configurations transversales présentées sur la **Figure 1-45**. Le renforcement des faces latérales (**Figure 1-45-a**) semblerait être le plus économique en matériau, cependant il arrive d'avoir une rupture par décollement du composite, ce qui réduit sa contribution à l'effort tranchant. Le renforcement en « U » (**Figure 1-45-b**) permet de pallier ce point faible, qui conduit à une augmentation de la résistance ultime de la poutre. En fonction de la section de la poutre, deux solutions différentes peuvent être envisagées afin de permettre d'améliorer le scellement du composite en partie supérieure de la poutre, la solution du renforcement confiné (**Figure 1-45-c**), ou l'utilisation d'ancrage mécanique (**Figure 1-45-d**).

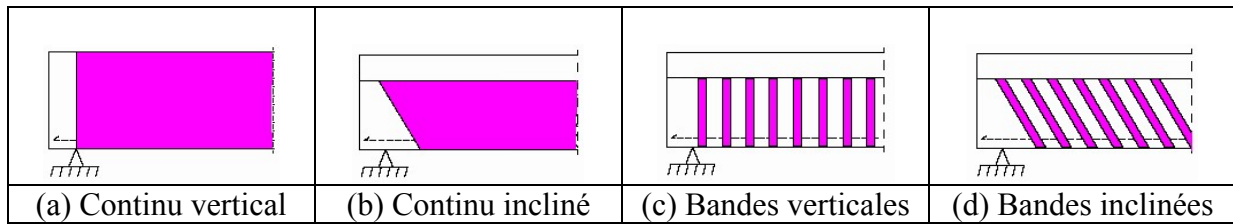


Figure 1-44: Configuration latérale de renforcement à l'effort tranchant

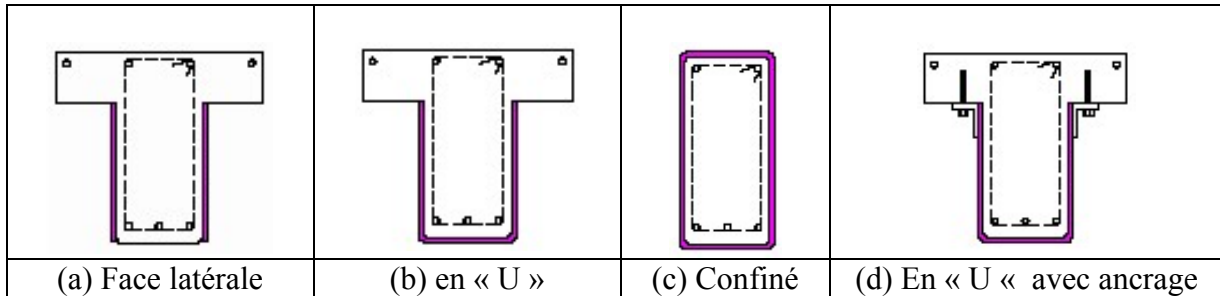


Figure 1-45 : Configuration transversale de renforcement à l'effort tranchant

1.3.2.3 Mécanismes de rupture

Dans le cas des poutres renforcées chargée en flexion, les mécanismes de rupture se distinguent par trois causes principales : rupture due à la flexion, au cisaillement et au décollement du composite. Ces causes possèdent différentes origines et des combinaisons sont possibles. Les mécanismes de rupture les plus courants sont décrits ci-dessous.

1.3.2.3.1 Rupture par flexion

Le mécanisme de rupture due à la flexion des poutres en béton armé renforcées par composite se produit principalement par deux actions : la rupture du composite et/ou l'écrasement du béton en compression. Lors du dimensionnement des éléments, c'est la rupture par plastification des armatures qui est visée.

- **Rupture du composite**

Deux conditions permettent de décrire nettement ce mécanisme de rupture, l'importante plastification de l'armature longitudinale tendue et la rupture au niveau du composite en traction (**Figure 1-46**). Ce mécanisme de rupture est observé dans les poutres faiblement ou moyennement armées et dans le cas où le renforcement présente une bonne adhérence entre le composite et la poutre.

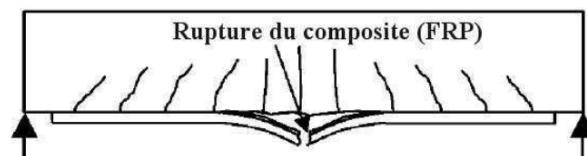


Figure 1-46 : Schéma typique de poutre BA réparée par collage de composite endommagée par flexion et par rupture du tissu (Croston [84])

- **Ecrasement du béton comprimé**

Ce mode de rupture est dû à la plastification de l'armature longitudinale tendue et à la ruine du béton en compression. La rupture par ce mécanisme est plus brutale que celle par le

mécanisme précédent. Ce type de rupture est observé dans les poutres renforcées ayant soit trop d'armatures, soit trop de composite.

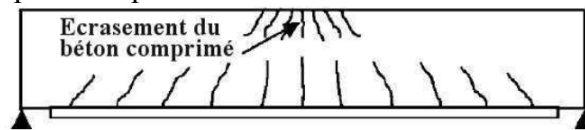


Figure 1-47: Schéma typique de poutre en BA renforcée par collage de composite endommagée par flexion et par écrasement du béton comprimé (Croston [84]).

1.3.2.3.2 Rupture due au cisaillement

La rupture de poutres par l'effort tranchant est observée lorsque la résistance en cisaillement des poutres non renforcées est insuffisante. Les fissures inclinées apparaissent d'abord au niveau des extrémités du tissu longitudinal et se propagent vers le centre de la poutre (**Figure 1-48**). Ce phénomène est engendré par la concentration des contraintes provenant de la discontinuité du tissu. Ce mécanisme peut être approché par la rupture due à la contrainte principale oblique de la poutre en béton armé non renforcée.

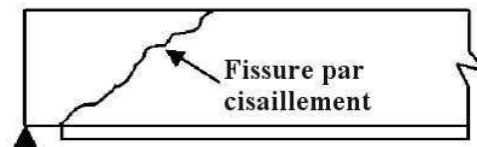


Figure 1-48 : Poutre BA réparée par collage de composite, endommagée par cisaillement (Croston [84])

1.3.2.3.3 Rupture due au décollement

La rupture due au décollement est complexe du fait des nombreuses possibilités de ce type de ruine. Le décollement peut se produire dans 6 parties différentes de la poutre : (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, (6) dans le composite (délaminage). Les trois mécanismes de rupture par décollement les plus observés sont la rupture de l'enrobage en béton, et le décollement du composite soit à l'extrémité, soit à mi- portée de la poutre.

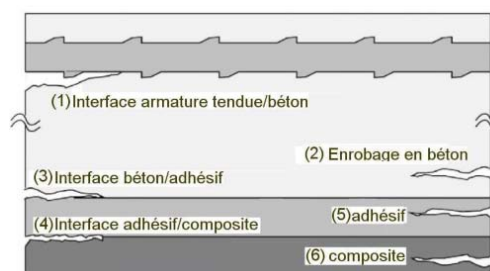


Figure 1-49 : Différents types de décollement observés sur des éléments BA renforcés par collage d'un composite sur la face tendue (Buyukozturk [92])

- **Rupture de l'enrobage en béton**

Cette rupture commence avec la formation d'une fissure près de ou dans la zone d'extrémité du composite (**Figure 1-50**). Cette fissure est due aux contraintes normales et de cisaillement élevées, engendrées par la fin brusque du composite. Dès cette fissure formée, elle se propage

jusqu'à l'armature tendue et la fissure progresse horizontalement au même niveau que l'armature, en produisant la séparation avec le béton.

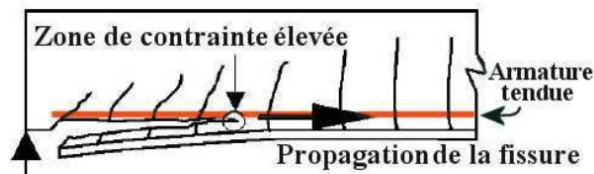


Figure 1-50 : Schéma typique pour une poutre BA renforcée par composite et endommagée par séparation de l'enrobage béton [93]

- **Décollement du composite à l'extrémité**

Cette rupture provient de la concentration des contraintes normales et de cisaillement à l'interface colle-béton (**Figure 1-51**). Ce mécanisme commence aux extrémités du tissu et se propage vers le centre de la poutre. La résistance de cisaillement de la colle est plus importante que celle du béton. C'est la raison pour laquelle, les petits morceaux de béton sont observés sur le tissu décollé. Ce mécanisme de rupture est observé pour des poutres renforcées dans les conditions : (1) une faible portée, qui produit un cisaillement élevé proche des appuis, (2) les extrémités du composite sont éloignées des appuis, (3) l'application d'un tissu raide qui limite la flèche et qui produit une concentration de contrainte de cisaillement importante près des extrémités du tissu.

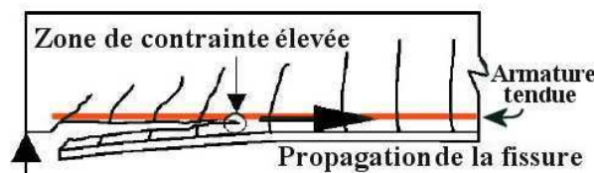


Figure 1-51 : Schéma typique pour une poutre BA réparée par collage de composite et endommagée par décollement du composite à l'extrémité (Croston [84]).

- **Décollement du composite à mi- portée**

Ce mécanisme est engendré par la concentration des contraintes élevée dans l'interface colle-béton. Cependant ce mécanisme est différent par rapport à la rupture par décollement à l'extrémité ; pour celui-ci, la rupture provient de l'importante déformation du tissu provoquée par la propagation de fissures dues à la combinaison des efforts tranchants et du moment fléchissant (**Figure 1-52**). Cette rupture est observée dans la poutre renforcée lorsqu'on a une portée importante de l'effort tranchant (1), ce qui permet de résister à un effort tranchant important aux extrémités du tissu, ou dans les cas où les extrémités du tissu sont très proches des appuis (2), ou dans le cas de l'application de tissu mince (3).

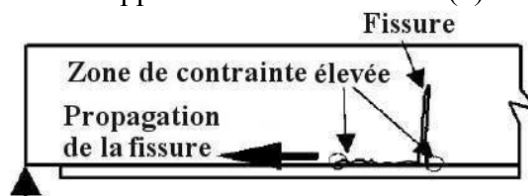


Figure 1-52 : Schéma typique pour une poutre BA réparée par collage de composite et endommagée par décollement du tissu à mi- portée (Croston [84]).

1.3.3 Composite à base de matrice minérale pour le renforcement et/ou réparation des structures béton armé

La technique du renforcement/réparation des poutres en béton armé par matériau composite à matrice minérale a été qualifiée comme très efficace. Dans la même famille de composite à

matrice minérale, le renforcement/réparation des structures est fonction de la matrice minérale, et/ou de l'armature de renfort. Quatre approches différentes pour le composite peuvent être envisagées. La première est le Textile Reinforced Concrete (TRC) développé par Aachen University, Germany en 1998. Ce composite est constitué par une matrice cimentaire renforcée par des couches de renfort textile. La seconde est appelée Fibre Reinforced Cement (FRC) élaboré par Wayne State University, USA, ce système composite est une feuille mince constituée par des fibres imprégnées dans une matrice cimentaire. La troisième est le Textile Reinforced Mortar (TRM) développé par University of Patras, Greece, ce composite est similaire au composite TRC, il utilise des renforts textiles avec une matrice cimentaire modifiée par polymère. La quatrième est constituée par la matrice cimentaire renforcée par une grille de FRP (Fibre Reinforced Polymer), appelé MBC (Minérale Base Composite) développé par University of Technology, Sweden. Dans cette partie, on décrit brièvement les performances du renforcement/réparation de poutres BA à l'aide de ces composites.

1.3.3.1 Mise en œuvre et configurations du composite

- **Mise en œuvre**

Deux types différents de mise en œuvre sont retenus, la mise en place du composite directement sur la poutre (**Figure 1-53-a**), et le collage de plats préfabriqués grâce à une colle en résine époxy (**Figure 1-53-b**). Le procédé de mise en œuvre du composite directement sur la poutre doit assurer une adhérence optimale et homogène entre le composite et la poutre, ainsi que la meilleure pénétration du mortier dans le renfort. Alors que le collage de plats préfabriqués à l'aide d'une colle époxy doit assurer d'éviter la rupture par décollement à l'interface composite-colle, ou l'interface colle-béton, pour ce faire, une résine dont les résistances mécaniques en traction et cisaillement sont nettement supérieures à celles du béton et du composite est utilisée. Dans les deux cas de mise en œuvre, afin de garantir la meilleure interaction entre le composite et la poutre, le traitement de la surface est nécessaire, les fils doivent être mis en place perpendiculairement à l'axe longitudinal de la poutre.



(a) Mise en place direct sur la poutre
(Blanksvärd et al [94])



(b) Collage des plats préfabriqués
(Contamine [31])

Figure 1-53 : Mise en œuvre du composite TRC

- **Configurations du composite**

Une application identique des configurations de renforcement du composite à base d'une matrice minérale par rapport au composite FRP est notée.

En effet, deux différentes configurations du composite pour un renforcement au moment fléchissant des poutres en béton armé sont abordées dans la littérature. La première correspond à l'application du composite sur la face tendue de la poutre (**Figure 1-54-a**) présentée dans les plusieurs études comme Schladitz et al [95]; Amir et al [96]; Verbruggen et al [97]; Beckmann et al [98] et Ombres et al [99]. La deuxième est la configuration en « U » qui permet un renforcement au moment fléchissant couplé à l'effort tranchant (**Figure 1-54-b**).

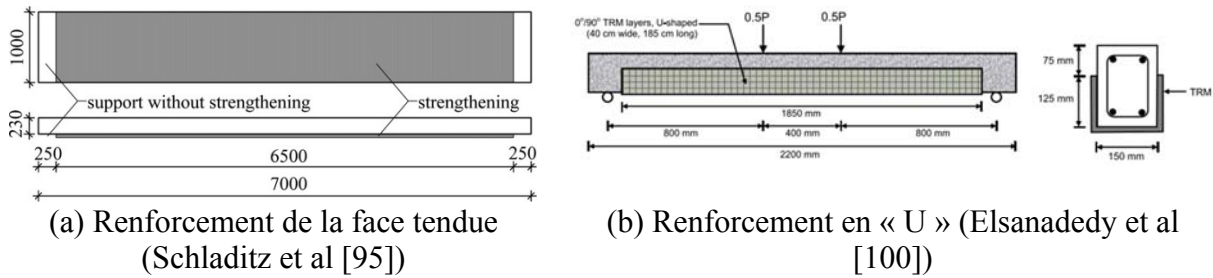


Figure 1-54 : Configuration de renforcement au moment fléchissant

Dans le cas d'un renforcement à l'effort tranchant, différents schémas de renforcement sont examinés : renfort continu confiné dans le but de prévenir la rupture par décollement (Triantafillou et al [101]) ; renfort en bande sur faces latérales (**Figure 1-55-a**) (Contamine [31]) ; renfort en bande en « U » (**Figure 1-55-b**) (Contamine [31] et Escrig et al [102] ; Verbruggen et al [103]) ; renfort continu en « U » sans ancrage (**Figure 1-55-c**) (Contamine [31], Larbi et al [104]) ; renfort continu en « U » avec ancrage (**Figure 1-55-d**) (Brückner et al [105], Schladitz et al [106]) qui envisage de réduire une rupture en décollement du composite.

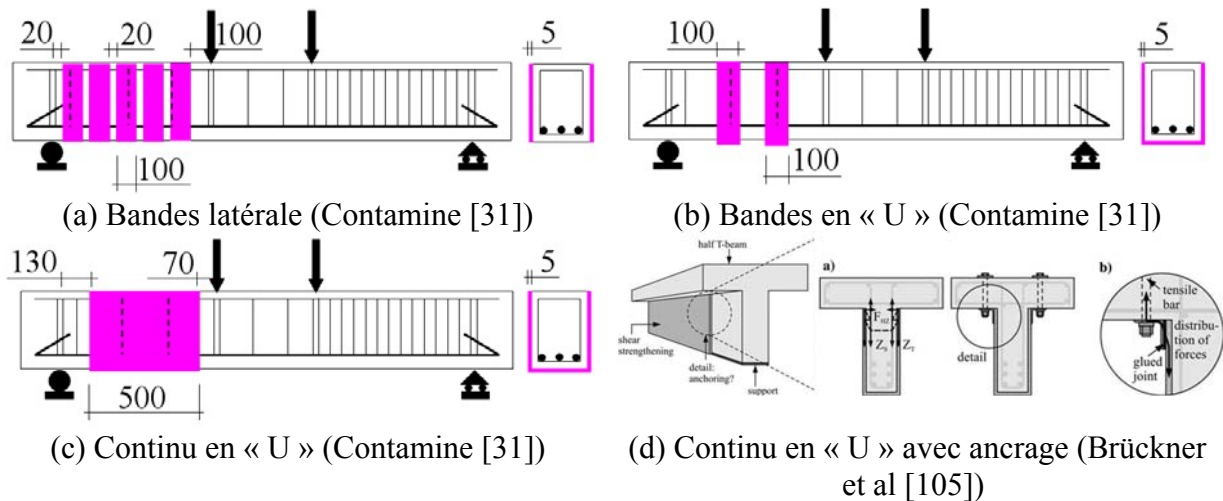


Figure 1-55 : Configuration du renforcement à l'effort tranchant

1.3.3.2 TRC (Textile Reinforced Concrete) du renforcement et/ou réparation des poutres en béton armé

1.3.3.2.1 Renforcement/réparation au moment fléchissant

L'efficacité du TRC de renforcement au moment fléchissant de structures en béton armé a été analysée par plusieurs auteurs. Larbi et al [107] a évalué la performance du renforcement du composite TRC sur des poutres en béton armé de dimension 2.3 m de longueur et de section transversale rectangulaire de 150 × 250 mm², soumise à flexion quatre points avec une portée de 2 m. Le composite TRC est constitué d'un mortier à granulométrie fine (diamètre du plus gros granulat inférieur à 0.8mm) et comporte 3 couches de renfort en grille tricotée de fibre de verre-AR. Le TRC est mis en place directement sur la face tendue de la poutre et une couche matrice est appliquée entre chaque renfort. Ces résultats permettent de mettre en évidence le comportement différencié entre les poutres non et renforcées (**Figure 1-56-a**). La poutre renforcée par le composite TRC présente une augmentation de charge ultime de 20%, ainsi qu'une augmentation de la rigidité de flexion qui conduit à réduire la déformation de la poutre à la même charge. Un seul mode de rupture par moment fléchissant est observé. C'est la

rupture due à l'écrasement du béton en compression pour la poutre saine. Celle de la poutre renforcée est due à un décollement du composite à mi-portée. Des conclusions similaires sont données par Amir et al [96], dans cette autre étude, les poutres en béton armé de même dimension que dans l'étude de Larbi et al [107] sont renforcées par TRC, ce composite est constitué de trois couches de renfort textile en grille de fibre d'aramide avec une matrice à base ciment portland. L'auteur montre que le TRC contribue à augmenter la charge ultime de 22%, ainsi que la rigidité en flexion de la poutre.

Dans l'objectif d'étudier la performance du renforcement et la réparation par TRC de poutre en béton armé, ainsi que l'influence de la pré-fissuration de la poutre sur l'efficacité du TRC, Verbruggen et al [108] a renforcé la face tendue de poutres BA par un composite TRC, qui se compose de 16 couches de textile de renfort en « Mat » (orientation aléatoire des fibres) de fibres de verre-E, la matrice est à base de ciment phosphatique et à granulométrie fine (diamètre du plus gros granulat inférieur à 0.1mm), ce mortier présente un milieu neutre après durcissement, et permet d'éviter la corrosion des fibres (la fibre de verre-E est sensible dans le milieu alcalin). Ces poutres en béton armé de 2.5 m de longueur avec une section transversale rectangulaire de $200 \times 300 \text{ mm}^2$ sont soumises à flexion 4 points. Un défaut initial est créé par une entaille au centre de la poutre, de 0.3 mm de largeur et 0.2 mm de profondeur. L'auteur constate une augmentation de la capacité portant de 40% de la poutre renforcé par TRC, ainsi qu'une augmentation de la rigidité de 67% sur la 2^{ème} phase de la courbe (**Figure 1-56-c**). L'augmentation de la rigidité conduit à une réduction de la déformation sur la phase du comportement en service de la poutre grâce au renforcement. En comparant les poutres renforcées avec et sans défaut initial, l'auteur remarque que la pré-fissuration n'influence pas l'efficacité du TRC, ce qui montre que la méthode du renforcement par composite TRC est indépendante de l'histoire du chargement de la poutre béton armé.

Les études de Aggelis [109] et Verbruggen et al [110] (**Figure 1-56-d et b**) ont montré des résultats similaires. En effet, Verbruggen et al [110] a étudié des poutres en béton armé de petites dimensions (650 mm de longueur avec une section $100 \times 100 \text{ mm}^2$), avec une pré-fissuration créé par différentes méthodes. La poutre référence est chargée jusqu'à l'apparition de la 1^{ère} fissure, puis déchargée et enfin renforcée par TRC. L'auteur conclut à une non dépendance de la pré-fissure sur la résistance ultime, et sur le mode de ruine final. Les influences sont remarquées sur la charge à la 1^{ère} fissure et la rigidité initiale, la poutre avec pré-fissure est inférieure à la poutre vierge de fissure. Ces résultats montrent également une augmentation de la charge ultime de 50% de la poutre renforcée par TRC par rapport à la poutre référence.

Le comportement local des poutres renforcées est analysé avec l'effet du TRC sur le comportement à la fissuration (schéma de fissure, ouverture de fissure). Larbi et al [107], et Amir et al [96] montrent que le TRC permet de modifier le schéma de fissure des poutres, l'espacement de fissure moyen des poutres renforcées est diminué par rapport à celui de la poutre de référence, ce qui conduit à une réduction de l'ouverture de fissure de la poutre renforcée à la même charge. Des résultats similaires sont présentés par Verbruggen et al [103], [108], qui montrent que le TRC permet d'augmenter le nombre de fissure de 3.5 fois, et diminue significativement l'ouverture des fissures.

Une confrontation du comportement des poutres renforcées par TRC ou CFRP est menée, en fonction des dimensions du composite (longueur, largeur et épaisseur) de renforcement, l'efficacité du renforcement par TRC peut être meilleure ou moins bien que celle du renforcement par CFRP. Larbi et al [78] a comparé l'efficacité du renforcement des poutres avec du TRC ou CFRP, qui ont mêmes largeur et longueur, l'auteur montre que le CFRP

présente une meilleure résistance en flexion que le TRC, et la poutre renforcée par CFRP est plus rigide que celle renforcée par TRC. L'augmentation de la charge ultime de la poutre renforcée par CFRP est de 75%, alors que celle de la poutre renforcée par TRC est de 20%. Une différence du mode de rupture des deux poutres renforcées est remarquée, pour la poutre renforcée par CFRP on observe une rupture par décollement du composite, alors que pour la poutre renforcée par TRC une rupture du composite est observée. Cependant les études de Verbruggen et al [108] et Aggelis et al [109] montrent que le renforcement par CFRP est moins efficace que celui par TRC, ce qui est expliqué par la largeur du CFRP (30 mm) qui est dans ce cas inférieure à la largeur du TRC (200 mm).

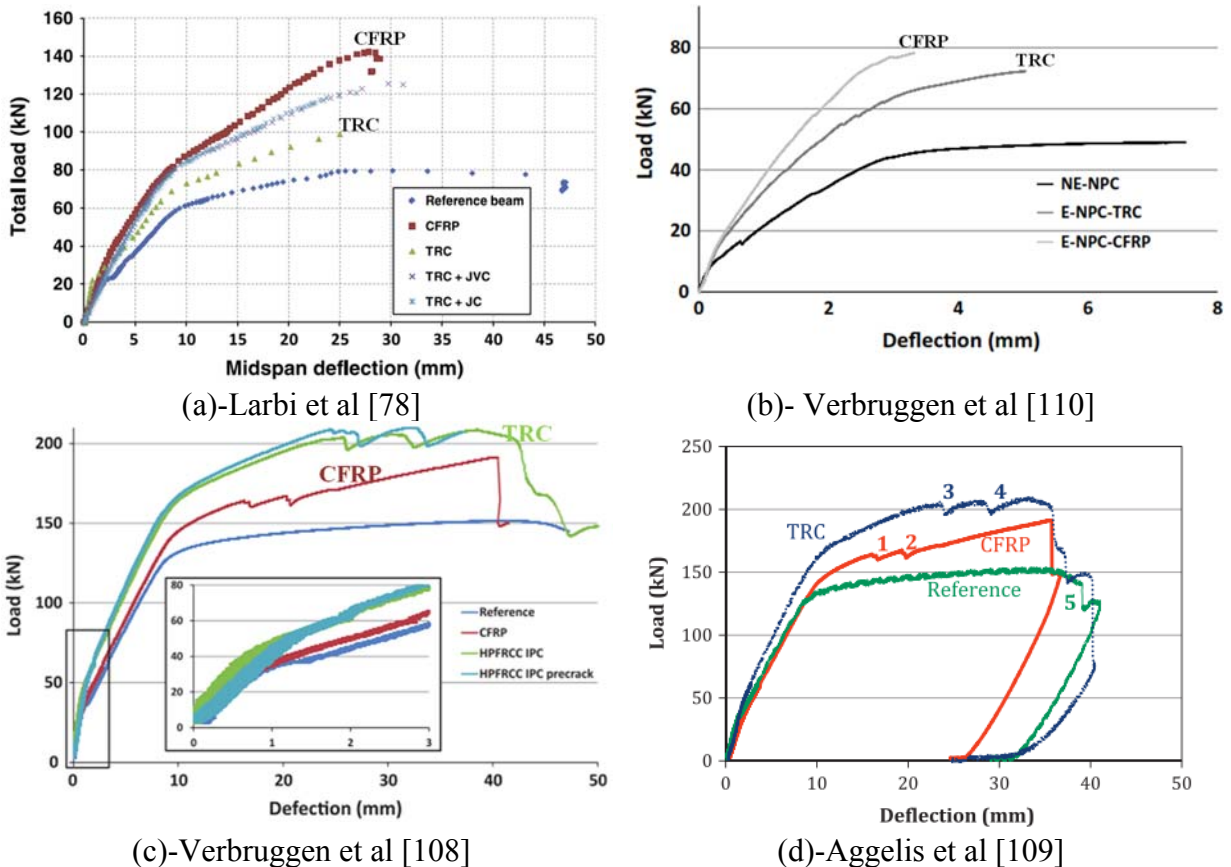


Figure 1-56 : Comportement des poutres renforcées par TRC et CFRP

1.3.3.2 Renforcement/réparation à l'effort tranchant

De nombreuses études de la littérature abordent le renforcement/réparation à l'effort tranchant des poutres en béton armé à l'aide du TRC, plus précisément, l'influence du TRC sur le comportement global et local, ce qui permet de montrer l'efficacité, et les performances de ce matériau.

Les études de Brückner et al [105] menées sur des poutres en béton armé de section en « T », renforcées par composite TRC. Le composite est constitué de 2-4 couches de renfort textile multiaxial de fibre de verre-AR, dont la direction principale de fibre est $\pm 45^\circ$, noyées dans un mortier ou matrice à granulométrie fine. Ces poutres sont soumises à flexion 3 points. Le composite est appliqué directement sur la poutre avec une couche de mortier entre chaque renfort. L'auteur montre que l'augmentation de la résistance à l'effort tranchant est dérisoire, de l'ordre de 1.3% (**Figure 1-57**), ce qui est expliqué par la rupture par décollement du composite, qui conduit à réduire la capacité portante en cisaillement du composite par la limite de transfert d'effort au composite. Pour l'amélioration de l'adhérence du composite

avec la poutre, l'étude a abordé une solution d'ancrage mécanique qui permet d'augmenter la capacité en cisaillement des poutres renforcé de 12.6%. Des résultats similaires sont présentés par Brückner et al [111] (**Figure 1-58-b**), qui montre une augmentation de la charge ultime de 16.6% pour la poutre sans ancrage mécanique et 33.4% pour la poutre avec ancrage mécanique. L'auteur montre également une augmentation de la rigidité de flexion des poutres renforcées, qui conduit à réduire la déformation de la poutre dans la phase de service à la même charge. Dans une autre configuration de poutre renforcée, poutre de section rectangulaire de longueur 4.9 m et de section 150×300 mm² soumise à flexion 4 points (**Figure 1-58-a**), l'auteur montre une augmentation de 45% de la charge ultime dans le cas d'une poutre renforcée par deux couches de textile, alors qu'aucune modification du mode de rupture de la poutre n'est constatée ; une rupture en cisaillement engendrée par une fissure importante inclinée, est observée dans les deux cas, les poutre dites de référence et renforcées.

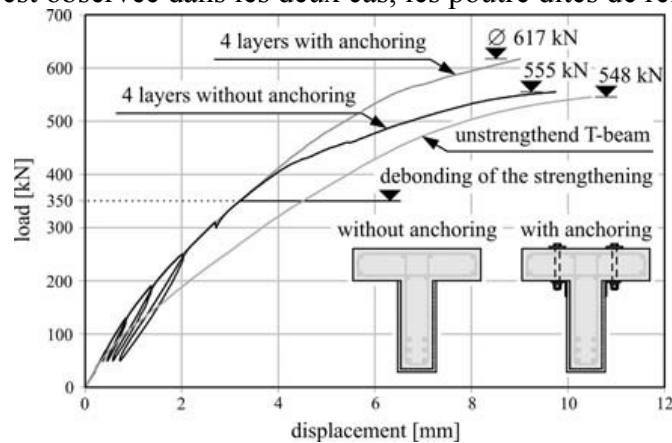


Figure 1-57 : Courbes charge/flèche de poutres en « T » renforcées par TRC (Brückner et al [105])

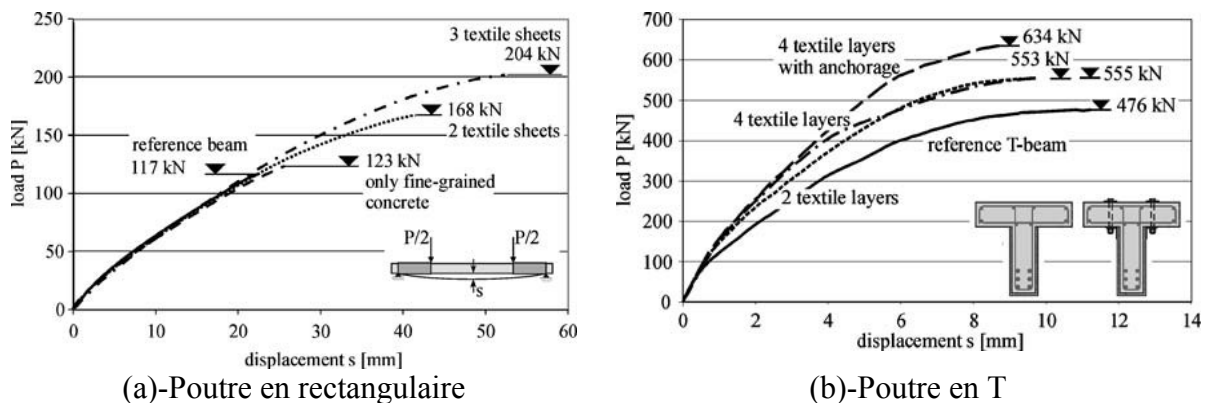


Figure 1-58 : Courbes charge/flèche des poutres rectangulaire et en « T » renforcées par TRC (Brückner et al [111])

Plusieurs paramètres d'influence sur la réparation des poutre en béton armé par TRC, vis-à-vis de l'effort tranchant, sont analysées et évaluées dans l'étude de Contamine [31], [112]. Cette étude est effectuée sur des poutres de 2.3 m de longueur et de section 150 × 250 mm², soumise à flexion 4 points. L'implantation des armatures transversales n'est pas symétrique afin de localiser la rupture sur un côté de la poutre. Ces poutres sont préalablement endommagées avant d'être réparées. Pour cela, les poutres sont chargées jusqu'à la plastification des aciers transversaux, puis renforcées par TRC. Le TRC est constitué par les couches de textiles tricotés de fibre de verre-AR coupées avec la matrice à base de ciment portland à granulométrie fine (diamètre du plus gros granulats inférieur à 1mm). Pour étudier

l'influence des configurations de réparation sur le comportement de la poutre, l'auteur a considéré trois configurations de réparation (**Figure 1-59**) : le renfort continu en « U » (R30-C-U-Is-TRC(5) et R40-C-U-Is-TRC(2)), le renfort en bande sur faces latérales (R30-B-FI-P-TRC(10) et R30-B-FI-P-TRC(5)) et le renfort en « U » mais en bandes (R30-B-U-Is-TRC(5) et R40-B-U-Is-TRC(5)). L'auteur montre que la rigidité initiale des poutres réparées est très proche et semble de ce fait quasi-indépendante de la configuration de réparation. Aussi cette rigidité est légèrement inférieure à celle de poutres saines. En revanche, dans la zone de fissuration, l'évolution de la flèche en fonction du chargement varie en fonction des configurations de réparation, mais aussi, la charge ultime des poutres réparées par TRC est augmentée de 2.6 à 37.7% en fonction de la configuration de réparation par rapport à celle des poutres saines (**Tableau 1-10**).

L'influence de l'augmentation de l'épaisseur du TRC est analysée sur les poutres R30-B-FI-P-TRC(10) avec 10 mm d'épaisseur de TRC et R30-B-FI-P-TRC(5) avec 5 mm d'épaisseur de TRC, dans les deux cas, le taux de renfort du TRC est identique. L'auteur montre une influence dérisoire de l'augmentation de l'épaisseur (de 5 à 10) sur le comportement charge/flèche, un écart négligeable de 3% est noté sur la charge ultime entre les deux poutres réparées.

Afin d'évaluer l'influence du mode de mise en œuvre du TRC de réparation, l'auteur a étudié des poutres réparées par bandes préfabriquées (R30-B-FI-P-TRC(5)) et par mise en place directement sur la poutre (R30-C-U-Is-TRC(5)). L'épaisseur et la largeur totale du TRC sont identiques dans les deux cas. L'auteur montre que la variation du mode de mise en œuvre n'influence pas sur l'efficacité du TRC, un écart négligeable de 2.5% sur la charge ultime est noté entre les deux cas.

L'évaluation de l'influence des caractéristiques mécaniques du béton constitutif des poutres sur l'efficacité du TRC de réparation est considérée sur les poutres R40-B-U-Is-TRC(5) ayant une résistance en compression de 40Mpa et R30-B-U-Is-TRC(5) ayant une résistance en compression de 30Mpa. L'auteur montre que l'augmentation de la charge ultime dans les deux cas est du même ordre de grandeur (respectivement 9.6% et 6.9%). Il conclut que la technique de réparation des poutres par TRC est faisable pour des caractéristiques mécaniques différentes du béton constitutif des poutres.

L'auteur remarque également que le mode de rupture des poutres réparées varie en fonction de la configuration de TRC adoptée, pour les poutres réparées à l'aide d'une section importante de TRC, il semblerait que le TRC permet d'améliorer le mode de ruine, qui est une rupture due au moment fléchissant.

Les analyses concernant le comportement local sont aussi abordées, l'auteur montre que la réparation par TRC permet d'améliorer nettement le schéma de fissuration, aucune méso-fissure n'est observée sur la face de réparation par le renfort continu en « U », le positionnement et l'angle de fissure diagonal est modifié, l'ouverture de fissure verticale est améliorée significativement.

Une confrontation de l'efficacité du renforcement à l'effort tranchant, par TRC et par CFRP, de poutres, est abordée dans cette étude. La poutre réparée par bandes CFRP en U (R30-B-U-Is-CFRP (0.5)) est dimensionnée de manière à atteindre une charge ultime identique à celle réparée par bande de TRC préfabriquée et collée en face latérale (R30-B-FI-P-TRC (5)). L'auteur montre que l'augmentation de résistance en cisaillement de la poutre réparée par TRC est clairement supérieure à celle réparée par CFRP (31.4% contre 6.9%) (**Figure 1-59**). De plus, la poutre réparée par TRC est plus rigide que celle réparée par CFRP.

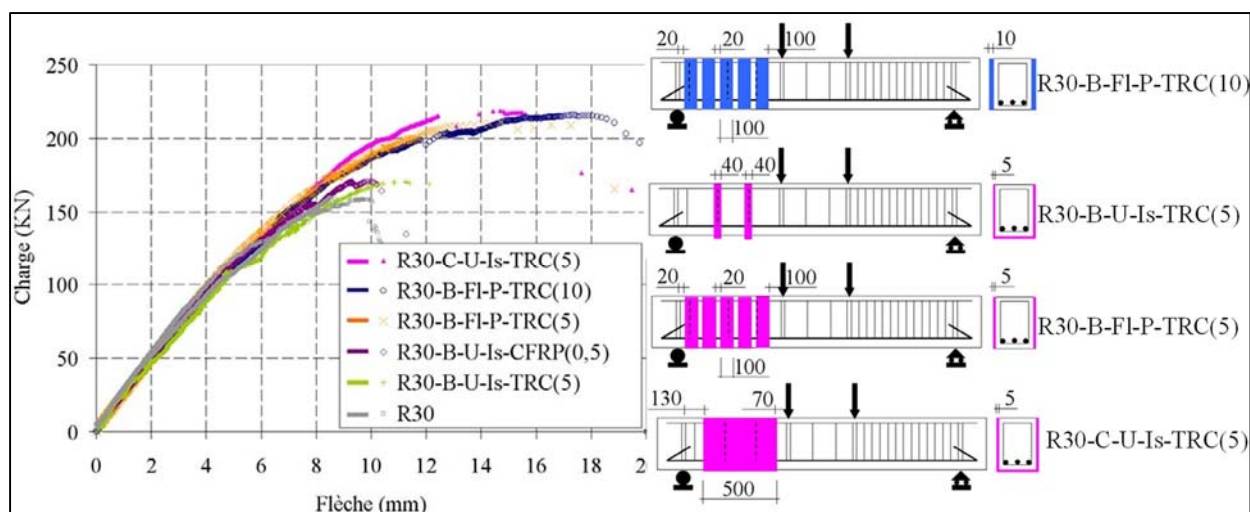


Figure 1-59 : Courbes charge/flèche des poutres « R30 » (Contamine [31] ; [112])

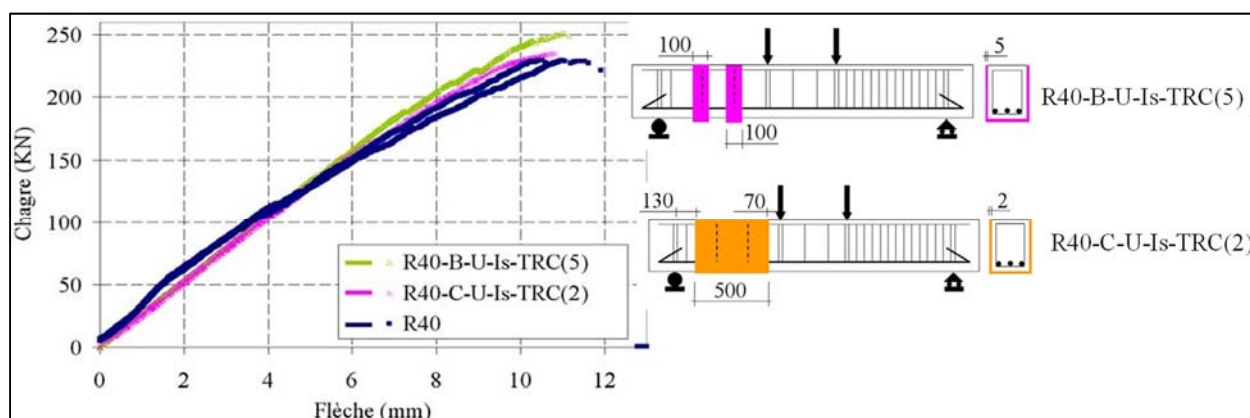


Figure 1-60 : Courbes charge/flèche des poutres « R40 » (Contamine [31] ; [112])

Référence 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	-

Tableau 1-10 : Augmentation de la charge et flèche ultimes des poutres renforcées (Contamine [31] ; [112])

1.3.3.3 TRM (Textile Reinforced Mortar) du renforcement et/ou réparation des poutres en béton armé

Le composite TRM est relativement similaire au composite TRC, il utilise des renforts textiles avec une matrice cimentaire modifiée par polymère. L'application du TRM au renforcement/réparation est décrite dans les paragraphes suivants.

1.3.3.3.1 Renforcement/réparation au moment fléchissant

Le composite TRM pour le renforcement/réparation des poutres est abordé dans plusieurs études. Elsanadedy et al [100] a étudié des poutres en béton armé de 2.2 m de longueur et de section rectangulaire $150 \times 200 \text{ mm}^2$, soumises à flexion 4 points, renforcées par composite TRM constitué de 5 ou 10 couches de renfort textile uni-axiale composé de fibres de basalte noyées dans une matrice polymère modifiée. Une configuration de renfort en « U » est appliquée directement sur la poutre avec une couche de mortier entre chaque couche de renfort (**Figure 1-61**). Une augmentation de la charge ultime des poutres renforcées par TRM est constatée, avec 52% de gain lorsque le renfort compte 5 couches de textile (BF-3), et 91.22% de gain pour les poutres renforcées par 10 couches de textile (BF-4). Une augmentation de la rigidité de flexion de la poutre renforcée est aussi notée, surtout dans la troisième phase de la courbe charge/flèche (**Figure 1-61**). Afin d'évaluer l'influence de la nature du mortier sur l'efficacité du TRC du renforcement, l'auteur a confronté deux poutres avec le même nombre de textile. La poutre BF-2 renforcée de TRM utilisant une matrice non modifiée par polymère et la poutre BF-4 renforcée de TRM à matrice modifiée polymère. Ce résultat montre que la matrice modifiée polymère présente une meilleure efficacité du renforcement que la matrice polymère non modifiée.

Triantafillou et al [113] a appliqué le TRM de renforcement sur la face tendue de poutres en béton soumise à flexion 4 points, dont la portée est de 2 m et la section transversale rectangulaire de $150 \times 250 \text{ mm}$. Les essais sont effectués sur une poutre non renforcée (C_fl), et une renforcée par TRM, constitué par 4 couches de textile de fibre de carbone avec la matrice modifié polymère (M_4fl) et une poutre renforcée par CFRP (R_4fl). Une augmentation de charge ultime de 38%, ainsi que de la rigidité de flexion de la poutre renforcée par TRM, sont notées. Le renforcement par CFRP présente une meilleure efficacité que celui par TRM, le CFRP permet d'augmenter de 50% la résistance en flexion par rapport à la poutre de référence.

L'évaluation de l'influence du nombre de textiles, ainsi que la nature des fibre sur l'efficacité du TRM de renforcement sont abordées dans l'étude de Papanicolaou et al [114]. Dans cette étude, des dalles en béton armé de $2 \times 2 \text{ m}$ soumises à flexion 4 points, sont renforcées, soit par une couche de textile de fibre de carbone, ou deux couches de textile de fibre de carbone, ou trois couches textile de fibre de verre. L'auteur montre que le TRM contribue à augmenter la capacité portante de la dalle, de 26%, respectivement 53%, respectivement 20%, dans le cas du renforcement par le textile de fibre de carbone, respectivement deux textiles de fibre de carbone et trois textiles de fibre de verre. La dalle renforcée présente aussi une augmentation de la rigidité de flexion et de l'énergie d'absorption.

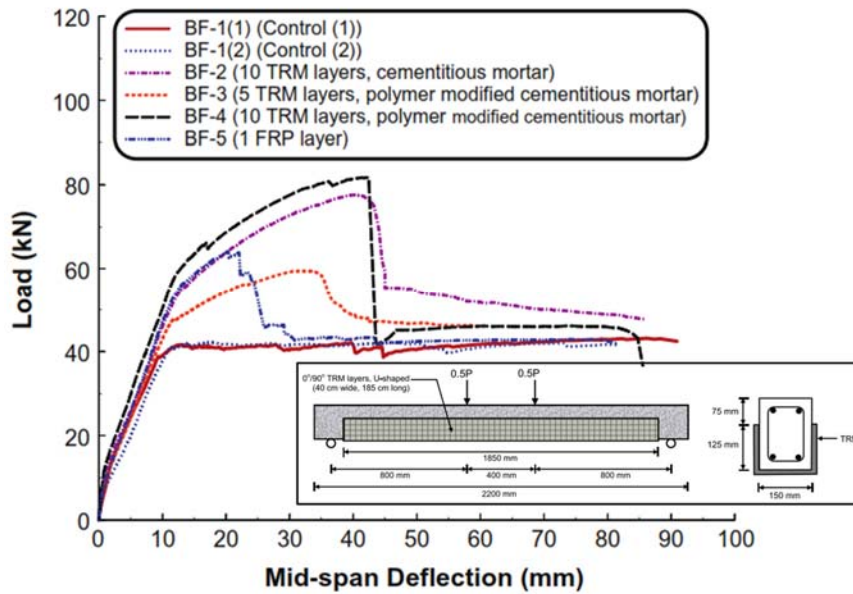


Figure 1-61 : Courbes charge/déplacement des poutres renforcées par TRM selon Elsanadedy et al [100]

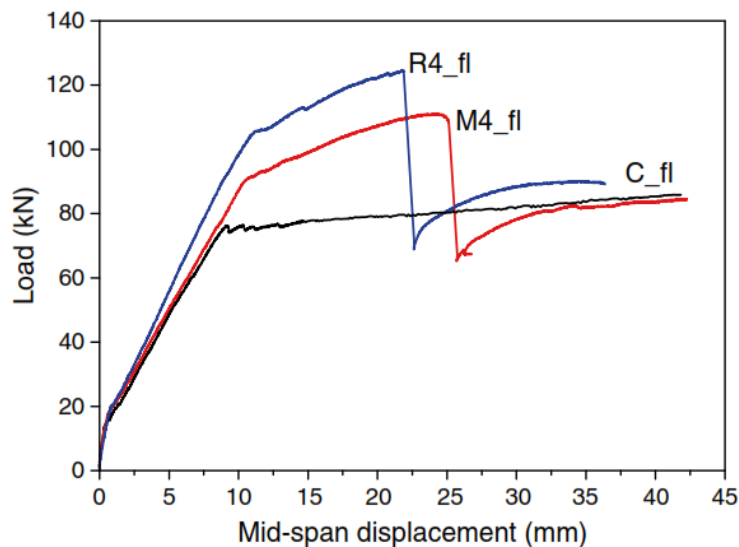


Figure 1-62 : Courbes charge/déplacement des poutres renforcées par TRM selon Triantafillou et al [113]

1.3.3.3.2 Renforcement/réparation à l'effort tranchant

L'évaluation de l'efficacité du TRM comme renforcement à l'effort tranchant est présenté dans l'étude de Triantafillou et al [113], Al-Salloum et al [115], Tetta et al [116], Escrig et al [102]. Triantafillou et al [113] a testé sous flexion 4 points des poutres en béton de longueur 2.6 m et de section transversale rectangulaire de 150 × 300 mm. Ces poutres sont confinées par composite TRM, composé d'une ou de deux couches de textile de fibre de carbone, inclinés d'un angle de $\pm 10^\circ$ par rapport à l'axe verticale (**Figure 1-63**). L'auteur montre une augmentation de la charge ultime de 73% pour la poutre renforcée avec une couche de textile (M1) et 109% pour la poutre renforcée avec deux couches de textile (M2) par rapport à la

poutre de référence (C) (**Figure 1-63**). Une augmentation de la rigidité en flexion, ainsi qu'une modification du mode de ruine entre poutre renforcée et de référence, sont notées.

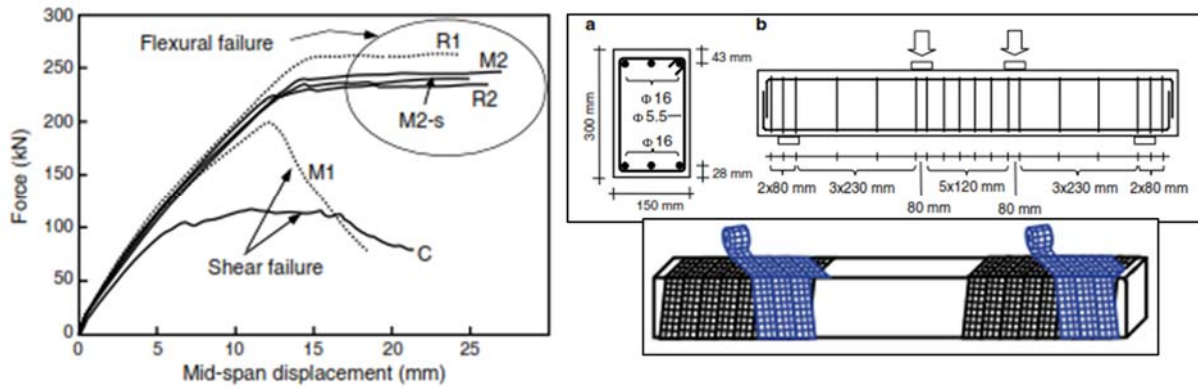


Figure 1-63 : Courbes charge/déplacement; TRM pour un renforcement à l'effort tranchant selon Triantafillou et al [113]

L'influence des paramètres de configuration du TRM comme renforcement à l'effort tranchant est évalué dans l'étude de Tetta et al [116]. Dans cette étude, trois configurations de renforcement TRM sont retenues, sur les faces latérales, en « U », et en confinement. L'auteur montre que la configuration en confinement est plus efficace, ainsi l'efficacité de la configuration en « U » est meilleure que pour la configuration face latérale.

L'évaluation de l'influence du nombre de textiles et l'orientation des fibres sur l'efficacité du TRM de renforcement à l'effort tranchant est abordé dans l'étude de Al-Salloum et al [115]. L'auteur montre que l'augmentation du nombre de textile permet d'améliorer la résistance en cisaillement de la poutre. Ainsi, plus on augmente le nombre de textile, plus le mode de rupture devient proche de la rupture par moment fléchissant. Cependant, dans cette étude, le nombre de nappes de textile (deux et quatre couches) ne suffit pas pour modifier le mode de rupture en cisaillement de la poutre (courbes sur la **Figure 1-64**). Deux orientations des fibres à $\pm 45^\circ$ et $\pm 90^\circ$ sont retenues dans cette étude, l'auteur montre que dans le cas du TRM avec 4 couches textile, l'orientation des fibres $\pm 45^\circ$ est plus efficace que l'orientation des fibres $\pm 90^\circ$ (**Figure 1-64**).

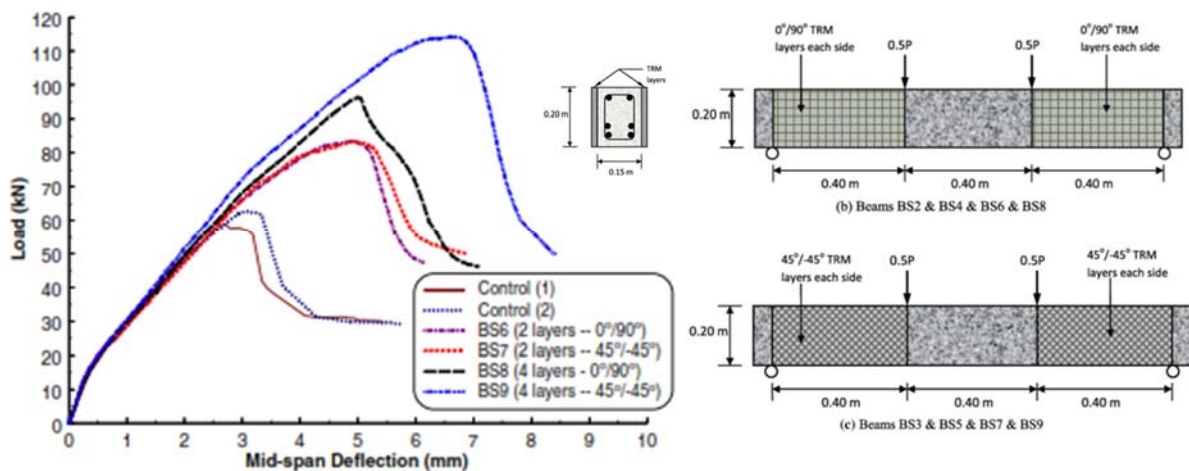
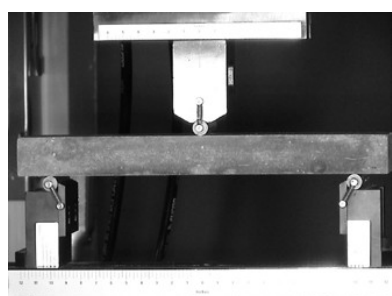


Figure 1-64 : Courbes charge/flèche pour l'étude de Al-Salloum et al [115]

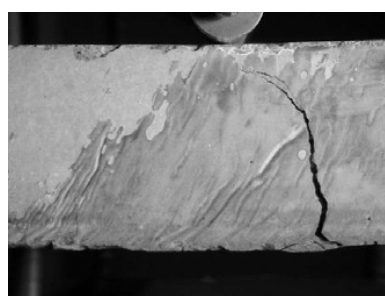
1.3.3.4 FRC (Fibre Reinforced Cement) pour le renforcement et/ou réparation des poutres en béton armé

Ce composite de renforcement est constitué d'une nappe de fibres ou un tissu imprégné dans la matrice cimentaire. Pour ce faire, une feuille de fibres ou un tissu est imprégné dans une matrice cimentaire, puis immédiatement appliquée sur la surface de la structure. En fonction de la géométrie de fibre/tissu et l'objectif de renforcement, l'épaisseur du composite de renforcement est relativement petite, d'environ 2 mm. Ce composite présente une efficacité du renforcement des structures en confinement (Wu et al [117]) et en flexion (Wu et al [118] ; [119]).

L'évaluation de l'efficacité du FRC pour le renforcement d'une poutre en béton en flexion est abordée dans l'étude de Wu et al [119]. Cette poutre est soumise à la flexion trois points selon la norme ASTM C78-75 (**Figure 1-65**), ce composite utilise une feuille de fibre de carbone imprégnée dans la matrice cimentaire, ensuite appliquée à la face tendue de la poutre. Une comparaison de l'efficacité de ce composite avec CFRP est également envisagée. En raison de l'absence d'armature de renforcement, la poutre de référence présente une rupture fragile. La poutre renforcée par FRC, montre une rupture du composite, associée à une fissure importante, et localisée au milieu de la poutre (**Figure 1-65**). La résistance en flexion de la poutre a augmenté de 103% par rapport à la poutre de référence, et aucun problème de liaison entre le composite et le béton n'est remarqué dans ce cas. En comparaison avec la poutre renforcée par CFRP, l'efficacité du renforcement par FRP est moins importante. En effet, la poutre renforcée par CFRP permet d'augmenter la résistance en flexion de la poutre de 365%. De plus, la rupture de la poutre renforcée par CFRP est liée à la formation de plusieurs fissures dans le béton, et finalement la poutre présente une rupture par décollement du CFRP.



(a) Flexion 3 points de la poutre



(b) Mode de ruine de la poutre renforcée par FRC

Figure 1-65 : Renforcement de la poutre par FRC (Wu et al [118])

1.3.3.5 Renforcement et/ou réparation par MBC (Mineral Based Composite) de poutres en béton armé

Ce composite de renforcement est constitué par trois principaux composants, la grille de FRP (Fibre Reinforced Polymer), le liant de mortier cimentaire et une couche primaire qui permet d'éviter le transfert d'humidité du mortier à la surface du béton. Afin d'obtenir une bonne adhérence entre le béton et le composite MBC, la surface du béton doit être traitée pour avoir une bonne rugosité.

1.3.3.5.1 Renforcement/réparation au moment fléchissant

L'évaluation de l'efficacité du renforcement au moment fléchissant de ce composite est abordée dans l'étude de Blanksvård et al [94], 6 dalles en béton armé de dimensions $4000 \times 1000 \times 100 \text{ mm}^3$ (longueur \times largeur \times épaisseur) non et renforcées soumises à flexion 4 points ont été testées (**Figure 1-66**). Une dalle dite de référence (Dalle N°1), une dalle renforcée par 4 barres d'acier $\Phi 8$ (Dalle N°2), une dalle renforcée par CFRP avec trois couche de renfort de fibre de carbone (Dalle N°5), trois dalles renforcées par composite MBC (Dalles N°3, N°4, N°6), dans lesquelles, une dalle renforcée utilise une grille de CFRP avec sa surface sablée pour améliorer la liaison entre grille CFRP et matrice cimentaire (Dalle N°3), une dalle renforcée par MBC utilisant une grille CFRP (Dalle N°4), et la dernière, une dalle renforcée par MCB qui utilise 2 grilles CFRP (Dalle N°6). L'épaisseur du composite MCB du renforcement est d'environ 10mm. L'auteur montre que ces méthodes de renforcement permettent d'augmenter la résistance en flexion de la dalle, une augmentation de 52%, 40%, 60%, 64%, 104% par rapport à la poutre référence, correspond aux dalles N°2, N°3, N°4, N°5, N°6. La dalle renforcée par MBC avec deux grilles CFRP permet d'obtenir une meilleure charge ultime, ainsi qu'une plus grande rigidité. La dalle renforcée par une grille CFRP et dont la surface a été préalablement sablée, est moins performante, ce qui s'explique par une forte liaison entre la grille et la matrice ce qui conduit à une forte concentration de contrainte dans le composite, ce qui entraîne une rupture prématurée localisée au niveau d'une fissure importante dans le composite.

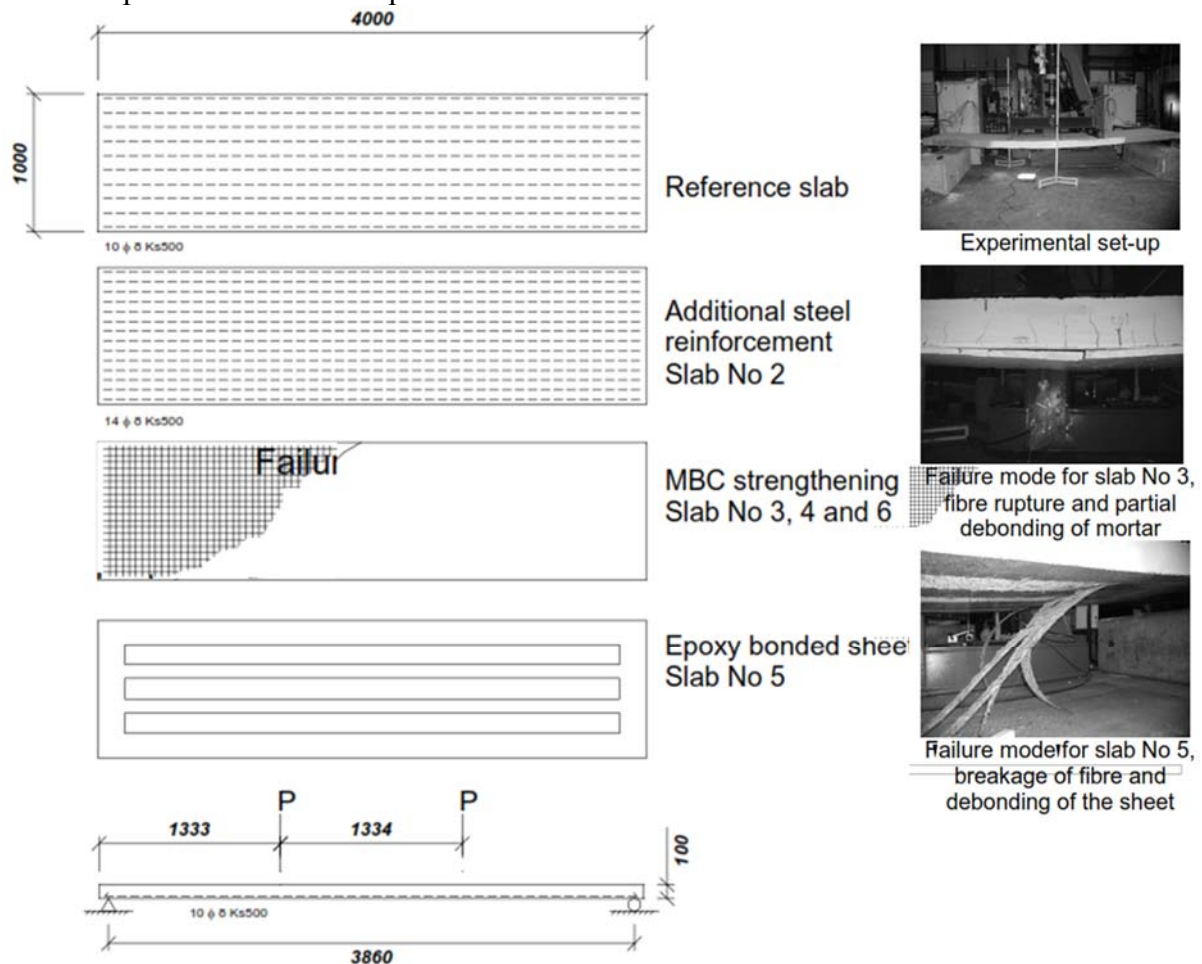


Figure 1-66 : Instrumentation et géométries des dalles (Blanksvård et al [94])

1.3.3.5.2 Renforcement/réparation à l'effort tranchant

L'évaluation de l'efficacité du renforcement à l'effort tranchant de ce composite est abordé dans l'étude de Blanksvärd et al [94]. Huit poutres en béton armé non et renforcées soumises à l'effort tranchant ont été étudiées. L'implantation des armatures transversales n'est pas symétrique afin de localiser la rupture en cisaillement sur un côté de la poutre (**Figure 1-67**). Trois types de renforcements sont appliqués (**Figure 1-67**), le renforcement par CFRP en utilisant une couche textile de carbone uni-axial orientée verticalement et avec matrice époxy. Le renforcement par une seule couche de mortier cimentaire et le renforcement par composite MBC qui se compose de trois grilles de CFRP couplées avec la matrice cimentaire. La matrice cimentaire dans cette étude utilise une taille de granulats maximal de 1 mm. L'auteur montre que les trois types de renforcement permettent d'augmenter la résistance en cisaillement de la poutre, qui augmente de 15%, 98%, 110% par rapport à la poutre de référence, respectivement pour les cas du renforcement par une seule couche de la matrice cimentaire, par MBC et par CFRP. Une différence du mode de rupture de la poutre renforcée est remarquée. En effet, la rupture de la poutre renforcée par une seule matrice, est due à l'effort tranchant, et est associée à une fissure diagonale importante localisée sur la face latérale du renforcement. Une rupture par décollement du composite est remarquée par rapport à la poutre renforcée par CFRP et la poutre renforcée par MBC rompt par la rupture du composite. L'évaluation de l'influence de la géométrie de la grille CFRP sur l'efficacité du renforcement de type MBC est étudiée, trois types de géométrie de grille avec différence de masse (66, 98, et 154 tex) et de dimension de maille carrée (24, 70, 44 mm) sont évalués. L'auteur montre que la géométrie est peu influente sur l'efficacité du renforcement MBC, cependant la grille avec petite maille permet d'obtenir une plus grande charge à la première fissure, ce qui est expliqué par la meilleure distribution de charge dans le composite dans ce cas.

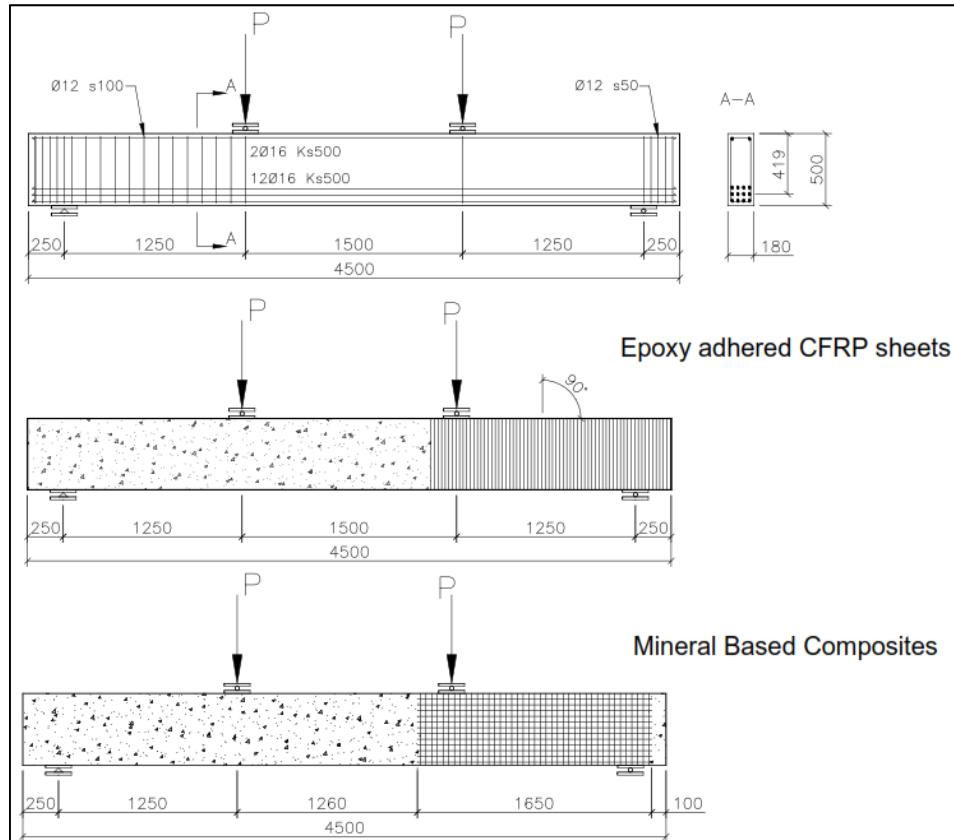


Figure 1-67 : Géométries des poutres non et renforcées par MBC (Blanksvärd et al [94])

1.4 Conclusion

La revue bibliographique a mis en évidence l'intérêt pour les composite textile-mortier et les performances en termes de résistance en traction, couplée à de faibles ouvertures de fissure. Les études recensées, bien que riches, restent insuffisantes, au sens où elles ne permettent pas de saisir finement l'ensemble des mécanismes en cours dans le cas du comportement multi-fissurant identifié, et à comprendre le mécanisme d'endommagement du composite de renforcement/réparation couplé ou découplé des autres mécanismes d'endommagement liés au béton armé.

A l'échelle du matériau, 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 produits d'imprégnation dont il a été montré qu'ils constituaient un levier de choix pour moduler les performances du TRC. Dans le cas d'absence de produits d'imprégnation, les filaments intérieurs restent « à l'abri » et aussi les filaments intermédiaires souffrent d'une mauvaise imprégnation, qui reste donc non uniforme, et conduit donc à des performances limitées, du fait de dégradations accélérées du fait des sur contraintes. Au contraire, l'utilisation d'un produit d'imprégnation lorsqu'efficace, permet d'améliorer l'adhérence interne qui donnera un comportement plus homogène du composite. De manière schématique, il s'agit d'une part de l'adhérence externe « filament externe-matrice » plutôt uniforme et de type adhésive, et d'autre part, l'adhérence interne « filament interne-filament externe » discontinue, hétérogène et principalement frictionnelle.

Les essais de caractérisation, notamment en traction directe et en traction par flexion mettent en lumière le comportement mécanique non linéaire du composite TRC qui est expliqué par différentes phases de comportement. Enfin, compte tenu du nombre de paramètres qui permettent de qualifier le comportement du composite TRC, une étude paramétrique assez ambitieuse permettrait à la fois d'améliorer la compréhension du comportement des TRC, et d'autre part, d'optimiser le composite destinée à constituer un renfort extérieur « optimal » dans le cadre du renforcement/réparation des structures en béton armé, plus particulièrement pour les châteaux d'eau.

A l'échelle de structure, la littérature permet d'avoir une vue générale sur le comportement des poutres en béton armé renforcée/réparée par composite. Dans le cas du renforcement par matériaux composites à base polymère, les performances ultimes sont très significativement améliorées notamment la capacité portante. Une moindre attention est toutefois accordée aux déformations ultimes, d'où, la limite correspondant à un mode de rupture mettant en lumière des décollements prématurés du composite. Ce qui réduit l'efficacité du composite du renforcement/réparation. Dans le cas du renforcement/réparation par composite textile-mortier, la capacité portante est significativement accrue mais elle n'en demeure pas moins inférieure à celle obtenue via des composites à base polymère. Le faible corpus expérimental ne permet toutefois pas d'identifier clairement les mécanismes de rupture susceptibles d'éclairer les gains de déformation ultime généralement constatés comparativement aux composite à base de matrice polymère, pour lequel, de nombreuses configurations d'application du composite associées aux type de sollicitation des structures (effort tranchant et moment fléchissant) sont étudiées. Cette étude envisage de conforter puis d'étendre les

connaissances acquises sur les TRC, d'abord à l'échelle du matériau, en le caractérisant finement, et à l'échelle des structures en béton ou béton armé, afin d'étudier les performances vis-à-vis des classiques modes de collapse ; rupture par flexion, rupture par cisaillement, rupture par peeling of.

CHAPITRE 2 : APPROCHE EXPERIMENTALE- ECHELLE MATERIAU

Formulation et caractérisation du composite à matrice minérale

2.1 Introduction

L'objectif de cette partie est de formuler une matrice de « TRC » (Textile Reinforced Concrete) destiné au renforcement des cuves de châteaux d'eau. La formulation du liant a été réalisée en fonction du cahier des charges suivant :

- Facilité d'imprégnation des renforts ;
- Durée pratique d'utilisation(DPU) supérieure ou égale à une heure ;
- Une contrainte d'adhérence au support de 2.5 MPa ;
- Pas de développement de micro-organismes ;
- Une teneur en alumine inférieure aux prescriptions de l'OMS, soit 200 mg/l dans l'attente de la limite inférieure donnée par le ministère de la santé.
- Tenue mécanique en traction en termes de contrainte et de déformabilité en adéquation avec la demande de tenue associée aux châteaux d'eau. Ces seuils sont fournis par les recherches préliminaires sur les modèles numériques des châteaux d'eau.

Réaliser une formulation ne s'improvise pas, seuls des experts de ce domaine peuvent aboutir en un temps raisonnable. Des néophytes même en s'inspirant de la bibliographie ne peuvent aboutir au vue des nombreux paramètres à maîtriser et des nombreuses solutions quant à la mise en œuvre. Pour cette partie, j'ai plus suivi Jean Ambroise et Marie Michel qui ont été les véritables « formulateurs » au-delà de mon simple encadrement.

2.2 Présentation de la matrice formulée

2.2.1 Matrice K3

La formule étudiée est la matrice nommée K3 donnée dans le **Tableau 2-1** pour 1000g.

Squelette	
Liant ettringitique	267.7
Charges minérales	624.1
Adjuvants	
Hydrofuges	9.0
Résine	98.0
Agents de rhéologie	1.2
Total solide	1000.0
Liquide	
Retardateur	23.6
Eau	216.4
e/s = 0.24	

Rapport : CAC/C\$ = 75/25

Liant/Charges/Adjuvants = 30/65/5

Tableau 2-1 Composition de la matrice K3

2.2.2 Traitement de surface

Certains échantillons ont été traités en surface par une résine liquide. Le but de ce traitement de surface sur le composite est d'évaluer (et de réduire) la migration des ions aluminium lorsque le composite est en immersion dans de l'eau chlorée.

2.3 Techniques de caractérisation

2.3.1 Réalisation des éprouvettes d'essai

Préparation de la matrice :

- Peser la composition solide
- Mélanger la composition solide 10 minutes, puis la stocker à 20°C.
- Peser et mélanger le retardateur et l'eau dans un même récipient.
- Dans une cuve, placer la composition solide
- Ajouter l'eau et le retardateur : t₀
- Malaxer 1 minute à vitesse lente
- Arrêt et racler la cuve
- Malaxer pendant 1 minute 30 toujours à vitesse lente

Fabrication du composite (pour résistances mécaniques, porosité, eaux liées et perméabilité)

- A t₀, déposer de la matrice dans le moule (préalablement huilé puis essuyé), puis la répartir avec une épaisseur homogène (environ 1 à 2mm) dans le moule à l'aide d'une spatule.
- Positionner le premier renfort avec les mailles à 0°/90°. Faire attention au sens du tissu, les fils en polypropylène qui servent à rigidifier le tissu doivent être placés en bas.
- Faire pénétrer la matrice dans le tissu à l'aide de deux spatules (une va permettre le maintien des fibres dans le sens de la pose, et l'autre va permettre d'appuyer sur le tissu pour faire remonter la matrice entre les mailles). Les fils de celui-ci doivent être partiellement recouverts par la matrice de façon à créer une accroche avec la deuxième couche.
- Redéposer de la matière sur la plaque, puis positionner le 2^{ème} renfort avec les mailles à 45°/45°
- Lorsque le composite est coulé en trois jours : le lendemain, humidifier la couche déjà en place (pulvérisation d'eau).
- Répéter l'opération pour les deux autres couches de renforts.
- Rajouter un peu de matrice afin que le tissu soit totalement recouvert, puis lisser la plaque à l'aide d'une taloche.
- Si traitement de surface : Pulvériser l'hydrofuge ou la résine sur la plaque puis lisser avec un plateau de façon à faire pénétrer légèrement le produit.

Fabrication des plaques de matrice non fibrées (pour champignons)

- Les moules de 2cm par 2cm et 0.5cm de hauteur doivent être propres et exemptes de trace d'huile ou graisse de moulage. Pour faciliter le démoulage, un film plastique de 2x2cm est déposé en fond de moule.
- Couler les compositions préparées dans les moules et lisser à l'aide d'un plateau.

- Démouler au bout de 24 heures et stocker les plaques à (20°C et HR = 50%) pendant 7 jours.

2.3.2 Evaluation de la résistance en traction par flexion

Les plaques (éléments de faible épaisseur) ne sont sollicitées mécaniquement qu'en traction ou en flexion et très peu en compression. L'essai de flexion 4 points est l'essai le plus utilisé pour caractériser le comportement mécanique et la déformabilité des plaques de composite ciment-verre. La configuration de l'essai de flexion 4 points retenue est celle décrite sur la figure 3. L'essai est réalisé sur une presse ADAMEL LHOMARGY asservie en déplacement à une vitesse de 1mm/min. Le capteur de force de la presse et le capteur de déplacement situés à mi portées sous l'éprouvette (**Figure 2-1**) sont reliés à un pont de mesure qui permet l'acquisition des courbes charges-flèche.



Figure 2-1: Dispositif expérimental de l'essai de flexion 4 points

Dans les éléments de composite ciment verre, le rôle des fibres est efficient après la fissuration de la matrice. En effet, si les fibres sont assez résistantes, assez adhérentes, et en quantité suffisante, elles permettent de réduire l'ouverture des fissures et de supporter des charges significatives pour des flèches bien supérieures à celle correspondant à la première fissuration. La **Figure 2-2** présente une courbe charge-flèche type d'un composite ciment verre. Deux zones caractérisent cette courbe :

- Une zone de comportement élastique linéaire jusqu'au point limite de proportionnalité, noté LOP, de coordonnées (δ_{LOP} ; σ_{LOP}) qui correspond au point de première fissuration de la matrice ;
- Une zone post-fissuration de comportement non linéaire caractérisée par une charge maximale, notée σ_{MOR} . La valeur de la flèche δ_{MOP} en ce point caractérise la capacité de déformabilité du composite sous cette charge.

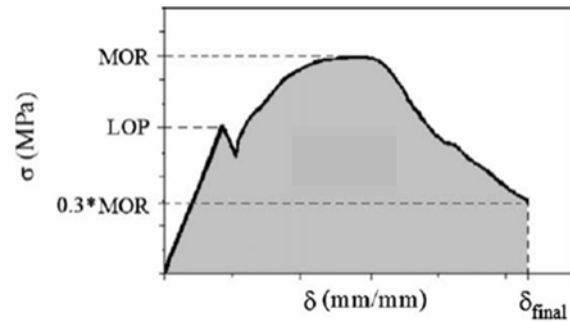


Figure 2-2 : Courbe charge-flèche type

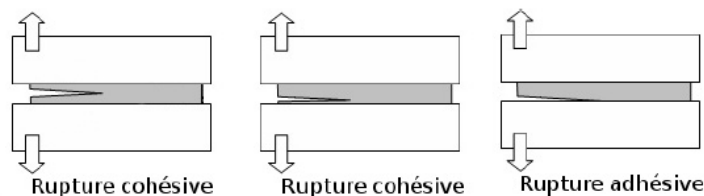
2.3.3 Evaluation de l'adhérence sur béton

La configuration de l'essai d'adhérence est celle décrite sur la **Figure 2-3**. Un plot (ou pastille) du même diamètre que la surface découpée a été collée avec un adhésif rapide à base d'époxy. L'essai d'adhérence consiste à exercer sur la rotule mâle (vissée sur le plot) un effort de traction normal à la surface de la pastille. Le manomètre permet l'acquisition de la force nécessaire à la rupture (daN). Le test a été réalisé sur trois zones différentes pour chaque échantillon.



Figure 2-3: Dispositif expérimental pour l'essai d'adhérence

Les modes de rupture peuvent être de différentes configurations (**Figure 2-4**) : rupture cohésive (la rupture à lieu dans le composite), rupture adhésive (la rupture à lieu à l'interface composite-revêtement). L'étude du faciès de rupture (les deux surfaces après la rupture) est très importante car elle permet de déterminer si la rupture est adhésive ou cohésive.



Source : Wikipedia, image sous licence GFDL

Figure 2-4 : Modes de rupture des échantillons

2.3.4 Evaluation de l'hydratation par analyse thermogravimétrique

L'hydratation de la matrice est déterminée grâce à la mesure de l'eau liée obtenue d'après les résultats des analyses thermogravimétriques (ATG). L'analyse thermogravimétrique permet de mesurer la variation de masse d'un échantillon soumis à une élévation de température sous atmosphère contrôlée. Cette variation peut être de deux types : perte de masse (le solide libère des gaz (ex : vapeur d'eau, CO_2 ...)) ou un gain de masse (le solide s'oxyde avec les gaz...).

Le principe de la méthode est simple : l'échantillon est broyé à $100\ \mu\text{m}$, puis pesé dans un creuset (50mg). Il est ensuite soumis à une montée en température.

Selon les températures, des réactions chimiques ont lieu, libérant ainsi des vapeurs telles que de l'eau ou du dioxyde de carbone, ou consommant des gaz (oxydation). Ces réactions entraînent des variations de masse de l'échantillon qui sont enregistrées en même temps que la montée en température (**Figure 2-5**).

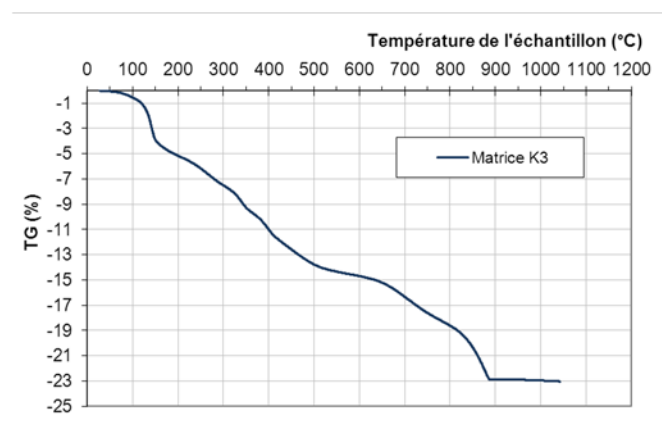


Figure 2-5 : Exemple de TG sur la matrice

Le terme d'eau liée est utilisé quand les molécules d'eau H_2O sont fixées à d'autres éléments pouvant ainsi former des hydrates. Dans notre matrice, les pourcentages d'eau liée correspondent aux hydrates : ettringite AFt ($\text{C}_6\text{A}\hat{\text{S}}_3\text{H}_{32}$), gibbsite AH_3 , AFm (monosulfaluminate de calcium : $\text{C}_4\text{A}\hat{\text{S}}\text{H}_{12}$), et sont calculés pour des températures comprises entre 0°C et 300°C . Au-delà de 300°C la résine commence à se décomposer et la perte de masse ne correspond donc plus uniquement à l'eau liée des hydrates présents dans la matrice.

2.3.5 Evaluation de la porosité du matériau

Le principe de la mesure par intrusion de mercure consiste à injecter sous pression un liquide non mouillant (le mercure) dans le réseau poreux de l'échantillon sous vide. Le mercure pénètre dans des pores de diamètre d'entrée d'autant plus petits que la pression exercée est élevée, selon les lois physiques matérialisées par l'équation de Washburn. Le porosimètre micromeritics AutoPore III, fonctionne dans une gamme de pression permettant d'atteindre 60 000 Psi, ce qui permet la description de pores dont les diamètres équivalents sont compris entre $0,003$ et $200\ \mu\text{m}$. Le porosimètre enregistre, selon la même table de pression que celle utilisée pour la montée en pression, la décharge (jusqu'à atteindre la pression atmosphérique). Celle-ci renseigne sur la nature de la porosité et la connexion entre ces derniers.

Les résultats recueillis informent sur :

- La taille des pores :
 - o La macroporosité, observable à l'œil nu, due au vide d'air occlus et d'air entraîné. Les rayons des pores sont compris entre 5 et 500 μm .
 - o La mésoporosité, ou porosité capillaire, qui est due ici à la nature du matériau (liant ettringitique) dont les rayons sont de 0.025 à 5 μm .
 - o La microporosité ou porosité intra-hydrates, dont les rayons des pores sont de 0.00125 à 0.025 μm .
- La porosité cumulée ou porosité totale du matériau
- La connexion des pores dans l'échantillon : la comparaison des courbes charges-décharges permet d'établir un lien de connexion entre les pores. En effet, le mercure va s'introduire dans tous les pores du matériau. Puis, lors de l'extrusion du mercure, les pores connectés vont se vider et seuls les pores encrassés restent remplis de mercure.

2.3.6 Evaluation de la perméabilité du matériau

La perméabilité d'un matériau poreux correspond à son aptitude à se laisser traverser par un fluide (liquide ou gaz) sous l'effet d'un gradient de pression. La perméabilité va dépendre de la porosité du matériau (connexion entre les pores de la matrice), mais aussi peut être diminuée par l'ajout d'agents hydrofuges à l'intérieur ou appliqués à la surface du matériau.

Cet essai consiste à seller un tube en PVC de 5mm de diamètre sur une plaque de composite à l'aide d'un mastic silicone sanitaire. Une fois le mastic sec (~48h), on introduit 250mL d'eau dans le tube puis on le recouvre avec un film plastique afin de limiter l'évaporation de l'eau. Un petit trou est percé sur le film afin de maintenir la pression atmosphérique à l'intérieur du tube (**Figure 2-6**). Le tout est pesé, puis posé sur des appuis (afin de laisser circuler l'air en dessous), puis stocké dans une salle à 20°C et 50% d'humidité relative. Le dispositif est pesé une fois par semaine et le volume l'eau réajusté à 250mL (le poids est réajusté au poids du départ de l'essai).



Figure 2-6 : Dispositif de l'essai de perméabilité

2.3.7 Evaluation du développement de champignons en milieu gélosé

Les échantillons testés sont mélangés à une suspension de spores (poussières contenant des champignons). L'objectif est de noter visuellement, le développement ou non des

champignons. Le principe est que la croissance des champignons ne peut se faire qu'aux dépens des composants de la matière de l'échantillon testé. S'il n'y a pas de composant nutritif dans l'échantillon, ou si la croissance des spores est inhibée par celui-ci, elles ne germent pas, et donc il n'y aura pas d'attaque du matériau constituant l'échantillon : la comestibilité du matériau testé, donc de la matrice, est nulle dans ce cas.

Chaque échantillon à tester est placé dans une boîte de Pétri de 4cm de diamètre contenant le milieu gélosé incomplet pour fungi. (**Figure 2-7 ;Tableau 2-2**)

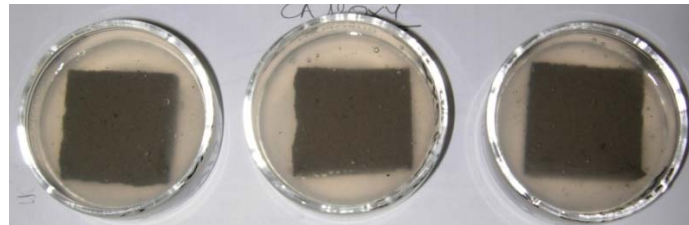


Figure 2-7 : Boîtes de pétri contenant les matrices à tester

		Masse (g)
Nitrate de sodium	NaNO ₃	2
dihydrogénophosphate de potassium	KH ₂ PO ₄	0.7
Monohydrogénophosphate de potassium	K ₂ HPO ₄	0.3
Chlorure de potassium	KCl	0.5
Sulfate de magnésium	MgSO ₄	0.5
Sulfate de fer	FeSO ₄	0.01
Agar-Agar		20

Tableau 2-2 : Composition du milieu gélosé incomplet. Pour 1 litre d'eau distillée

On ajoute un peu de poussière déposée sur les paillasses du laboratoire. Pour chaque matrice, quatre échantillons sont préparés. Trois seront testés et le dernier servira de témoin afin de noter s'il y a eu modification de l'aspect de l'échantillon (couleur ou tâches...) suite au test. Les boîtes de Pétri sont ensuite placées dans une enceinte climatique régulée en humidité : 90% HR ± 1% et en température : 30°C ± 1°C pendant une durée d'incubation de 28 jours. Un blanc est réalisé en même temps et placé dans les mêmes conditions (**Figure 2-8**).

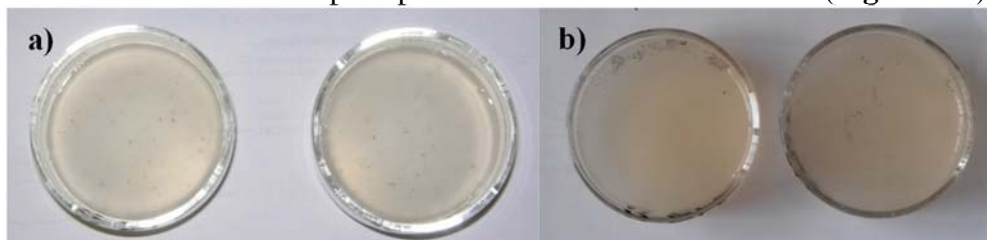


Figure 2-8 : Echantillons témoin : Blanc a) t0 et b) 7jours

Après 28 jours, les échantillons sont analysés visuellement.

2.3.8 Migration des ions Aluminium

Lorsque le composite est immergé dans l'eau, la matrice qui contient du ciment alumineux est susceptible de re-larguer différentes substances dans l'eau dont l'aluminium. Cette substance

est considérée comme néfaste pour la santé et la concentration de l'aluminium ne doit pas dépasser les 0.2mg/L selon la directive fixée par l'OMS. Le test est réalisé selon la norme NF EN 14944-3 de Mars 2008 : qui est donné pour les produits à base de ciment tel que les réservoirs destinés à être utilisés pour le stockage de l'eau potable. Caractérisation du composite à base de matrice.

2.3.9 Caractéristiques mécaniques à 28 jours

La durée pratique d'utilisation de la matrice étant supérieure ou égale à 1 heure, il est nécessaire d'évaluer les caractéristiques mécaniques d'un composite réalisé avec de la matrice utilisée dès le malaxage ou avec de la matrice utilisée une heure après la fin du malaxage.

Après une période de sept jours de dessiccation à (20°C et 50%HR), les composites ont été conservés sous différentes conditions :

- à (20°C et 50%HR), référencé *LABO* ;
- en immersion, référencé *BAIN* ;
- cycles d'immersion-séchage, référencé *immersion-séchage*.

2.3.9.1 Influence du temps de préparation des plaques sur la résistance en traction par flexion du composite : t_0 ou t_{1h}

Que les plaques soient conservées à l'air ou en immersion pendant 28 jours, les valeurs des résistances et des flèches au LOP des composites réalisés immédiatement (t_0) ou 1 heure après la préparation de la matrice, sont très proches. En effet comme le montre la **Figure 2-9**, la contrainte au LOP est comprise entre 9.5 et 10MPa et la flèche entre 2.7 et 3.0mm (**Tableau 2-3**).

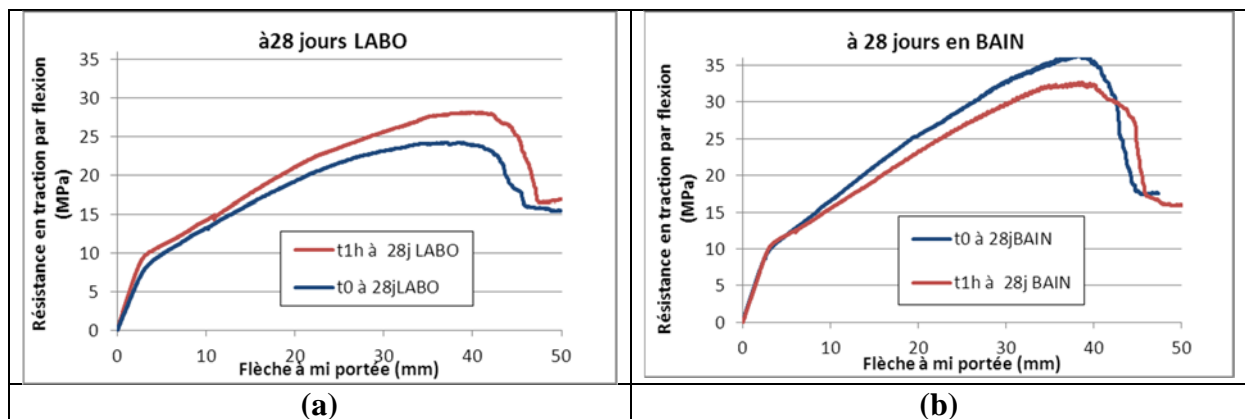


Figure 2-9 : Influence du vieillissement de la matrice lors de la fabrication des plaques sur les résistances mécaniques du composite

		t0			t1		
		7 jours	28 j LABO	28j BAIN	7 jours	28 j LABO	28j BAIN
Module d'Elasticité (Gpa)		5.4	6.0	8.3	6.2	7.6	7.9
LOP	σ (MPa)	5.4	6.8	9.5	7.0	8.0	10.1
	Flèche (mm)	2.2	2.5	2.7	2.5	2.3	3.0
MOR	σ (MPa)	23.4	24.2	36.4	24.7	28.0	32.6
	Flèche (mm)	42.5	40.1	37.4	46.6	40.4	38.6

Tableau 2-3 : Caractéristiques mécaniques du composite

2.3.9.2 Influence des cycles d’immersion-séchage sur la résistance en traction par flexion du composite

Les éprouvettes non traitées sont immergées pendant la nuit (15 heures), et mises dans un sac la journée (9 heures).

D’après le **Tableau 2-4** et la **Figure 2-10**, on remarque **une augmentation de la contrainte aux LOP et aux MOR une fois les éprouvettes immergées** : à 7 jours, la contrainte au LOP est de 5.9 MPa pour une flèche de 2.3 mm alors qu’une fois immergée, les contraintes au LOP sont d’environ 8 MPa pour une flèche de 2.5 mm.

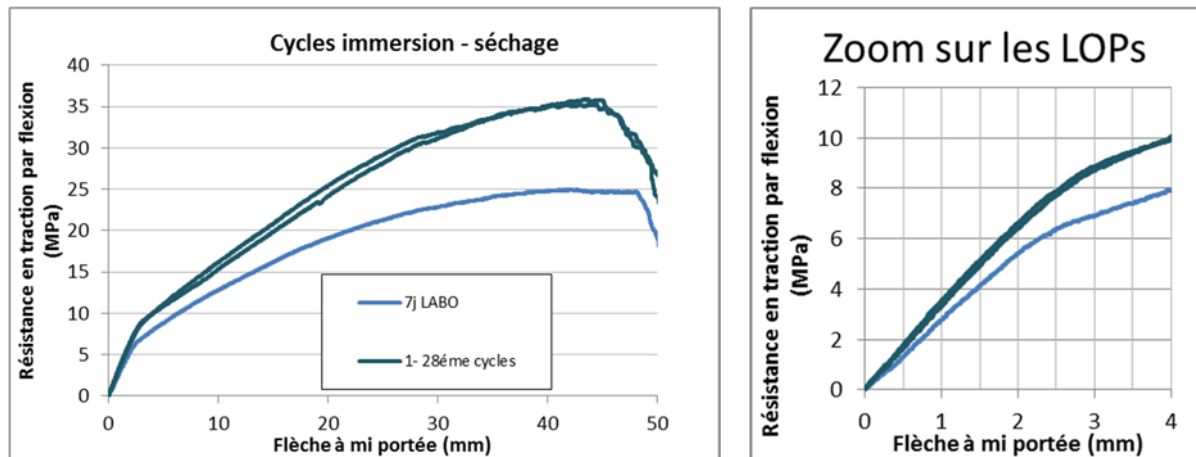


Figure 2-10 : Influence des cycles d’immersions et de séchage sur les caractéristiques mécaniques du composite

	Module Elastique (Gpa)	Flèche aux LOP (mm)	Contrainte aux LOP (MPa)	MOR (mm-MPa)
7 jours	5.4	2.3	5.9	47.2 - 24.6
28ème cycle	8.1	2.6	8.1	44.5 - 35.1

Tableau 2-4 : Caractéristiques mécaniques du composite

2.3.9.3 Impact du vieillissement du pré-mélange

Un pré-mélange de poudre a été préparé puis trois mois et demi après, des plaques ont été coulées afin d'étudier l'impact du vieillissement du mélange poudre sur les résistances mécaniques de la matrice.

- A 7 jours

La contrainte et la flèche chutent fortement au LOP. Le LOP se situe à une contrainte de 3.5 MPa au lieu de 5.9MPa quand le composite est coulé avec un mélange pesé 24 heures avant, et la flèche de 1.5 mm au lieu de 2.3 mm (**Figure 2-11**).

- Après 28 jours en immersion dans de l'eau à 20°C

La matrice réalisée **3 mois et demi** après avoir pesé le mélange s'est réhydratée et on observe **peu de différence entre une plaque réalisée avec un mélange à 24 heures ou une plaque réalisée avec un mélange vieilli de 3 mois et demi** : les contraintes au LOP et au MOR sont similaires ~7MPa pour les LOP et ~31MPa pour les MOR, et pour une même flèche 2-2.5mm aux LOP et ~45mm aux MOR (**Figure 2-12**).

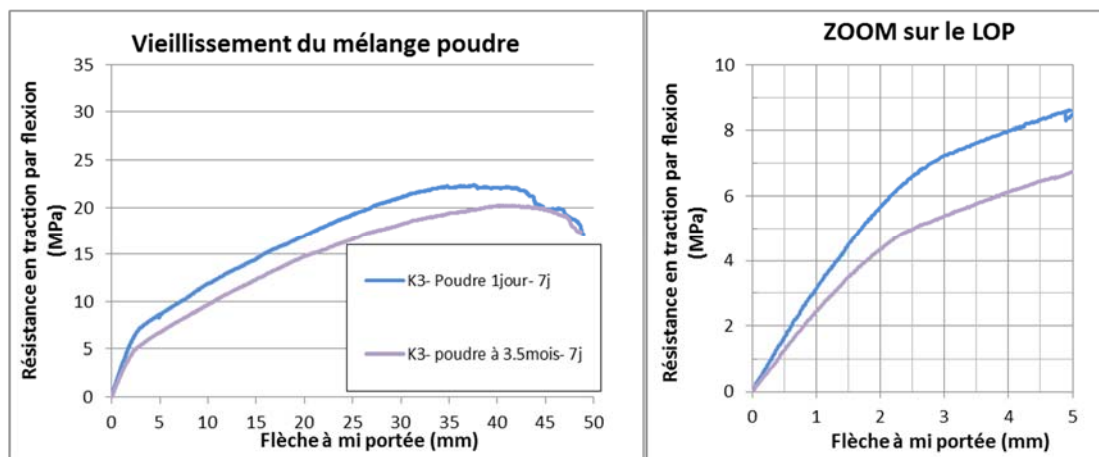


Figure 2-11 : Impact du vieillissement du mélange poudre sur la résistance du composite à 7 jours

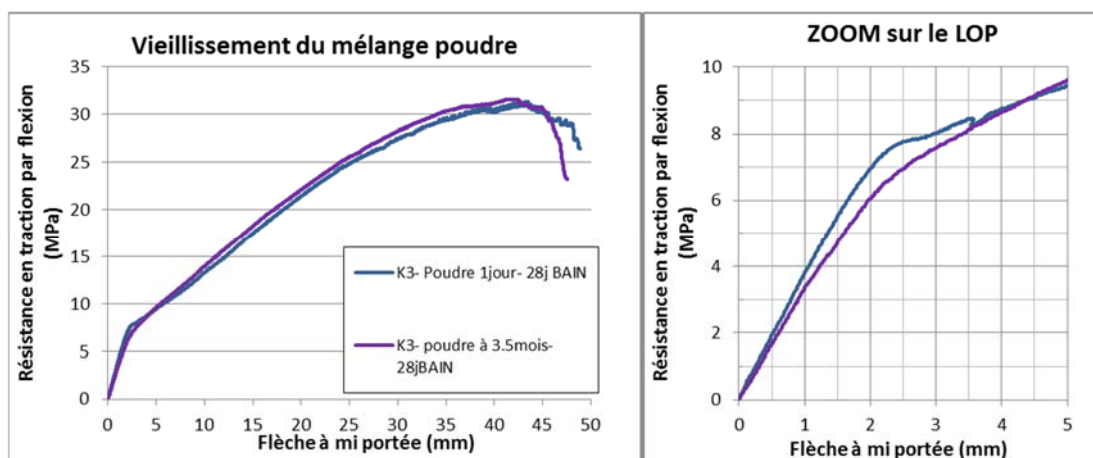


Figure 2-12 : Impact du vieillissement du mélange poudre sur la résistance du composite à 28 jours

2.3.10 Evaluation de l'adhérence sur support béton

Pour l'étude de la capacité d'adhérence de la matrice sur un support béton, deux adjuvants colle ont été testés : un alcool polyvinylique et un polyacrylamide.

La moyenne des contraintes d'arrachage a été mesurée à 28 jours, pour deux échantillons d'épaisseurs différentes : un de 4 mm d'épaisseur et un de 5mm (

	Alcool polyvinylique		Polyacrylamide	
épaisseurs du composite	4 mm	5 mm	4 mm	5 mm
Contraintes (MPa)	2.9	3.3	3.3	3.9

Tableau 2-5).

Toutes les ruptures ont été cohésives ou à l'interface matrice-colle. Les deux produits permettent donc une bonne adhésion au support (dalle béton). Cependant avec le polyacrylamide, la contrainte mesurée est plus élevée (quelle que soit l'épaisseur de l'échantillon 4 ou 5mm) : 3.9 MPa pour 3.3 MPa avec l'alcool polyvinylique pour une épaisseur de 5mm. Le polyacrylamide augmente donc la cohésion dans le composite.

	Alcool polyvinylique		Polyacrylamide	
épaisseurs du composite	4 mm	5 mm	4 mm	5 mm
Contraintes (MPa)	2.9	3.3	3.3	3.9

Tableau 2-5 : Contraintes d'arrachage

L'Annexe 2-1 présente les photos des surfaces des échantillons obtenues après le test d'arrachage.

2.3.11 Perméabilité du matériau

La Figure 2-13 représente la perméabilité du matériau mesurée par le biais de la quantité d'eau absorbée par la plaque au cours du temps.

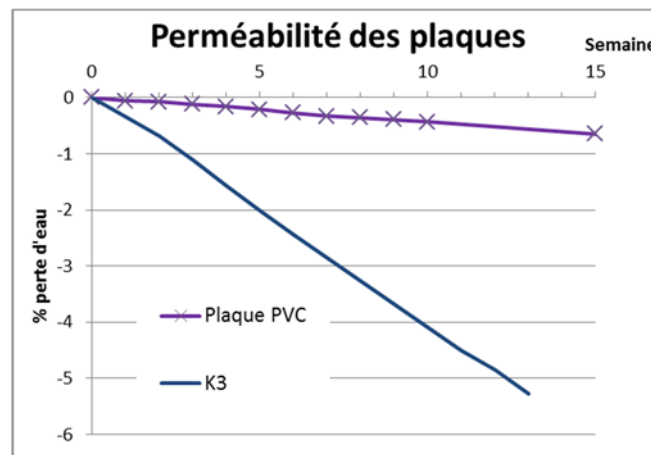


Figure 2-13 : Evolution de la perméabilité du composite au cours du temps

2.3.12 Développement de champignons

Le contrôle du développement des champignons dans les échantillons se fait visuellement à la fin de l'essai (28 jours), et après nettoyage et séchage des échantillons.

La cotation est faite d'après la table de référence ci-après :

- 0 = Pas de développement de moisissures visible à l'œil
- 1 = développement très faible (colonies dispersées)
- 2 = développement faible (moins de 25% de la surface)
- 3 = développement moyen (de 25% à 50% de la surface)
- 4 = développement abondant (plus de 50% et moins de 100% de la surface)
- 5 = développement très important (100% de la surface)

Pour les échantillons à matrice minérale dont la est non traitée, la cotation est 2 ou 3 (Tableau 2-6). Il y a un développement moyen des spores de champignons pour les trois échantillons testés, ce qui signifie que ces matrices sont **comestibles par les moisissures** utilisées dans cet essai. Cependant, dans le gel et à la surface des échantillons, on n'observe aucun champignon (Figure 2-14).

Matrice minérale	Traitement de surface (Résine)	Cotation ISO 846	Remarques- Observations Après nettoyage
K3	Non	3 2 3	Après nettoyage: Pas de modification de la couleur initiale

Tableau 2-6 : Résultats obtenus après 28 jours dans le milieu gélosé incomplet pour fungi

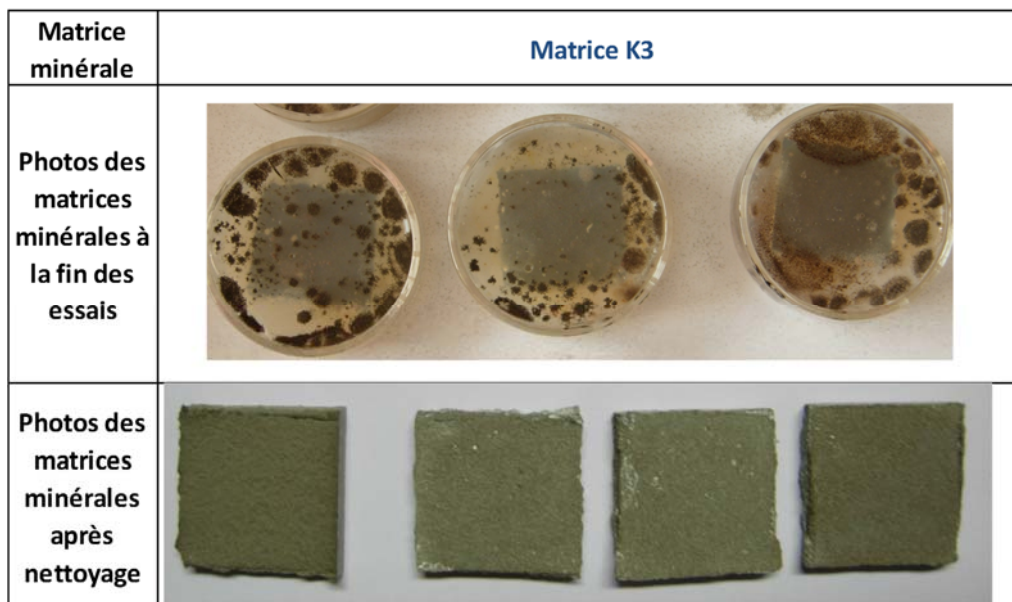


Figure 2-14 : observation des matrices minérales après 28 jours en milieu gélosé incomplet pour fungi

2.3.13 Migration des ions Aluminium (norme NF EN 1944-3)

Les ions mesurés en ICP sont : Si, Na, Mg, Ca, Al, Fe, K et S. Cependant selon les normes de l’OMS sur l’eau potable, seule la concentration en Aluminium ne doit pas dépasser la valeur seuil de 0.2 mg/L.

En appliquant les prescriptions dictées par la norme NF EN 1944-3, le composite avec la matrice non traitée en surface a été testé. Dans le **Tableau 2-7** et la **Figure 2-15**, les concentrations en aluminium obtenues par ICP sont présentées. **La concentration en aluminium** dans l’eau d’essai contenant le composite **diminue au cours du temps**.

Sans traitement, après la première lixiviation, la concentration est de 0.31 µg/L, soit une valeur inférieure à la valeur seuil donnée par l’OMS. Après la 2° et la 3° lixiviation, la concentration est de l’ordre de la limite fixée par l’OMS.

			N° de séquence de la période de migration (n)		
			1	2	3
Concentration de la substance en mg/L, dans l'eau de migration	a_n^T	Sans traitement	0,312	0,188	0,207
Concentration de la substance en mg/L, dans l'eau témoin	b_n^T		0,002	0,001	0,001
Concentration de la substance mesuré en mg/L	c_n^T	Sans traitement	0,31	0,187	0,206
Taux de migration pour la nième période de migration, en $mg.dm^{-2}.j^{-1}$	M_n^T	Sans traitement	0,079	0,048	0,053

Tableau 2-7 : Concentration en Aluminium

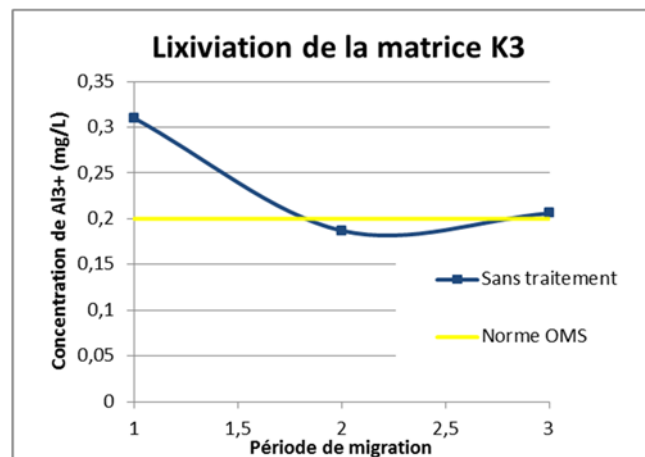


Figure 2-15 : Concentration en ions Aluminium

2.3.14 Durabilité

2.3.14.1 Caractéristiques mécaniques

Les éprouvettes non traitées sont immergées pendant la nuit (15 heures), et mises dans un sac la journée (9 heures).

D'après la **Figure 2-16** et le **Tableau 2-8**, on n'enregistre entre **28 cycles et 7 mois aucune chute de résistance au LOP** : la contrainte au LOP à 28 cycles est de 8.1 MPa et de 7.9 MPa à 7 mois.

Cependant, **après 7 mois de cycles immersion-séchage, on n'a pas de chute de contrainte au MOR** (33.5 MPa). Par contre, on enregistre une **flèche à rupture plus faible** (35.2 mm contre 45mm).

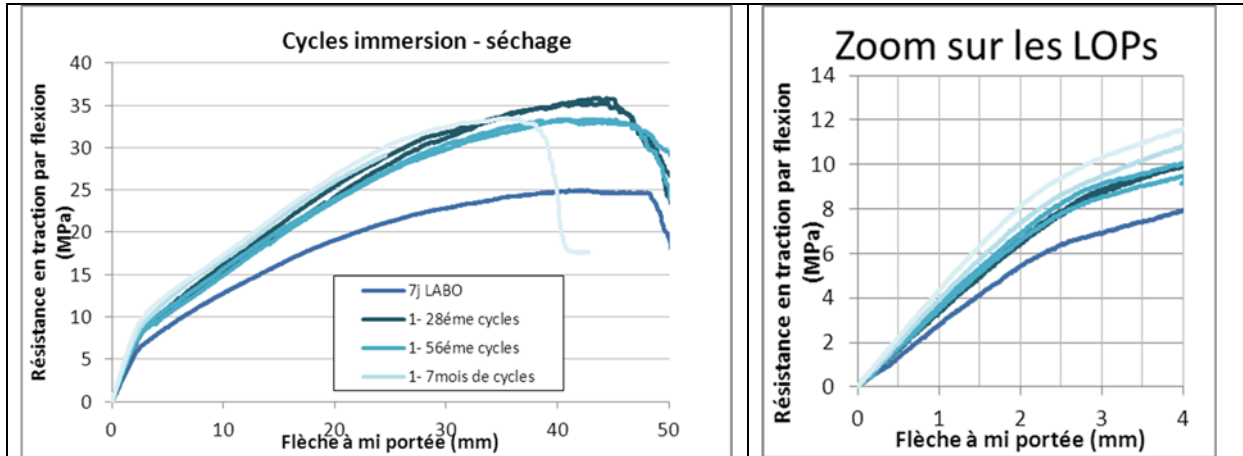


Figure 2-16 : Influence des cycles d'immersions et de séchage sur les caractéristiques mécaniques du composite

	<i>Module Elastique (GPa)</i>	<i>Flèche aux LOP (mm)</i>	<i>Contrainte aux LOP (MPa)</i>	<i>Flèche aux MOR (mm)</i>	<i>Contrainte aux MOR (MPa)</i>
<i>7 jours</i>	5,4	2,3	5,9	47,2	24,6
<i>28ème cycle</i>	8,1	2,6	8,1	44,5	35,1
<i>56ème cycle</i>	8,3	2,4	8,1	45	33,5
<i>7mois cycles</i>	8,6	2,0	7,9	35,2	33,5

Tableau 2-8 : Caractéristiques mécaniques du composite

2.3.14.2 Hydratation de la matrice

Sur la

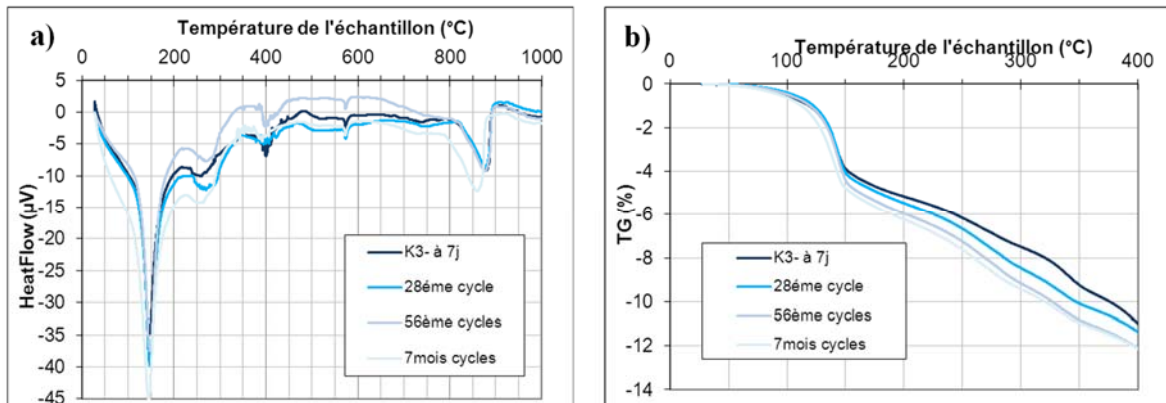


Figure 2-17, on peut voir que **la quantité d’hydrates formés augmente avec le nombre de cycles immersion-séchage**. A 7 jours, les plaques ont un taux d’eau liée (à 300°C) de 7.5%, alors qu’après 28 cycles, l’eau liée est de 8.5% et après 7 mois de 9.3%.

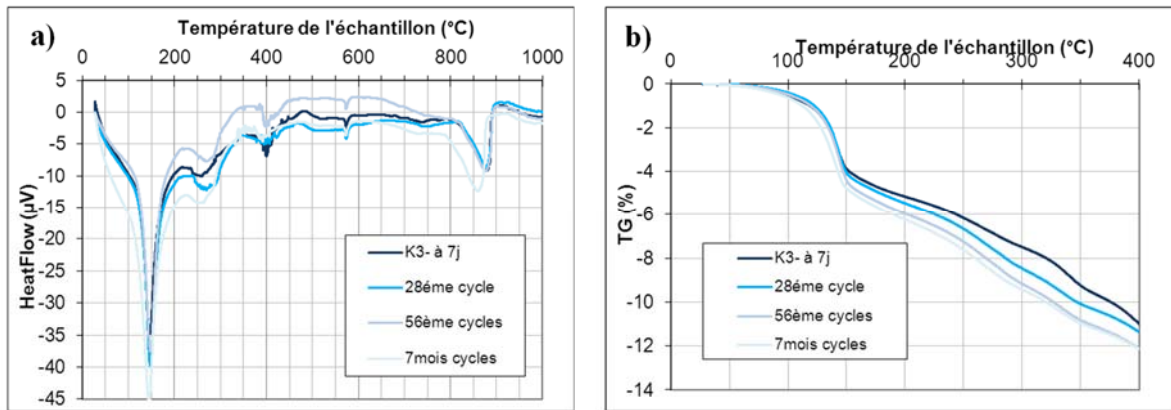


Figure 2-17 : Influence des cycles immersion-séchage sur l’hydratation de la matrice

2.4 Influence du traitement de surface

2.4.1 Caractéristiques mécaniques à 2 mois

Après 2 mois de cycles immersion-séchage, les caractéristiques mécaniques des composites avec ou sans traitement de surface sont comparés (**Figure 2-18** et **Tableau 2-9**). On enregistre un écart de moins de 2% entre les flèches et les contraintes au LOP avec et sans traitement.

Au MOR, **après 2 mois de cycles immersion-séchage**, on enregistre une **contrainte à rupture plus faible pour le composite traité en surface** (31.9 MPa contre 35.8 MPa soit 11% plus faible).

Notons que le comportement entre le LOP et le MOR est tout à fait similaire pour les composites avec et sans traitement. Cela témoigne d’une interface fibres-matrice identique, non influencée par le traitement de surface.

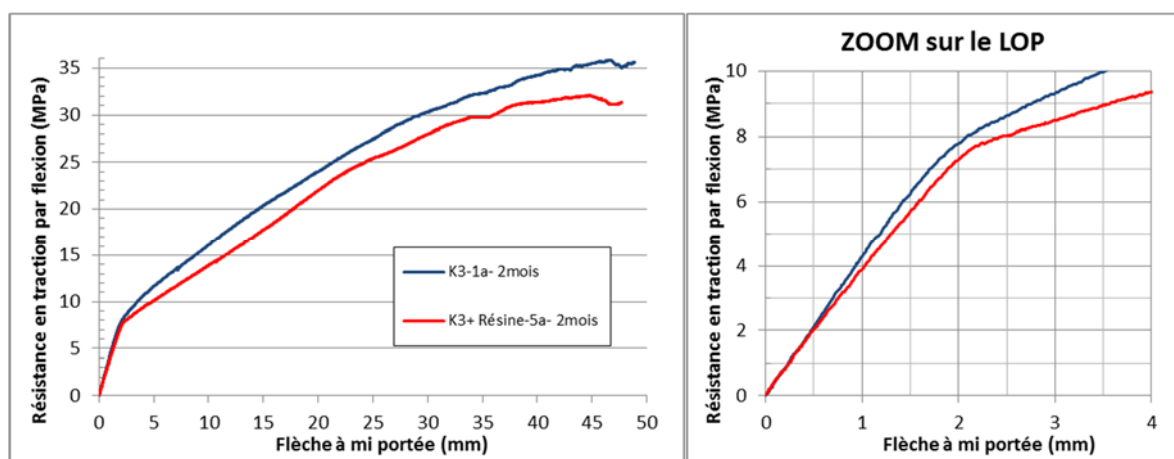


Figure 2-18 : Influence du traitement de surface sur les caractéristiques mécaniques du composite à 2 mois

	Module Elastique (GPa)	Flèche aux LOP (mm)	Contrainte aux LOP (MPa)	Flèche aux MOR (mm)	Contrainte aux MOR (MPa)
2 mois sans traitement	11,1	2,0	7,8	46,8	35,8
2 mois avec traitement	9,9	2,1	7,6	43,6	31,9

Tableau 2-9 : caractéristiques mécaniques du composite à 2 mois

2.4.2 Hydratation de la matrice

2.4.2.1 A 7 jours

Après 7 jours d'hydratation, les échantillons sont placés dans une étuve ventilée à 35°C pendant 24 heures, afin de laisser s'évacuer toute l'eau libre encore présente dans le matériau. Grâce aux analyses thermo-différentielles et thermogravimétriques (ATD-ATG), on observe la formation des mêmes hydrates mais dans des proportions différentes pour les composites (matrice + renforts) avec ou sans traitement de surface (Voir Figure 2-19 et **Tableau 2-10**).

L'échantillon le mieux hydraté est celui qui a été traité en surface avec la résine : à 300°C, le pourcentage d'eau liée dans le matériau est de 9.1% contre 7.5% dans la matrice sans traitement, soit une différence de 21%.

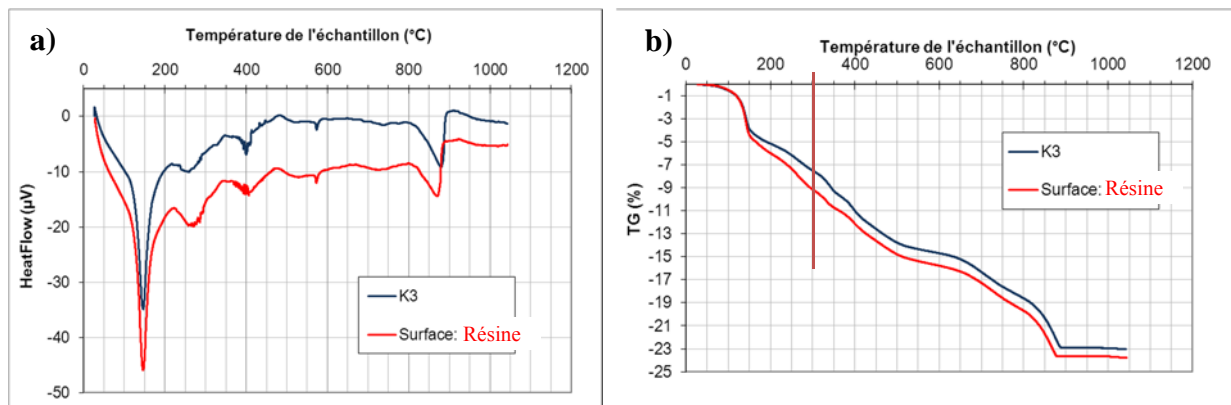


Figure 2-19 : (a) ATD et (b) ATG des matrices traitées et non traitées en surface à 7 jours

$$\text{Eau liée (\% / produit sec)} = \text{Eau liée des hydrates (de 0 à 300°C)} / \text{Produit sec} * 100$$

Hydrofuges	K3	Résine
% eau liée	7.5%	9.10%

Tableau 2-10: % eau liée

2.4.2.2 A 2 mois

Après 2 mois de cycles d'immersion-séchage, l'hydratation s'est poursuivie puisque la quantité d'eau liée a augmenté de 21% entre 7 jours et 2 mois sans traitement et de 15% entre

7 jours et 2 mois avec traitement (**Figure 2-20** et **Tableau 2-11**). Le traitement de surface avec la résine permet une meilleure hydratation des échantillons même à long terme.

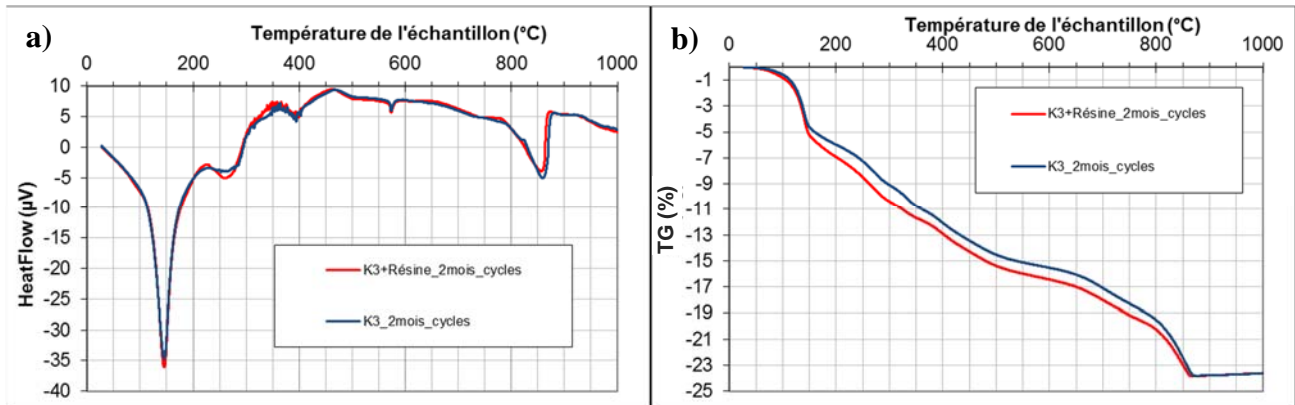


Figure 2-20 : (a) ATD et (b) ATG des matrices traitées et non traitées en surface à 2 mois

<i>Hydrofuges</i>	<i>K3</i>	<i>Résine</i>
<i>% eau liée</i>	9.1%	10.4%

Tableau 2-11 : % eau liée

2.4.3 Structuration de la matrice

2.4.3.1 A 7jours

Les échantillons présentent des distributions poreuses similaires : les matériaux contiennent une famille peu importante de macro-pores (de rayon compris entre 2 et 3 μm), puis une famille de méso-pores prépondérante qui est compris entre 0.1 et 0.4 μm (Voir **Figure 2-21-a**).

Le matériau le moins poreux est celui qui a été **traité en surface par une résine**. En effet, sa **porosité cumulée est de 28%** contre 30% pour la matrice non traitée en surface. La famille des mésopores est décalée vers les pores plus petits (Voir **Figure 2-21-b** et **Tableau 2-12**).

La connexion des pores s’apprécie grâce aux courbes de charge et décharge du mercure dans l’échantillon : plus les courbes sont proches, plus le rapport S/So est faible, cela se traduit pas une bonne connexion entre les pores. Au contraire, plus le rapport S/So est élevé, moins les pores sont connectés. **La matrice traitée en surface avec la résine est celle dont les pores sont le moins connectés**. En effet le rapport S/So est le plus élevé : 3.6 contre, 2.3 pour **la matrice non traitée**.

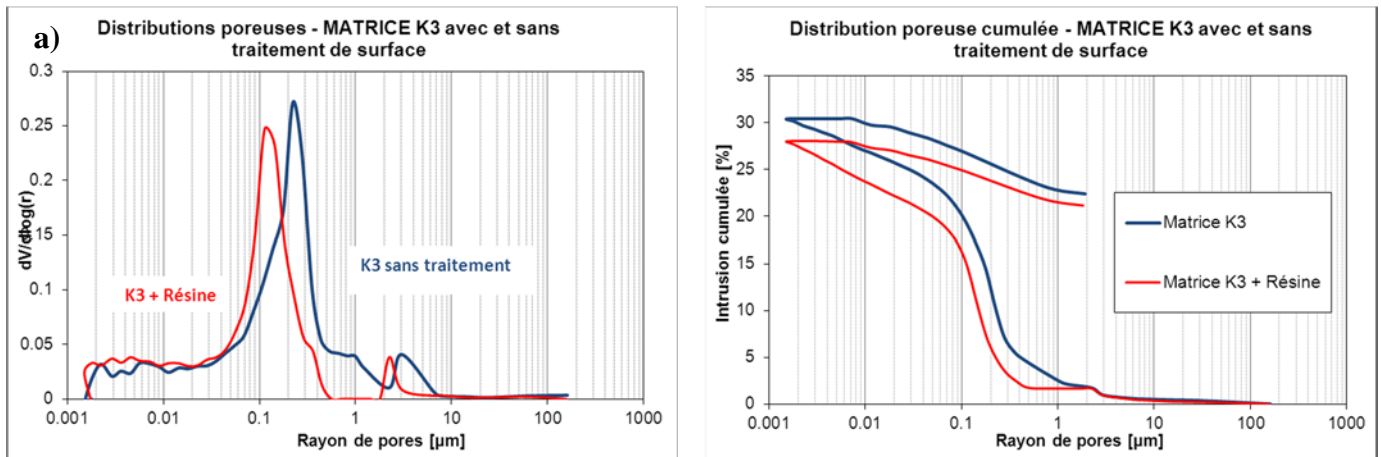


Figure 2-21: Distributions poreuses et volumes cumulés des échantillons à 7 jours

<i>Hydrofuges</i>	K3	Résine
<i>Porosité de la matrice (%)</i>	30.4%	28.00%
<i>Rapport S/S₀</i>	2.3	3.6

S₀: Aire sous la courbe de chargement lors de la montée en pression du mercure

S: Aire entre la courbe de chargement et celle de déchargement (= volume de mercure piégé dans l'échantillon)

Tableau 2-12 : Porosité cumulée et connexion des pores des échantillons

2.4.3.2 A 2 mois

Après 2 mois de cycles d'immersion-séchage, comme l'ont souligné les analyses ATD-ATG (paragraphe 2.4.2.2), l'hydratation s'est poursuivie : les hydrates formés en plus comblent les pores (**Figure 2-22**). De ce fait, la **porosité totale** diminue : elle est de **28% sans traitement** (contre 30% à 7 jours) et elle est de **26% avec traitement** (contre 28% à 7 jours).

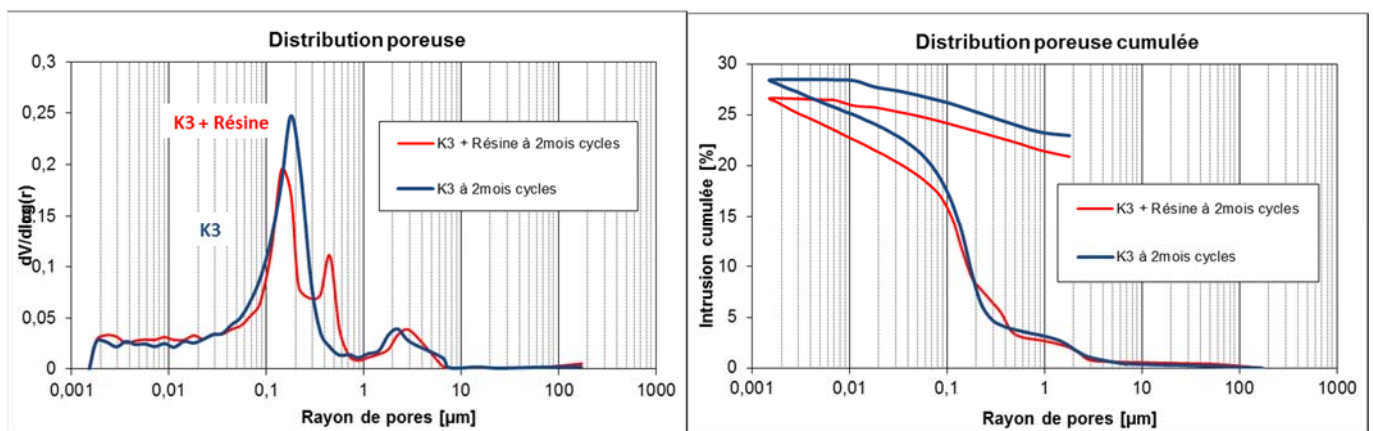


Figure 2-22 : Distributions poreuses et volumes cumulés des échantillons à 2 mois

2.4.4 Perméabilité du matériau

La **Figure 2-23** représente la perméabilité du matériau mesurée par le biais de la quantité d'eau absorbée par la plaque au cours du temps. **La matrice traitée en surface avec une résine absorbe 3 fois moins d'eau que la matrice seule.**

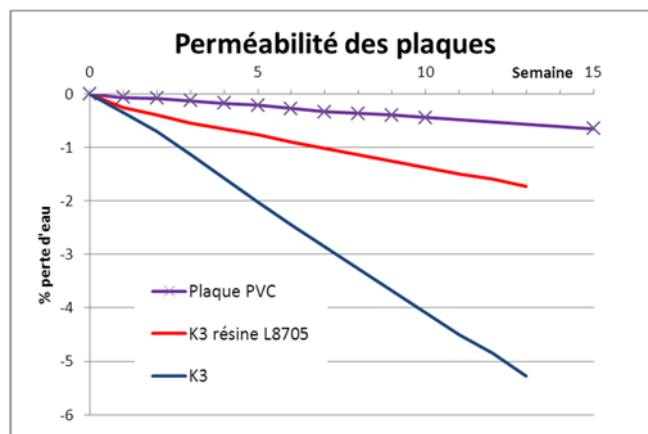


Figure 2-23: Evolution de la perméabilité des composites au cours du temps

2.4.5 Développement de champignons

Le contrôle du développement des champignons dans les échantillons se fait visuellement à la fin de l'essai (28 jours), et après nettoyage et séchage des échantillons.

La cotation est faite d'après la table de référence ci-après :

- 0 = Pas de développement de moisissures visible à l'œil
- 1 = développement très faible (colonies dispersées)
- 2 = développement faible (moins de 25% de la surface)
- 3 = développement moyen (de 25% à 50% de la surface)
- 4 = développement abondant (plus de 50% et moins de 100% de la surface)
- 5 = développement très important (100% de la surface)

Pour les échantillons à matrice minérale traitée en surface (pulvérisation d'une résine en surface) ou non traitée, la cotation est 2 ou 4 (Tableau 2-13). Il y a un développement moyen des spores de champignons pour les trois échantillons testés, ce qui signifie que ces matrices sont **comestibles par les moisissures** utilisées dans cet essai. Cependant, dans le gel et à la surface des échantillons, on n'observe aucun champignon (**Figure 2-24**).

Matrice minérale	Traitement de surface (Résine)	Cotation ISO 846	Remarques- Observations Après nettoyage
K3	Non	3	Après nettoyage: Pas de modification de la couleur initiale
		2	
		3	
K3	oui	3	Après nettoyage: Pas de modification de la couleur initiale
		4	
		4	

Tableau 2-13 : Résultats obtenus à 28 jours dans le milieu gélosé incomplet pour fungi

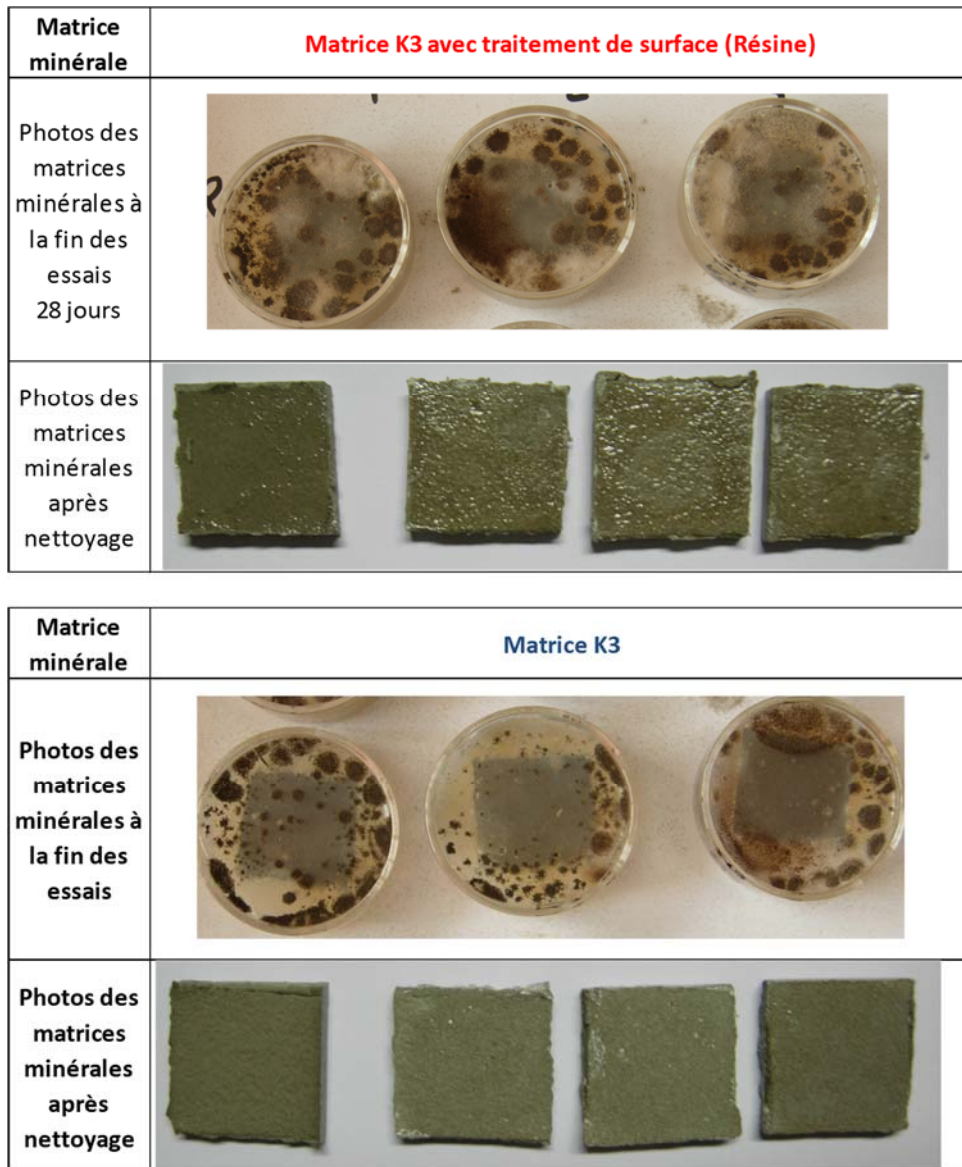


Figure 2-24 : observation des matrices minérales à 28 jours en milieu gélosé incomplet pour fungi

2.4.6 Migration des ions Aluminium (norme NF EN 1944-3)

Les ions mesurés en ICP sont : Si, Na, Mg, Ca, Al, Fe, K et S. Cependant selon les normes de l’OMS sur l’eau potable, seule la concentration en Aluminium ne doit pas dépasser la valeur seuil de 0.2 mg/L.

En appliquant les prescriptions dictées par la norme NF EN 1944-3, deux composites ont été testés : le composite avec la matrice non traitée et celui traité en surface avec une résine liquide.

Dans le **Tableau 2-14** et la **Figure 2-25**, les concentrations en aluminium obtenues par ICP sont présentées. Avec et sans traitement, **la concentration en aluminium** dans l’eau d’essai contenant le composite **diminue au cours du temps**.

Sans traitement, après la première lixiviation, la concentration est de 0.31 µg/L, soit une valeur inférieure à la valeur seuil donnée par l’OMS. Après la 2^o et la 3^o lixiviation, la concentration est de l’ordre de la limite fixée par l’OMS.

Avec traitement, la concentration en aluminium est nettement inférieure à la ligne directrice fixée par l’OMS qui est de 0.2 mg/L dès la première lixiviation.

			N° de séquence de la période de migration (n)		
			1	2	3
Concentration de la substance en mg/L, dans l'eau de migration	a_n^T	Avec traitement	0.014	0.012	0.006
		Sans traitement	0.312	0.188	0.207
Concentration de la substance en mg/L, dans l'eau témoin	b_n^T		0.002	0.001	0.001
Concentration de la substance mesuré en mg/L	c_n^T	Avec traitement	0.012	0.011	0.005
		Sans traitement	0.31	0.187	0.206

Tableau 2-14 : Concentration en Aluminium

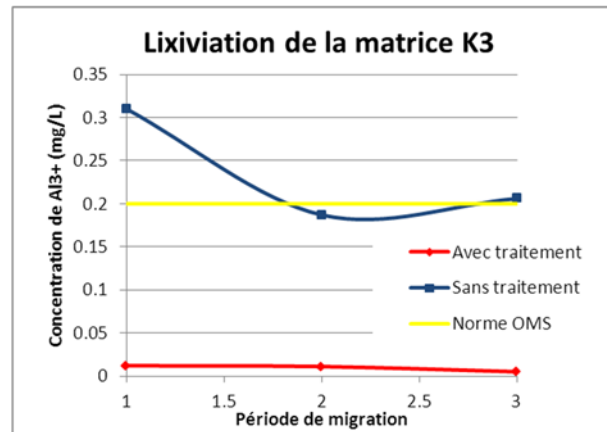


Figure 2-25 : Concentration en ions Aluminium

2.5 Conclusions

La matrice minérale mise au point durant ce projet FUI KENTREC répond au cahier des charges fixées pour la réalisation de TRC destinés au renforcement des cuves de réservoir de châteaux d’eau, à savoir :

- 1/ une facilité d’imprégnation des renforts ;
- 2/ une durée pratique d’utilisation (DPU) supérieure ou égale à une heure ;
- 3/ une contrainte d’adhérence au support supérieure à 2.5 MPa ;
- 4/ peu de développement de micro-organismes ;
- 5/ une teneur en alumine inférieure aux prescriptions de l’OMS, soit 200 mg/l dans l’attente de la limite inférieure donnée par le ministère de la santé.
- 6/ des performances mécaniques conséquentes, évaluées via des essais de flexion quatre points, avec une contrainte au LOP ou limite de linéarité de l’ordre de 8MPa en milieu

humide, des performances en déformabilité très conséquente avec l'atteinte de flèche de l'ordre de 35mm à l'état ultime.

Pour atteindre les propriétés visées, le travail de formulation a porté sur plusieurs points :

- tout d'abord un liant hydraulique qui permette la réalisation d'éléments fins. Ainsi le liant mis au point se caractérise par sa nature particulière de liant ettringitique, constitué de ciment alumineux (CAC), de sulfate de calcium et de ciment blanc ;
- ensuite un système d'adjuvantation alliant des agents de rhéologie (agent colle, agent de viscosité, agents mouillants) pour la mise en œuvre et des agents modificateurs de prise (retardateur pour ajuster la durée pratique d'utilisation et accélérateur pour ajuster le temps de durcissement) ;
- enfin un traitement de surface adapté pour limiter le développement de micro-organismes et le relargage des ions aluminium.

CHAPITRE 3 : APPROCHE EXPERIMENTALE- ECHELLE STRUCTURE

Application du composite KENTREC au renforcement/réparation de structures en béton/béton armé

3.1 Introduction

Dans cette partie, le travail d'expérimentation visera exclusivement des pathologies de réservoir d'eau mais qui sommes toutes des pathologies de structures en béton armé, à savoir principalement la fissuration. Nous proposons donc dans ce chapitre de considérer la réparation et/ou le renforcement de poutres en béton armé. Le présent chapitre portera donc sur la validation du matériau KENTREC, développé dans le chapitre précédent, comme composite de renforcement/réparation pour des éprouvettes en béton et des poutres élancées en béton armé. Trois objectifs sont principalement visés : 1) le premier est la vérification de la faisabilité technologique de la réparation/renforcement de structures en béton et en béton armé 2) Le deuxième objectif visé est d'identifier les performances mécaniques de ce composite dans le cadre de cette application. Ces performances seront évaluées en fonction des conditions de conservation (dans l'eau et dans l'air) et de la configuration de structure. L'objectif est d'évaluer la pertinence de ce composite dans différents milieux dont celui humide des réservoirs d'eau, mais aussi évaluer l'influence de l'histoire du chargement de la structure sur l'efficacité du composite à renforcer/réparer. 3) l'objectif le plus ambitieux, vise l'analyse du comportement local du composite textile-mortier afin notamment, d'évaluer son influence à ponter la fissure et endiguer son ouverture.

3.2 Matériau

3.2.1 Textile Reinforced Concrete (TRC)

L'utilisation du composite TRC est une solution alternative du composite traditionnel FRP (Fibre Renfort Polymère). Le TRC présente une bonne performance mécanique, ainsi qu'une meilleure stabilité à la température en raison non seulement de la moindre sensibilité de la matrice à la température, mais aussi à la liaison entre les fils et la matrice minérale qui n'est pas une simple liaison chimique. C'est aussi une liaison mécanique, engendrée par la transmission des efforts par friction. Pratiquement, le TRC peut être mis en œuvre facilement en appliquant par exemple la technique du béton projeté. Ce matériau permet de minimiser l'empreinte écologique conformément aux aspects du développement durable en raison de la réduction d'utilisation de fibre de carbone.

Le matériau TRC utilisé dans cette étude est dans le cadre du développement d'un nouveau revêtement d'étanchéité pour réservoirs d'eau potable sans bisphénol A. Ce matériau doit assurer un meilleur compromis coût/performance/adhérence, ainsi que la compatibilité avec les contraintes (réglementaire notamment sanitaire). Au niveau du renforcement/réparation, le composite obtenue devra démontrer des bonnes performances mécaniques, suffisantes en vue du cahier des charges.

3.2.1.1 Matrice cimentaire

La matrice formulée doit avoir un module relativement bas (6000 à 10000 MPa), et une grande souplesse pour suivre la déformation du support mais tout en garantissant son non endommagement et en assurant l'étanchéité lors de la fissuration du support. Aussi elle doit assurer la tenue mécanique en traction en termes de contrainte et de déformation en adéquation avec la demande de tenue associée aux réservoirs d'eau. De plus, la matrice doit présenter une meilleure adhérence avec le support du béton dans les conditions humides et sèches. Dans le milieu humide du château d'eau, la matrice doit présenter une meilleure cure, et moins de fissuration de retrait. Pour l'exigence de mise en œuvre, la matrice doit permettre la facilité d'imprégnation des renforts, ainsi la pâte doit remonter sans difficulté au travers du tissu. Une durée pratique d'utilisation courte (supérieure ou égale à une heure) est nécessaire pour démouler rapidement pour une mise en œuvre in-situ. Pour s'assurer du problème de santé, dans le cas des réservoirs d'eau potable, la matrice ne doit pas permettre le développement de micro-organismes à sa surface, dans le milieu de contact avec l'eau. Aussi elle doit assurer une teneur en alumine inférieure aux données réglementaires précisées par le ministère de la santé.

Pour ces objectifs, la matrice visée est à base de ciment d'aluminate de calcium qui est aujourd'hui le seul ciment conforme à la norme NF EN 14647, avec la mention « eau potable uniquement ». La composition de la matrice est constituée de trois grandes phases qui ont chacune une action spécifique sur les propriétés recherchées: le squelette granulaire, le liant ettringitique et le système d'adjuvantation [59]. Les liants ettringitiques présentent un gonflement à la cure, contrairement au ciment Portland qui a tendance à faire du retrait. La matrice obtenue aura donc très peu de fissuration de retrait. Autrement dit, dans le milieu humide du réservoir d'eau, ce composite présente un avantage lié à la cure, qui sera moins de fissuration de retrait. Par ailleurs, à la différence d'un ciment Portland, dont l'hydratation est plus lente, le liant ettringitique permet d'obtenir des temps de durcissement suffisamment courts pour démouler en quelques minutes, et une montée en résistance rapide. La taille maximale du squelette granulaire est de 300µm pour éviter un blocage des plus gros grains dans le renfort et une séparation des phases au cours de l'imprégnation du textile. Le système d'adjuvantation comprend des agents modificateurs utilisés pour assurer la durée pratique d'utilisation, des agents de rhéologie pour obtenir une hyper fluidité. Le **Tableau 3-1** précise les composants de la matrice.

Constituants		Masse [g]
Liant ettringitique		268
Squelette granulaire		624
Adjuvantation	<i>Hydrofuges</i>	9
	<i>Agents de rhéologie</i>	1.2
	<i>Résine</i>	98
	<i>Retardateur</i>	0.1
Total solide		1000
Eau		240

Tableau 3-1: Composants de la matrice

3.2.1.2 Renfort textile

Le renfort textile utilisé dans cette étude est une grille de verre-E bi-directionnelle, le **Tableau 3-2** précise les caractéristiques techniques du fil Verre-E. La nature du fil de verre E est compatible avec la matrice, ce qui est expliqué par les liants utilisés dans la matrice qui ne

libèrent pas de chaux, et donc n'induisent pas d'attaque de la fibre Verre-E. Néanmoins, il est indispensable d'évaluer la stabilité au long terme du verre E dans la matrice.

La taille du fil aura un impact sur l'espacement entre les fils, et donc sur la capacité de la matrice à bien imprégner le renfort. Le test sur différentes tailles de fil permet de donner une taille pertinente de 300 tex pour cette étude. Un guipage en polypropylène est envisagé pour augmenter l'imprégnation, ainsi la performance mécanique du composite, qui permet de créer une accroche mécanique entre le fil et la matrice, où les interactions ne sont possibles que par friction. Ce matériau composite d'étude doit rester étanche lors de la fissuration du support, donc le tissu ne peut pas présenter de grandes mailles, qui conduiraient à un risque d'apparition de fissure dans la maille. On a alors envisagé la maille la plus petite possible, ce qui permet la bonne imprégnation dans la matrice, une maille de 3mm×3mm est retenue. Pour tenir compte des formes courbes du support (voire sphérique, des réservoirs), l'ajout d'une nappe de fils orientés à +45/-45 est nécessaire. Les études préliminaires ont permis d'évaluer l'influence du nombre de couches de tissu sur le comportement du composite, ce qui permet de choisir le nombre de couche pertinente, qui sont finalement de 3 couches de tissus orientés -45/45°, 0/90°, 90/0° (**Figure 3-1**). L'application du tissu en 3 couches successives avec une couche matrice entre chaque couche est retenue. Cette méthodologie d'application permet d'obtenir une meilleure imprégnation du renfort [79].

Module d'élasticité (GPa)	72-73
Résistance en traction (MPa)	1100-1550
Allongement à la rupture %	1.8
Coefficient de poisson	0.22
Coefficient de dilatation thermique (°C-1)	5×10 ⁶
Densité (Kg/dm ³)	2.6
Diamètre Mini-maxi (µm)	5-24

Tableau 3-2 : Caractéristiques techniques des fils Verre-E (Contamine et al [31])

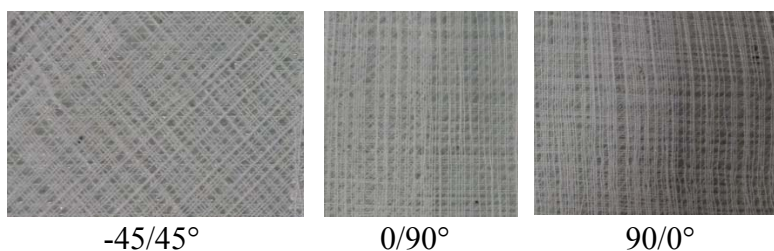


Figure 3-1: Les renforts textiles de fibre de verre

3.2.1.3 Résistance en traction par flexion

3.2.1.3.1 Comportement général

L'essai de flexion 4 points est utilisé pour caractériser le comportement mécanique et la déformabilité des composites, selon la méthode ASTM C1018 [60]. L'essai est réalisé sur une presse ADAMEL LHOMARGY asservie en déplacement à une vitesse de 1mm/min. Le capteur de force de la presse et le capteur de déplacement placé à mi portées sous l'éprouvette (**Figure 3-2**) sont reliés à un système de mesure qui permet l'acquisition des courbes charge-flèche.

Les plaques de dimensions $300 \times 250 \times 5 \text{ mm}^3$ sont préparées, après 28 jours de cure, trois éprouvettes de dimensions $270 \times 70 \times 5 \text{ mm}^3$ sont retenues après le découpage par une lame de scie. Cette méthode de mise en forme permet d'éliminer le problème d'hétérogénéité du composite testé. Dans les éléments de composite TRC, le rôle des fibres est efficace après la fissuration de la matrice. En effet, si les fibres sont assez résistantes, assez adhérentes, et en quantité suffisante, elles permettent de réduire l'ouverture des fissures et de supporter des charges significatives pour des flèches bien supérieures à celle correspondant à la première fissuration.



Figure 3-2: Banc d'essai et instrumentations

Le comportement global de ce composite en traction par flexion est illustré **Figure 3-3**. Ce comportement est similaire à celui présenté dans les études de Portal et al [58], KOK et al [57], Michel et al [59]. En effet, cette courbe peut être divisée par trois zones. La première zone (zone I) traduit le comportement linéaire élastique où aucun des matériaux constitutifs du composite n'est endommagé, la rigidité est totalement en fonction de la matrice. Lorsque la résistance en traction de la matrice est atteinte, la première fissure apparaît, cette zone (zone IIa) correspond à la formation des fissures. Lorsque la formation des fissures est stable, les fissures s'ouvrent, la rigidité du composite augmente significativement par rapport à la zone IIa, ce comportement définit la zone IIb. La troisième zone correspond au comportement post-pic associé à la rupture localisée du composite lorsque le renfort textile atteint la résistance limite. Le glissement entre le fil et la matrice (comportement d'arrachement) est observé dans cette zone.

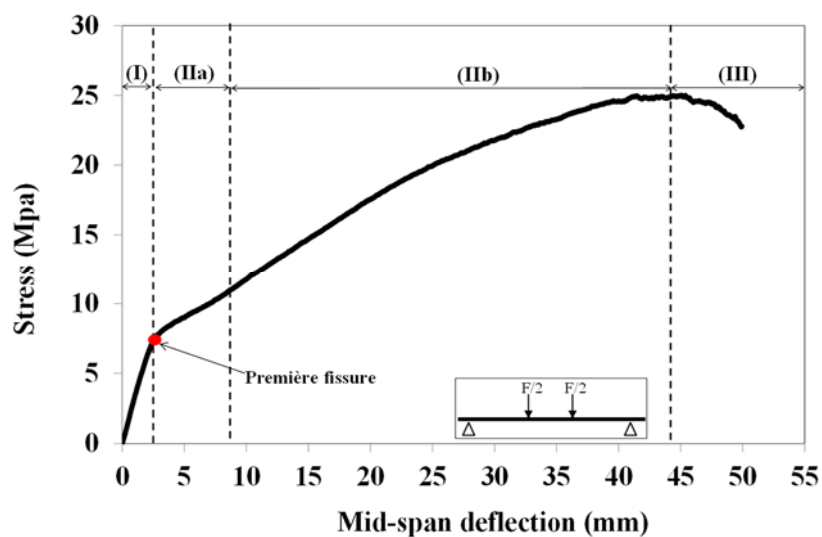


Figure 3-3 : Illustration du comportement global du composite

3.2.1.3.2 Influence des conditions de conservation sur la résistance du composite

Le composite joue le rôle d'un revêtement d'étanchéité du réservoir d'eau, il est donc nécessaire d'évaluer les caractéristiques mécaniques d'un composite sous l'effet du milieu de contact (milieu humide ou sec). Pour cela, on a réalisé deux différentes conditions de conservation. La première est l'immersion dans l'eau à 20°C pendant 28 jours, la deuxième est une conservation dans l'air à 20°C (et 50% HR) pendant 28 jours. Les courbes sur la **Figure 3-4** présente différents comportements du composite, associés aux deux conditions de conservation. Le composite conservé dans l'eau présente une meilleure résistance en flexion, ainsi qu'une plus grande rigidité que celui conservé dans l'air. Ceci peut s'expliquer par le fait que le contact avec l'eau permet d'augmenter le taux d'hydratation de la matrice, ce qui conduit à améliorer l'imprégnation du renfort textile par la matrice, et ainsi améliorer l'adhérence fil-mortier. Contrairement aux conclusions de Colombo et al [79], cette étude utilise une matrice à base ciment portland, qui a tendance au retrait à la cure. L'auteur montre que la cure dans l'eau présente une résistance en traction moins importante, ainsi moins rigide que celle induite par une cure dans l'air. L'auteur explique que la pénétration de l'eau conduit à la réduction de la liaison entre le textile et la matrice, alors que la cure dans l'air conduit à un retrait important, ce qui permet d'augmenter le frottement à l'interface du textile-matrice, et conduit à une amélioration de l'adhérence textile-matrice.

En outre, le comportement des courbes, dans la 1^{ère} phase (phase I), est très proche, donc la condition de conservation n'influence pas sur le comportement élastique du composite. La rigidité du composite conservé dans l'eau présente une réduction de la déformation du composite par rapport au composite conservé dans l'air, l'ouverture de fissure dans le composite est donc diminuée.

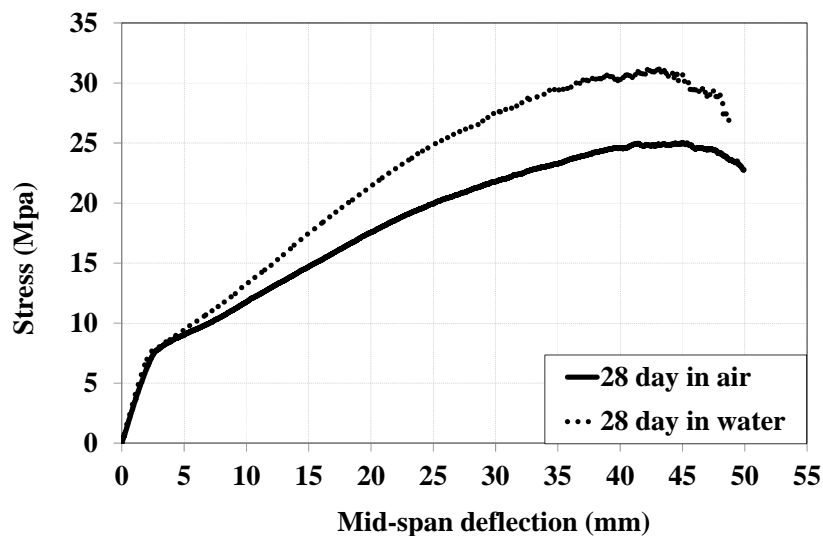


Figure 3-4 : Courbe contrainte/flèche du composite à 28 jours conservé dans l'eau ou à l'air

		28 day in air	28 day in water
Module d'élasticité (GPa)		7.5	8.9
Zone I	Contrainte (MPa)	7.5	7.4
	Flèche (mm)	2.6	2.2
Ultime	Contrainte (MPa)	25.0	31.0
	Flèche (mm)	45.0	43.0

Tableau 3-3: Synthèse des valeurs caractéristiques mécaniques moyennes du composite

3.2.2 Béton et acier

La formulation du béton utilisée dans cette thèse est présentée dans l'Annexe 3-1. Les caractéristiques mécaniques à 28 jours de maturation sont synthétisées dans le **Tableau 3-4**.

Module d'élasticité E (GPa)	Résistance en traction par fendage R_t (MPa)	Résistance en traction par flexion R_t (MPa)	Résistance en compression R_c (MPa)
36.80	4.62	5.5	57.43

Tableau 3-4 : Caractéristiques mécaniques du béton

L'acier utilisé dans les poutres en béton armé est de haute adhérence HA-S500, dont les caractéristiques mécaniques de référence sont présentées dans le **Tableau 3-5**.

Module d'élasticité E (GPa)	Contrainte limite élastique (MPa)	Contrainte limite plastique (MPa)	Déformation ultime (%)
210	500	600	12

Tableau 3-5 : Caractéristiques mécaniques de l'acier

3.3 Procédure expérimentale pour l'étude de l'efficacité du renforcement/réparation du TRC sur des éprouvettes en béton

Dans cette partie, l'efficacité du composite TRC pour le renforcement/réparation des structures en béton est étudiée. Pour ce faire, des éprouvettes de béton, de dimension $7 \times 7 \times 28$ cm³, renforcées par TRC, sont retenues. Les travaux dans cette partie visent les objectifs principaux suivants :

- Evaluer l'efficacité du renforcement du TRC sur les éprouvettes en béton sans armature de renforcement
- Evaluer l'influence des configurations d'éprouvette sur l'efficacité du renforcement du TRC
- Qualifier et quantifier l'adhérence entre la matrice cimentaire et la surface du béton.
- Evaluer l'influence des conditions de conservation sur l'efficacité du renforcement du TRC

3.3.1 Géométries des éprouvettes en béton et mise en œuvre du composite

3.3.1.1 Géométries

En fonction de l'objectif de recherche, quatre différentes géométries d'éprouvettes sont retenues (**Figure 3-5**), qui sont basées sur l'éprouvette prismatique caractéristique du béton de dimension de $7 \times 7 \times 28$ cm³.

- **Eprouvette avec entaille**

Les éprouvettes de béton de dimension $7 \times 7 \times 28$ cm³ après 28 jours de maturation sont entaillées sur toute la largeur de l'éprouvette, c'est-à-dire sur 70mm, avec une entaille de 4 mm de largeur et 10 mm de profondeur (**Figure 3-5-b**). Pour ce faire, on utilise une lame de scie (**Figure 3-6-a**) de 3.5 mm d'épaisseur.

• **Eprouvette coupée puis recollée par la matrice cimentaire**

L'éprouvette de béton de dimensions $7 \times 7 \times 28$ cm³ après 28 jours de maturation, est coupée en deux morceaux similaires de dimension $7 \times 7 \times 14$ cm³ grâce à une lame de scie. Elles sont ensuite recollées grâce à la matrice cimentaire (**Figure 3-5-c**). Pour ce faire, avant le recollage des deux morceaux, la surface de chacun est striée pour créer de la rugosité, qui est nécessaire pour obtenir une bonne adhérence béton-matrice. Après une légère humidification des deux morceaux, on applique la matrice cimentaire sur chaque surface, les deux morceaux sont recollés avec une épaisseur de matrice d'environ 1-2 mm. Ces éprouvettes sont laissées à l'air pendant 24 heures pour le séchage avant la mise en place du composite.

• **Eprouvette coupée puis renforcée par TRC**

Dans cette partie, l'éprouvette est coupée en deux morceaux comme décrit ci-dessus, mais elles ne sont pas recollées par la matrice. Les deux morceaux sont reconnectées à l'aide du composite TRC, environ 4-5 mm d'épaisseur est mise en place sur la face inférieure de l'éprouvette (**Figure 3-5-d**)

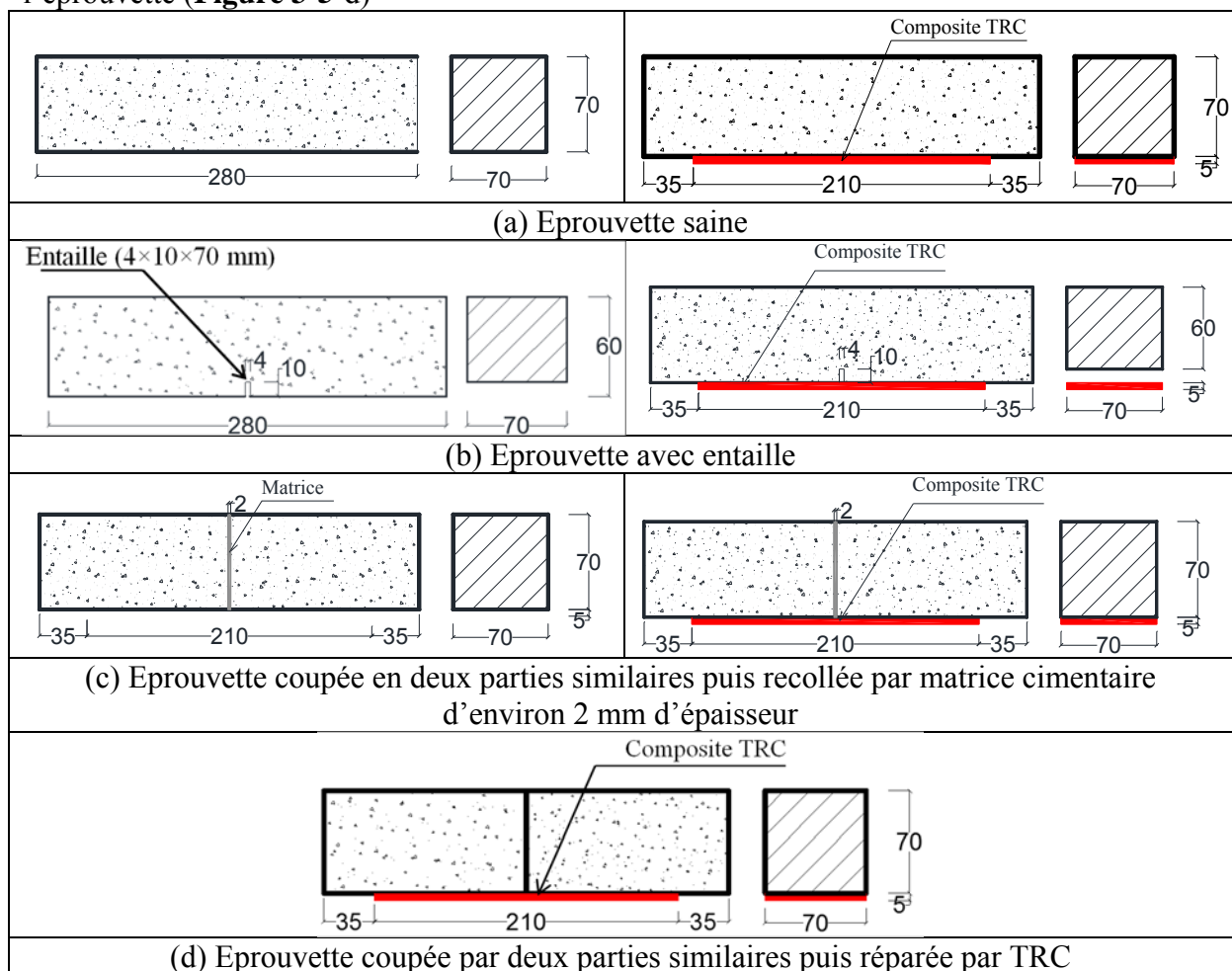
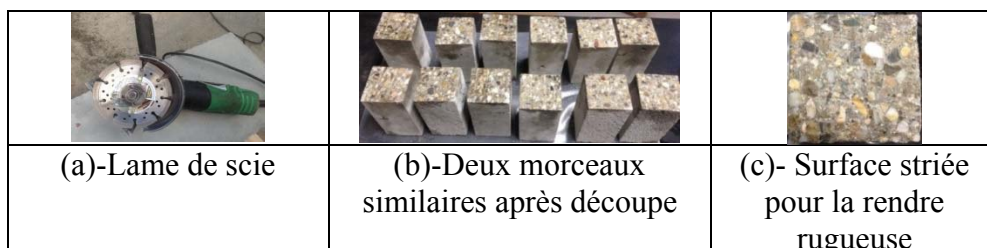


Figure 3-5: Configurations des éprouvettes



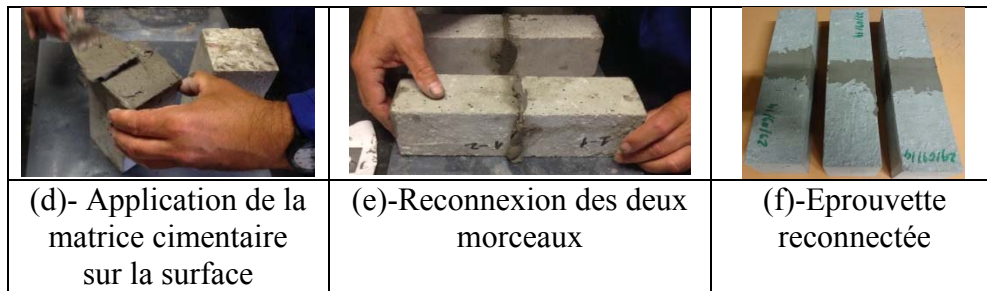


Figure 3-6 : Etapes de préparation des éprouvettes découpées puis recollées par matrice cimentaire

3.3.1.2 Mise en œuvre du composite et conditions de conservation

3.3.1.2.1 Mise en place du composite

Le composite TRC est mis en place sur la face inférieure des éprouvettes, avant l'application du composite, la face inférieure est striée pour la rendre rugueuse, afin d'augmenter l'adhérence composite-béton. Le TRC de renforcement/réparation se compose de trois couches de textile de fibre de verre-E dont l'orientation des fibres est de $0/90^\circ$, $-45/45^\circ$ et $90/0^\circ$ (**Figure 3-1**), couplées avec une couche matrice entre chaque couche textile. L'épaisseur du composite est de l'ordre de 4 à 5mm. Les descriptions ci-dessous présentent le protocole de mise en place du composite TRC. La procédure de mise en place du composite TRC est effectuée en milieu ambiant défini par ($T= 20^\circ\text{C}$, $\text{HR}=40\%$).

- Préparation du mortier, qui doit être effectuée selon le protocole décrite dans l'[Annexe 3-2](#). Préparation des renforts textile de dimensions $70 \times 210 \text{ mm}^3$ (largeur×longueur).
- Préparation de la surface du béton, qui est striée pour la rendre rugueuse, puis légère humidification avant la mise en place du TRC (**Figure 3-7-a**)
- Première couche de mortier appliquée directement sur la face de l'éprouvette, puis répartie avec une épaisseur homogène d'environ 1 à 2mm à l'aide d'une spatule.
- Premier renfort avec les mailles à $0^\circ/90^\circ$ positionné. Les fils en polypropylène qui servent à rigidifier le tissu doivent être placés vers le bas.
- Faire pénétrer la matrice dans le tissu à l'aide de deux spatules (une va permettre le maintien des fibres dans le sens de la pose, et l'autre va permettre d'appuyer sur le tissu pour faire remonter la matrice entre les mailles). Les fils de celui-ci doivent être partiellement recouverts par la matrice de façon à créer une accroche avec la deuxième couche (**Figure 3-7-b**)
- Redéposer de la matière sur l'éprouvette, puis positionner le 2^{ème} renfort avec les mailles à $45^\circ/45^\circ$
- Répéter l'opération pour les deux autres couches de renforts.
- Rajouter un peu de matrice afin que le tissu soit totalement recouvert, puis lisser la plaque à l'aide d'une spatule (**Figure 3-7-c**).



Figure 3-7 : Mise en place du composite

3.3.1.2 Conditions de conservation

Pour étudier l'influence des conditions de conservation sur l'efficacité du renforcement/réparation du TRC, les éprouvettes après renforcement sont conservées dans deux milieux différents. Le premier correspond à une conservation pendant 28 jours à l'air à $T=20^{\circ}\text{C}$, $\text{HR} = 40\%$, le deuxième correspond à une conservation dans l'eau à 20°C . Pour ce cas, les éprouvettes renforcées sont immergées dans l'eau à 20°C tel que ; soit le total de l'éprouvette est immergée, soit une partie d'environ 10 mm en bas de l'éprouvette (comptant donc le TRC) est immergée (**Figure 3-8**)

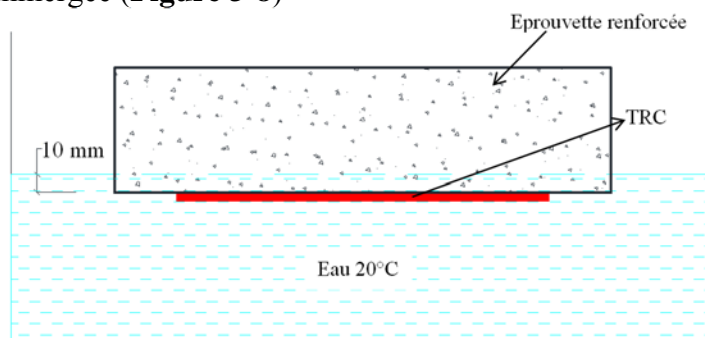


Figure 3-8 : Configuration d'immersion dans l'eau des éprouvettes

3.3.2 Principe de l'essai

Les éprouvettes, de portée 210mm, sont soumises à flexion 4 points. L'introduction de la charge est effectuée par une seule charge répartie en deux points d'application distants de 70 mm (**Figure 3-9**). Un capteur de déplacement LVDT de course 5 mm est placé à mi-portée. La force appliquée est pilotée par un déplacement imposé avec une vitesse très lente de 1 mm/min, jusqu'à la rupture. L'essai permet d'enregistrer la charge appliquée en fonction de la flèche.

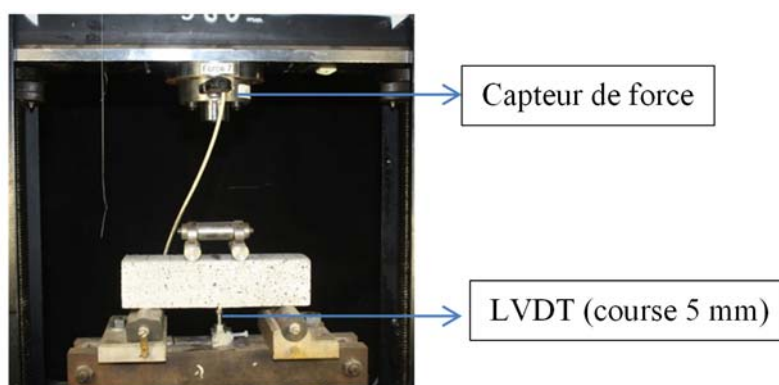


Figure 3-9 : Essai de flexion 4 points sur les éprouvettes en béton

3.3.3 Résultats et analyses

Afin d'assurer la reproductivité des résultats d'essai, on compte 3 essais pour chaque configuration d'éprouvette. Les analyses ci-dessous sont associées aux résultats moyens, les résultats de tous les essais sont présentés en détail dans les

Annexe 3-3.

3.3.3.1 Référencement des éprouvettes

Afin de pouvoir commenter les résultats plus aisément, une référence est donnée à chacune des éprouvettes testées. La référence est présentée selon un enchaînement de 4 paramètres séparés par un tiret : p1-p2-p3-p4

- p1 présente l'abréviation de l'éprouvette : **E**
- p2 distingue la configuration des éprouvettes : « **SE** » représente l'éprouvette saine; « **AE** » l'éprouvette avec entaille ; « **COUP** » représente l'éprouvette coupée en deux parties similaires, puis reconnectées par TRC ; « **COLL** » est l'éprouvette coupée puis recollée par le mortier
- p3 précise les éprouvettes renforcées ou non renforcées : « **TRC** » est l'éprouvette renforcée par le composite TRC ; « **Ref** » est l'éprouvette non renforcée.
- p4 précise la condition de conservation : « **E** » correspond à la conservation dans l'eau 20°C pendant 28 jours ; « **A** » est la conservation dans l'air pendant 28 jours.

Ce référencement est résumé dans le **Tableau 3-6**

p1	p2				p3		p4	
E	<i>Configurations</i>				<i>Renforcement</i>		<i>Conservation</i>	
	Sans défaut initial	Avec défaut initial	Coupée puis recollée par mortier	Coupée puis reconnectées par TRC	Renforcée TRC	Non renforcée	Dans l'eau	Dans l'air
	SE	AE	COLL	COUP	TRC	Ref	E	A

Tableau 3-6 : Référencement des éprouvettes testées

3.3.3.2 Description et confrontation du comportement des éprouvettes non et renforcées

Les courbes charge/flèche (**Figure 3-10**, **Figure 3-11**, **Figure 3-12**) permettent de mettre en évidence le comportement différencié entre les éprouvettes de référence et celles renforcées par composite TRC. Le composite permet de modifier nettement le comportement des éprouvettes en béton, qualitativement et quantitativement. En effet, la courbe obtenue sur l'éprouvette de référence montre un comportement avec une seule phase correspondant au comportement élastique (**Figure 3-13**). Alors que les courbes associées aux éprouvettes renforcées par TRC montrent nettement trois phases de comportement (**Figure 3-13**). La première (Phase I) traduit un comportement linéaire où la rigidité augmente légèrement par rapport à l'éprouvette de référence. Lorsque la résistance en traction du béton est atteinte, la première fissure apparaît, l'effort est alors transféré au TRC, cette deuxième phase (Phase II) correspond à la propagation et à l'ouverture des fissures associée à la diminution de la rigidité par rapport à la première phase. La troisième phase (Phase III) correspond au comportement post-pic, qui présente la rupture localisée du composite lorsque le renfort textile atteint la résistance limite, le comportement post-pic dans cette phase est observé par le glissement entre le fil et la matrice (comportement d'arrachement), ainsi que la ruine progressive des filaments. Ce glissement peut être expliqué par une imprégnation inhomogène du textile dans la matrice, ce qui produit une concentration de contrainte dans le renfort, significativement amplifiée, et conduit au glissement entre les fibres et la matrice [31], [120]. Ce glissement est subi par les filaments extérieurs, ces filaments sont susceptibles d'être significativement endommagés et ainsi de rompre pour un niveau de contrainte nettement inférieur à leur résistance. Une augmentation importante des charges et flèches ultimes des éprouvettes renforcées par rapport à celles non renforcées est remarquée, en fonction des configurations

des éprouvettes, entre **66-200 %** pour la charge d'ultime et entre **831-4787 %** pour la flèche (**Tableau 3-7**). Il semblerait également que la charge associée à la 1^{ère} fissure est plus importante dans le cas des éprouvettes renforcées par TRC que dans le cas des éprouvettes de référence. Ce résultat montre que le TRC contribue à retarder le moment de fissuration des éprouvettes.

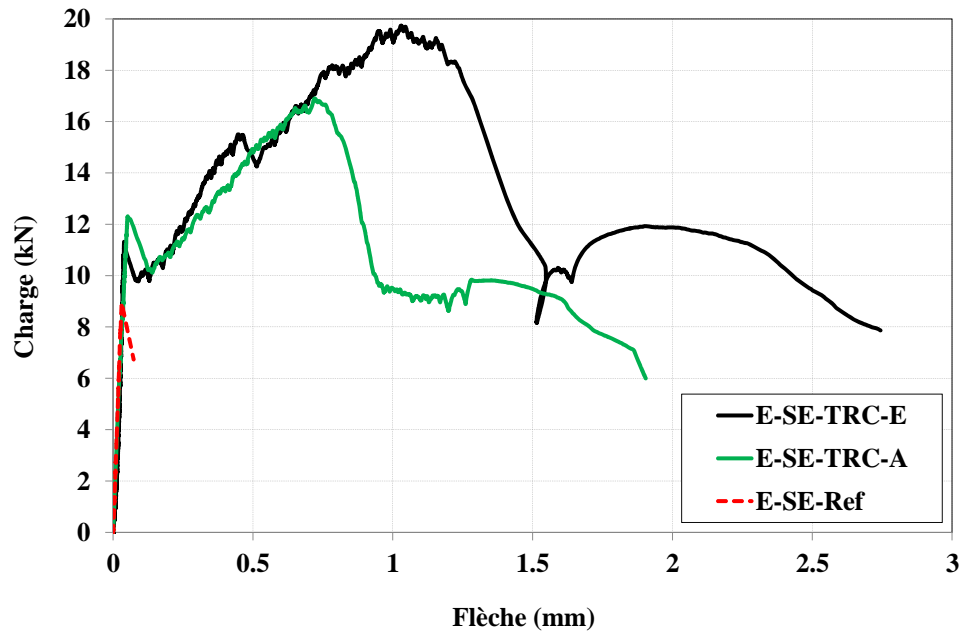


Figure 3-10 : Courbes charge/flèche des éprouvettes sans entaille, non et renforcées

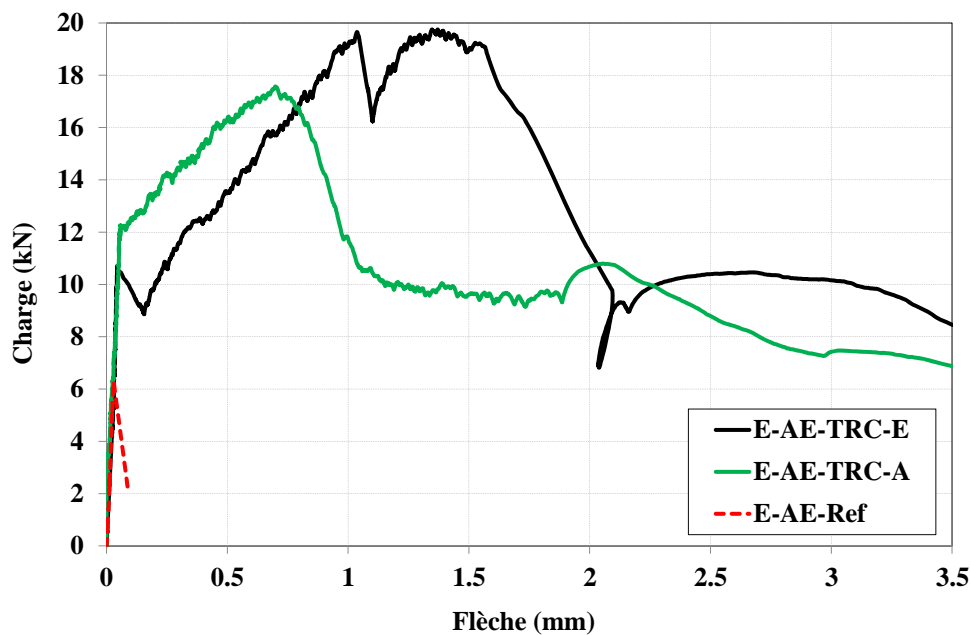


Figure 3-11 : Courbes charge/flèche des éprouvettes avec entaille, non et renforcées

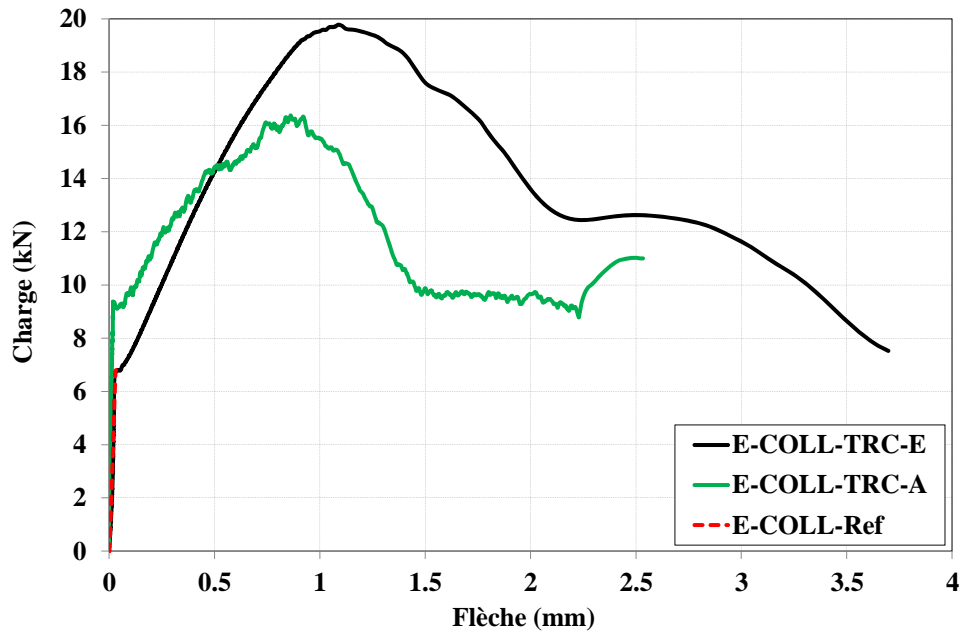


Figure 3-12 : Courbes charge/flèche des éprouvettes coupées puis recollées par mortier, non et renforcées

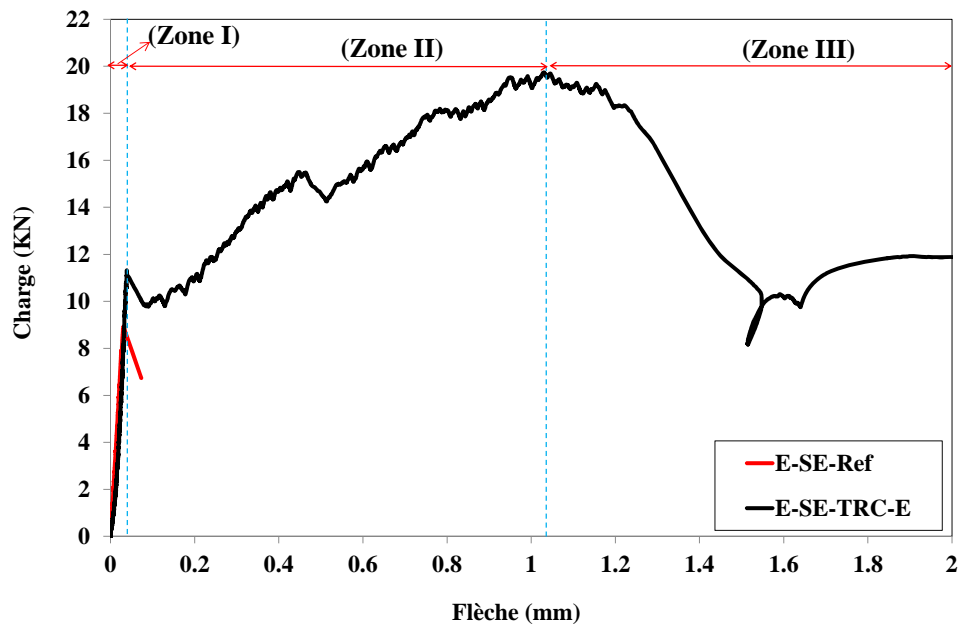


Figure 3-13 : Définition des 3 zones sur la courbe charge/flèche, éprouvette renforcée

Référence des éprouvettes	Charge ultime (kN)	Augmentation de la charge ultime (%)	Flèche ultime (mm)	Augmentation de la flèche ultime (%)
E-SE-Ref	8.92	-	0.031	-
E-SE-TRC-E	18.06	102.5	1.04	3254.8
E-SE-TRC-A	14.81	66.0	0.74	2287.1
E-AE-Ref	6.71	-	0.087	-
E-AE-TRC-E	18.81	180.3	1.23	1313.8
E-AE-TRC-A	17.07	154.4	0.81	831.0
E-COLL-Ref	6.41	-	0.026	-
E-COLL-TRC-E	19.28	200.8	1.27	4787.6
E-COLL-TRC-A	14.71	129.5	1.04	3900.0

Tableau 3-7 : Valeurs particulières associées à chaque configuration d'éprouvettes

3.3.3.3 Influence des configurations d'éprouvettes sur l'efficacité du renforcement du TRC

La confrontation du comportement associé aux différentes configurations est présentée sur les **Figure 3-14**, **Figure 3-15**, **Figure 3-16**. La **Figure 3-14** montre la différence de comportement des éprouvettes dites de référence, l'éprouvette saine présente une meilleure résistance, ainsi qu'une plus grande rigidité que les éprouvettes avec entaille, et que les éprouvettes coupées puis recollées par mortier. La résistance en flexion de l'éprouvette saine est réduite de 25% lorsque l'on a la présence d'un défaut initial, et 28% lorsqu'elle est coupée puis recollée par mortier.

Les **Figure 3-15** et **Figure 3-16** montrent le comportement des différentes configurations des éprouvettes renforcées par TRC conservées dans l'eau, respectivement dans l'air. Sauf pour le résultat associé à la configuration de l'éprouvette coupée puis reconnectée par TRC (**E-COUP-TRC-E(A)**), il semblerait que les trois configurations d'éprouvettes renforcées par TRC (**E-SE-TRC-E(A)**, **E-AE-TRC-E(A)**, et **E-COLL-TRC-E(A)**), présentent un comportement relativement proche. En effet, aucune modification de la rigidité initiale, ainsi que de la charge ultime, ne sont constatées, et les rigidités associées à la 2^{ème} phase sont relativement similaires. Ces résultats montrent que les différentes configurations de l'éprouvette n'influencent pas sur l'efficacité du renforcement du TRC, c'est-à-dire que la technique de renforcement par TRC est indépendante de l'histoire du chargement de la structure.

Les éprouvettes coupées puis reconnectées par TRC « **E-COUP-TRC-E(A)** » présentent un comportement global moins résistant, et moins rigide que les autres configurations. Ce qui est expliqué par le fait que l'effort dans ce cas n'est supporté principalement que par le composite TRC qui est plus souple que le béton. En fonction des conditions de conservation, la charge ultime est inférieure entre 15.2 à 26.4 % par rapport à l'éprouvette saine renforcée, c'est-à-dire que l'éprouvette dans ce cas peut atteindre 73.6-84.8% de la résistance en flexion de l'éprouvette saine renforcée.

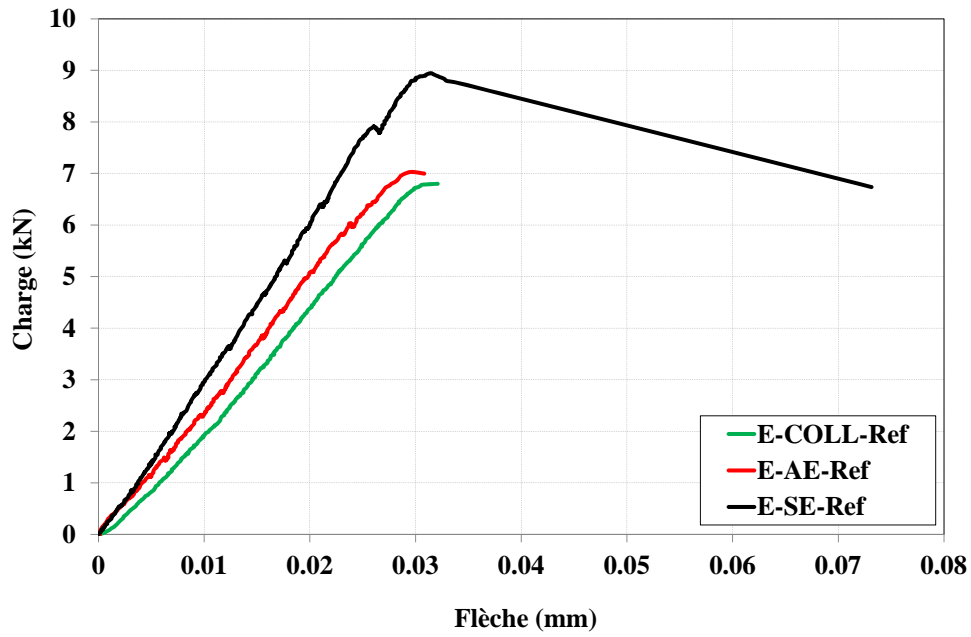


Figure 3-14 : Courbes charge/flèche des différentes configurations de référence

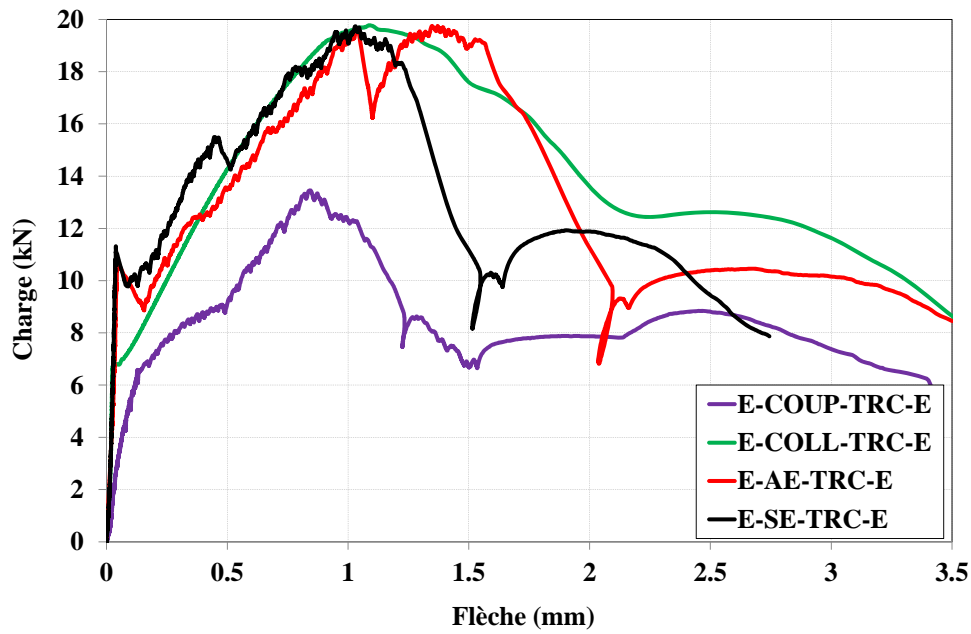


Figure 3-15 : Courbes charge/flèche des différentes configurations d'éprouvettes renforcées par TRC conservées dans l'eau

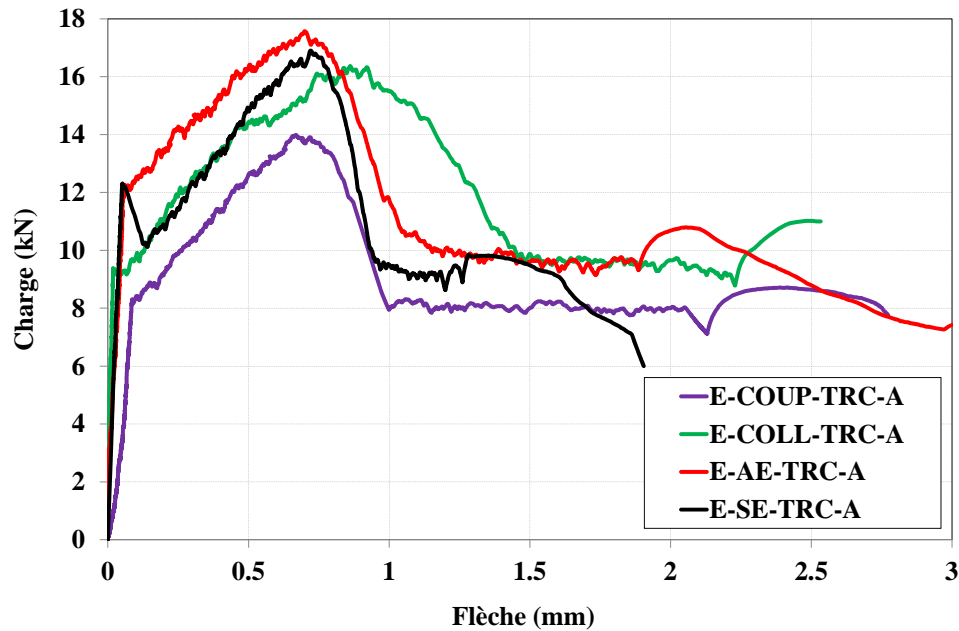


Figure 3-16 : Courbes charge/flèche des différentes configurations d'éprouvettes renforcées par TRC conservées à l'air

3.3.3.4 Influence des conditions de conservation sur l'efficacité du renforcement du TRC

A l'échelle du matériau, les études d'influence des conditions de conservation sur la performance mécanique du TRC ont montré que le composite conservé dans l'eau à 20°C, présente une meilleure résistance en flexion, ainsi qu'une plus grande rigidité que celui conservé à l'air. Ceci peut être expliqué par la présence de l'eau, qui permet d'augmenter l'imprégnation de la matrice au renfort textile, et donc l'adhérence fil-mortier.

Dans cette partie, l'influence des conditions de conservation sur l'efficacité du renforcement du TRC est étudiée à l'échelle de structure. Les courbes charge/flèche sur les **Figure 3-10**, **Figure 3-11** et **Figure 3-12** mettent en lumière le comportement différencié entre les éprouvettes de références, renforcées par TRC et conservé dans l'eau ou à l'air. Aucune modification de la rigidité initiale n'est observée. Cependant, il semblerait que les éprouvettes conservées dans l'eau présentent une meilleure résistance, la charge ultime des éprouvettes conservée dans l'eau est supérieure de **10 à 31 %** par rapport à celles conservées à l'air. Par contre, il semblerait que la charge associée à la première fissure dans le cas de la conservation à l'air est supérieure à celle de la conservation dans l'eau. Ceci peut être expliqué par un transfert d'effort plus homogène de l'éprouvette conservée dans l'air par rapport à celle conservée dans l'eau. Une pénétration de l'eau au niveau de l'interface mortier-béton conduit à la réduction de l'adhérence mortier-béton.

Les courbes des éprouvettes conservées dans l'eau présentent une rigidité pour la 2^{ème} phase plus importante que les éprouvettes renforcées conservées à l'air. On peut conclure donc que la condition de conservation dans l'eau permet d'obtenir une meilleure efficacité du renforcement que celle de conservation dans l'air. L'immersion dans l'eau permet d'augmenter l'hydratation de la matrice qui produit l'augmentation la force de friction entre la fibre et la matrice et ce qui mène l'augmentation d'adhérence fil-mortier.

3.3.3.5 Evaluation de l'adhérence mortier-béton

A l'échelle du matériau, la capacité d'adhérence de la matrice sur un support béton, a été évaluée par un test d'arrachement. Ces résultats montrent une bonne adhérence mortier-béton

associée à une contrainte de 3.3 à 3.9 MPa en fonction de la colle utilisée. Les modes de rupture peuvent être de différentes natures (**Figure 3-17**) : rupture cohésive (la rupture à lieu dans le composite), rupture adhésive (la rupture à lieu à l'interface composite-support). L'étude du faciès de rupture (les deux surfaces après rupture) est très importante car elle permet de déterminer si la rupture est adhésive ou cohésive. Dans ce test d'arrachement, le résultat montre que toutes les ruptures ont été de type cohésif ou à l'interface matrice-colle

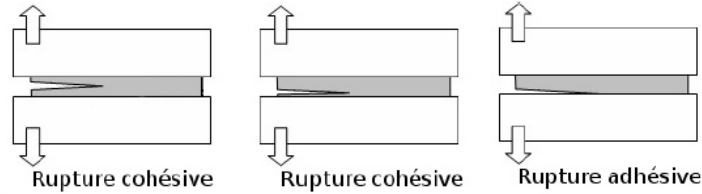


Figure 3-17 : Mode de rupture du test d'arrachement

Dans cette partie, on décrit les résultats obtenus sur les éprouvettes coupées puis recollées par mortier (**E-COLL-ref**), ce qui permet d'évaluer la performance d'adhérence de la matrice sur la surface du béton via un test de flexion. Une contrainte de 4.1 MPa caractérise l'adhérence mortier-béton dans le cas du test de flexion ce qui est supérieure à la valeur obtenue par l'essai d'arrachement. De plus, un mode de rupture adhésive est observé à l'interface mortier-béton (**Figure 3-18**), qui est différent du mode de rupture cohésif observé dans l'essai d'arrachement. Les courbes contrainte-flèche **Figure 3-18** permettent de confronter le comportement des éprouvettes coupées puis recollées par mortier et comparativement aux éprouvettes saines. On trouve que le comportement de l'éprouvette « **E-COLL-ref** » est moins résistant que celui de l'éprouvette saine, résultat attendu, mais la résistance est tout de même égale à 75% de l'éprouvette saine, et le comportement post-pic semble plus ductile.

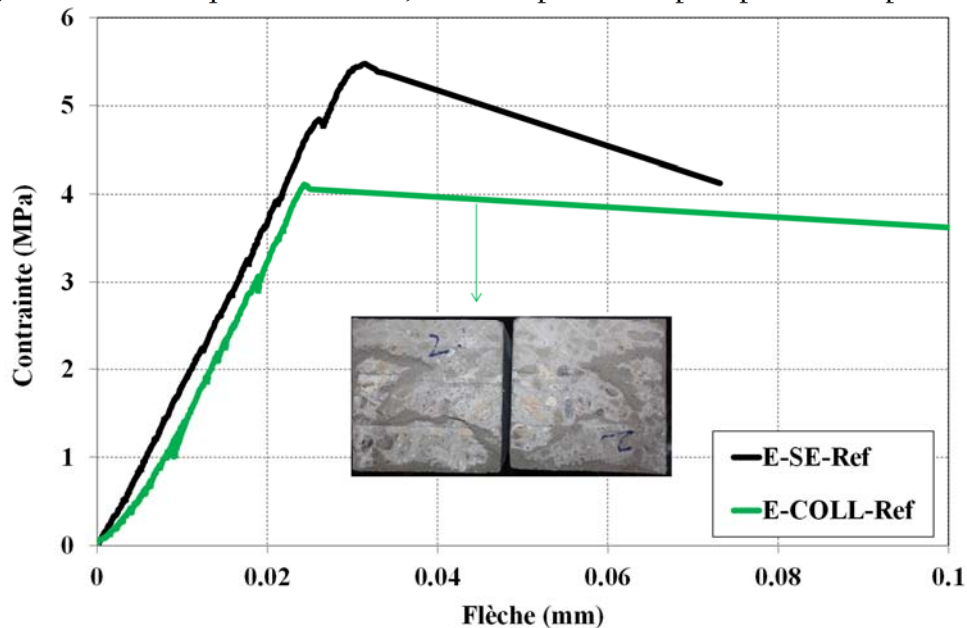


Figure 3-18 : Comportement des éprouvettes saines et coupées puis recollées

Eprouvettes	Contrainte ultime (MPa)	Flèche ultime (mm)
E-SE-Ref	5.5	0.03
E-COLL-Ref	4.1	0.026

Tableau 3-8 : Valeurs moyennes particulières associées aux éprouvettes testées

3.3.3.6 Mode de rupture

Un seul mode de rupture est observé pour les éprouvettes non et renforcées, c'est la rupture du béton en traction engendrée par le moment de flexion. Il semblerait donc que le composite TRC du renforcement ne permet pas de modifier le mode de rupture des éprouvettes. Pour les éprouvettes sans défaut initial, la fissure se localise dans la zone où le moment fléchissant est maximal (zone entre deux points d'application de la charge). Pour les éprouvettes avec un défaut initial, la fissure se localise au niveau de l'entaille. Pour les éprouvettes coupées puis recollées par mortier, la fissure se localise au niveau de la couche matrice. Pour les éprouvettes coupées, sans recollement puis renforcées, la fissure se localise au niveau du composite au milieu de l'éprouvette. A l'échelle du matériau composite, un seul mode de rupture du composite est remarquée, c'est la rupture des fibres liées à un glissement du textile-matrice.

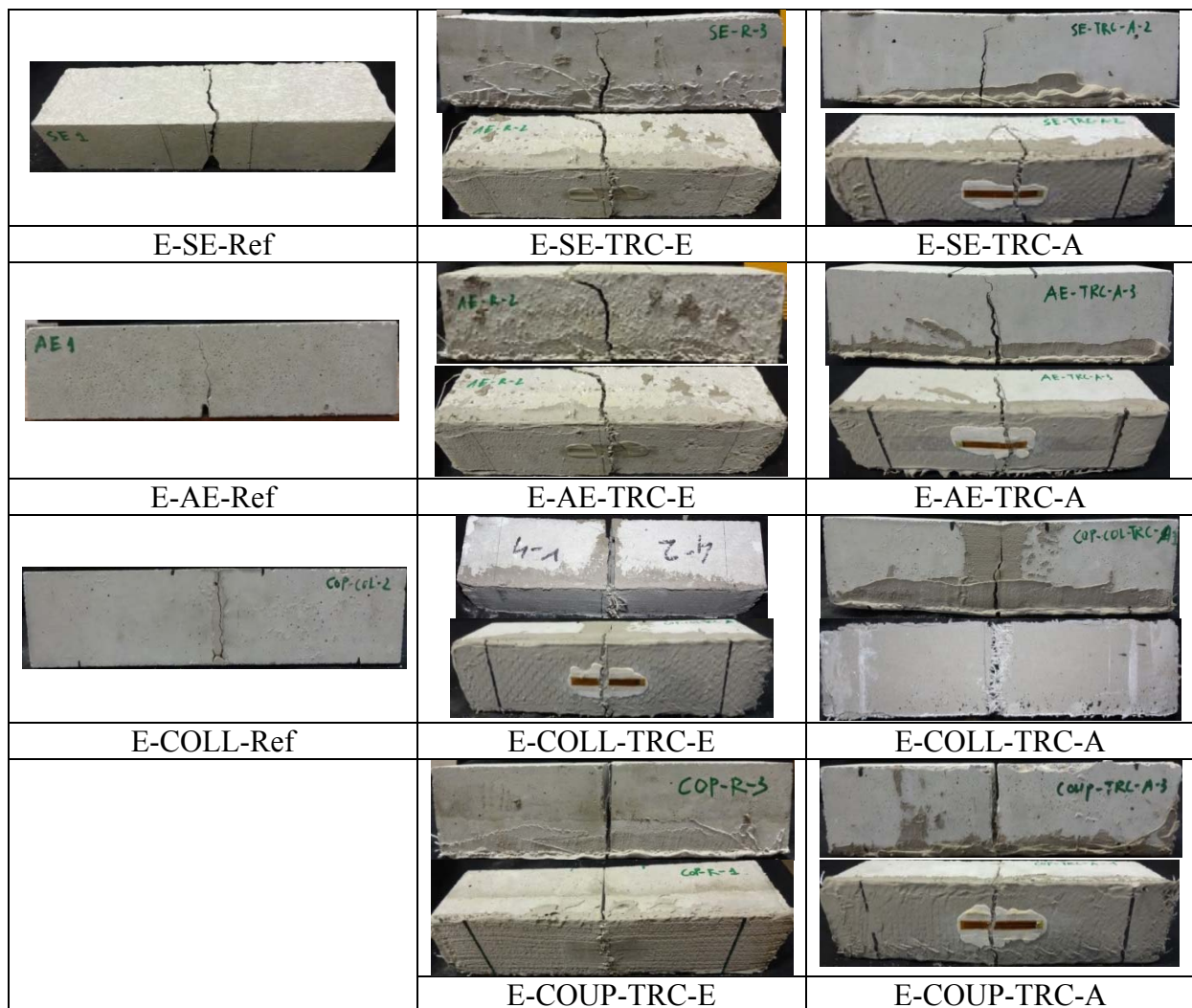


Figure 3-19 : Mode de rupture des éprouvettes

3.4 Procédure expérimentale visant l'étude de l'efficacité du renforcement TRC sur les poutres en béton armé

L'objectif de cette partie est de :

- Etudier la faisabilité technologique et la performance mécanique d'une solution basée sur TRC en analysant la modification au niveau du comportement global et local des poutres en béton armé.
- Evaluer l'influence des paramètres proposés (mode de conservation, défaut initial des poutres) sur l'efficacité du composite TRC de renforcement/réparation des poutres en béton armé
- Analyser le comportement à l'échelle local du matériau composite TRC.

3.4.1 Géométries et instrumentations

3.4.1.1 Géométries des poutres

Douze poutres élancées en béton armé de longueur 1000 mm et de section $250 \times 100 \text{ mm}^2$ (largeur \times épaisseur) sont testées en flexion 4 points. Deux configurations de poutre ont été considérées, la première est la poutre saine, la deuxième correspond à la poutre avec défaut initial de dimensions $3.5 \times 10 \text{ mm}$ (ouverture initiale de fissure \times profondeur). L'entaille, obtenue par une lame de scie d'épaisseur 3.5 mm, est positionnées au centre et sur toute la largeur de la poutre, c'est-à-dire sur 250mm. La profondeur est de 10 mm, correspond à la profondeur initiale de l'entaille.

Le ferrailage de la poutre est constitué de deux nappes, ce afin de s'approcher au mieux du schéma de ferrailage des coques de réservoir d'eau [2]. Chaque nappe est constituée par un treillis soudé, en acier haute adhérence de diamètre 8mm, espacées de $100 \times 100 \text{ mm}$ dans les deux directions. Le taux de ferrailage est ainsi proche de celui utilisé dans les coques des réservoirs d'eau (**Tableau 3-9**). L'enrobage est pris égal à 20 mm selon l'épaisseur et 25 mm selon la largeur, 50 mm selon la longueur (**Figure 3-20**).

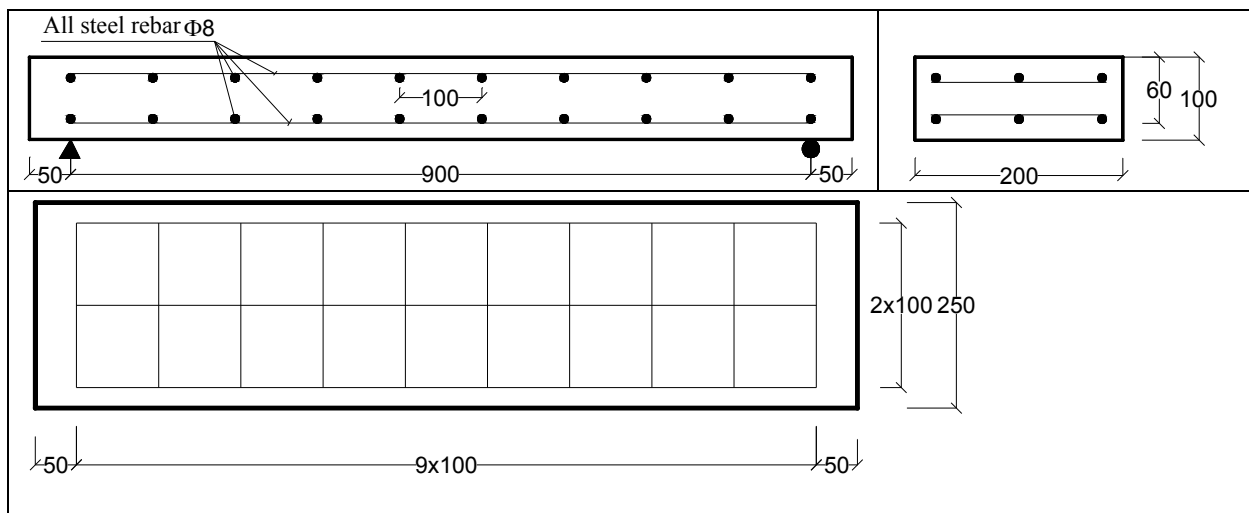


Figure 3-20 : Géométrie des poutres et schéma de ferrailage

Armatures	Sens vertical	Sens horizontale	Poutre d'essai
Volume relatif minimal %	0.25	0.25	1.08
Volume relatif maximal %	2,00	2,00	0.8

Tableau 3-9 : Rapport volume des armatures/volume de béton pour les réservoirs [1]

3.4.1.2 Instrumentation

Nous disposons d'un portique auto-équilibré qui permet de tester des poutres sous flexion (**Figure 3-21**). Les poutres en béton armé sont testées en quasi-statique par des essais de flexion quatre points à l'aide d'un servo-vérin hydraulique piloté en force imposée avec une vitesse très lente de 60 DaN/min. La distance entre les deux appuis est de 900mm, l'introduction de la charge est effectuée par une seule charge répartie en deux points d'application distant de 300mm (**Figure 3-22**). Le rapport entre les portées est de $300/900=0.33$, étant inférieur à 0.4, c'est donc que la structure porte uniquement dans une direction.

Afin de mesurer les flèches, deux capteurs de déplacements LVDT (LVDT1 de course 100mm et LVDT2 de course 50mm) sont placés respectivement au centre de la poutre, et au point d'application de la force. Un autre capteur LVDT de course 20 mm (LVDT3) est placé à l'appui pour la mesure du tassement de l'appui durant le test (**Figure 3-22**). Dans le cas de la poutre avec défaut initial, deux capteurs LVDT (course ± 5 mm) sont disposés (**Figure 3-22**), permettant de suivre l'évolution de l'ouverture de fissure localisée à l'entaille durant le test.

Deux jauges de déformation (50 mm de longueur) sont positionnées sur la poutre, l'une mesure la déformation du béton à la fibre comprimée et l'autre à la fibre tendue (**Figure 3-22**). Deux autres jauges de déformation (10 mm de longueur) sont collées sur les barres d'acier longitudinales, au niveau de la nappe inférieure et supérieure, au droit de la section milieu (**Figure 3-22**). Celles-ci permettent de suivre la déformation de l'acier au cours de l'essai.

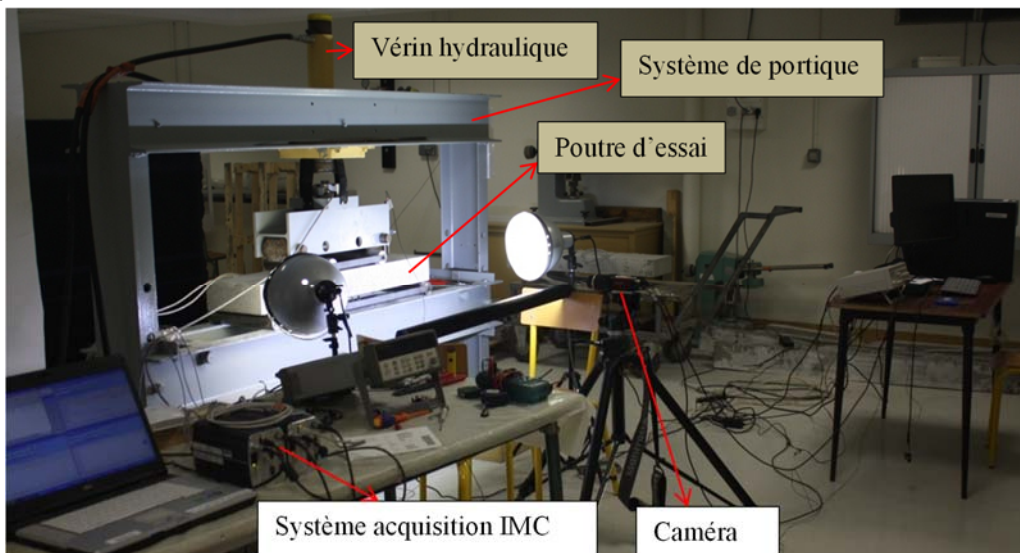


Figure 3-21 : Illustration du dispositif d'essai

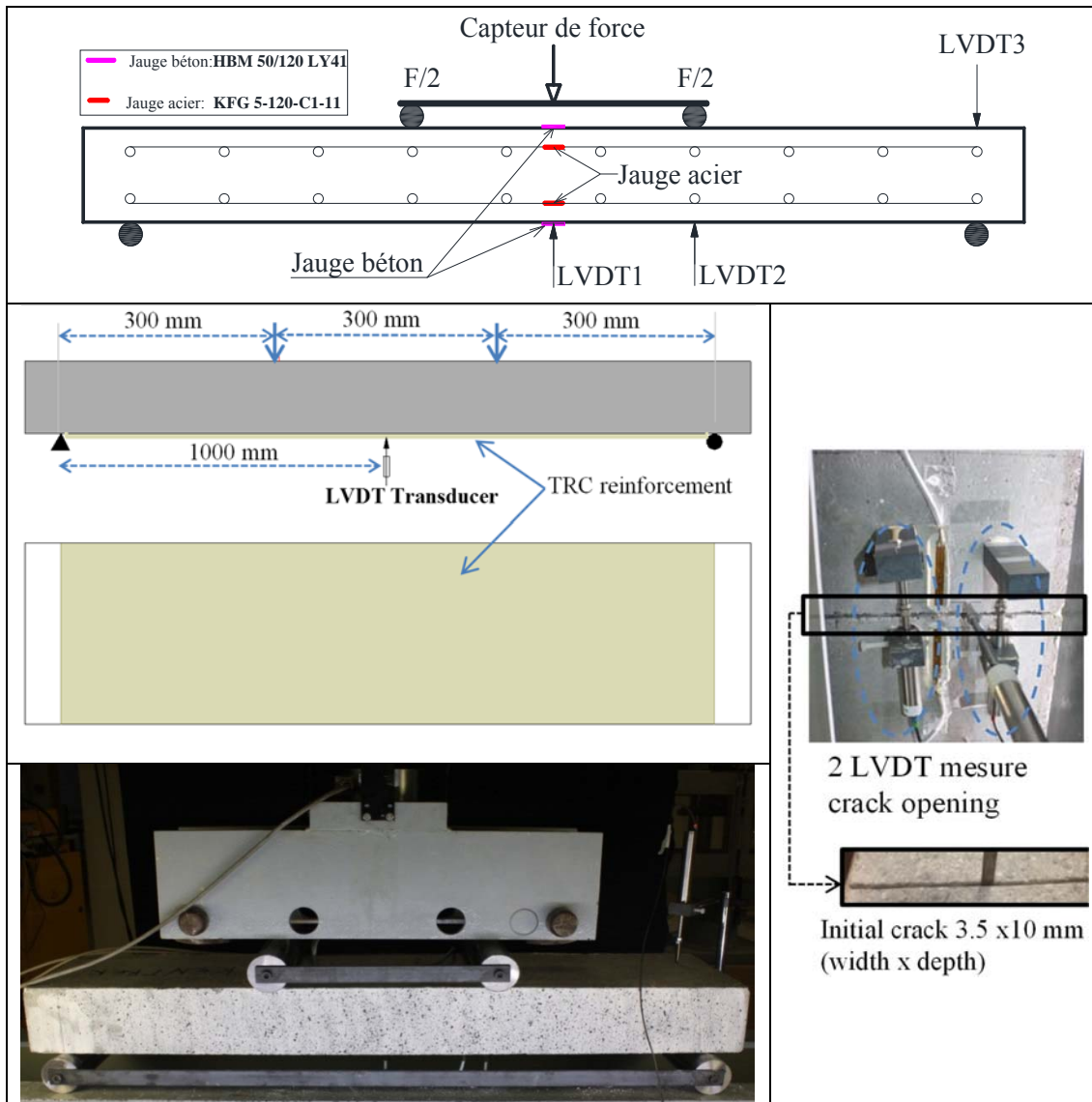


Figure 3-22 : Instrumentation

- **Méthode de corrélation d'image (DIC)**

La corrélation d'image est une méthode de mesure sans contact et qui permet d'obtenir l'évolution du champ de déplacement et de ce fait du champ de déformation sur la surface auscultée [121] [122], ceci tout au long de l'évolution du chargement. La précision de cette méthode dépend de la résolution des images qui dépend directement de la distribution de niveau gris, et bien entendu de la taille de la zone suivie. Une bonne qualité du mouchetis, de l'éclairage, et des matériels utilisés, permettent d'améliorer significativement la qualité de la méthode de mesure [123] [124] [125].

Dans cette étude, la méthode de corrélation d'image (DIC) à l'aide du système VIC3D a été utilisée afin d'obtenir une mesure du champ de déplacement de la poutre durant le test, les séries d'images sont capturées par l'appareil photo numérique durant le processus d'essai. Le logiciel VIC-2D permet d'analyser le déplacement relatif des pixels, dont le niveau de gris est différent entre 2 photos (la photo de référence et la photo à l'état déformé) [126] (**Figure 3-24**). Pour avoir des résultats satisfaisants via la corrélation d'image, une bonne qualité de l'image est importante avec un spectre de niveau de gris le plus large et le plus équilibré possible. Donc la réalisation d'un mouchetis de peinture constitué d'un mélange de tâches de peinture noir et blanc aléatoirement réparti (d'un diamètre généralement compris entre 4 à 10

fois la taille d'un pixel), nous a permis d'élargir le spectre [127]. L'utilisation d'un système de lumière est nécessaire pour assurer une intensité de lumière constante au cours de l'essai (**Figure 3-25**). Dès lors que le champ de déplacement est calculé, il est possible par un traitement numérique de calculer les différents champs de déformation, ainsi que directions principales de déformation.

En fonction de la configuration de la poutre, et des objectifs visés, les surfaces observées par DIC sont données à la **Figure 3-23**

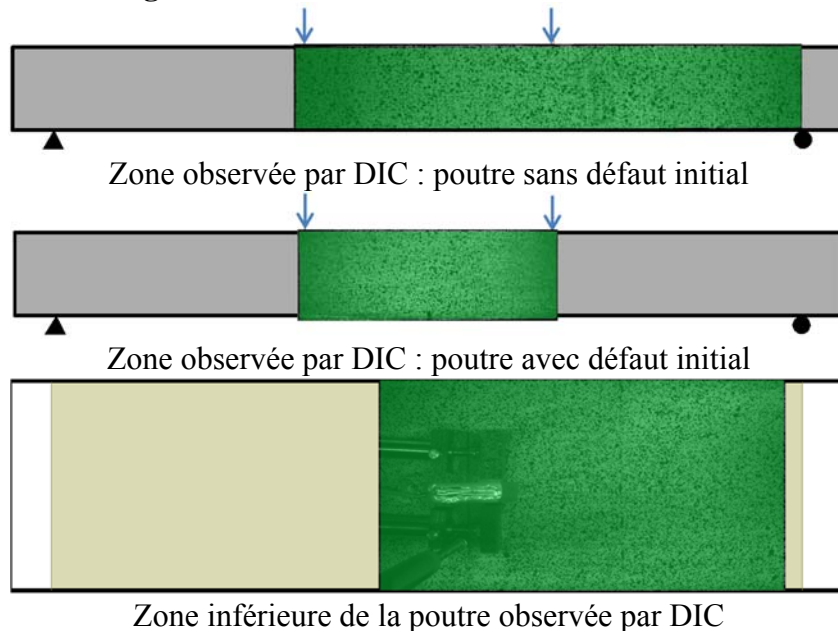


Figure 3-23 : Surface observée par DIC

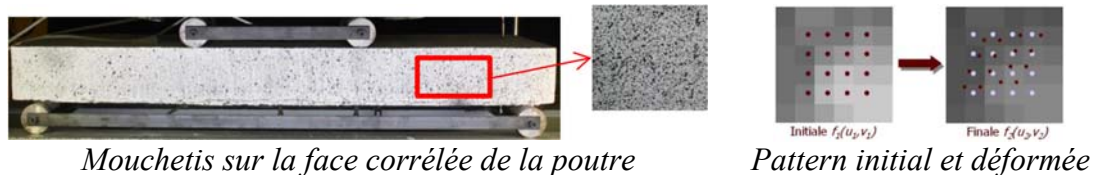


Figure 3-24 : Principes de mesure du champ de déplacement par DIC



Figure 3-25 : Matériels utilisés

3.4.2 Mise en œuvre du composite et conditions de conservation

3.4.2.1 Mise en place du composite

Avant mise en place du composite, il est nécessaire de traiter la surface de la poutre afin de créer la rugosité nécessaire à l'adhérence entre le composite et la surface béton. Pour ce faire,

la face inférieure de la poutre est préalablement bouchardée à l'aide un appareil de bouchardage (**Figure 3-26**). Le composite TRC est mis en place sur la face inférieure de la poutre, avant l'application du composite, une légère humidification est effectuée de cette surface pour éviter que l'eau du mortier TRC ne pénètre dans la surface de béton. Le TRC du renforcement se compose de trois couches de textile de fibres de verre-E d'orientations $0/90^\circ$, $-45/45^\circ$ et $90/0^\circ$ (**Figure 3-1**), entre chaque couche textile on place une couche de matériau matrice, finalement, l'épaisseur du composite est de 4 à 5mm. Les descriptions ci-dessous présentent le protocole de mise en place du composite TRC, qui est effectuée à l'ambiante ($T= 20^\circ\text{C}$, $\text{HR}=40\%$).

- Première couche de mortier appliquée directement sur la face de l'éprouvette, puis répartie en une épaisseur homogène d'environ 1 à 2mm à l'aide d'une spatule.
- Premier renfort avec les mailles à $0^\circ/90^\circ$ positionné. Les fils en polypropylène qui servent à rigidifier le tissu doivent être placés vers le bas.
- Faire pénétrer la matrice dans le tissu à l'aide de deux spatules (une va permettre le maintien des fibres dans le sens de la pose, et l'autre va permettre d'appuyer sur le tissu pour faire remonter la matrice entre les mailles). Les fils de celui-ci doivent être partiellement recouverts par la matrice de façon à créer une accroche avec la deuxième couche (**Figure 3-27-a**)
- Redéposer de la matière sur l'éprouvette, puis positionner le 2^{ème} renfort avec les mailles à $45^\circ/45^\circ$
- Répéter l'opération pour les deux autres couches de renforts.
- Rajouter un peu de matrice afin que le tissu soit totalement recouvert, puis lisser la plaque à l'aide d'une taloche (**Figure 3-27-b**).

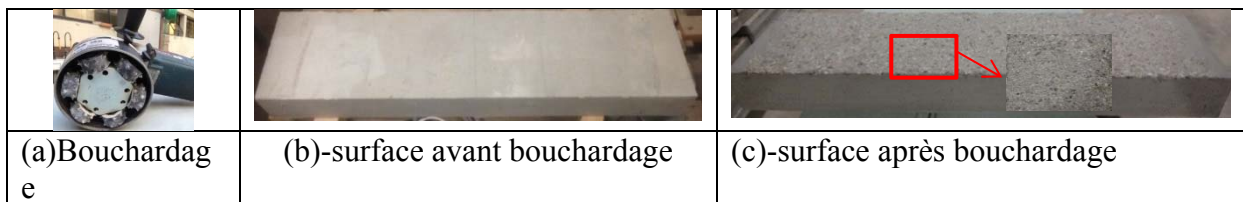


Figure 3-26 : Préparation de surface de la poutre

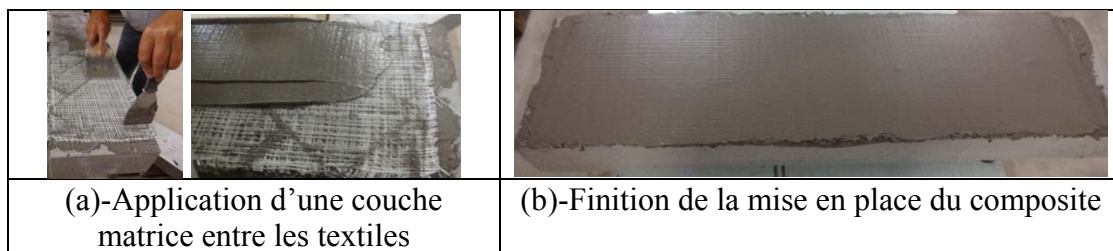


Figure 3-27 : Mise en place du composite

3.4.2.2 Conditions de conservation

Pour étudier l'influence des conditions de conservation sur l'efficacité du renforcement/réparation du TRC, les poutres renforcées sont conservées avec deux conditions différentes, la première correspond à une conservation pendant 28 jours à l'air à $T=20^\circ\text{C}$, $\text{HR} = 40\%$, la deuxième correspond à une conservation de durée similaire, mais dans l'eau 20°C . Pour ce dernier cas, les poutres renforcées sont immergées dans l'eau 20°C avec le total de matériau TRC et une seule partie d'environ 10 mm en bas de la poutre sont immergées dans l'eau (**Figure 3-28**).

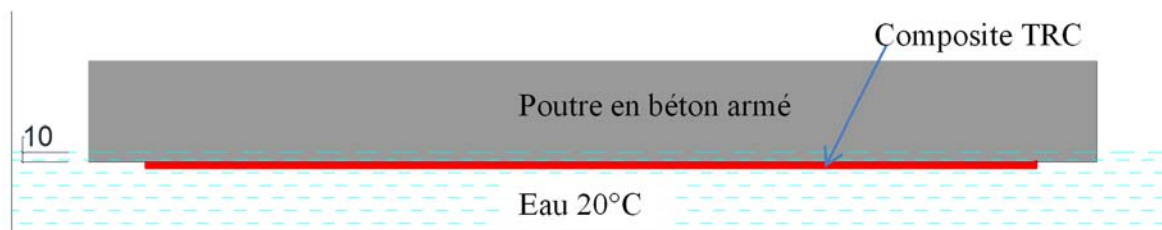


Figure 3-28 : Immersion dans l'eau des éprouvettes

3.4.3 Résultats et analyses

Afin d'assurer la reproductivité des résultats d'essais, pour chaque configuration de poutre on effectuera 2 essais.

3.4.3.1 Référence des poutres

Afin de pouvoir commenter les résultats plus aisément, les poutres testées sont nommées par un enchaînement d'abrégié. Le premier distingue deux configurations de poutres : « **NPC** » pour les poutres Non Pre-Crack ; « **PC** » pour les poutres avec Pre-Crack. La deuxième précise les conditions de conservation des poutres renforcées : « **TRC-W** » pour les poutres renforcées/réparées par TRC et conservées dans l'eau à 20°C pendant 28 jours ; « **TRC-A** » pour les poutres renforcées/réparées par TRC et conservées à l'air pendant 28 jours. Par exemple : **NPC-TRC-W** est la poutre Non Pre-Crack renforcée par composite TRC et conservée dans l'eau.

3.4.3.1.1 Analyse des courbes charge/flèche

Les **Figure 3-29**, **Figure 3-30** et **Figure 3-31** montrent les courbes charge-flèche des poutres testées. Ces courbes sont divisées en quatre phases de comportement (**Figure 3-32**), la première (Zone I) traduit un comportement linéaire où aucun des matériaux constitutifs de la poutre n'est endommagé. La rigidité des poutres renforcées/réparées augmente légèrement par rapport aux poutres de références, ce qui est expliquée ici par l'augmentation conséquente de la hauteur de la section transversale après renforcement. La deuxième (Zone II) correspond à la propagation des fissures et leur multiplication le long de la poutre. Alors que la troisième phase (Phase III) correspond à la plastification des barres d'acier longitudinal. La 4^{ème} phase (Zone IV) correspond au comportement post-pic. Dans le cas des poutres renforcées/réparées, ce comportement traduit le glissement textile-matrice jusqu'à rupture des fibres. Ce glissement peut être expliqué par la phénomène d'imprégnation inhomogène du renfort dans la matrice, ce qui produit une concentration de contrainte dans le renfort significativement amplifiée, et conduit au glissement entre les fibres et la matrice [112], [72]. Ce glissement est subi par les filaments extérieurs, ces filaments sont susceptibles d'être endommagés au cours de ce glissement et ainsi, de rompre pour un niveau de contrainte nettement inférieur à leur résistance.

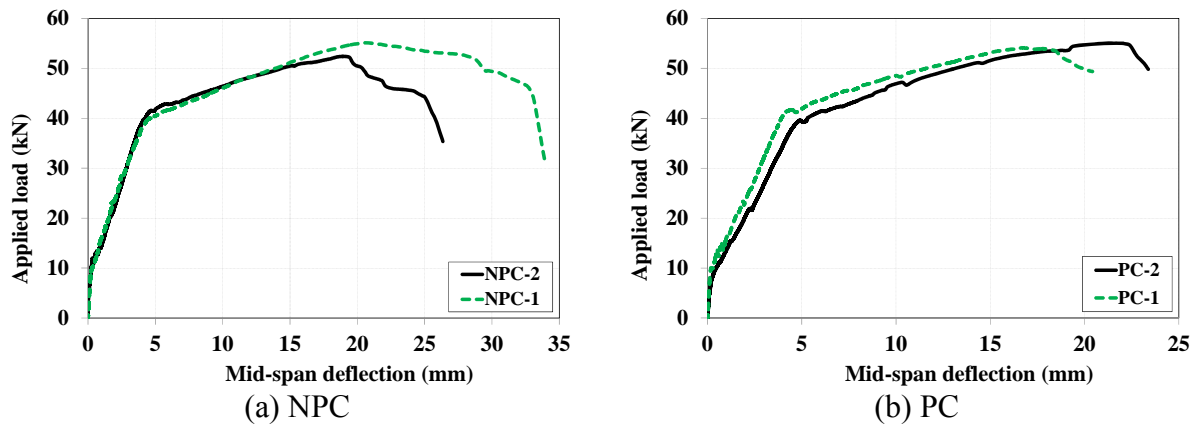


Figure 3-29 : Coubre charge/flèche des poutres non renforcées

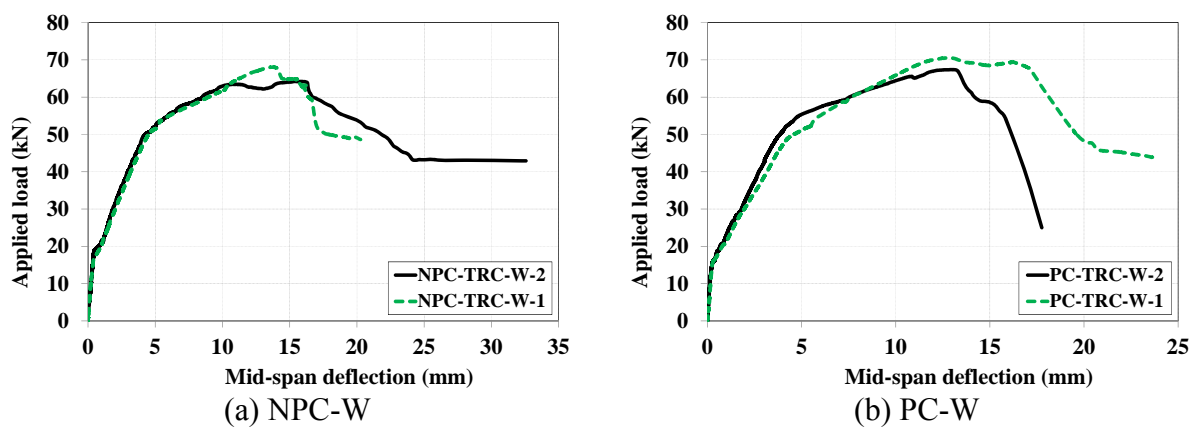


Figure 3-30 : Coubre charge/flèche des poutres renforcées conservées dans l'eau

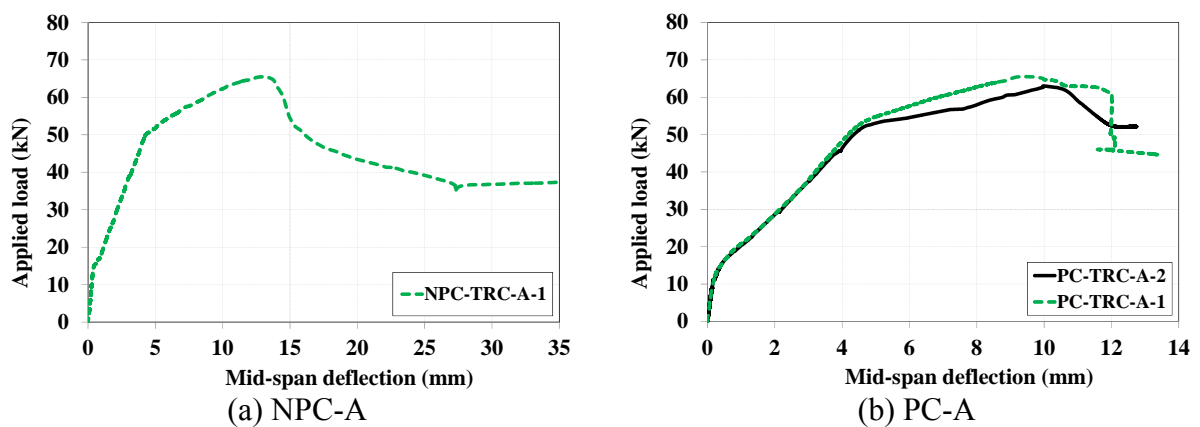


Figure 3-31 : Coubre charge/flèche des poutres renforcées conservées à l'air

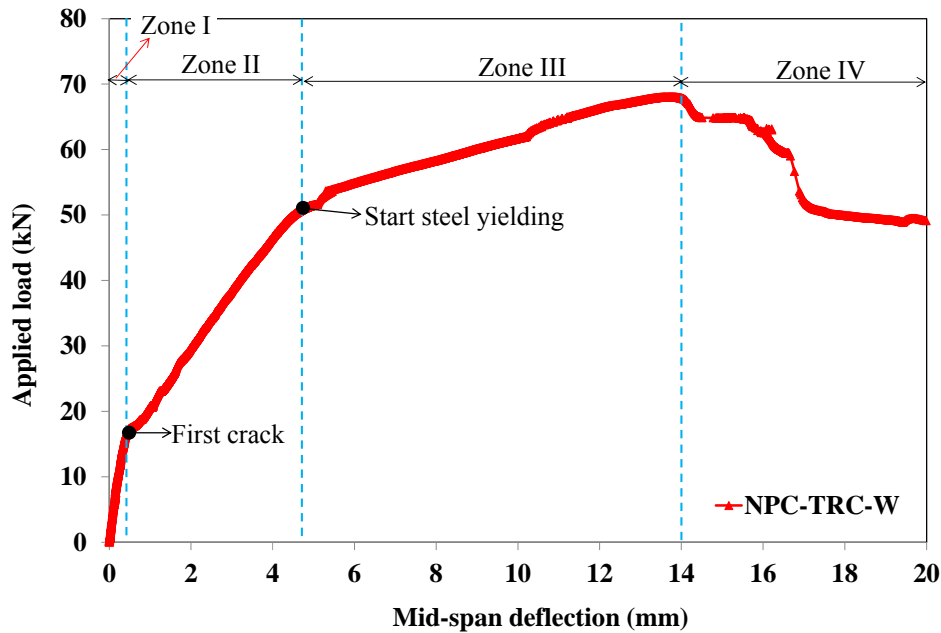


Figure 3-32 : Illustration des quatre zones sur une courbe charge/flèche caractéristique

- **Efficacité du TRC de renforcement/réparation**

Les courbes charge/flèche **Figure 3-33** permettent de mettre en évidence les écarts entre les poutres de référence et celles renforcées par composite TRC. Les poutres renforcées par TRC sont plus rigides que celles de référence. L'efficacité du renforcement TRC sur les poutres non pré-fissurées est représentée par les gains de **36-65%** sur la charge associée à la première fissure, et **18-23%** pour la charge ultime. L'efficacité du TRC sur les poutres avec pré-fissuration se traduit par une augmentation de **41-73%** pour la charge associée à la 1^{ère} fissure et entre **18-26%** pour la charge ultime (**Tableau 3-10**). L'augmentation de la charge associée au début de plastification de l'acier est aussi notée (**Tableau 3-10**).

Ces résultats montrent que le composite TRC contribue non seulement à retarder le moment de fissuration de la poutre, le moment de plastification de l'acier longitudinal, mais aussi présente des performances globales intéressantes. Des résultats similaires sont présentés dans les recherches décrites dans [110],[108],[78].

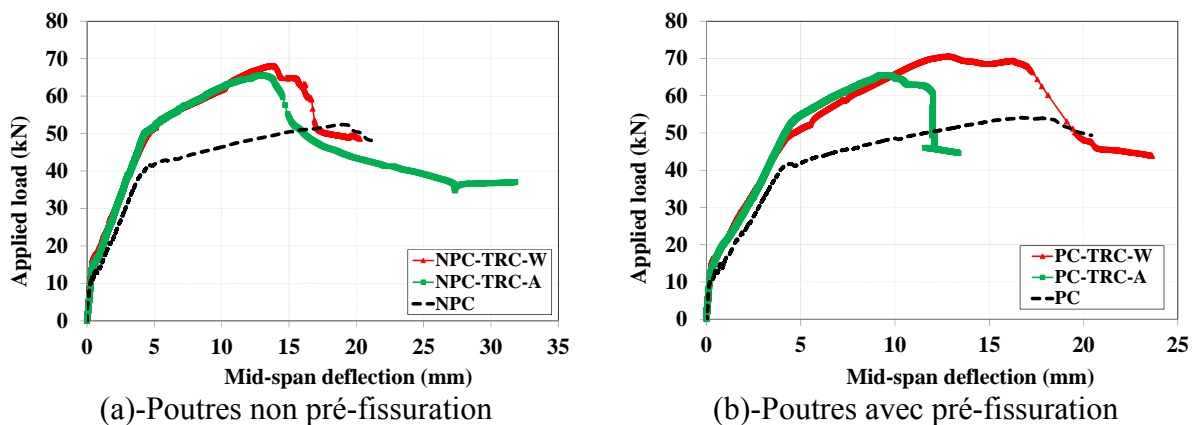


Figure 3-33 : Comportement global des poutres non et renforcées

Poutres	Charge à la 1 ^{ère} fissure (kN)	Augmentation de la charge à la 1 ^{ère} fissure (%)	Charge au début de plastification de l'acier (KN)	Augmentation de la charge au début de plastification de l'acier (%)	Charge ultime (KN)	Augmentation de la charge ultime (%)
NPC	10.62	-	41.45	-	53.66	-
NPC-TRC-W	17.56	65.35	51.64	24.58	66.06	23.11
NPC-TRC-A	14.19	36.62	50.04	20.73	63.42	18.18
PC	8.86	-	41.26	-	54.5	-
PC-TRC-W	15.31	72.79	54.33	31.67	68.92	26.45
PC-TRC-A	12.53	41.42	52.73	27.79	64.25	17.88

Tableau 3-10 : Valeurs particulières moyennes associées aux poutres testées

- **Influence des conditions de conservation**

A l'échelle du matériau, les études sur l'influence des conditions de conservation sur la performance mécanique du TRC, ont montré que le composite conservé dans l'eau à 20°C présente une meilleure résistance en flexion, ainsi qu'une plus rigidité que celui conservé dans l'air.

A l'échelle de la structure, les courbes charge/flèche sur la **Figure 3-33** mettent en lumière le comportement différencié entre les poutres de référence et celles renforcées par TRC conservé dans l'eau et dans l'air. Aucune modification de la rigidité initiale et de la rigidité à la 2^{ème} phase (post-fissure) (Phase II) ne sont observées. Aussi, il semblerait que les poutres conservées dans l'eau présentent une augmentation négligeable de la charge ultime de **4-7%** par rapport à la poutre renforcée conservées dans l'air.

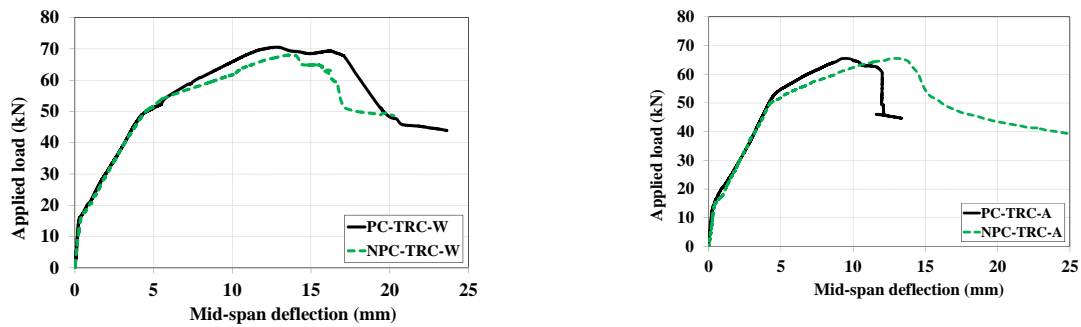
Par contre, une augmentation conséquente de la charge associée à la 1^{ère} fissure de **12-24%** de la poutre conservée dans l'eau par rapport à celle conservée dans l'air est notée. Aussi la rigide associée à la troisième phase (Phase III), pour les poutres conservées dans l'eau est bien supérieure à celle des poutres conservées à l'air. Ce résultat traduit que les poutres conservées dans l'eau présentent moins de déformation que celles conservées dans l'air pour la même charge.

- **Influence de la pré-fissuration de la poutre**

L'évaluation de l'effet de l'histoire du chargement sur l'efficacité du renforcement/réparation par TRC est abordée dans l'étude de Verbruggen et al [110], [108]. Les endommagements envisagés correspondent à une pré-fissuration qui peut être créé par deux méthodes différentes. Pour la première, la poutre de référence est chargée jusqu'à l'apparition d'une 1^{ère} fissure, puis déchargée et enfin renforcée par TRC (Verbruggen et al [110]). Pour la deuxième configuration, la poutre est directement entaillée au centre (Verbruggen et al [108]). L'auteur montre que la pré-fissuration n'influence pas l'efficacité du TRC de renforcement, autrement dit, la méthode de renforcement par composite TRC est indépendante de l'histoire de charge des poutres en béton armé.

La **Figure 3-34** présente la comparaison du comportement global des différentes configurations de poutres renforcées par TRC. Il semblerait que la pré-fissuration ne modifie pas le comportement qualitatif et quantitatif observé. En effet, aucune modification de la rigidité initiale, ni de la charge ultime, ni de la rigidité pour la 2^{ème} phase ne sont observées. Ces résultats montrent que la présence de la pré-fissuration n'influence pas l'efficacité du renforcement TRC, c'est-à-dire que la technique de renforcement par TRC est indépendante

de l'histoire de charge de la structure en béton armé. Cependant, il semblerait que la rigidité associée à la 3^{ème} phase des poutres avec pré-fissuration est supérieure à celle des poutres saines. Ceci peut être expliqué par le fait que le comportement des poutres avec pré-fissuration est plus symétrique que celui des poutres saines. La fissure la plus importante se localise au niveau de la pré-fissuration (au centre) pour les poutres avec pré-fissuration, alors que pour les poutres saines ce n'est pas le cas ; ce qui conduit à une meilleure distribution d'effort dans l'acier longitudinal à la phase de plastification pour les poutres avec pré-fissuration.



(a)-Poutres renforcées/réparées par TRC conservées dans l'eau

(b)-Poutres renforcées/réparées par TRC conservées dans l'air

Figure 3-34 : Influence de la pré-fissuration sur l'efficacité du TRC

3.4.3.1.2 Mode de rupture

Un seul mode de rupture due au moment fléchissant est observé, c'est l'écrasement du béton en compression dans la partie centrale (**Figure 3-35**). Il semblerait que le composite ne permet pas de modifier le mode de rupture des poutres. On note que la présence d'une pré-fissuration ainsi que les deux modes de conservation n'influencent pas également le mode de rupture des poutres.

Un mode de rupture due au décollement du composite est couramment observé dans le cas du renforcement/réparation des poutres en béton armé par composite (TRC ou CFRP...) [78], [104], [128]. Ce phénomène produit une réduction de la performance de la structure renforcée/réparée. Cependant ce mode de rupture n'est pas remarqué dans cette étude, ce qui est expliqué par une très bonne adhérence entre composite et la poutre jusqu'à la fin des tests. Ainsi le traitement de la surface par le bouchardage avant application du composite est très intéressant et permet d'améliorer significativement l'adhérence composite-béton.

Avant la rupture du composite, le glissement textile/matrice jusqu'à la rupture des fibres est observé (**Figure 3-36**), ce qui peut être expliqué par l'imprégnation inhomogène du renfort dans la matrice. Comme dit précédemment ceci produit une concentration de contrainte dans le renfort [129]. Ce glissement est principalement subi par les filaments extérieurs, ces filaments sont susceptibles d'être significativement endommagés au cours du glissement et ainsi rompre pour un niveau de contrainte nettement inférieur à leur résistance.

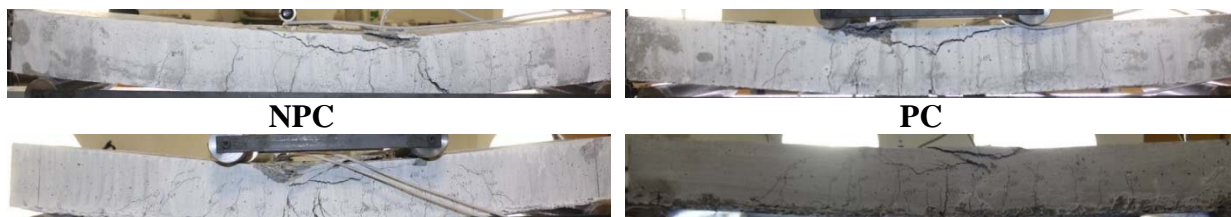




Figure 3-35 : Modes de rupture des poutres

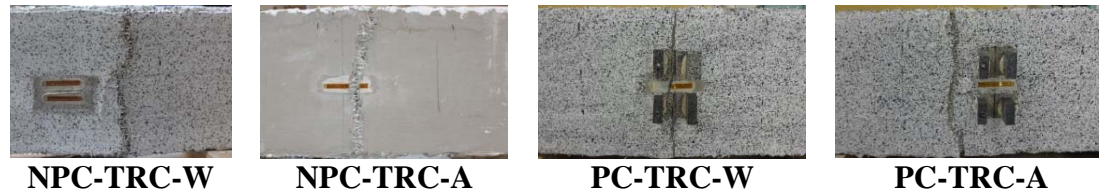


Figure 3-36 : Modes de rupture du TRC

3.4.3.1.3 Evolution de la rigidité flexionnelle

La rigidité flexionnelle de la structure peut être déterminée par l'interprétation des résultats d'essai, à partir du calcul du moment fléchissant, et de la déformation correspondante en s'appuyant sur les équations suivantes [96] [131]:

$$EI = \frac{M}{\omega} \text{ avec } M = \frac{F}{2} \times a \text{ et } \omega = \frac{\varepsilon_c + \varepsilon_s}{d}$$

Avec M: moment fléchissant (Nm); F: Effort total appliqué (N) ; a = Distance entre l'appui et la charge la plus proche (flexion circulaire) (m); ε_c : Déformation dans la fibre de béton comprimée; ε_s : déformation dans l'armature tendue; d: hauteur utile de la section de poutre.

La **Figure 3-37** montre l'évolution de la rigidité flexionnelle en fonction de la charge, une correspondance entre le comportement global (charge-flèche) et l'évolution de la rigidité flexionnelle pour les trois phases de comportement observées, chaque palier de ces courbes est lié à une phase du comportement globale (charge/flèche). Ces résultats montrent clairement la contribution du TRC qui modifie la rigidité flexionnelle des poutres. En effet, lors de la 1^{ère} phase (phase élastique), on note une augmentation conséquente de la rigidité flexionnelle d'environ **16%** par rapport aux poutres de référence. Dès l'apparition de la première fissure, on constate une réduction importante de la rigidité flexionnelle, qui est stable et vaut en moyenne 1.61-1.55 N.m² pour les poutres renforcées/réparées et 1.20-1.1 N.m² pour les poutres références avec et sans pré-fissuration. Ces résultats montrent que le TRC contribue à augmenter la rigidité flexionnelle des poutres d'environ **34-41%** lors de la phase de fissuration.

On trouve que dans la mesure où le module de rigidité peut être considéré comme identique (module du béton), seule l'inertie contrôlerait la rigidité flexionnelle, donc l'évolution de l'ouverture d'une fissure n'a aucune incidence sur la rigidité de la poutre. C'est la propagation verticale des fissures qui engendrent la baisse de la rigidité flexionnelle [132]. On note la baisse de la rigidité flexionnelle des poutres références par rapport aux poutres renforcées, ce qui montre clairement que le composite TRC permet d'atténuer ou freiner cette propagation.

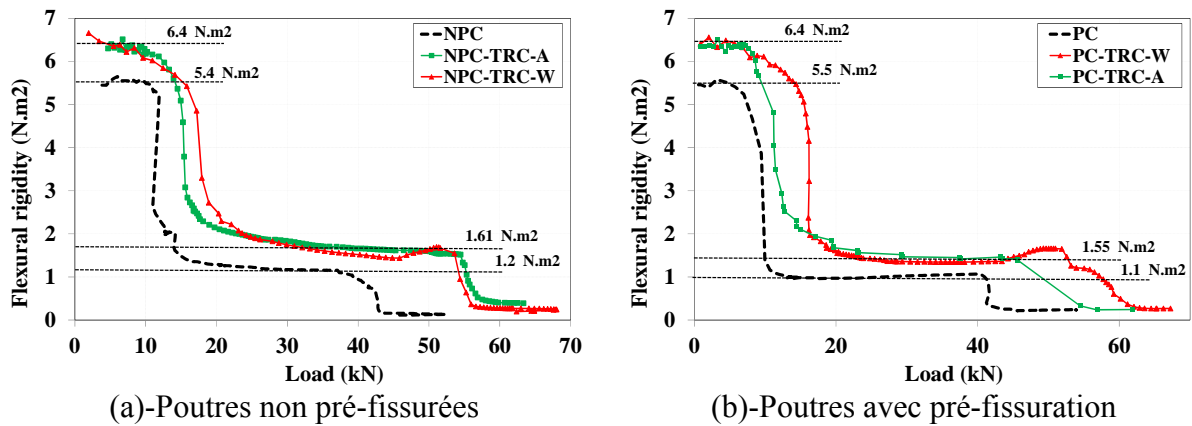


Figure 3-37: Evolution de la rigidité flexionnelle

3.4.3.2 Comportement à l'échelle locale

L'analyse du comportement local des poutres références et renforcées est présentée en deux parties. Une première concerne l'analyse, des déformations des aciers mesurées par les jauges, des schémas de fissurations, de l'évolution de l'ouverture de fissure relevée sur la face latérale des poutres. Une deuxième partie étudie plus particulièrement le comportement local au niveau du composite TRC en analysant les déformations du composite mesurées par les jauges, les schémas de fissuration, ainsi que l'ouverture de fissure sur la surface du composite.

3.4.3.2.1 Déformation des aciers longitudinaux

La **Figure 3-38** présente l'évolution des déformations à mi-portée des aciers longitudinaux en fonction de la charge appliquée. On peut identifier une correspondance entre le comportement global (charge-flèche) et l'évolution de la déformation de l'acier longitudinale pour les trois phases de comportement observés. La déformation des barres d'acier des poutres renforcées/réparées par TRC est plus petite que celle des poutres références pour le même chargement. On constate que la charge, de 41 kN, observée au début de plastification de l'acier des poutres références est inférieure à celle, d'environ 52 kN, des poutres renforcées/réparées par TRC. Ce qui montre que le TRC contribue à retarder le comportement de plastification de l'acier. Autrement dit, le TRC contribue à améliorer la charge et le comportement (moins endommageant) à l'état de service des poutres.

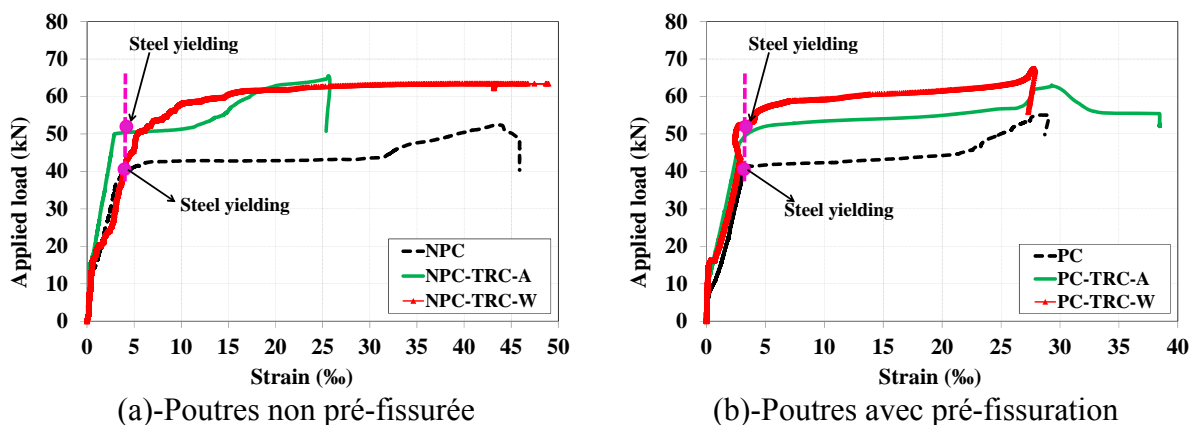


Figure 3-38 : Courbes charge/déformation des aciers longitudinaux inférieurs

3.4.3.2.2 Champ de déplacement

Les **Figure 3-39**, **Figure 3-40** montrent le déplacement horizontal (axe-Y) en fonction de la position de la poutre (axe-X) pour différents niveaux de la charge. Les courbes obtenues sont issues des données mesurées par DIC sur une ligne horizontale, sur toute la largeur observée, aussi près que possible du bas de la poutre, mais toujours dans la zone du béton.

Les schémas de fissuration et leur numérotation sont représentés par l'image du champ de déformation mesurée par DIC à la charge maximale, qui se trouve au coin en haut à droite de chaque graphique. La couleur violette représente le champ de déformation négatif ou zéro, plus cette couleur évolue vers les tons rouges, plus la déformation devient importante, les fissures sont indiquées donc par les zones rouges.

En analysant ces courbes, on remarque que la discontinuité de déplacement horizontale traduit l'ouverture de fissure, la pente de la tangente d'un point sur la courbe représente une déformation moyenne en ce point, la longueur d'un palier correspond à l'espace de fissuration.

On souligne que la présence du composite TRC contribue à modifier nettement le schéma de fissuration, notant par l'augmentation du nombre de fissure au même niveau de charge appliqué. Par rapport à la poutre référence, celui-ci est très nettement augmenté (voir multiplié par 2). Il semble que l'espacement moyen des fissures serait inversement diminué entre 2 et 3 fois (**Tableau 3-11**). C'est donc que le TRC permet de diminuer significativement l'ouverture de fissure pour une même charge, et donc in situ cela doit permettre de diminuer la pénétration de l'eau ou de l'humidité et donc retarder la corrosion la corrosion des barres d'acier intérieur, et donc améliorer la durabilité de la structure.

En comparant les résultats des poutres renforcées pour les deux différents modes de conservation, on conclue que les différentes conditions de conservation n'influencent pas significativement le schéma de fissuration des poutres.

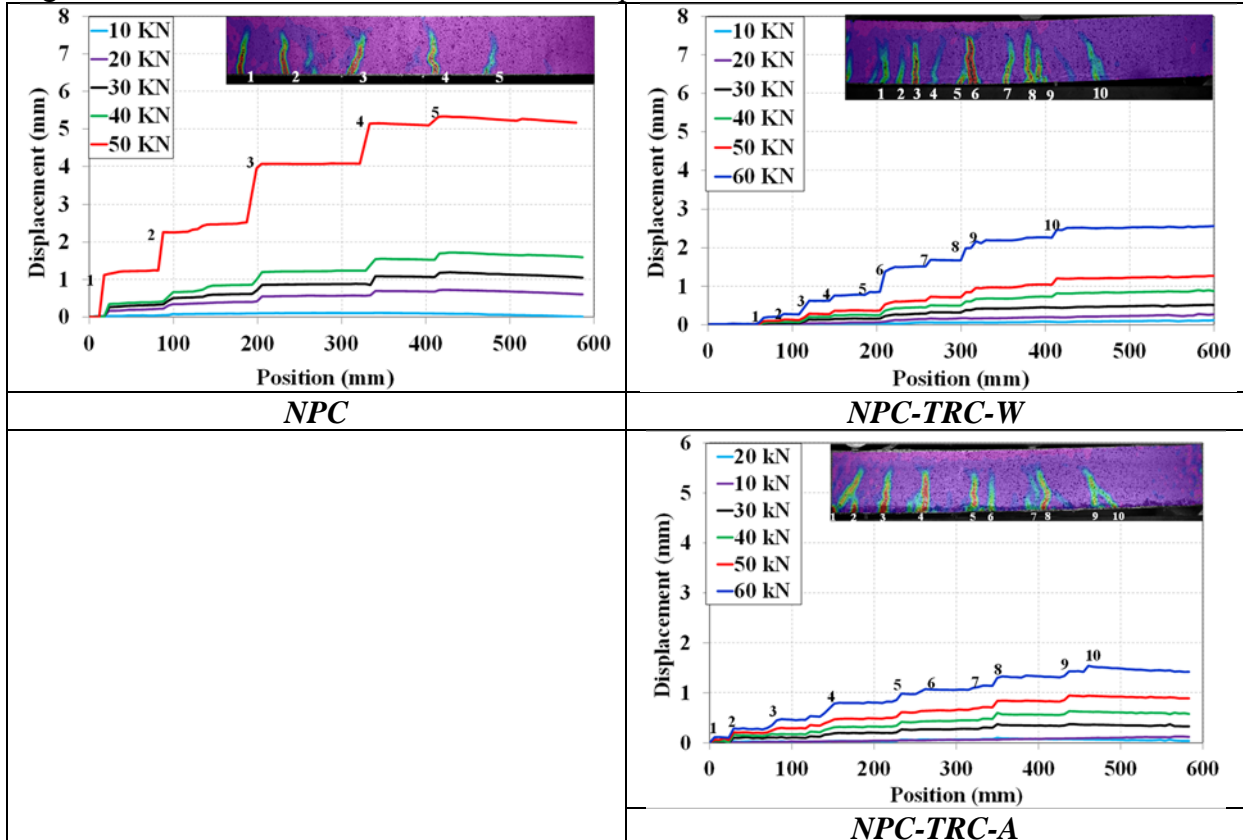


Figure 3-39: Champ de déplacement de poutres non pré-fissurée

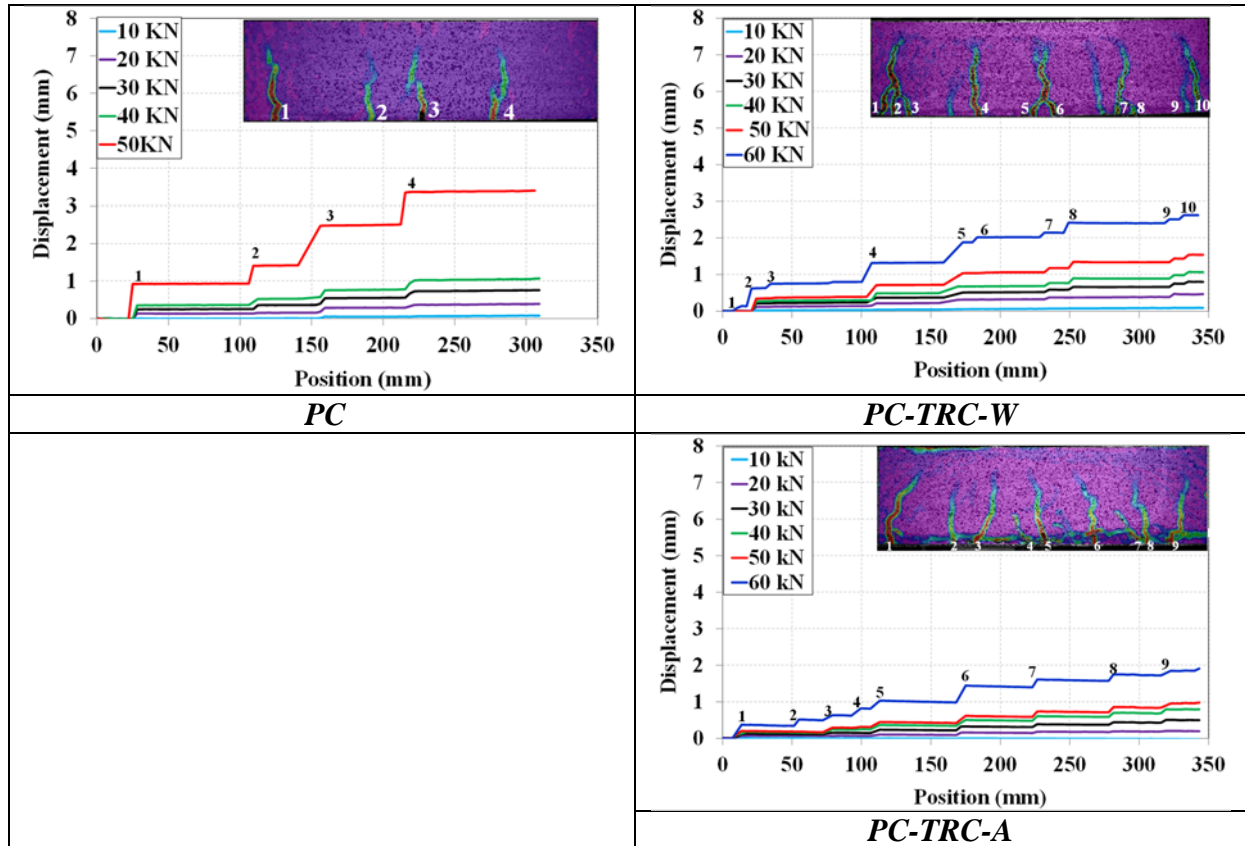


Figure 3-40: Champ de déplacement des poutres avec pré-fissuration

Poutres	Nombre de fissure (sur la surface observée par DIC)	Espacement de fissure moyenne (mm)
<i>NPC</i>	5	84
<i>NPC-TRC-W</i>	10	42
<i>NPC-TRC-A</i>	10	45
<i>PC</i>	4	87
<i>PC-TRC-W</i>	10	37
<i>PC-TRC-A</i>	9	38

Tableau 3-11 : Valeurs particulières associées au schéma de fissuration

3.4.3.2.3 Ouverture de fissure

Pour analyser de façon pertinente les résultats obtenus par la méthode DIC, les termes de micro, méso et macro-fissures sont introduits pour décrire des fissures dont l'ouverture est respectivement inférieure à 50 μm (imperceptible à l'œil nu), comprise entre 50-500 μm (entre imperceptible à difficilement perceptible à l'œil nu) et supérieure à 500 μm (perceptible à l'œil nu). En fonction de la surface observée, la résolution des images obtenue est 1 pixel = 130 μm pour les poutres sans défaut initial, et 1 pixel = 80 μm pour les poutres avec défaut initial. C'est donc que la DIC ne permet pas d'identifier les microfissures localisées sur la surface auscultée de la poutre. Toutefois pour une ouverture de fissure de l'ordre ou supérieure à 100 μm , elle sera systématiquement identifiée. L'identification d'une ouverture de fissure entre 50-100 μm dépend de la résolution des images obtenues.

La **Figure 3-41** présente l'évolution de l'ouverture de fissure relevée au niveau de 1^{ère} fissure en fonction de la charge appliquée, afin de mettre en lumière le début de l'évolution de fissure, ces courbes sont zoomées dans la zone de la charge entre 0 et 30 kN, d'où, l'ouverture de fissure est entre 0 et 0.2 mm. On peut identifier une correspondance entre le comportement global (charge-flèche) et l'évolution de l'ouverture de fissure pour les trois phases de comportement observé. La première phase correspond aux micro-fissures d'ouverture de fissure inférieure à 0.02 mm. Elles évoluent progressivement à la deuxième phase en méso-fissure d'ouverture inférieure 0.4 mm, présentes à la 3^{ème} phase en macro-fissure d'ouverture fissure supérieure à 0.5 mm.

On constate une réduction significative de l'ouverture de fissure des poutres renforcées par rapport aux poutres références à la même charge, celle-ci est entre 2 et 6 fois selon l'augmentation de la charge appliquée pour la poutre no pre-crack et ainsi entre 2-5 fois pour la poutre pre-crack (**Tableau 3-12**).

Dans le cas de renforcement/réparation des réservoirs en béton armé, le matériau en composite traditionnel en verre/époxy est appliqué courante sur les fissures d'ouverture inférieure à 0.4 mm. Ce système de revêtement a une épaisseur de 2 mm et un module de 9000 MPa qui est proche avec les caractéristiques mécaniques du composite TRC proposé, il n'est pas appliqué pour traiter les fissures d'ouverture supérieure à 0.4 mm. Les fissures d'ouverture supérieure à 0.4 mm peuvent être traitées par d'autre méthode (pointage par matériau souple...). Alors que nous n'avons pas aujourd'hui les éléments pour connaître à priori les propriétés en termes de déformabilité, épaisseur, module, que le composite doit avoir pour résister sans dommage aux déplacements qui seront pilotés par les déplacements de la structure, qui est beaucoup plus rigide que le composite. Donc le matériau TRC dans cette étude, doit permettre d'assurer un comportement mécanique (charge, déformation...) avec des fissures d'ouverture inférieures à 0.4 mm. Au niveau de cette ouverture de fissure, on note un gain de charge d'environ **37.5 %** pour les poutres no pre-crack, et de 44% pour les poutres pre-crack.

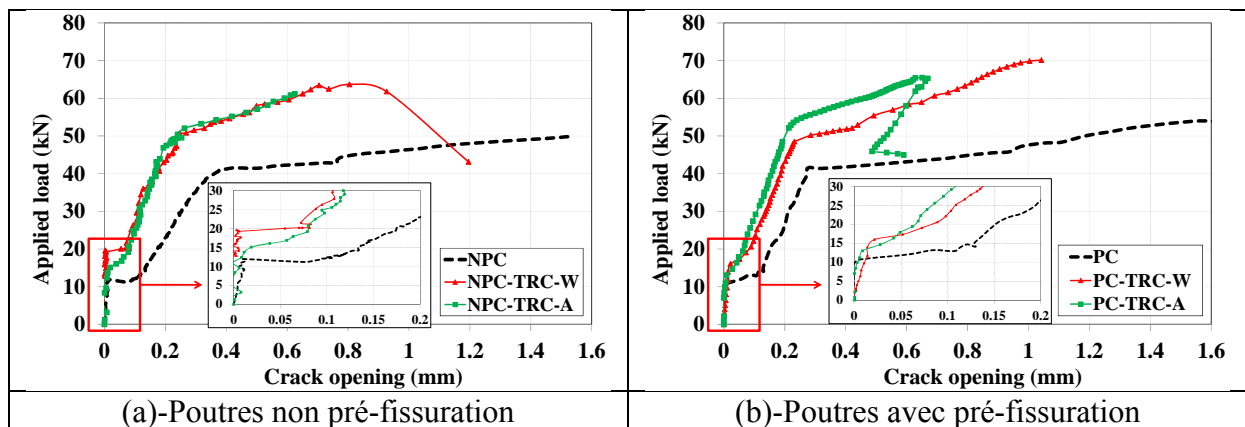


Figure 3-41 : Courbe de l'ouverture de fissure

Charge (kN)	Ouverture de fissure (mm)					
	<i>NPC</i>	<i>NPC-TRC-W</i>	<i>NPC-TRC-A</i>	<i>PC</i>	<i>PC-TRC-W</i>	<i>PC-TRC-A</i>
20	0.156	0.085	0.070	0.177	0.080	0.080
30	0.216	0.117	0.116	0.255	0.116	0.116
40	0.273	0.167	0.166	0.359	0.166	0.166
50	1.120	0.310	0.210	1.53	0.240	0.240

Tableau 3-12 : Valeurs associées à l'ouverture de fissure

3.4.3.2.4 Profil de l'ouverture de fissure

La forme de fissure peut être traduite par le champ de déformation qui représente le chemin de fissuration sur la surface de la poutre. Cependant la forme de fissure obtenue par l'expérience est très tortueuse. Il semble que le chemin de fissure à l'intérieur de l'échantillon diffère de celui sur la surface de l'échantillon [133], c'est la raison qui peut expliquer la différence notée sur la forme de fissure sur la surface de l'échantillon par rapport à celle constatée sur la surface opposée.

Au cours de cette partie, on ne s'intéresse pas à la forme de la fissure, mais à l'ouverture de fissure le long du chemin de fissure. L'évolution de l'ouverture de fissure le long de la fissure est appelée profil de l'ouverture qui est identifiée par l'ouverture située à différents points le long de la fissure. Le **Figure 3-42** traduit le profil d'ouverture de la 1^{ère} fissure obtenue pour les poutres non et renforcées par la méthode de corrélation d'image. Ces courbes représentent nettement deux zones de comportement le long de la hauteur de la poutre. La première, de 0 à environ 90 mm, dans cette zone, on constate une augmentation de l'ouverture en adéquation avec l'augmentation, de charge. Sur la zone de 90mm à la fibre supérieure, la diminution de l'ouverture est à partir de zéro à négative lors que la charge appliquée augmente. Ce qui met en lumière que le long de la hauteur de la poutre, la 1^{ère} zone est soumise à de la traction, alors que la 2^{ème} zone est soumise à de la compression. Aussi, on trouve que la fissure se propage verticalement jusqu'à la position de 90 mm de hauteur de la poutre qui dépasse la position de la barre d'acier supérieure (80 mm de hauteur de la poutre). Ce qui indique que les barres d'acier supérieures peuvent être soumises à de la traction, c'est la raison pour expliquer les valeurs négatives des résultats mesurées relevées par la jauge d'acier supérieure (**Figure 4-1**). On remarque que l'ouverture de fissure est maximale à la base de la poutre puis elle diminue progressivement selon l'augmentation de la hauteur. On voit ainsi l'apparition de macro-fissure à une charge d'environ 40 KN ou 81 % de la charge ultime. Ainsi que pour une charge de 50 KN soit 97% de la charge ultime, la méso-fissure est existante pour une charge comprise entre 15-40 KN (**Figure 3-43**). En particulière, on note le changement léger de pente de ces courbes aux positions repérées de l'acier, il semble que la pente ait diminué lorsque la courbe passe à ces positions. Ce qui est expliqué par le rôle de pontage des fissures de l'acier qui permet de diminuer de façon conséquente l'ouverture de fissure, ainsi que la propagation de la fissure [134].

La poutre renforcée par TRC traduit également une macro-fissure à une charge de 53 KN, soit 85 % de la charge ultime, la méso-fissure existant à la charge comprise entre 20-53 KN (**Figure 3-44**). On note la diminution légère de pente de ces courbes lorsque la fissure dépasse le niveau de la couche composite de renfort, le composite a ponté significativement la fissure, et a diminué sa propagation.

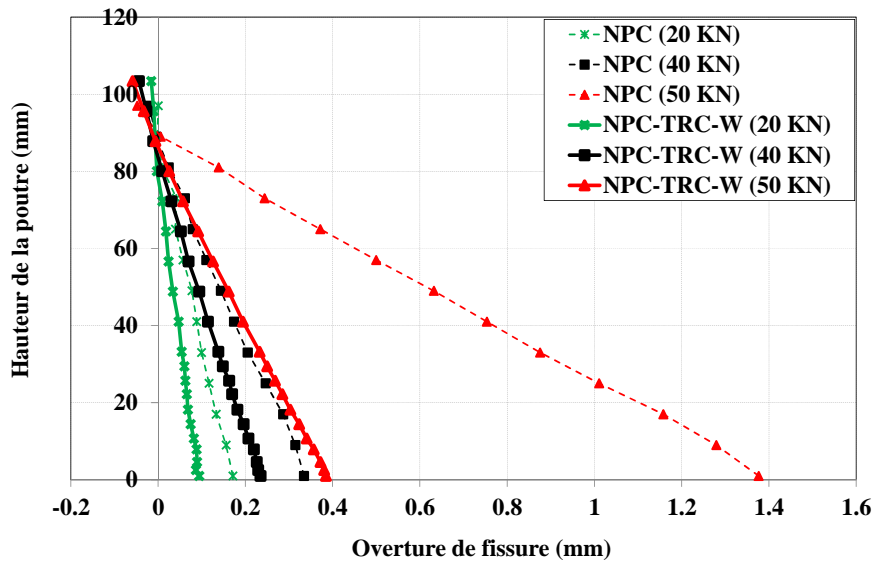


Figure 3-42 : Profil de l'ouverture

Figure 3-44 permet de montrer la différence du profil de l'ouverture de fissure entre deux poutres non et renforcées. En fonction de la charge appliquée, l'augmentation de l'ouverture de fissure de la poutre non renforcée est plus importante que celle de la poutre en présence de TRC, ce qui traduit le rôle du composite, qui empêche l'évolution de l'ouverture de fissure. De plus, à la même charge appliquée, on note une valeur de la pente des courbes de la poutre renforcée, plus petite que celle de la poutre non renforcée, ce qui permet de traduire un frein important à la propagation verticale des fissures. En effet à la même charge de 50 KN, la poutre non renforcée compte une macro-fissure qui se propage jusqu'à 58 mm de la hauteur de la poutre, cependant la poutre renforcée ne présente qu'une méso-fissure.

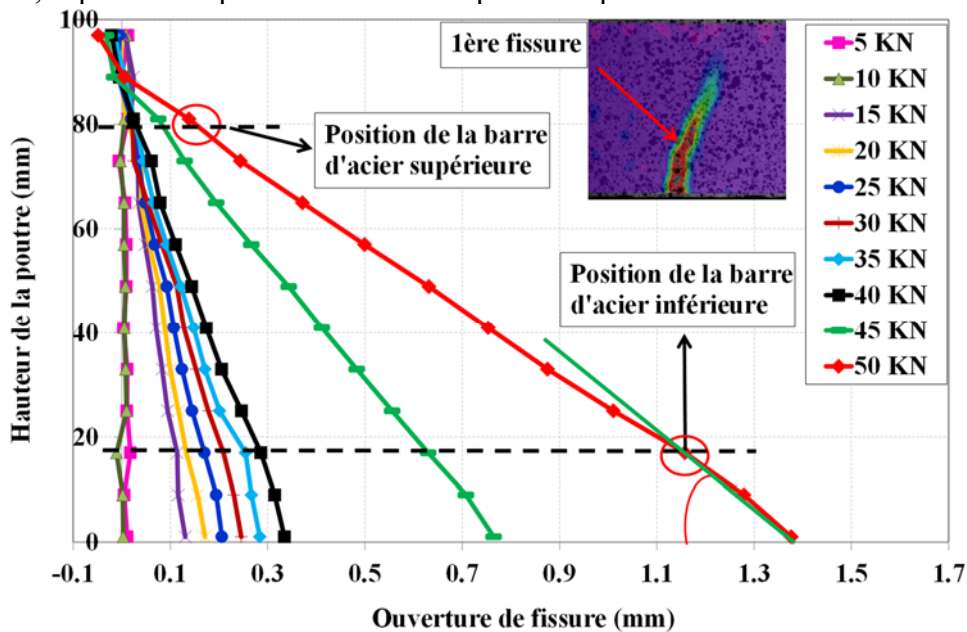


Figure 3-43 : Profil de l'ouverture de la 1^{ère} fissure de la poutre non pré-fissurée non renforcée (NPC)

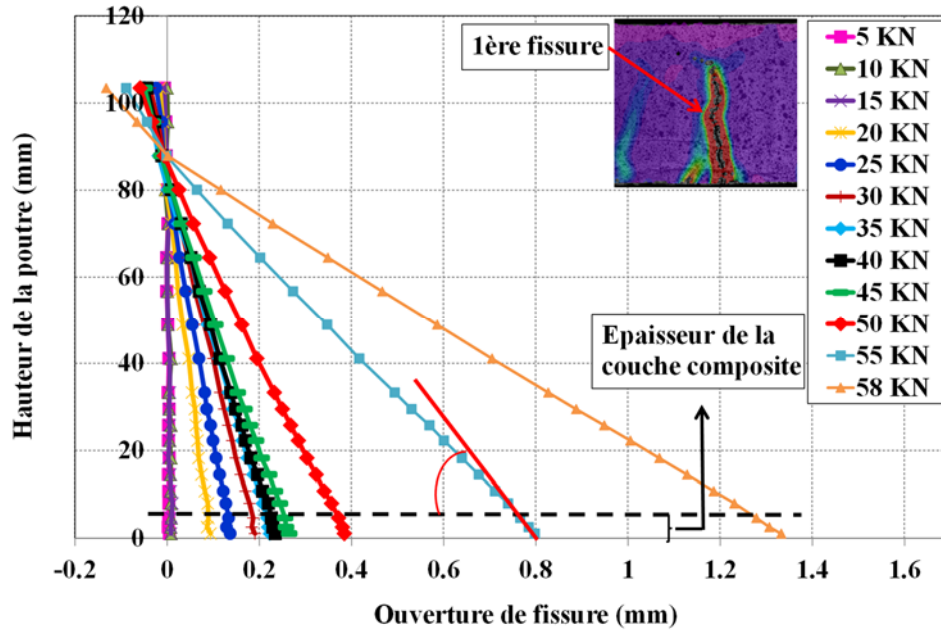


Figure 3-44 : Profil de l'ouverture de la 1^{ère} fissure de la poutre non pré-fissurée renforcée (NPC-TRC-W)

3.4.3.2.5 Comportement local du TRC

L'évolution de la fissure relevée sur la face du TRC est étudiée par l'analyse du champ de déformation horizontale (ϵ_{xx}) en fonction de charge appliquée à l'aide par DIC (**Figure 3-45**). La confrontation de l'évolution de la fissure relevée sur la face du béton (poutre référence) et sur la face du TRC (poutre renforcée/réparée) est évaluée. Une bonne adéquation qualitative couplée avec une différence quantitative. Il met en lumière que le nombre de fissure observée sur la face du TRC est plus importante que celle sur la face du béton, c'est donc l'espacement moyen des fissures serait inversement diminué. Ces résultats permettent de confirmer que le TRC semblerait présenter un endommagement diffus en mécanisme multi-fissuration.

La confrontation de l'évolution de l'ouverture de 1^{ère} fissure qui se localise au niveau de la pré-fissuration en fonction de la charge appliquée mesurée par le capteur LVDT et DIC met en lumière un bon accord qualitatif couplée à une très bonne adéquation quantitative (**Figure 3-46**). Ces résultats montrent que la méthode de mesure par DIC utilisée dans cette étude est très efficace.

La **Figure 3-47** confronte l'évolution de l'ouverture de 1^{ère} fissure en fonction de charge mesurée par DIC sur la face du béton (observée sur la face côté de la poutre) et du TRC (observée sur la face inférieure de la poutre). Un bon accord qualitatif de ces courbes est observé. Par contre on note une différence quantitative, il semblerait que l'ouverture de fissure mesurée sur la face du TRC est plus importante que celle sur la face du béton au même chargement appliqué, surtout à la deuxième phase du comportement. Ces résultats mettent en lumière que le matériau TRC est plus souple que le béton, c'est est donc plus déformable, ce qui est expliqué évidemment par la rigidité du TRC (6-8 GPa) est inférieure à celle du béton (35 GPa).

La **Figure 3-48** confronte la déformation du composite TRC mesurée par les jauges de déformation et par DIC. Ces résultats sont relativement similaires. Cependant DIC permet de suivre la déformation du composite jusqu'à une déformation plus importante (supérieure à 0.5

%), alors que les jauges cassent souvent pour une déformation d'environ 0.5 %. Ces courbes montrent que la déformation maximale du TRC à la rupture de la poutre est d'environ 1%, ce qui est proche de la valeur obtenue par l'essai de traction directe mené sur des TRC de caractéristiques proches du nôtre [120],[135].

On note que la déformation du TRC est plus importante dans le cas de conservation dans l'air que celle dans le cas de conservation dans l'eau pour une même charge appliquée. Ces résultats sont en accord par rapport aux essais sur les plaques de composite.

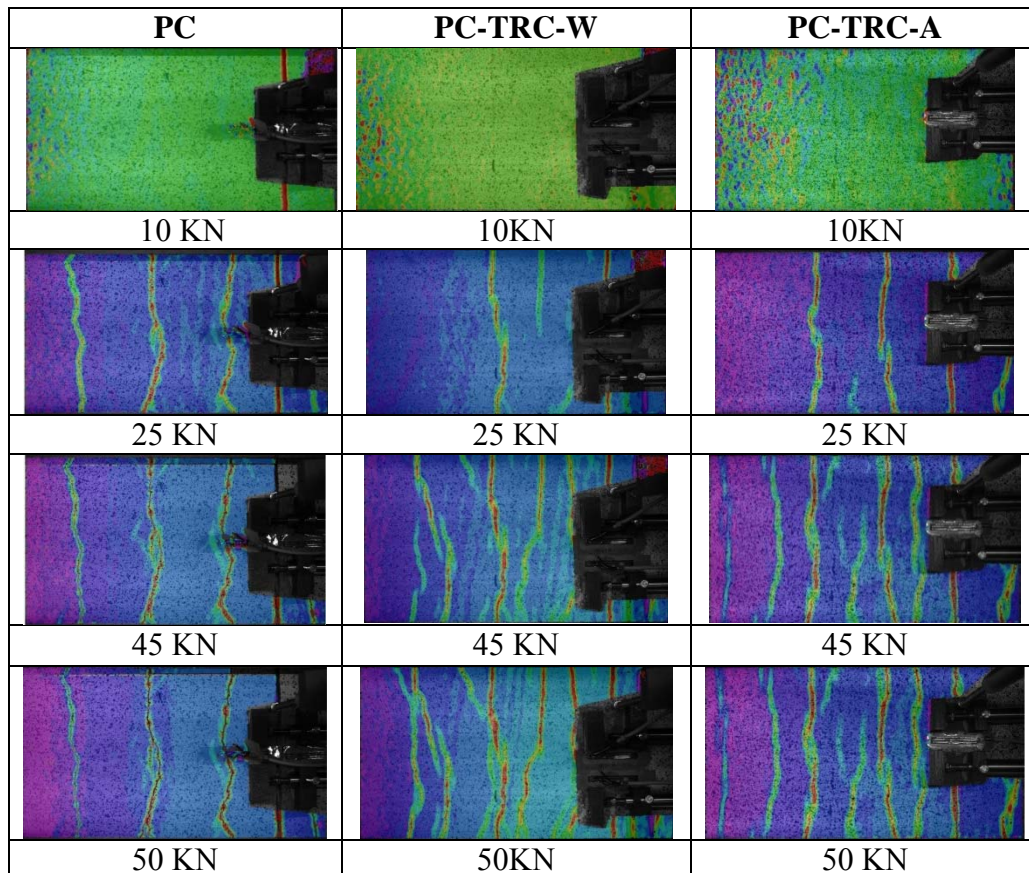
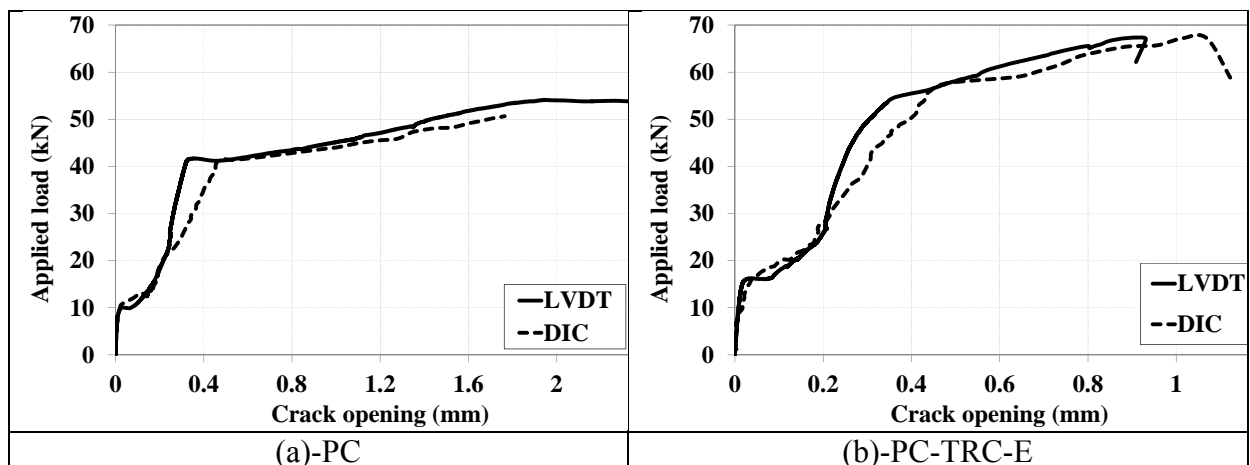


Figure 3-45: Evolution du champ de déformation (horizontal strain) observée par DIC



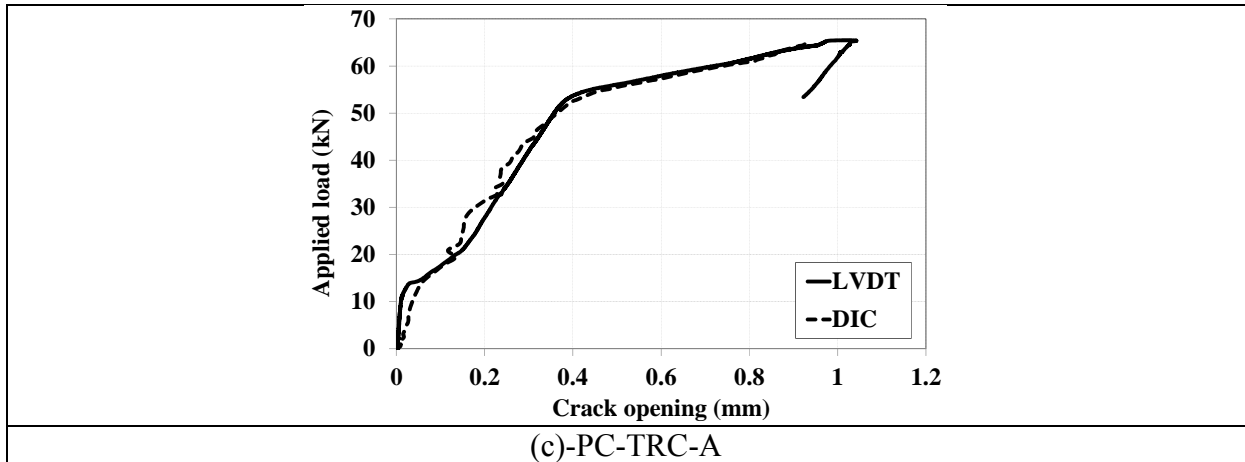


Figure 3-46 : Ouverture de la 1^{ère} fissure mesurée par capteur LVDT et DIC

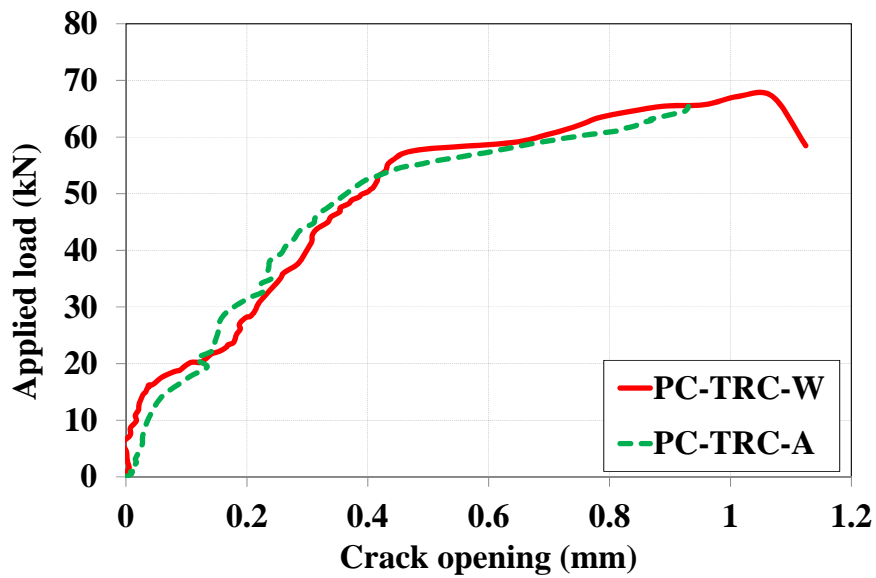


Figure 3-47 : Ouverture de la 1^{ère} fissure relevée sur la face du béton et du TRC

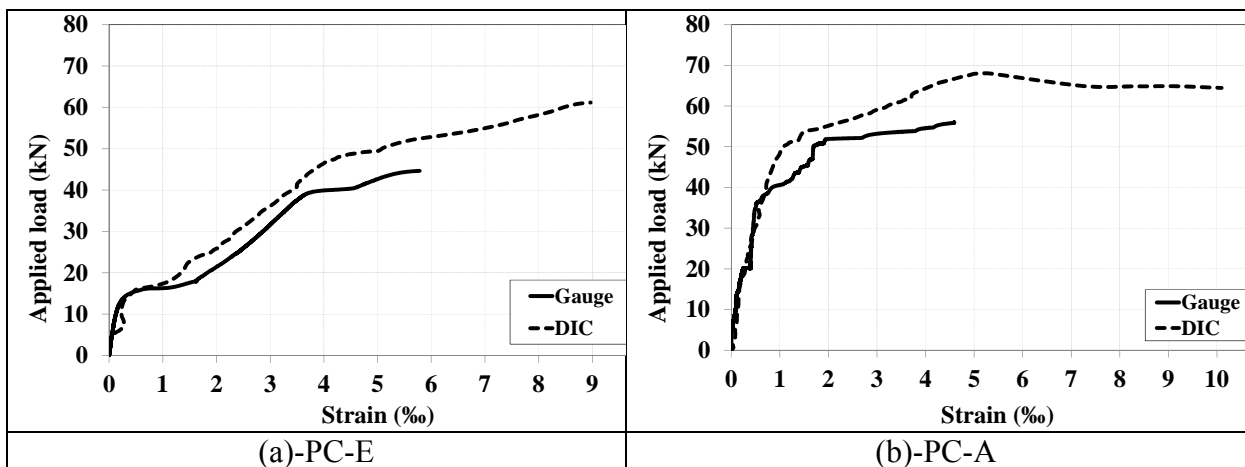


Figure 3-48 : Déformation du TRC mesurée par jauge de déformation et DIC

3.5 Conclusion

Le composite TRC permet d'améliorer nettement le comportement qualitatif et quantitatif des éprouvettes en béton. Les éprouvettes renforcées présentent trois phases de comportement, et on note une augmentation importante de la résistance mécanique, entre **66-200 %** pour la charge ultime en fonction des configurations.

Le mode de renforcement n'influence pas l'efficacité du TRC, c'est-à-dire que la technique de renforcement par TRC est indépendante de l'histoire de chargement de la structure béton.

Les éprouvettes renforcées conservées dans l'eau présentent une meilleure résistance, et une meilleure rigidité que celles conservées à l'air. En fonction des configurations, la charge ultime des éprouvettes conservées dans l'eau est supérieure de **10 à 31 %** par rapport à celles conservées à l'air. Cependant, la charge associée à la première fissure, dans le cas de la conservation à l'air, est supérieure à celle dans le cas de conservation dans l'eau, ce qui peut être expliqué par une pénétration de l'eau au niveau de l'interface mortier-béton, ce qui conduit à la réduction de l'adhérence mortier-béton.

La contrainte d'adhérence de la matrice sur la surface de béton, pour le test par flexion, est de l'ordre de 4.1 MPa, égale à 75% de la résistance des éprouvettes saines.

A la lumière des résultats obtenus, il convient donc de souligner, que le composite TRC constitue une solution efficace dans le cas du renforcement/réparation des poutres en béton armé, en améliorant significativement la capacité portante entre 19-27% de la charge ultime, ainsi que par l'amélioration de la rigidité flexionnelle des poutres. On constate aussi une diminution significative de l'ouverture de fissure des poutres.

La pré-fissuration n'influence pas l'efficacité de la réparation par TRC des poutres en béton armé. Autrement dit, la méthode de réparation par TRC est indépendante de l'histoire de charge de la structure.

La conservation dans l'eau des poutres renforcées/réparées ne permet pas d'augmenter significativement la charge ultime par rapport à la conservation à l'air, mais elle améliore de manière conséquente la rigidité associée à la 3^{ème} phase de comportement et la charge à la 1^{ère} fissure.

Il semble intéressant de contrôler la fissuration à une ouverture de l'ordre de 0.4 mm, une amélioration très efficace du schéma de fissuration et de l'ouverture de fissure sont dans ce cas remarquables.

L'analyse du comportement local du composite met en lumière une ouverture de fissure plus importante au niveau du composite TRC que celle au niveau du béton pour la même charge. Elle confirme que la déformation du TRC des poutres conservées à l'air, est plus importante que celle observée pour le cas de conservation dans l'eau. Ces résultats sont bien en accord par rapport à ceux obtenus pour les études sur plaques TRC.

CHAPITRE 4 : APPROCHE NUMERIQUE

Modélisation numérique de structures en béton/béton armé renforcées/réparées par composite TRC

4.1 Introduction

Ce chapitre vise l'analyse des résultats expérimentaux par la modélisation numérique. L'analyse numérique permet de mieux comprendre le comportement des structures en béton/béton armé renforcées ou réparées par composite. Cependant, les études de la littérature concernent essentiellement le renforcement par composite de fibre de carbone et matrice epoxy. Ce composite est à hautes performances comparativement au béton, ou béton armé, la modélisation dans ces cas peut s'appuyer sur une loi de comportement élastique du composite, ce qui permet généralement de bien traduire les comportements observés, à condition de tenir compte des non linéarité induite dans le béton, dans les armatures et à l'interface béton/composite. Dans notre cas, les performances du TRC sont moindres, même si elles permettent des gains substantiels sur la structure BA. L'endommagement du TRC peut être précoce, il faut donc intégrer des lois de comportement qui permette de l'appréhender pour pouvoir évaluer la capacité de la structure renforcée ou réparée.

Un comportement non linéaire du béton et élasto-plastique de l'acier est proposé. Généralement, il existe deux approches pour simuler le comportement non linéaire du béton ou du ciment. La première est l'approche discrète qui considère la fissure comme une discontinuité (approche de fissuration discrète), les plans de fissuration sont modélisés par une séparation entre les frontières d'éléments originellement connectés. Cette approche nécessite donc un chargement continu des connexions entre les nœuds. Dans un premier temps, la fissure devait suivre un chemin prédéfini le long des frontières des éléments [136]. La deuxième est l'approche homogénéisée qui simule un comportement global du béton en traction sans tenir compte de l'ouverture explicite de fissures [137], cette approche est beaucoup plus répandue aujourd'hui car elle permet de garder le maillage originel et n'impose pas de contraintes a priori sur l'orientation des fissures. La limite de l'approche discrète est la nécessité de recourir à des techniques de remaillage automatique qui permettent par la suite de modéliser des fissures divisant les éléments du maillage initial.

L'utilisation du composite à base de matrice minérale (TRC) pour le renforcement/réparation des structures de bâtiments est une solution adaptée pour une conception durable, les avantages essentiels sont le comportement au feu, et le coût. Toutefois, il existe peu d'études relatives à ce matériau, les premières recherches datent des années 90, comme Peled et al [4], S. Ohno et al [5] qui se concentrent sur la traction, ou les études [6], [138], [8], [9], [139] qui portent sur l'identification des mécanismes d'interaction et de transfert d'effort entre la matrice et le tissu. Peu d'études traitent de l'utilisation de ce matériau dans le domaine du renforcement/réparation des éléments de structures [11], [12]. Plus spécifiquement, il existe très peu d'études relatives à la simulation d'éléments de structure réparées et/ou renforcées par matériaux composites TRC [140], [141].

Deux types d'approches sont retenus pour modéliser le renfort composite TRC. D'une part une approche micromécanique, dans laquelle les propriétés du mortier et du textile sont explicitement introduites [132]. Toutefois, un coefficient de recalage, traduisant le comportement à la fois complexe et hétérogène du composite TRC, doit être introduit lorsque le textile ne subit pas de pré imprégnation, ceci limite de fait l'intérêt de cette approche.

D'autre part, une approche macroscopique homogène [142], dans laquelle la loi de comportement du composite TRC en traction est obtenue au moyen d'essais de caractérisation est introduite sans pour autant faire apparaître explicitement les propriétés du mortier et du textile constituant le TRC (approche homogénéisée). Cette approche semble plus adaptée aux spécificités du composite TRC.

L'objectif principal du présent chapitre est de développer et valider une modélisation numérique à la fois peu coûteuse en temps de calcul et restituant le comportement global, et dans une moindre mesure locale des éléments en béton (éprouvettes en béton) et en béton armé (poutres en béton armé) renforcées par composites TRC soumis à la flexion et à l'effort tranchant. Une approche macroscopique homogénéisée est retenue dans le cas de la simulation du composite TRC, l'interaction entre le composite TRC et le support béton est considérée comme parfaite.

4.2 Modélisation du comportement des matériaux

4.2.1 Comportement du béton et du béton armé

4.2.1.1 Béton

Le béton traduit un comportement dissymétrique en compression et en traction. A l'échelle micromécanique il est considéré comme un matériau hétérogène constitué de granulats et d'une matrice cimentaire. Les micro-mécanismes de déformation sont liés aux concentrations de contraintes locaux au niveau de l'interface pâte-granulats. Cette constitution favorise la croissance de défauts locaux tels que les micro-vides et la microfissuration. Ces phénomènes se traduisent par un comportement non linéaire du milieu continu équivalent, comportement qui dépend du trajet de contrainte et de l'histoire des déformations. De nombreux modèles microstructuraux sont développés et confrontés [143] et l'importance des variables mécaniques caractéristiques (résistances, module d'élasticité) et géométriques (taille et forme des granulats) est démontrée. A l'échelle macroscopique le béton est considéré comme un matériau homogène et isotrope à l'état initial, dont les propriétés mécaniques sont obtenues par des essais normalisés (éprouvettes cylindrique 11/22 cm pour la résistance en compression, et en traction par traction indirect, et les éprouvettes prismatiques 7x7x28 cm pour mesurer la résistance en traction par flexion). Les courbes obtenues de contraintes-déformations permettent de définir le module de Young, le coefficient de Poisson, la contrainte maximale, la déformation associée à la contrainte maximale. L'étude de différents trajets de chargement met en lumière les principaux résultats suivants :

- **Compression uni axiale**

Le comportement est quasi-linéaire réversible jusqu'à 30% de la contrainte maximale puis les déformations anélastiques sont dues aux extensions induites dans la direction perpendiculaire au chargement. Contractant jusqu'à 90% du pic, le comportement devient dilatant au voisinage de la rupture en raison de la création d'une microfissure. Le coefficient de Poisson apparent tend alors vers 0.5. Au-delà du pic de contrainte, la rupture provient d'une

dégradation progressive du matériau qui se traduit par une diminution de la contrainte accompagnée d'une augmentation des déformations (Phase adoucissante instable).

- **En compression bi axiale**

Le comportement multiaxial du béton est assez complexe. Plusieurs essais ont été réalisés, mettant en évidence le comportement bi axial [144]. On observe une augmentation de la contrainte maximale de l'ordre de 16% pour un trajet radial $\sigma_1/\sigma_2 = 1$ ainsi qu'une augmentation de la déformation correspondante. La rupture se produit parallèlement au plan de chargement

- **En compression triaxiale**

On observe l'augmentation de la résistance et l'augmentation de la ductilité lorsque la pression latérale croît. Sous fortes pressions, le comportement du béton peut être apparenté à la plasticité. En compression hydrostatique, le comportement du matériau est caractérisé par une phase quasi-linéaire dans un domaine nettement plus grand que celui observé en compression simple, puis d'une phase correspondant à un effondrement progressif du matériau suivi d'une phase raffermissante due à la disparition des micro-vides.

- **En traction**

Le béton a une résistance très faible par rapport à celle en compression (de l'ordre du dixième). Son dépassement provoque une macro fissure perpendiculaire à la direction de la contrainte principale. Le comportement est quasi-linéaire jusqu'au pic suivi d'une phase adoucissante favorisant l'apparition des phénomènes de localisation des déformations, c'est-à-dire la création d'une surface de discontinuité ou la concentration des déformations dans une zone de taille petite par rapport à la structure.

- **En cisaillement**

Dans le béton brut, le transfert des forces de cisaillement à travers le plan de la fissure se fait principalement par les granulats. Ce mécanisme de transfert de la force de cisaillement implique que la capacité du béton au cisaillement est déterminée par la largeur de l'ouverture de fissure. Considérant le transfert de cisaillement dans des échantillons de béton non armé, avec des zones de fissures constantes, Paulay [145] a observé expérimentalement que la relation contrainte-déformation de cisaillement est essentiellement fonction de la largeur de la fissure. Dans le cas où l'ouverture de la fissure est petite (environ 0.125mm), la contrainte de cisaillement de glissement est linéaire, la force de pic étant d'environ 0.20 la résistance en compression. Pour une ouverture plus grande (jusqu'à 0.5mm), on constate une certaine perte de rigidité, mais la contrainte de cisaillement maintient une capacité maximale d'environ 0.20 la résistance en compression. La faible capacité de transfert d'effort de cisaillement se trouve dans le cas des grandes ouvertures de fissure (> 0.8 mm) [146].

- **Effets de la viscosité**

Les effets de viscosité sont exclusivement liés à la présence d'eau libre. Ils se manifestent essentiellement, dans le domaine des vitesses quasi-statiques (10^{-6} /s) par leur influence sur la contrainte maximale qui croît avec l'augmentation de la vitesse de déformation [143]. Pour des vitesses plus rapide ($>10^{-1}$ /s), l'effet de viscosité dû à l'eau libre se manifeste par une dépendance du module apparent avec la vitesse, lorsque le matériau est humide. Les effets de vitesse induits par les effets d'inertie apparaissent à partir d'une vitesse de déformation seuil voisine de 10/s. Au-delà de cette zone, les effets de viscosité sont négligeables devant les effets d'inertie.

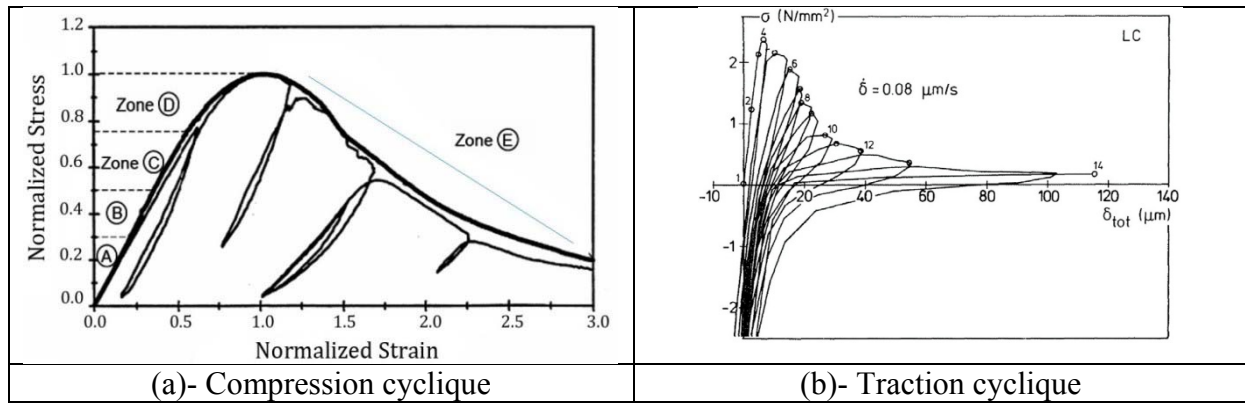


Figure 4-2 : Courbes contrainte-déformation du béton [147]

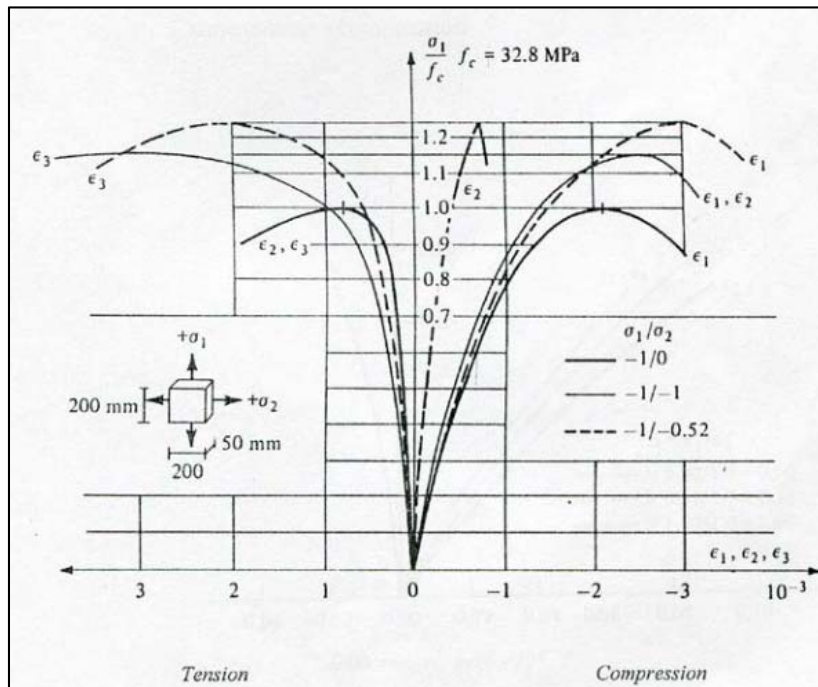


Figure 4-3 : Comportement du béton en compression [144]

4.2.1.2 Béton armé

Une structure en béton armé se fissure très tôt généralement sous charges de service. La fissuration permet alors d'exploiter les capacités de résistance de l'acier, pourvu que l'interface acier-béton transmette les efforts correspondants. Cette interface met en jeu une série de phénomènes non linéaires, notamment :

- Une forte redistribution des contraintes au voisinage de la fissure. La région fissurée passe d'un comportement quasi-isotrope à un comportement anisotrope qui dépend de l'orientation des fissures et de la disposition des armatures. Sa rigidité est radicalement réduite par rapport à la phase non fissurée. En revanche, l'adhérence acier-béton oblique les deux matériaux à collaborer entre les fissures et l'ensemble a un comportement plus rigide que l'acier.
- Les déplacements relatifs des surfaces de la fissure, qui représentent des aspérités, génèrent des efforts normaux et tangentiels d'une part et une dilatance de la fissure d'autre part. Ce phénomène appelé « effet d'engrènement » contribue sensiblement à la résistance à l'effort tranchant.

- Les armatures jouent dans le même sens, elles permettent de « coudre » les fissures et donc de résister aux déplacements relatifs transversaux des surfaces des fissures en contribuant à la rigidité de la région fissurée par « effet de Goujon ». Ce phénomène traduit le transfert des efforts entre les deux blocs de béton, parallèlement à leur surface de séparation, par l'intermédiaire de l'armature qui traverse cette surface.
- Enfin, l'acier a aussi un comportement non linéaire au-delà d'un certain niveau de sollicitation mais, un modèle assez simple est généralement suffisant.

Quand la liaison entre l'acier et le béton est parfaite, la déformation entre les deux matériaux est identique. Dans ce cas, il suffit simplement d'utiliser les lois propres à chacun des deux matériaux et la raideur de l'élément composite est tout simplement la superposition des rigidités des deux constituants.

Le problème se complique lorsque le béton est déjà fissuré. Il convient alors de chercher le comportement d'un élément composite traversé par des fissures. En se plaçant dans le contexte de la méthode des éléments finis, deux voies sont possibles :

- La première est de modifier la loi de comportement d'un des deux matériaux, en général celle de l'acier. Cela conduit à l'adoption pour un élément armé fissuré constitué par deux branches liées en parallèle correspondant respectivement au comportement de l'acier modifié par l'adhérence et à l'ensemble « fissures-zones de béton intègre » liés en série. La fissure à son tour transmet des efforts par l'engrènement et l'effet de Goujon liés en parallèle.
- La deuxième est d'identifier le rôle de la liaison, l'acier restant intègre. Ceci peut se faire soit par l'utilisation d'élément d'interface, soit par l'adoption d'une loi locale dans les éléments au voisinage de l'acier.

Dans les calculs de structures en béton armé par éléments finis, l'adhérence acier-béton est souvent supposée parfaite (continuité des déplacements des nœuds communs). Toutefois, afin de rendre compte implicitement de la contribution du béton fissuré autour des armatures principales, on peut conférer au béton ou à l'acier une rigidité fictive après fissuration (effet tension-stiffening). Néanmoins, il s'avère que la modification de la loi du béton en régime adoucissant peut-être mise en cause pour des éléments de béton éloignés de la zone d'influence des armatures. C'est pour cette raison que l'on préfère plutôt modifier la loi de comportement de l'acier en traction.

Dans le développement actuel du modèle béton, l'influence de la liaison acier-béton sur le comportement global de la structure est négligeable. Dès le début de la fissuration des glissements sont enregistrés, mais ceux-ci perturbent peu le comportement à la fois local et global. Au voisinage de la ruine, plusieurs phénomènes concomitants à la fissuration comme flambement des armatures, effet de goujon,... apparaissent. Leur influence est souvent du même ordre de grandeur que les pertes d'adhérence, il est alors difficile de dissocier l'influence de chacun, nous négligerons ces effets.

4.2.1.3 Problématique

Si l'on veut décrire de manière très générale le comportement non linéaire du béton, il faut mettre en œuvre un modèle élasto-visco-plastique avec endommagement. En effet, les paramètres agissant sur le comportement sont liés à la nature et à la forme de la structure et son environnement spatio-temporel (composition du béton, géométrie de la structure, température, présence de l'eau, histoire de charge ...) [148]. Cependant il n'existe pas une loi universelle à la fois simple et efficace. La prise en compte des nombreux phénomènes mis en

jeu, entraîne nécessairement des complications des schémas numériques. Par conséquent, on se limitera dans cette partie à un comportement du béton à court terme, ou régime quasi-statique.

Généralement, la modélisation du comportement du béton est effectuée par une approche macroscopique. Cette approche considère le béton comme un matériau homogène, elle devient non physique dans la phase de localisation, puisque l'essentiel de la déformation n'a lieu que dans la zone localisée. La nécessité d'une solution localisée correspond mathématiquement à un changement de la nature des équations décrivant l'équilibre de la structure. Dans les approches classiques, les équations du problème mécanique forment, à l'amorce du phénomène de localisation, un système d'équations aux dérivées partielles mal posé. Numériquement, la solution proposée dépend du maillage utilisé. Puisque l'interpolation éléments finis n'est plus adaptée à la forme de la solution localisée, plusieurs techniques de régularisation ont été proposées dans la littérature permettant de résoudre le problème bien posé.

La première méthode de régularisation, correspond au modèle d'endommagement non local de Pijaudier [149], le modèle de Vardoulakis [150], de De Borst [151] ou plus récemment, un modèle non-local d'endommagement de Giry [152]. Dans tous ces modèles, il existe un paramètre de longueur caractéristique qui est censé définir la ruine à l'échelle du matériau. Ces modèles peuvent tenir compte correctement du phénomène de localisation, mais se limitent généralement au cas du chargement monotone et supposent une mise en œuvre délicate.

Dans le cadre de la deuxième méthode, Bažant et al [153] ont proposé une solution considérant l'aire sous la courbe en régime adoucissant ou post-pic comme un paramètre matériau lié à l'énergie de fissuration. Cette énergie de fissuration comme une grandeur énergie doit être dissipée sur une longueur équivalente correspondant à une dimension représentative de la taille du maillage. La pente de la courbe post-pic est évidemment une fonction de la taille de l'élément. Cette technique est très efficace au niveau global, la courbe charge-flèche d'une structure est généralement indépendante du maillage utilisé. Toutefois, la limite de cette approche vient du comportement local qui ne peut être correctement prédit au niveau de l'ouverture de fissures, ainsi que l'espacement des fissures.

De nombreux modèles numériques associés aux phénomènes non-linéaires du béton ont été développés, on peut citer parmi les modèles les plus connus : le modèle d'endommagement de Mazars qui se base sur la mécanique de l'endommagement, et qui permet de décrire la diminution de la rigidité du matériau sous l'effet de la création de microfissures dans le béton. Ce modèle décrit correctement l'évolution du comportement du béton sous chargement monotone, cependant il ne prend pas en compte les déformations anélastiques, donc il présente une dissipation plus faible que dans la réalité [154]. Les modèles anisotropes (Modèle de Dragon et Halm [155] ...) présentent généralement la direction privilégiée des fissures, perpendiculaires à la direction de la plus forte contrainte de traction, cependant le choix de la variable d'endommagement scalaire n'est pas toujours facile. On peut citer aussi les modèles unilatéraux (Modèle de laborerie [156]...) qui se manifestent d'abord par une phase transitoire non-linéaire due à la re-fermeture des fissures lors du changement de signe de la contrainte, traduisant la restauration de la raideur en compression. La difficulté de ce modèle réside dans la formulation en contrainte rendant très lourde son implémentation dans un code aux éléments finis en déplacement. Les modèles de plasticité sont utilisés dans de nombreux modèles concernant le comportement du béton, ces modèles représentent le phénomène « d'endommagement » du matériau sous des sollicitations extérieures observés à

la décharge, les microfissures ne se referment pas totalement. La rugosité des fissures formées durant le chargement empêche le retour à l'initial (Modèle de Drucker-Prager [157]...). Par ailleurs une approche de type élasto-plastique endommageable semble plus proche du comportement réel du béton. Cela signifie qu'en traction comme en compression, le mécanisme d'endommagement est lié au développement des microfissures contrôlé par la variable déformation plastique cumulée. Il est à noter que cette formulation a l'avantage de la définition conjointe des évolutions plastiques et de l'endommagement qui n'interviennent qu'en même temps.

Dans cette partie, les caractéristiques mécaniques importantes du béton sont résumées, ensuite les modèles utilisés pour notre modélisation numérique sont détaillés.

4.2.1.4 Modèle béton CEA

4.2.1.4.1.1 Présentation du modèle

Le modèle béton CEA est établi dans le cadre de la théorie de la plasticité en contrainte plane. Deux surfaces de rupture sont définies, l'une pour la compression uni-axial, et l'autre pour le domaine des tractions (critère Nadai en compression et bi compression et Rankine pour la fissuration en traction). Le comportement non linéaire du béton en compression avant la fissuration est identifié par un modèle de plasticité basé sur une fonction seuil de Nadai (critère de type Drucker-Prager). La loi d'écoulement associée et la règle d'écrouissage (positif ou négatif en régime adoucissant) est isotrope. Le comportement du béton fissuré est abordé par le concept de la fissuration répartie qui considère le matériau fissuré comme un milieu continu. Lorsque la surface de la rupture en traction est atteinte, la plasticité biaxiale est abandonnée et une loi orthotrope est activée. La description de la fissuration consiste alors en trois relations indépendantes entre contrainte et déformation définie dans un système d'axes local parallèle et perpendiculaire à la direction de la fissuration. Le tenseur des contraintes dans le système de l'axe local défini par la direction de la fissure est complété par la contrainte de cisaillement, de manière élastique calculé par un module de cisaillement constant réduit, μG (avec μ est coefficient de réduction de cisaillement compris entre 0 et 1) pour tenir compte de de l'effet du transfert de contrainte de cisaillement au niveau des lèvres de la fissure.

4.2.1.4.1.2 Identification des paramètres matériau

Le module d'Young E , la résistance en traction f_t , en compression f_c sont déterminés à partir des résultats d'essais, alors que la déformation à la rupture en compression et en traction est identifiée par les formules (1) et (2), celles-ci sont déduites à partir de l'énergie de rupture et de la taille d'élément.

Déformation à la rupture en compression [158] :

$$\varepsilon_{rup} = \frac{1.5G_c}{hf_c} - \frac{11}{48}\varepsilon_{pic} \quad \text{Où } \varepsilon_{pic} = \frac{4f_c}{3E_b} \quad (3.1)$$

Déformation à la rupture en traction [158] :

$$\varepsilon_t = k \frac{2G_f}{f_{th}} \quad (3.2) ; \text{ Avec } k = 1 \text{ pour une courbe linéaire en régime adoucissant}$$

et $k = 2$ pour une courbe exponentielle.

Où :

ε_{rup} : Déformation à la rupture en compression

ε_t : Déformation à la rupture en traction

ε_{pic} : Déformation élastique au pic

f_c : Contrainte en compression
 f_t : Contrainte en traction
 E_b : Module Young
 h : Longueur caractéristique d'élément est définie à partir de l'aire d'élément A_e et du type de champ de déplacement

$$h = \alpha_h (A_e)^{1/2} \quad (3.3)$$

Où α_h est un facteur de modification égal à 1 pour des éléments quadratiques et égal à $\sqrt{2}$ pour des éléments linéaires

G_c : Energie de rupture en compression, pour des bétons courants, des valeurs de l'énergie de rupture en compression comprises entre 5 et 10 Nmm/mm² sont généralement admises [159], [160].

G_f : Energie de rupture en traction, le code CEB-FIP 1990 [161] donne des formules pour calculer cette énergie de rupture en traction G_f à partir de la connaissance de la résistance en compression f_c et de la taille du plus gros granulat d_{max} .

$G_f = G_{f0} \left(\frac{f_c}{f_{cm}} \right)^{0.7}$ Avec $f_{cm} = 10$ Mpa et G_{f0} La valeur de base de l'énergie de la fissure dépend la taille plus gros granulat d_{max} (**Tableau 4-1**)

D_{max} (mm)	G_{f0} (N.mm/mm ²)
8	0.025
16	0.030
30	0.058

Tableau 4-2 : Energie de la fissure

On constate généralement que l'énergie de rupture en traction G_f est 50 à 100 fois inférieure à celle en compression. Les valeurs utilisées pour les bétons courants sont comprises entre 0.06 et 0.15 Nmm/mm² [159], [160].

4.2.1.5 Validations

Deux exemples sont envisagés, le premier est l'application sur une éprouvette de section carrée de béton soumise à une traction et puis compression uni axiale. La charge est appliquée jusqu'à la rupture de l'éprouvette. L'intérêt principal de cet exemple est de comprendre le comportement du modèle « élasto-plastique », comparativement au modèle « élasto-endommageable » du béton avant et après fissuration. La deuxième est l'application de ces modèles sur une barre 1D de béton sollicitée en traction uni axiale jusqu'à la rupture. Les intérêts de cet exemple sont de montrer l'influence de la taille d'élément sur le comportement global, et d'estimer l'ouverture de fissure de la structure.

Les caractéristiques mécaniques de béton proposées dans cette partie sont identiques à celles du béton constitutif des poutres et des éprouvettes testées dans la partie expérimentale, ces caractéristiques sont rappelées dans le **Tableau 4-3** :

Module d'élasticité E (GPa)	Résistance en traction par fendage R_t (MPa)	Résistance en traction par flexion R_t (MPa)	Résistance en compression R_c (MPa)
36.80	4.62	5.5	57.43

Tableau 4-3 : Caractéristiques mécaniques du béton

4.2.1.5.1 *Elément prismatique de béton en traction/et compression uni axiale*

• **Données**

Un élément prismatique de béton de dimensions $1 \times 1 \times 1 \text{ mm}^3$ est sollicité en traction ($u(t)$), puis en compression uni axiale ($-u(t)$). Le chargement se fait en déplacement imposé **Figure 4-4**:

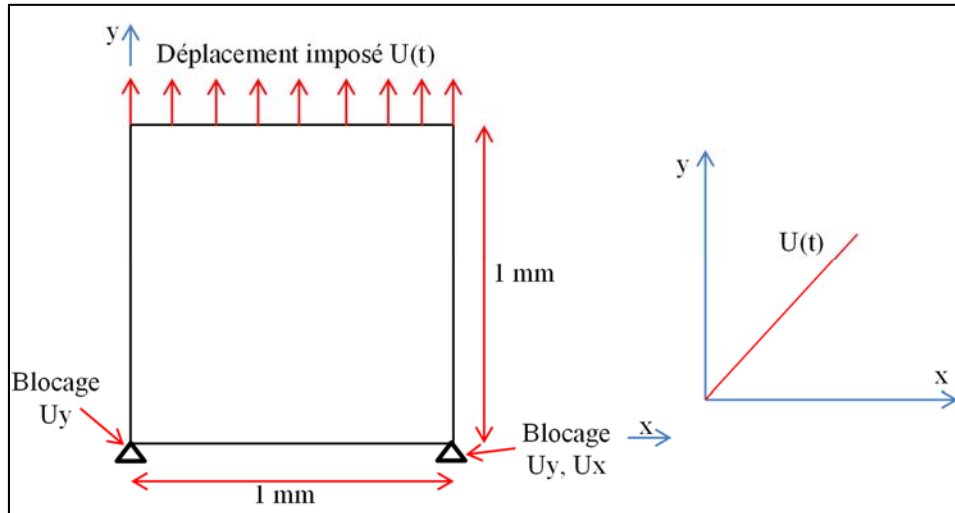


Figure 4-4 : Géométrie et chargement

• **Paramètres du modèle**

Les paramètres du modèle béton CEA sont représentés dans le **Tableau 4-4**, qui correspondent à la taille D_{\max} de 10 mm.

E_b Gpa	ν_b	f_c Mpa	f_t Mpa	G_c Nmm/mm ²	G_f Nmm/mm ²	ϵ_{rup}	ϵ_t
35	0.23	57.43	4.5	8.8	0.088	0.229	0.039

Tableau 4-4 : Paramètres du modèle béton CEA

• **Analyse des résultats**

Le comportement contrainte-déformation est présenté **Figure 4-5**. Le modèle CEA montre un comportement linéaire à la phase adoucissante. Les valeurs critiques (f_t , ϵ_t , f_c , ϵ_{rup}) correspondent aux données initiales. Ces résultats contribuent à comprendre le comportement (en traction, en compression), ainsi que le fonctionnement du modèle proposé.

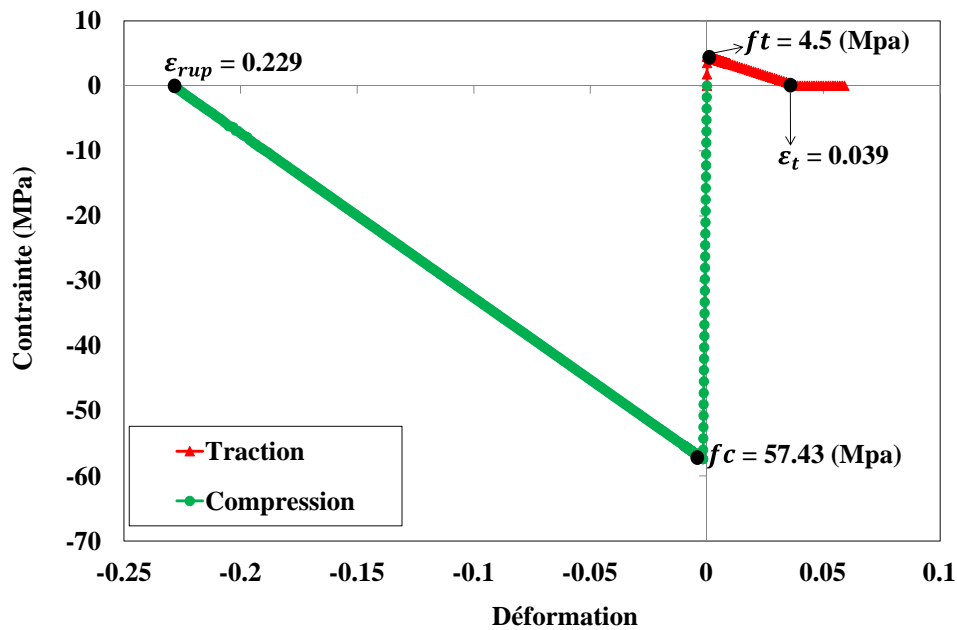


Figure 4-5 : Courbes contrainte/déformation du modèle « béton CEA »

4.2.1.5.2 Barre 1D en traction uni axiale

- **Données**

On considère une barre 1D en traction pure, de longueur $L=1$ m, et de largeur $d = 0.1$ m (Figure 4-6). Cette barre est fixée à l'extrémité gauche, l'élongation totale de la barre est appliquée par un déplacement imposé selon la direction $x-x$ à l'extrémité droite. La fissuration se localise au niveau d'un élément situé au centre de la barre avec la largeur h qui est définie par une petite contrainte limite en traction ($f_{t1} < f_t$). Les caractérisations du béton sont comme suit :

- + Module Young E : 35000 Mpa
- + Résistance en traction f_t : 4.5 Mpa
- + Petite contrainte en traction f_{t1} : 1 Mpa
- + Résistance en compression f_c : 57.43 Mpa
- + Energie à la rupture en traction G_f : 0.088 Nmm/mm²
- + Energie à la rupture en compression G_c : 8.8 Nmm/mm²

L'objectif dans cette partie est de considérer l'influence de la taille d'élément sur le comportement global de la structure. En pratique, on souhaite construire un modèle qui permet de présenter la résistance à la rupture et le mode de rupture de la structure dans un temps de calcul raisonnable. Pour ce faire on doit chercher une solution optimale pour la taille de l'élément. C'est-à-dire, la taille de l'élément ne doit pas être ni trop grande, afin de ne pas fausser la solution, et ni trop petite, pour ne pas trop augmenter le temps de calcul. On propose cinq différentes tailles d'éléments du maillage, avec m le nombre d'élément, et h la taille d'un élément (Tableau 4-5), on adopte $m= 5, 9, 11, 21, 31$.

m	5	9	11	21	31
h (mm)	1000/5	1000/9	1000/11	1000/21	1000/31

Tableau 4-5 : Taille d'élément

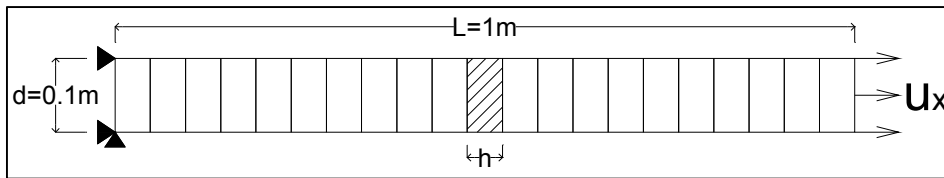


Figure 4-6 : Maillage d'une barre 1D en traction pure

• Paramètres du modèle

Le **Tableau 4-6** illustre les paramètres du modèle « béton CEA », les déformations à la rupture en traction ϵ_t , ϵ_{t1} correspondent respectivement aux niveaux des contraintes en traction f_t (4.5 Mpa) et f_{t1} (1 Mpa) et elles varient en fonction de taille d'élément (**Tableau 4-7**).

E_b Gpa	ν_b	f_c Mpa	f_t Mpa	f_{tp} Mpa	G_c Nmm/mm ²	G_f Nmm/mm ²	ϵ_{rup}	ϵ_t	ϵ_{t1}
35	0.23	57.43	4.5	1	8.8	0.088	0.0043	Variable	Variable

Tableau 4-6 : Paramètres du modèle « béton CEA »

m	5	9	11	21	31
h (mm)	1000/5	1000/9	1000/11	1000/21	1000/31
ϵ_t (avec $f_t = 4.5\text{Mpa}$)	0.00019	0.00035	0.00043	0.00082	0.0012
ϵ_{t1} (avec $f_{tp} = 1.\text{Mpa}$)	0.00088	0.0016	0.0019	0.0037	0.0054

Tableau 4-7 : Illustration des paramètres ϵ_t , ϵ_{t1}

• Analyse des résultats

La **Figure 4-7** montre les courbes charge/déplacement pour chaque de taille d'élément, on note un comportement global indépendant à la taille d'élément des trois modèle proposés. C'est donc, via l'énergie de fissuration, que le réglage des paramètres est proposé (ϵ_t dans le cas modèle CEA), ceci permet d'obtenir un comportement global de la structure indépendant à la taille d'élément.

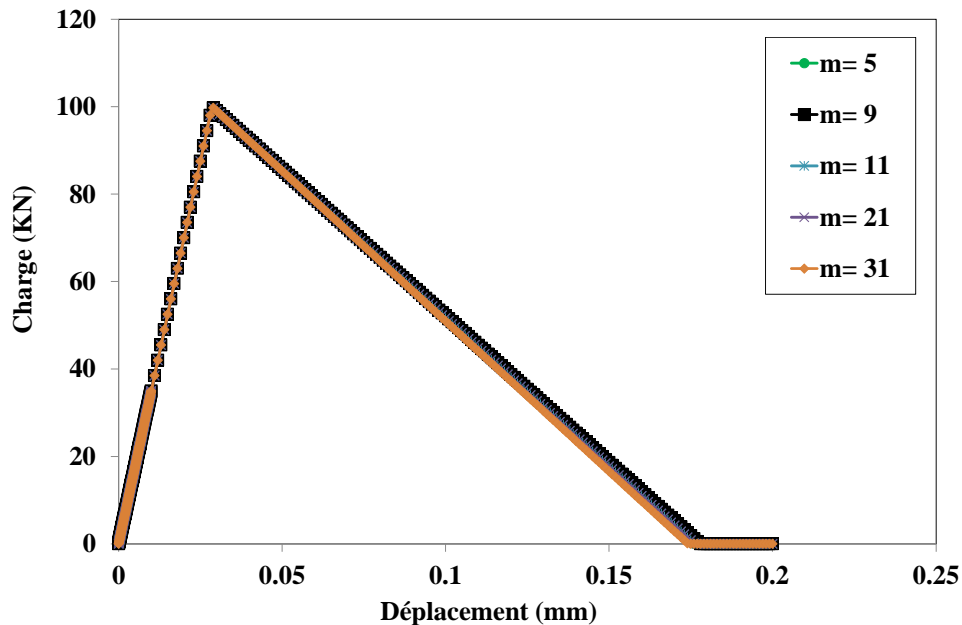


Figure 4-7 : Courbes charge-déplacement

4.2.2 Modélisation du comportement du composite TRC

4.2.2.1 Approches pour la modélisation numérique

Il existe trois méthodes qui permettent d'étudier le comportement du composite TRC, soit par l'expérimentation, soit le calcul analytique, soit la modélisation numérique. Parmi ces méthodes, la méthode numérique est la plus puissante, car elle permet d'étudier le comportement du composite au niveau micro et macro mécanique. En effet, le modèle numérique permet de caractériser les propriétés de liaison à l'interface matrice-fibre, de simuler l'évolution de la fissuration, et plus ou moins l'ouverture de fissure. Cependant il existe actuellement peu d'études relatives à la simulation d'éléments de matériau composite TRC ou de structure réparées et/ou renforcées par ce matériau.

Deux types d'approches principales sont retenus pour modéliser le renfort composite TRC.

Approche micromécanique

Cette approche considère le composite comme un matériau hétérogène constitué par la matrice et le tissu, dans laquelle les propriétés du mortier et du textile sont explicitement introduites. On peut citer ci-après les études liées cette approche.

Haussler et Harting [162], et Hegger et al [163] a modélisé le matériau TRC comme la modélisation d'un matériau de béton armé uni-axial, qui constitué par une couche de béton et une couche de tissus. La liaison d'interface entre le béton et les filaments externes peut être différente par rapport à celle entre les filaments externes et les filaments internes. Pour cela, on tient compte dans la simulation du mécanisme de transfert d'effort dans le composite. Le périmètre du fil est calculé à partir de la surface de section en supposant que les fils est totalement circulaire. Le mécanisme de transfert d'effort dans le modèle sera donc modifié par un coefficient de rugosité et un coefficient de forme qui permet de recalculer le périmètre. Ce modèle permet également de prendre en compte le mécanisme d'ondulation et de la rupture prématurée de filament.

Holler et al [164] a développé un modèle numérique pour le calcul d'une structure renforcée par composite TRC, et soumise à une sollicitation en traction et flexion. Le composite est modélisé comme un matériau non homogène constitué par une couche matrice et une couche textile uni axial. La matrice est décrite par un modèle de comportement non linéaire « elasto plastic damage ». Les couches textiles sont simulées comme des barres d'acier. La liaison, entre la matrice et le textile, est définie par des éléments interfaces. La liaison entre matrice-filaments externes et filaments externe- filaments internes est considérée différente dans le modèle numérique. Un coefficient de calibration est introduit pour calibrer ce problème. La simulation proposée montre un bon accord avec les résultats de l'essai.

A l'échelle du renforcement des structures, Larbi et al [132] a mené l'étude numérique sur des poutres en béton armé renforcées par des TRC hybride. Le modèle développé à l'aide du logiciel ANSYS est basé sur la méthode des éléments finis. Le textile est modélisé par les éléments de barre, la liaison entre la matrice et le textile est calibrée par un coefficient de transfert de charge. L'étude numérique a montré la pertinence du renforcement textile par rapport au comportement global des poutres réparées/renforcées.

La limite de ce type d'approche est qu'il faut introduire dans le modèle plusieurs coefficients de recalage traduisant le comportement hétérogène du composite TRC. Lorsque le textile ne subit pas de préimprégnation, l'indentification de ces coefficients est complexe.

Approche macroscopique

Cette approche considère le composite TRC comme un matériau homogène dans laquelle la loi de comportement du composite TRC obtenue au moyen d'essais de caractérisation est introduite dans le modèle numérique. Cette approche semble plus adaptée aux spécificités du composite TRC.

Smitha et al [165] a modélisé le composite TRC comme un matériau homogène, des éléments solides ont été utilisés pour la géométrie du composite, le modèle matériau proposé est un matériau élasto-plastique, sur la base de la courbe contrainte, déformation obtenue à partir de l'essai de traction du composite. La liaison entre le composite TRC et le support béton est supposée parfaite.

Pello Larrinaga [166] a effectué la modélisation de plaques composites de fibre de basalte sous traction. Les fibres de basalte sont modélisées par l'élément de barre discret, chacun est défini par une relation contrainte-déformation uni-axiale donnée par l'essai de traction. Les éléments de barre travaillent uniquement en 1D avec une contrainte normale (traction/compression). Un modèle de liaison d'interface gérant le glissement entre les fils de basalte et le mortier est comparé avec un modèle de liaison d'interface rigide. Les résultats ne montrent aucun écart important entre les deux modèles.

Au niveau du renforcement des structures par TRC, Natalie et al [167] et Martin et al [168] ont effectué la modélisation numérique de dalles en béton de dimension 800x200x80 mm renforcées par matériau composite TRC dans le cas de flexion 4 points. L'analyse numérique 2D en non linéaire est associée à un modèle de fissuration répartie et à l'homogénéité du matériau. Le composite TRC est simulé simplement par une barre monolithique. La liaison entre le textile et le ciment est traduite par un modèle de liaison qui gère le glissement, ce dernier est introduit par les données issues d'un test d'arrachement [169]. Un modèle similaire de comportement non linéaire du TRC, qui simule le textile par élément de barre, et introduit un élément d'interface traduisant une liaison entre la matrice et le textile ; est proposé également par Hartig et al [170]. Le périmètre de contact est un paramètre du modèle, ce paramètre montre un impact important sur le comportement de la structure (chargement maximal, schémas de fissuration ...). Un bon accord au niveau du comportement global (charge/flèche) et local (schéma de fissuration) est observé entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux. Cependant ce modèle ne permet pas de simuler le mode de rupture de délamination entre le textile et le support béton qui est observé dans l'expérimentation. Pour ce faire, on doit simuler une zone de rupture par délamination qui est prédéfinie par avance (élément d'interface à rajouter), cependant cela est inefficace, il est probable qu'il faille incorporer la propriété stochastique des filaments Hartig et al [170].

[Frank et al] [169] a effectué une recherche expérimentale sur 5 dalles de grande échelle de 7x1x0.23 m en béton armé renforcé par composite TRC, une dalle référence et quatre renforcées avec 1,2,3,4 couches de tissu de fibre de carbone. Cette étude montre l'amélioration de la capacité portante en flexion des dalles, ainsi que l'influence du taux de renfort sur le comportement de la structure. Une modélisation numérique à l'aide de la méthode des éléments finis est menée sur le logiciel DIANA, le but est de valider le comportement de ces dalles. Une approche du comportement non linéaire du béton est proposée. Dans l'essai, plusieurs couches de renfort sont appliquées (1, 2, 3, 4 couches) avec une couche de béton entre les couches consécutives. Cependant, dans l'analyse numérique

proposée, les couches sont modélisées par une seule couche. Cette méthode permet de simplifier l'analyse du modèle numérique (**Figure 4-8**).

Le composite renforcé est modélisé par éléments de barre. L'interaction avec la dalle est modélisée par deux méthodes différentes, afin de considérer l'influence sur les résultats. Le premier cas est l'interaction complète, ce qui signifie que l'adhérence entre le béton et le renforcement est supposée parfaite et sans glissement entre eux. La deuxième est une interaction comme la réalité, qui définit une liaison de glissement entre eux, cette liaison est introduite dans le modèle en utilisant des mesures de tests d'arrachement (**Figure 4-9**). Une comparaison des résultats numériques et expérimentaux montre que, dans le cas du renforcement avec une interaction complète, la structure a une rigidité plus grande au cours du processus de chargement. Ce modèle ne permet pas de prendre en compte le glissement entre les matériaux, donc la rigidité de la dalle est surestimée dans ce cas. Le modèle qui est mis en œuvre avec un élément d'interface est plus précis par rapport au comportement observé dans l'essai (**Figure 4-11**).

Un autre paramètre introduit dans le modèle numérique associé aux éléments d'interface est le périmètre de contact entre le textile et la matrice de béton. Le périmètre de contact d'un fil est pris en compte à partir de sa surface de la section transversale en supposant que le fil est rectangulaire. Ce paramètre est indépendant avec le nombre de couches. Il existe une valeur optimale du périmètre de contact qui influence de façon importante le comportement global (charge, flèche).

La courbe contrainte-déformation est représentée par un comportement bi-linéaire **Figure 4-10**. Les fils de carbone semblent devenir plus rigides après un seuil de chargement. Ceci peut être expliqué du fait que les fils constitués de plusieurs filaments ne sont pas totalement alignés avant le chargement. Après une certaine contrainte, tous les filaments commencent à fonctionner correctement, ce qui explique une plus grande rigidité. Dans le modèle élément fini, un comportement idéal-plastique est considéré, ce comportement est plus simple à introduire.

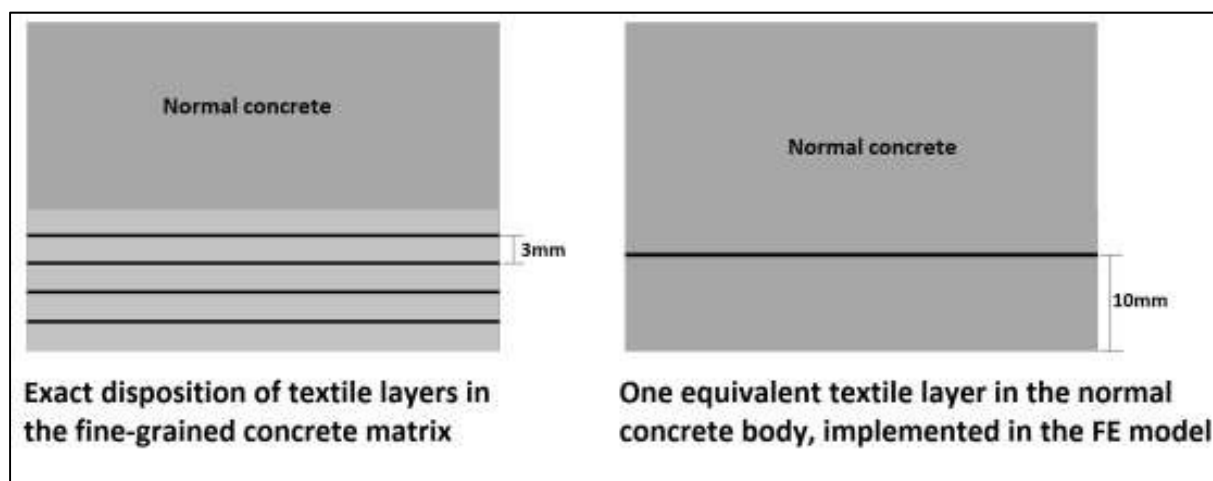


Figure 4-8 : Réalisation des couches textiles dans le modèle

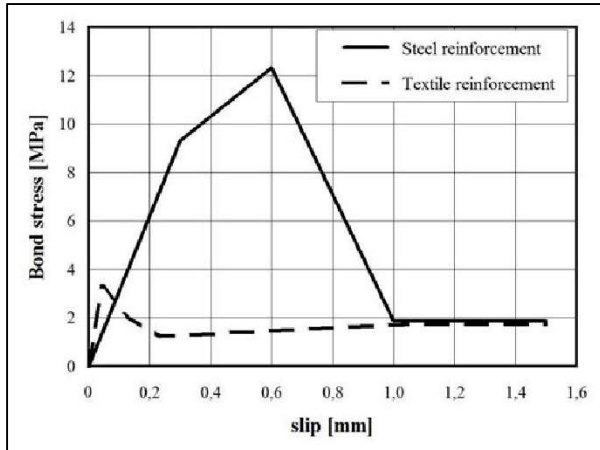


Figure 4-9 : Comportement au glissement du renforcement dans le béton

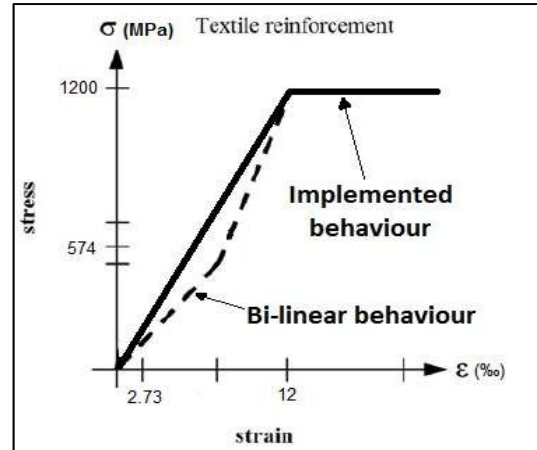


Figure 4-10 : Comportement du textile

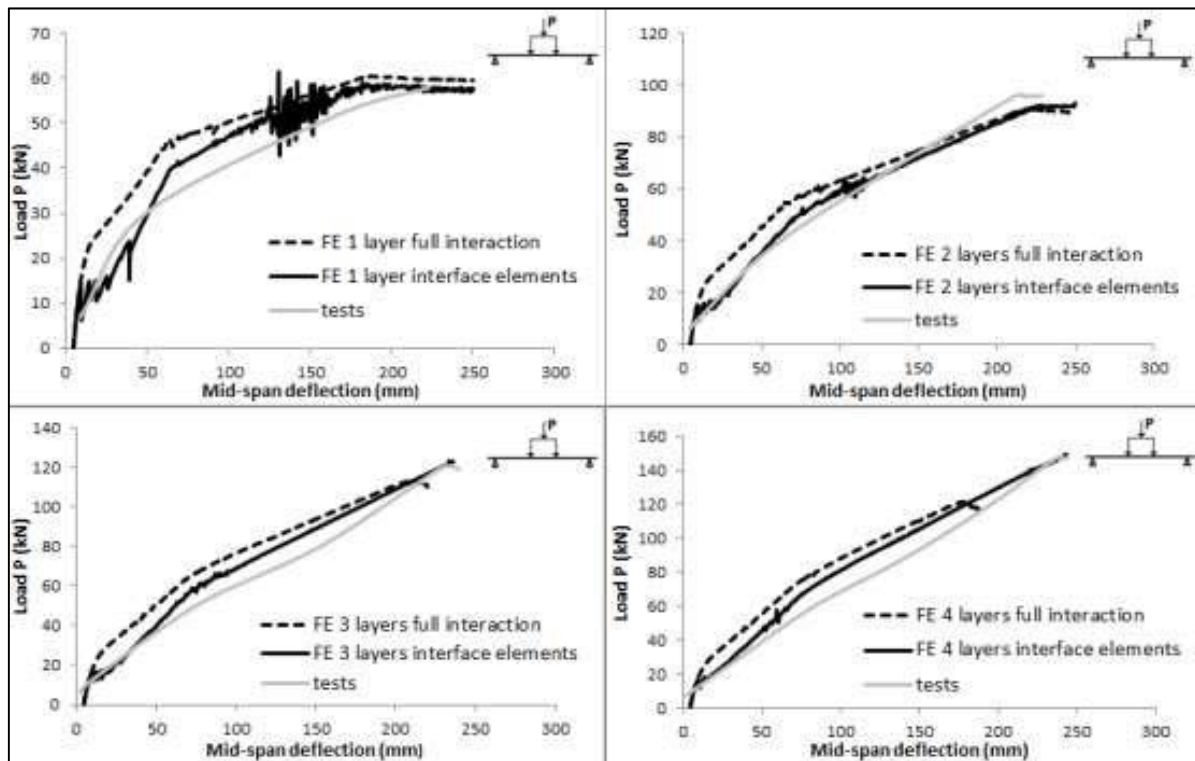


Figure 4-11 : Influence de la liaison renforcement/béton sur le comportement global.

4.2.2.2 Modélisation numérique proposée

Les essais en traction directe (Contamine [72], Pello et al [166], Hals et al [171], Elisaet al [172]) ou en flexion 4 points (Michel et al [173], William et al [174]) sur les plaques de matériau composite TRC traduisent un comportement nettement non-linéaire de ce matériau. Dans le domaine de la simulation, différentes modélisations ont été proposées. On peut citer le modèle de comportement élasto-plastique [175], [167] ou élasto-plastique endommageable [176],[165], [177] du matériau. Cependant ceci existe encore les plusieurs limites au niveau de comportement local qui ne permet pas décrire proprement le comportement d'arrachement entre textile-matrice, ou le comportement anisotrope du textile... Par contre, à l'échelle de la structure, ces modèles proposés sont suffisants et permettent de traduire le comportement des structures renforcées et/ou réparées.

Dans le cadre de ce travail, une approche macroscopique homogène, dans laquelle la loi de comportement du composite TRC en traction est obtenue au moyen d'un essai de caractérisation est retenue, sans tenir compte explicitement des propriétés du mortier et du textile constituant le TRC (la liaison entre les fibres et la matrice est évidemment parfaite). La loi de comportement est représentée par un comportement multilinéaire à trois phases conformément à la **Figure 4-12**.

Deux modèles de comportement du matériau sont envisagés et confrontés. Pour le premier le composite TRC est modélisé comme un matériau « *élastique-plastique endommageable* » basé sur l'approche du modèle de Chaboche-Lemaitre [178]. Ce modèle est basé sur les notions de contrainte effective et d'équivalence en déformation : le matériau endommagé soumis à une certaine contrainte σ se comporte comme le matériau sain (c'est-à-dire non endommagé, éventuellement plastifié) soumis à la contrainte effective σ_e . La variable d'endommagement D permet de passer de la contrainte usuelle à la contrainte effective :

$$\sigma_e = \frac{\sigma}{1-D} \quad (3.19)$$

Deux variables scalaires sont introduites dans le modèle (**Figure 4-13**), la valeur de la déformation plastique à partir de laquelle l'endommagement commence à apparaître ϵ_d ($\epsilon_d = \epsilon_{car1}$), le deuxième scalaire est l'endommagement critique à rupture D_c qui correspond à la valeur d'endommagement à partir de laquelle il y a rupture de l'élément volumique représentatif, D_c permet d'obtenir un bon accord entre les résultats d'essai et numérique. Dès que l'endommagement atteint cette valeur critique, l'élément volumique représentatif peut être considéré comme rompu, c'est-à-dire $D=1$. La déformation à la rupture ϵ_r est considérée égale à ϵ_{car3} . Les paramètres de ce modèle sont représentés dans le **Tableau 4-8**

Plus simplement, le deuxième modèle considère un matériau « *élasto-plastique* » construit sur la théorie de la plasticité en contrainte plane, en introduisant les valeurs de déformation et de contrainte associée issues de la courbe d'essai de caractérisation du TRC (**Figure 4-12**). Les paramètres de ce modèle sont représentés au **Tableau 4-9**

La confrontation des deux modèles de comportement permet d'enrichir notre connaissance de la modélisation numérique du TRC, et donc de choisir le modèle qui semble le plus pertinent.

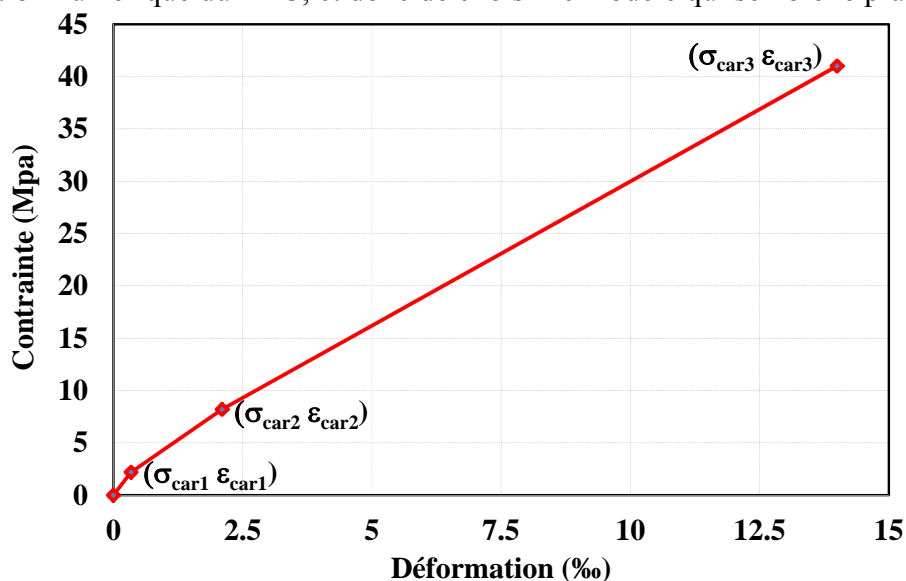


Figure 4-12 : Comportement en traction du composite TRC

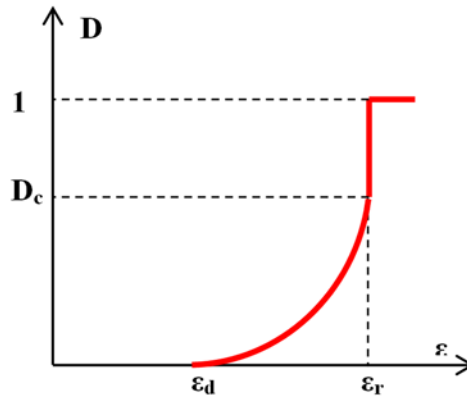


Figure 4-13 : Loi d'évolution de l'endommagement [179]

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)	D_c	ϵ_d (%)	ϵ_r (%)	
Identification à partir de la courbe d'essai de caractérisation									variable	= ϵ_{car2}	= ϵ_{car3}

Tableau 4-8: Paramètres du modèle « élasto-plastique endommageable »

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)
Identification à partir de la courbe d'essai de caractérisation							

Tableau 4-9 : Paramètres du modèle « élasto-plastique »

4.2.2.3 Application des modèles proposés

Deux exemples sont envisagés dans cette partie, le premier est l'application sur une plaque TRC soumise à une traction par flexion. La charge est appliquée jusqu'à la rupture de l'éprouvette. Le deuxième est l'application sur une plaque TRC d'une traction directe jusqu'à la rupture. L'intérêt principal de ces deux exemples est de comprendre et de confronter le comportement des deux modèles numériques proposés, en « élasto-plastique », et en « élasto-plastique endommageable ». Pour cela, on peut choisir le modèle pertinent permettant une bonne description du comportement du TRC dans deux cas de figure qui sont assez différents du point de vue du comportement global et local.

4.2.2.3.1 Plaque composite TRC en flexion 4 points

- **Données**

L'essai de caractérisation en flexion 4 points sur les plaques de composite KENTREC de dimensions 270 x 70 x 5 mm³ a été exposé dans la partie précédente. La **Figure 4-14** rappelle le principe de l'essai, l'éprouvette testée est placée entre deux appuis séparés de 250mm, un capteur LVDT avec une course 40 mm est placé à mi- portée. Une force croissante est exercée sur l'éprouvette jusqu'à ce que la plaque casse ou qu'elle atteigne la flèche maximum mesurable par le capteur LVDT. Le composite TRC est constitué de trois couches de textile fibre de verre (0/90 ; -45/45 ; 90/0) bidirectionnelles séparées par des couches de matrice.

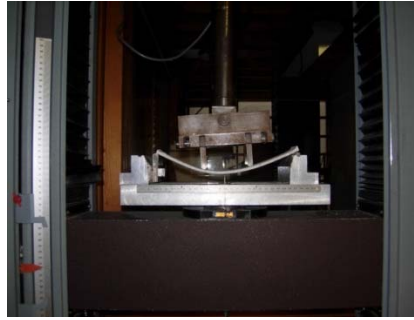


Figure 4-15 : Banc d'essai et instrumentation

• **Géométrie et hypothèse de la modélisation**

Nous optons pour des analyses 2D en membrane et en non linéaire, la géométrie et le chargement s'y prêtent. Une approche macro mécanique avec le modèle de fissuration répartie, et l'homogénéité du matériau (sans donner explicitement les propriétés des couches de mortier et tissus constituant le TRC), ainsi la liaison est parfaite entre la matrice et le renfort, et l'effort sera transféré parfaitement entre les différents matériaux dans le modèle. La symétrie de la géométrie permet de simuler la moitié de la plaque. Les éléments utilisés sont des quadrangles à 4 nœuds (QUA4), de mailles carrées de dimension $1 \times 1 \text{ mm}^2$, chaque nœud possède deux degrés de liberté en déplacements U_x et U_y . Les conditions aux limites sont appliquées par un blocage du déplacement vertical U_y sur l'appui mais aussi du déplacement horizontal U_x sur la condition de symétrie de la plaque. La charge appliquée en utilisant un déplacement imposé permet d'obtenir une meilleure convergence du calcul par rapport à un pilotage force qui rend le passage du point limite plus délicat.

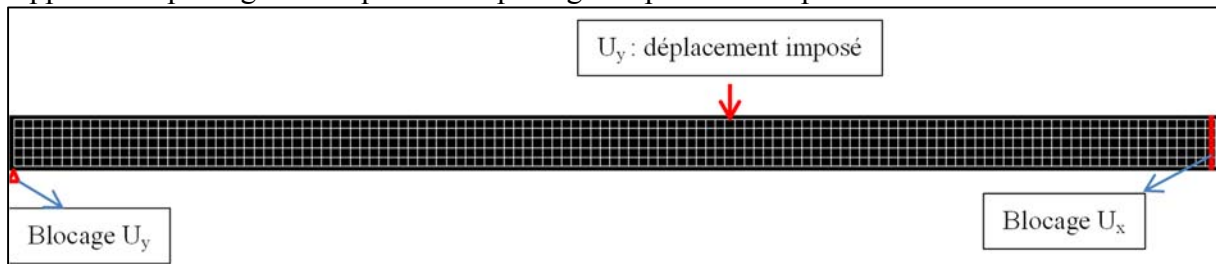


Figure 4-16 : Maillage du modèle

• **Paramètres matériau**

Les **Tableau 4-10** et **Tableau 4-11** montrent les paramètres du matériau correspondant au comportement « élasto-plastique » et « élasto-plastique endommageable » du TRC.

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)
12.5	0.23	2.5	3.51	32	0.02	0.045	0.95

Tableau 4-10 : Paramètres du TRC modèle « Elasto-plastique »

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)	D_c	ϵ_d (%)	ϵ_r (%)
12.5	0.23	2.5	3.51	32	0.02	0.045	0.95	0.1	0.02	0.95

Tableau 4-11 : Paramètres du TRC modèle « Elasto-plastique endommageable »

• **Analyse des résultats**

Un bon accord au niveau du comportement global (charge/flèche) est observé entre les résultats numériques et expérimentaux (**Figure 4-17**). Dans le cas de la modélisation

numérique, considérant une interaction complète entre la matrice et le renfort, la courbe numérique est plus rigide que celle expérimentale. Ce qui est expliqué par le fait que le modèle numérique ne permet pas de prendre en compte le glissement entre la matrice et les fibres.

La **Figure 4-18** représente le schéma de fissuration. Le résultat numérique est en bonne concordance par rapport aux observations de l'essai. Le comportement multi-fissurant du TRC, peut être représenté par un endommagement diffus.

Une comparaison entre les deux modèles de comportement du matériau proposés montre que la courbe associée au comportement « Elasto-Plastique Endommageable » est plus proche de la courbe expérimentale que celle associée au comportement « Elasto-Plastique ». Le modèle avec le comportement « Elasto-Plastique Endommageable » illustre la réduction de rigidité du matériau lorsque la charge avoisine la rupture. De plus ce modèle permet de présenter une localisation de la fissuration à la rupture du matériau (**Figure 4-18**)

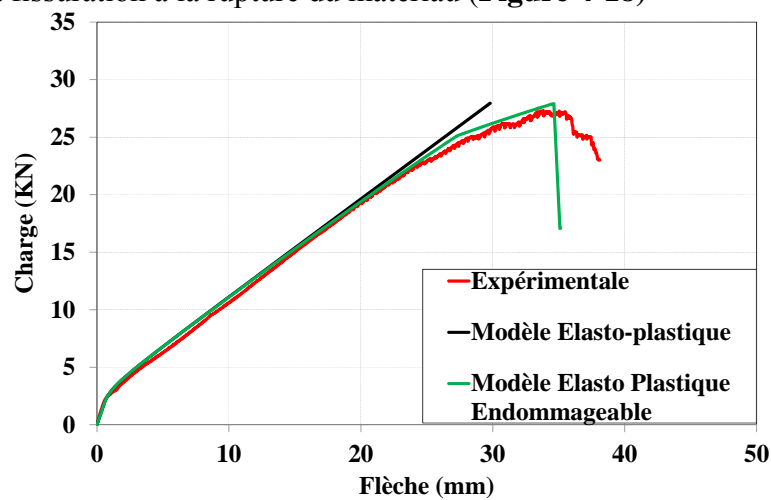


Figure 4-17: Courbes charge/flèche

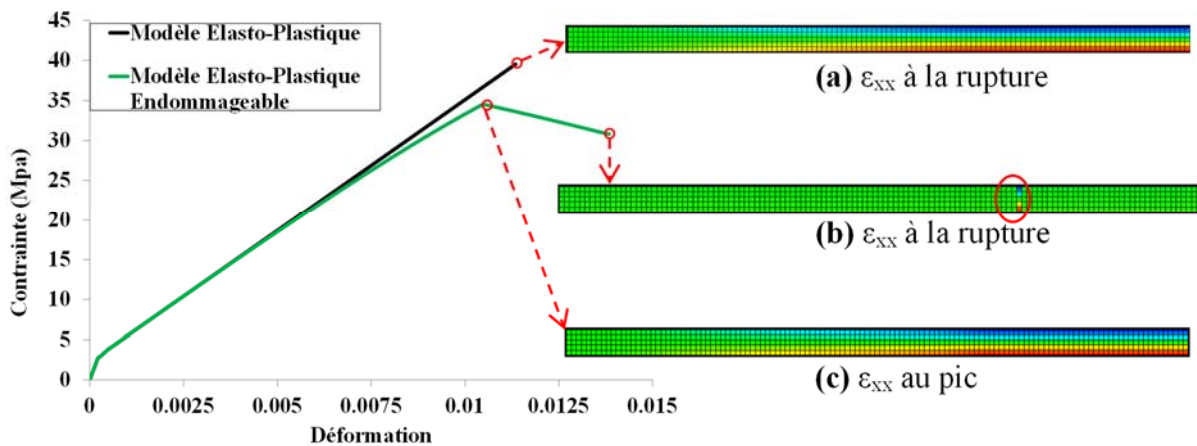


Figure 4-18 : Courbes contrainte/déformation numériques

4.2.2.3.2 Plaque composite TRC en traction directe

- **Données**

L'essai de traction directe est utilisé pour caractériser le comportement en traction du complexe composite TRC. L'éprouvette testée est placée entre deux mors séparés de 75 mm, un extensomètre de course 25 mm (soit 1/3 de la longueur entre les deux mors), est placé au milieu de l'éprouvette. Un capteur de force 200 DaN permet la mesure de l'effort, l'essai est piloté avec une vitesse de déplacement imposé de 0.1 mm/min jusqu'à la rupture (**Figure 4-19**). L'essai permet d'enregistrer la charge appliquée en fonction de la déformation de l'éprouvette.

Ici, le composite est différent, il est constitué par une seule couche de textile fibre de verre orienté 0/90° noyée dans une matrice cimentaire. Les éprouvettes testées sont rectangulaires, de dimensions 125×25×4 mm³ (longueur×largeur×épaisseur) (**Figure 4-20**).

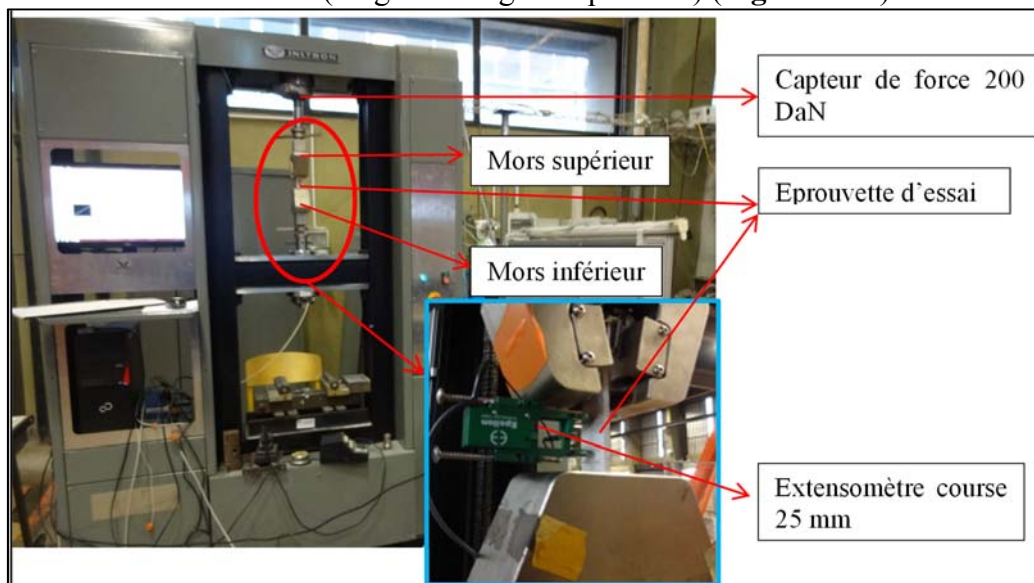


Figure 4-19 : Banc d'essai et instrumentation

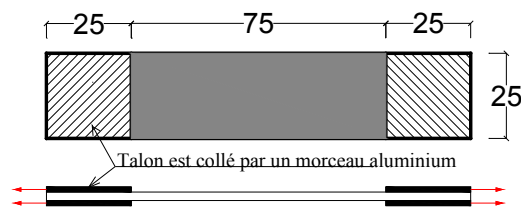


Figure 4-20 : Dimensions de l'éprouvette

- **Géométrie et hypothèse de la modélisation**

A nouveau, une analyse 2D membrane en non linéaire est menée, une approche macro mécanique avec le modèle de fissuration répartie, et donc l'homogénéité du matériau est considérée. Les éléments du composite sont de type QUA4 à 4 nœuds, de maille carrée 1.25 × 1.25 mm², chaque nœud possède deux degrés de liberté en déplacement U_x et U_y . Les conditions aux limites correspondent à un encastrement d'une surface 25x25 mm² associée à un des deux mors et un déplacement est imposé sur la surface 25x25 mm² opposée (**Figure 4-21**).

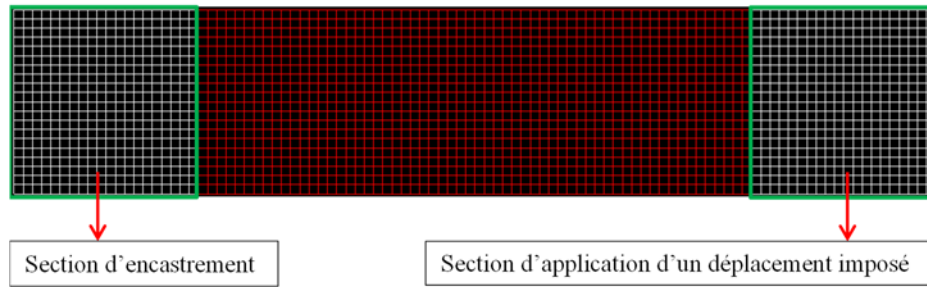


Figure 4-21: Maillage adopté

• Paramètres du matériau

Les **Tableau 4-12** et **Tableau 4-13** montrent les paramètres du matériau TRC correspondant au comportement « élasto-plastique » respectivement « élasto-plastique endommageable ».

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)
10.06	0.23	3.32	3.35	7.16	0.033	0.57	1.7

Tableau 4-12: Paramètres du modèle « Elasto-Plastique »

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)	D_c	ϵ_d (%)	ϵ_r (%)
10.06	0.23	3.32	3.35	7.16	0.033	0.57	1.7	0.1	0.57	1.7

Tableau 4-13: Paramètres du modèle « Elasto-Plastique endommageable »

• Analyse des résultats

On observe **Figure 4-22** que la contrainte est en très bon accord avec les mesures expérimentales de l'extensomètre. Le point de rupture est conforme à l'expérience. La **Figure 4-22** présente une cartographie des endommagements activés pour visualiser leur distribution le long de l'éprouvette. L'endommagement des fibres (**Figure 4-22-b**) se développe dans une bande qui s'étend sur toute la largeur. On peut observer aussi (**Figure 4-22-a**) la présence d'un endommagement diffus au moment de la rupture. Par contre, la limite du modèle matériau homogène, mais aussi l'absence du glissement entre la matrice et les fibres, ne permettent pas de décrire exactement la distribution des macro-fissures (nombre des macro-fissures, espacement entre les macro-fissures...), cependant, cet effet n'est pas suffisamment déterminant pour influencer sur la réponse globale.

Une comparaison entre les deux modèles de comportement du matériau proposés, montre que la courbe associée au comportement « Elasto-Plastique Endommageable » est plus proche de la courbe expérimentale que celle associée au comportement « Elasto-Plastique ». Le modèle avec le comportement « Elasto-Plastique Endommageable » illustre la réduction de rigidité du matériau lorsque la charge avoisine la rupture. De plus ce modèle permet de représenter à peu près la localisation liée à la rupture du matériau, et qui se traduit par le softening.

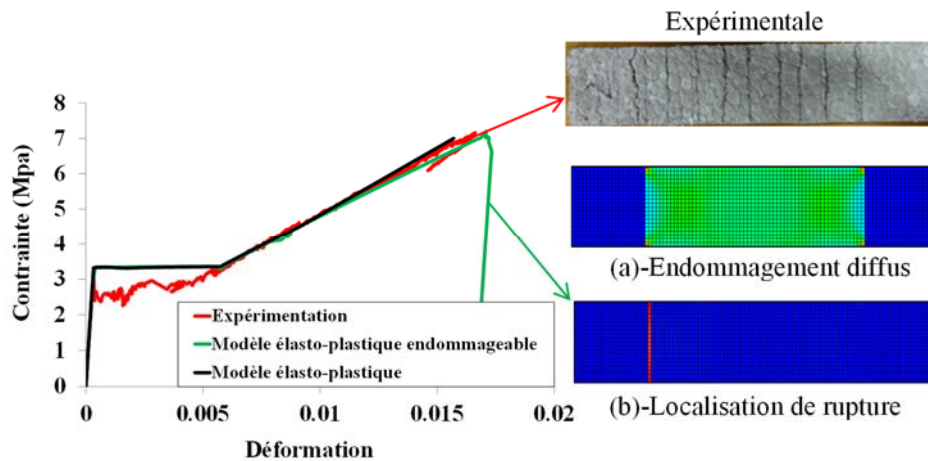


Figure 4-22 : Courbes contrainte/déformation numériques

4.2.3 Conclusions

Ces résultats nous permettent de conclure que les deux modèles proposés permettent de décrire le comportement du TRC, cependant, le modèle « élasto-plastique endommageable » est plus pertinent pour simuler le comportement de ce matériau. Nous proposons donc d'utiliser le modèle « élasto-plastique endommageable » pour les calculs numériques qui concernent la suite de l'étude.

4.3 Modélisation des essais

4.3.1 Simulation des éprouvettes en béton non et renforcée

Dans cette partie, les études numériques sur les éprouvettes en béton armé non et renforcées par TRC sont abordées. Les éprouvettes renforcées et conservées dans l'eau sont ici simulées. Le cas des éprouvettes renforcées conservées dans l'air est abordé dans la partie concernant l'étude paramétrique.

4.3.1.1 Géométrie et hypothèse de la modélisation

Le modèle béton « CEA » est utilisé pour modéliser le comportement du béton. La liaison entre le composite et la structure est considérée parfaite.

La symétrie de la géométrie permet de simuler la moitié de l'éprouvette. Les éléments utilisés sont des QUA4 à 4 nœuds, de maille carré $2.5 \times 2.5 \text{ mm}^2$, le défaut initial et la couche concernant le mortier de recollage, sont maillés à l'aide d'éléments rectangulaires de $1.25 \times 2.5 \text{ mm}^2$. Les conditions aux limites traduisent un blocage du déplacement vertical U_y sur l'appui, et du déplacement horizontal U_x sur la condition de symétrie de la poutre. La charge est appliquée via un déplacement imposé qui permet d'obtenir une meilleure convergence du calcul par rapport au cas force imposée (Figure 4-23-a,b,c) qui a du mal à converger notamment au passage de point limite.

Pour le cas de l'éprouvette coupée reconnectée par TRC (E-COUP-TRC), la géométrie complète de l'éprouvette est simulée. De même, la charge est appliquée en utilisant un déplacement imposé (Figure 4-23-d).

Le composite TRC est simulé avec une épaisseur de 5 mm, à l'aide d'élément QUA4, rectangulaires de dimensions $2.5 \times 1 \text{ mm}^2$ (largeur \times épaisseur).

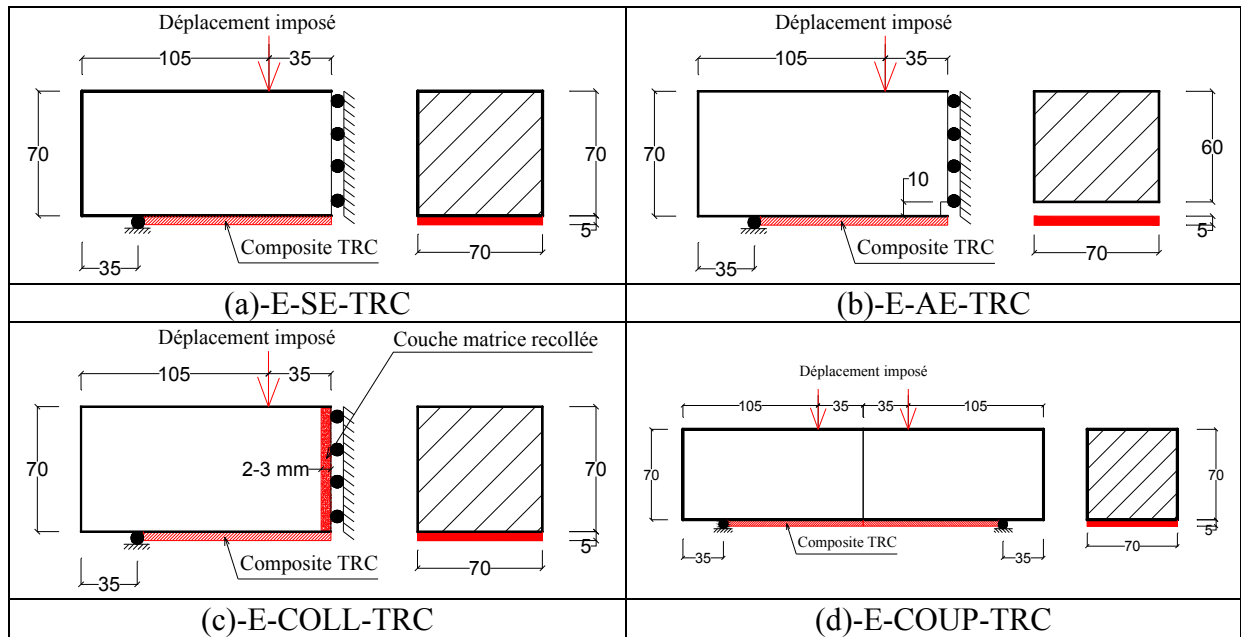


Figure 4-23 : Géométrie et conditions aux limites

4.3.1.2 Paramètres matériaux

4.3.1.2.1 Béton

Le **Tableau 4-14** présente les paramètres du modèle béton, qui correspondent aux caractéristiques mécaniques du béton présentées dans la partie expérimentale et pour une taille maximale de granulats de 10 mm ($D_{max} = 10$ mm). Deux paramètres ϵ_{rup} et ϵ_t varient en fonction de la taille d'élément selon le **Tableau 4-15**

E_b Gpa	ν_b	f_c Mpa	f_t Mpa	G_c Nmm/mm ²	G_f Nmm/mm ²	ϵ_{rup}	ϵ_t
35	0.23	57.43	4.5	8.8	0.088	Variable	Variable

Tableau 4-14 : Paramètres du modèle béton CEA

Taille d'élément (mm ²)	2.5 × 2.5	1.25 × 2.5
ϵ_{rup}	0.065	0.091
ϵ_t	0.011	0.0156

Tableau 4-15 : Paramètres ϵ_{rup} , ϵ_t

4.3.1.2.2 Mortier

La couche mortier recollée associée aux éprouvettes « **E-COLL-Ref (TRC)** » est simulée simplement comme un matériau en béton avec un module d'élasticité égale à celui du TRC (8900 Mpa). Sachant que la liaison entre le mortier et le support béton est considérée parfaite, la résistance en traction du mortier dans ce cas est considérée égale à la contrainte d'adhérence entre le mortier et le support béton. Elle est identifiée par l'essai d'arrachement et on a obtenu 3.3 Mpa. Cette valeur est évidemment inférieure à la résistance en traction du béton obtenue sur éprouvette (4.5 Mpa). Pour cela, la simulation permet de traduire une localisation de la fissuration au niveau de la couche de mortier de recollement, ainsi la rupture est cohésive comme obtenue par l'expérimentation. Dans ce cas, le comportement en

compression du mortier est peu important, donc on propose une résistance en compression du mortier égale à 40 Mpa, qui est égale environ à 12 fois la résistance en traction.

Le modèle béton CEA est retenu pour simuler le mortier recollé, pour ce faire, l'énergie de fissuration à rupture en traction et en compression est adoptée respectivement de 0.06 Nmm/mm² et 6 Nmm/mm², ces valeurs correspondent à la taille minimale du granulat du béton.

Le **Tableau 4-16** présente les paramètres du modèle « mortier ».

E_b Gpa	ν_b	f_c Mpa	f_t Mpa	G_c Nmm/mm ²	G_f Nmm/mm ²	ϵ_{rup}	ϵ_t
8.9	0.23	40	3.3	6	0.06	0.089	0.014

Tableau 4-16 : Paramètres du mortier recollé associé aux éprouvettes « E-COLL-Ref (TRC) »

4.3.1.2.3 Composite TRC

Les essais en traction directe (Contamine [180], Pello [166], Hals [171], Elisa[172]) ou en flexion 4 points (Michel [173], William [174]) sur les plaques de matériau composite TRC, ont traduit un comportement non-linéaire de ce matériau. Parmi les modélisations numériques proposées par les auteurs, on peut citer le modèle de comportement élasto-plastique [175], [167] ou élasto-plastique endommageable [176],[165], [177] du matériau.

Dans cette étude, l'approche macroscopique homogène, dans laquelle la loi de comportement du composite TRC en traction uni-axiale est retenue, sans recourir explicitement aux propriétés du mortier et du textile constituant le TRC (la liaison entre les fibres et la matrice est évidemment parfaite). L'approche par une loi de comportement élastique-plastique endommageable est considérée, et le modèle de Chaboche-Lemaitre [178]) retenu. Les données d'entrée, sont les valeurs de déformations et de contraintes obtenues par la courbe à la **Figure 4-24**, ainsi que les variables scalaires d'endommagement. Deux variable scalaire sont introduites dans le modèle, la première est la valeur de déformation plastique à partir de laquelle l'endommagement commence à apparaître ϵ_d ($\epsilon_d = \epsilon_{car1}$), la deuxième est aussi scalaire et, elle représente l'endommagement critique à rupture D_c , qui correspond à la valeur d'endommagement à partir de laquelle il y a rupture de l'élément volumique représentatif. D_c est définie pour qu'un bon accord entre les résultats d'essai et numérique, il y a donc un recalage initial. Dès que l'endommagement atteinte cette valeur critique, l'élément volumique représentatif peut être considéré comme rompu, c'est-à-dire $D=1$. La déformation à la rupture ϵ_r est considéré égale à ϵ_{car3} . Les paramètres de ce modèle sont présentés au **Tableau 4-17**.

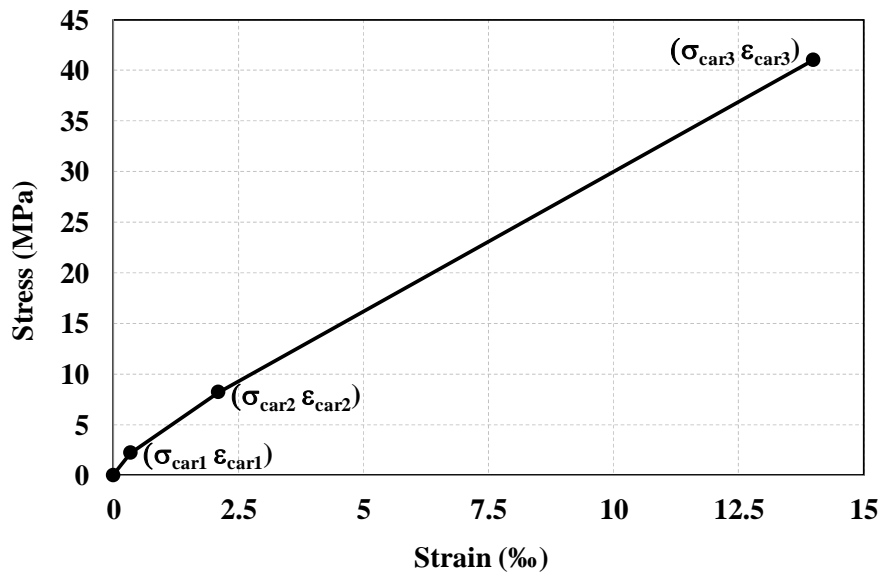


Figure 4-24 : Comportement en traction du composite TRC

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)	D_c	ϵ_d (%)	ϵ_r (%)
Valeurs du comportement élasto-plastique								variable d'endommagement		

Tableau 4-17 : Paramètres du modèle de matériau TRC

• **Modélisation numérique des plaques composite soumise à flexion 4 points**

Une analyse numérique du comportement du TRC est menée. La bonne concordance qualitative et quantitative entre le modèle proposé et les résultats expérimentaux permettent de valider la modélisation proposée à l'échelle du matériau. La simulation en 2D de l'essai de flexion 4 points sur les plaques composites décrites précédemment est effectuée. Le choix de l'élément fini, des conditions aux limites sont similaires aux précédents calculs.

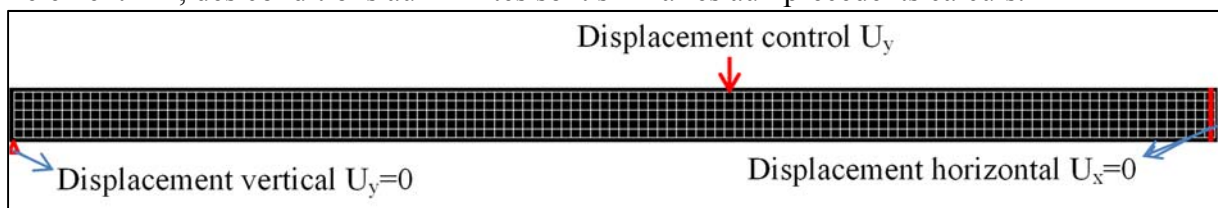


Figure 4-25 : Maillage et conditions aux limites

Le **Tableau 4-18** et **Tableau 4-19** montrent les paramètres du matériau TRC conservé dans l'eau respectivement à l'air

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)	D_c	ϵ_d (%)	ϵ_r (%)
10	0.23	8	10	32	0.08	0.18	1.1	0.1	0.08	1.1
Paramètres pour le comportement élasto-plastique								variable d'endommagement		

Tableau 4-18 : Paramètres du matériau TRC conservé dans l'eau

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ϵ_{car1} (%)	ϵ_{car2} (%)	ϵ_{car3} (%)	D_c	ϵ_d (%)	ϵ_r (%)
10	0.23	7.5	10	25	0.08	0.19	1.1	0.1	0.08	1.1
Valeurs du comportement élasto-plastique								variable d'endommagement		

Tableau 4-19 : Paramètres du matériau TRC conservé dans l'air

La **Figure 4-26** présente un bon accord au niveau du comportement global (stress/flèche) entre le numérique et l'expérimentale. Dans le cas de la modélisation numérique, l'interaction complète considérée entre la matrice et le renfort, conduit à une courbe plus rigide que l'expérimentale. Le modèle numérique ne permet pas de prendre en compte le glissement entre la matrice et les fibres.

Le champ de déformation traduit en quelque sorte le schéma de fissuration. Le résultat numérique est en bonne concordance avec les observations expérimentales. Il semblerait que le mécanisme d'endommagement par multifissuration est présent à la phase pre-peak, et ensuite une rupture localisée à la phase post-peak.

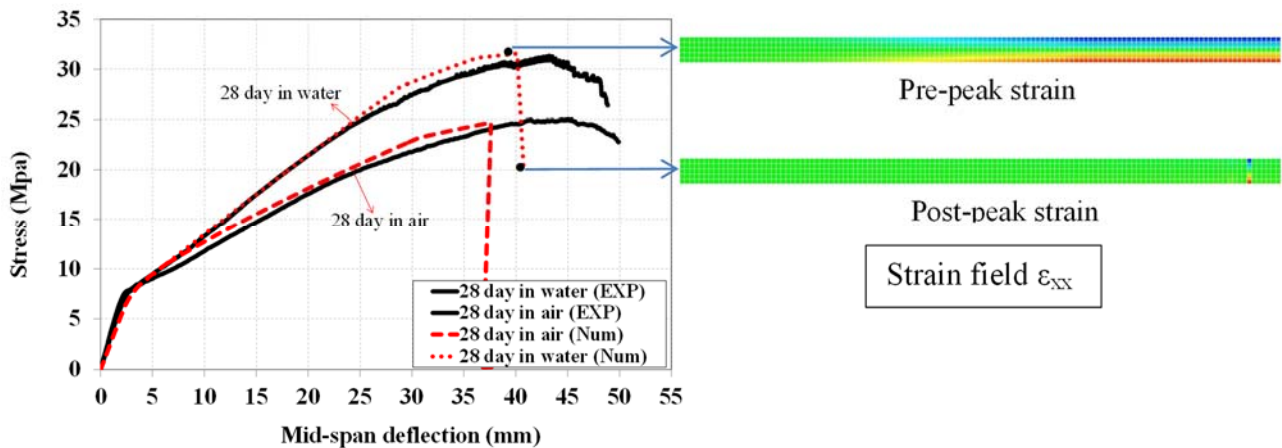


Figure 4-26: Courbe contrainte/flèche

4.3.1.3 Résultats et discussions

4.3.1.3.1 Comportement global

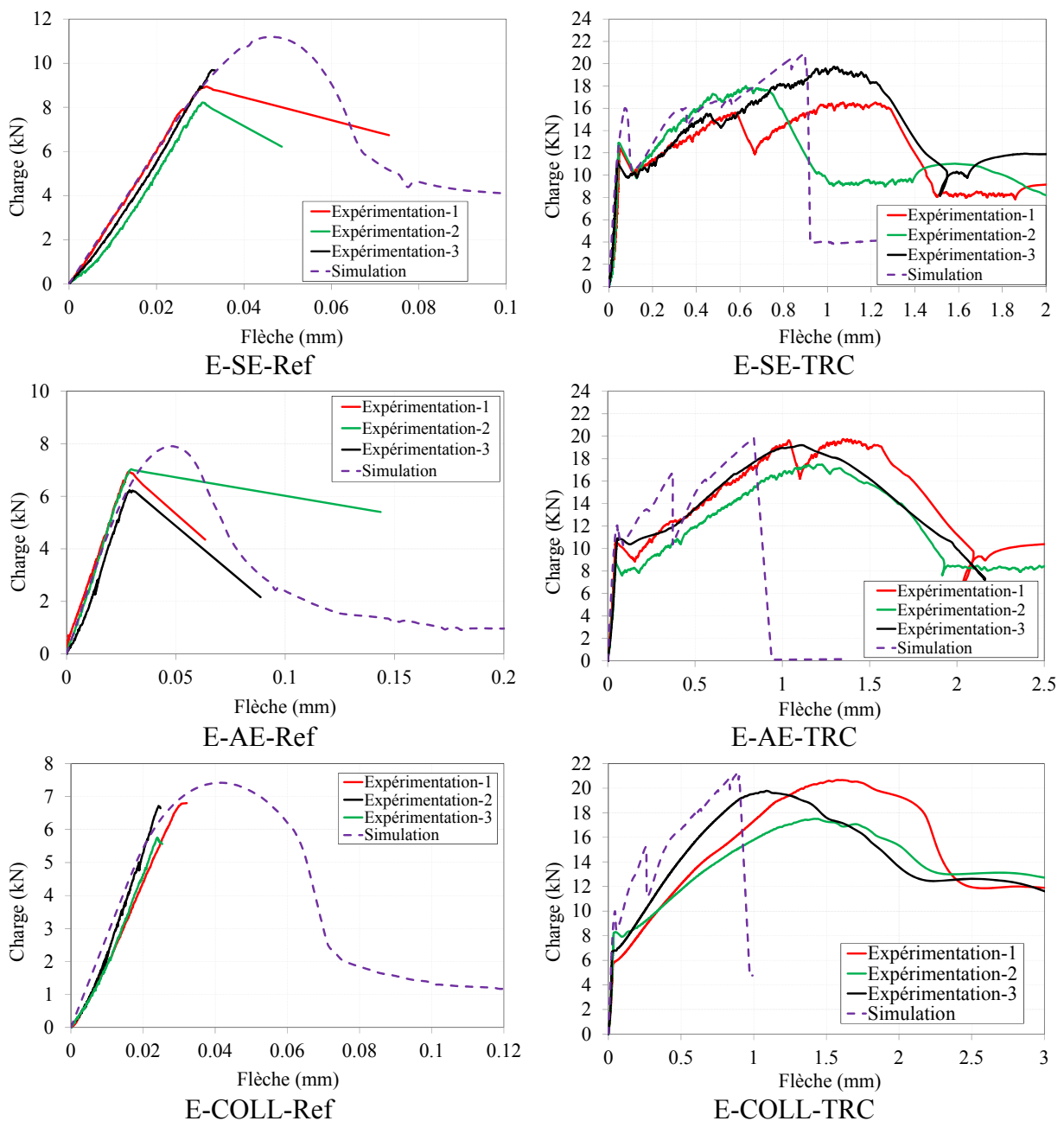
4.3.1.3.1.1 Charge/flèche

La confrontation des résultats numériques avec les résultats expérimentaux met en lumière un bon accord qualitatif mais aussi quantitatif avec une bonne corrélation sur certaines phases de comportement (**Figure 4-27**).

Dans le cas des éprouvettes de référence, les courbes numériques montrent une bonne concordance en termes de rigidité par rapport aux courbes expérimentales. Les écarts sur la charge ultime restent raisonnables, les valeurs numériques sont supérieures de **18-22%**. Ceci s'explique par la limite de l'approche de type matériau homogène, le modèle « fissuration répartie » ne permet pas de tenir compte des effets d'un matériau non homogène. En réalité, la rupture des éprouvettes observée durant l'essai est très fragile, la mesure lors de l'essai ne permet pas d'exploiter la phase post-pic. Cependant la simulation permet de traduire le

comportement post-pic, et la forme de la courbe post-pic dépend du paramètre d'énergie de fissuration à la traction.

Dans le cas des éprouvettes renforcées, un bon accord entre les résultats numériques et expérimentaux est observé pour la première phase (phase élastique). Cependant, pour la deuxième phase, les courbes numériques sont plus rigides, ce qui peut être expliqué d'une part par le fait que le comportement en fissuration étant prioritairement piloté par les propriétés du TRC dans la limite de l'approche du matériau homogène, d'autre part la considération d'une liaison parfaite entre composite et béton est trop raide et optimiste, l'endommagement progressif à ce niveau n'est pas pris en compte. De plus, les simulations numériques ne permettent pas de traduire précisément le comportement post-pic du fait que le phénomène de glissement tissu-matrice n'est pas pris en compte, la localisation est aussi mal gérée en termes de relaxation des contraintes, et de dissipation énergétique.



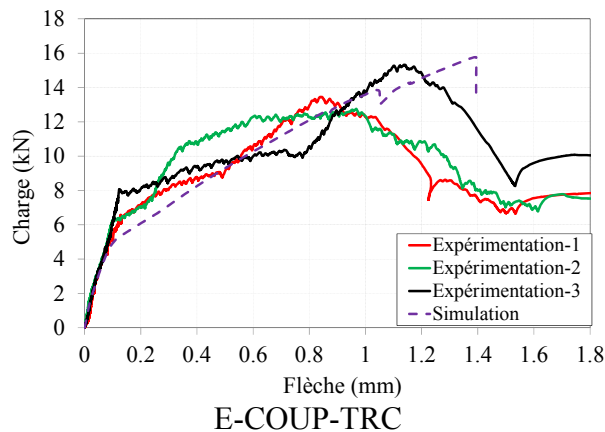


Figure 4-27 : Courbes charge/déplacement essais/calcul

4.3.1.3.1.2 Modes de rupture

Un bon accord du mode de ruine est observé entre la modélisation numérique et l'expérimentation (**Figure 4-28**). Dans le cas des éprouvettes de référence, comme observé lors de l'essai, la simulation permet de traduire un mode de rupture du béton en traction engendré par le moment de flexion pour les éprouvettes E-SE-Ref et E-AE-Ref, et un mode de rupture cohésif pour l'éprouvette E-COLL-Ref.

Dans le cas des éprouvettes renforcées, la rupture localisée au composite est traduite également par la simulation numérique. Cependant, l'absence d'un glissement fibre-matrice pour les résultats numériques est remarquée, ce qui est conforme aux limites liées à l'approche via un matériau homogène du TRC. De plus, il semblerait que le nombre de fissuration obtenu par la simulation est supérieur entre 1-2 fissures par rapport à celui obtenu par l'expérimentation. Ceci peut être expliqué par une liaison parfaite TRC-béton dans le modèle numérique, ce qui conduit à un meilleur transfert d'effort entre des différents matériaux et conduit à une meilleure distribution de contrainte dans la structure.


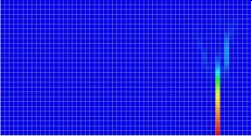

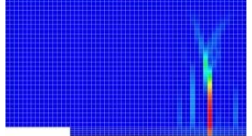

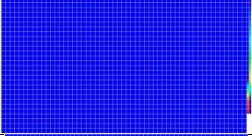

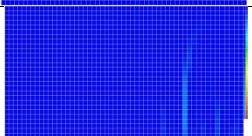

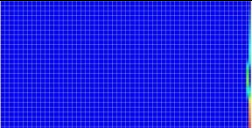
Eprouvettes	Expérimentation	Simulation
E-SE-ref		
E-SE-TRC		
E-AE-ref		
E-AE-TRC		
E-COLL-Ref		



Figure 4-28 : Modes de rupture des éprouvettes

4.3.1.3.2 Comportement local : Déformation du composite

Le comparatif sera établi sur la déformation du composite TRC. Les résultats expérimentaux sont données via les jauges de déformation qui peuvent suivre la déformation du composite jusqu'à une valeur relativement importante. Cependant, en raison de la limite de capacité de la jauge, ces dernières cassent normalement à un niveau de charge inférieure à la charge ultime (Figure 4-29).

La confrontation des courbes numériques avec les résultats expérimentaux sur la Figure 4-29 montre un bon accord qualitatif et une bonne adéquation quantitative, plus spécifiquement relativement à la 1^{ère} phase de comportement. Ces courbes présentent bien une correspondance entre les résultats relatifs au comportement global (charge-flèche), on observe bien deux phases de comportement. Lors de la deuxième phase de comportement, on note un écart conséquent, pour la déformation du TRC, entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux. Physiquement, ceci peut être expliqué par les mécanismes de distribution des efforts (déformation) complexes dans le composite qui dépendent de plusieurs paramètres comme la position des tissus, l'adhérence fibre-matrice... ceux-ci n'est pas pris en compte dans la simulation numérique, sachant que le matériau est considéré homogène. On touche ici les limites d'une modélisation globale, qui n'intègrent pas toutes les échelles, en particulier les échelles des endommagements localisés.

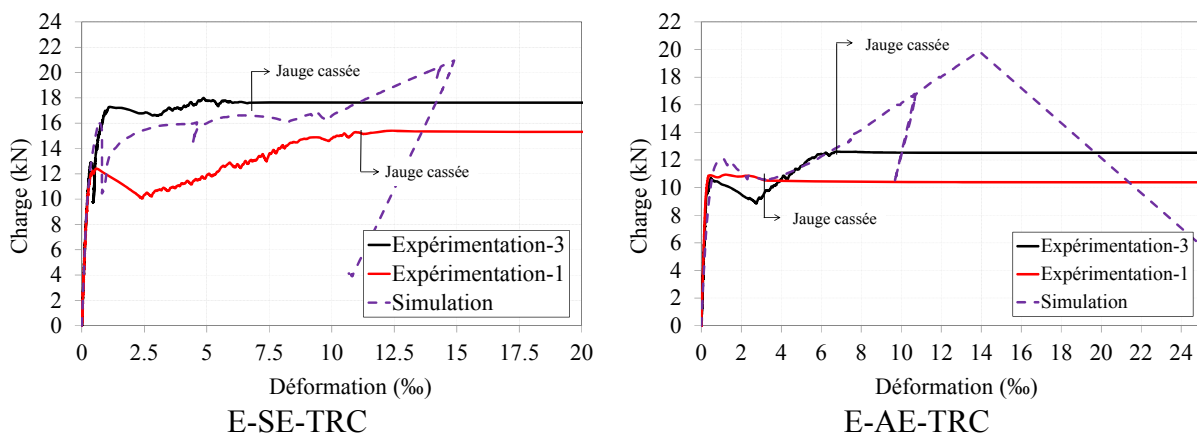


Figure 4-29 : Evolution de la déformation du composite TRC

4.3.1.3.3 Etudes paramétriques

L'efficacité du renforcement/réparation du composite dépend de plusieurs paramètres qui ont été abordé dans le chapitre étude bibliographique. Dans le but de tirer profit au maximum d'une réparation/renforcement, il est important de mener une étude paramétrique. Le premier

paramètre est l'influence de l'épaisseur du composite, ou indirectement, le taux de renfort sur le comportement de l'éprouvette renforcée. Le taux de renfort est un paramètre particulièrement sensible, qui est évalué dans l'objectif d'améliorer et d'optimiser le comportement des structures réparées et/ou renforcées par TRC. Le deuxième est la résistance ultime du composite, et donc l'évaluation de son influence sur l'efficacité du renforcement. La résistance ultime est un paramètre lié aux caractéristiques mécaniques du composite, qui est particulièrement sensible à la nature de la matrice, ainsi que la nature des fibres, mais aussi comme expliqué auparavant, la préimprégnation du composite... D'autre part, l'évaluation de l'effet de l'histoire du chargement sur la structure, en termes d'efficacité du renforcement est aussi importante, car elle permettrait d'améliorer le protocole au sens de processus de renforcement/réparation des structures en béton par composite TRC. Pour ce faire, l'influence de différentes géométries de pré-fissuration (entaille) sur l'efficacité du renforcement est étudiée.

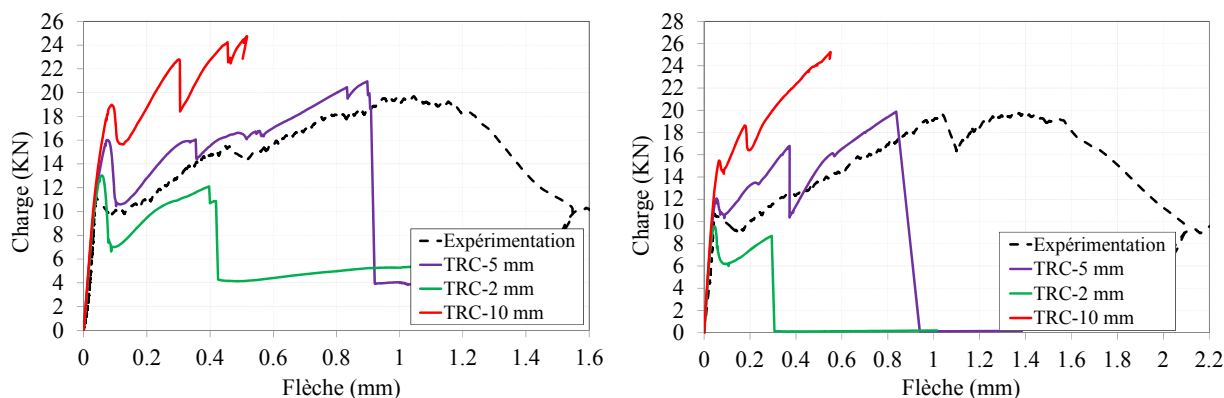
4.3.1.3.3.1 Influence de l'épaisseur du composite (ou taux de renfort)

Dans cette étude, 3 épaisseurs (2 mm, 5 mm, 10 mm) ont été retenues en conservant une épaisseur traitée expérimentalement et deux autres cas qui peuvent être vraisemblables (2 à 10 mm), avec donc un taux de renforcement très élevé et un autre très faible.

On constate que l'épaisseur du composite TRC (ou taux de renfort) influence beaucoup le comportement global de la structure (**Figure 4-30**). Une augmentation de l'efficacité du renforcement du TRC avec l'augmentation de l'épaisseur du TRC est remarquée. En effet, une augmentation de la charge ultime de **104-188.5%**, en fonction de la configuration de l'éprouvette, est remarquée lorsque l'épaisseur du TRC augmente de 2 à 10 mm (**Figure 4-31**). Mais aussi une augmentation importante de la rigidité sur la 2^{ème} phase de comportement. De plus, la charge associée à la 1^{ère} fissure est sensiblement augmentée entre **47.6-304%** en fonction de l'augmentation de l'épaisseur du composite de 2-10 mm (**Figure 4-31**).

Les courbes obtenues sur des éprouvettes avec une faible épaisseur de composite, de 2 mm, présentent une charge ultime proche de la charge de première fissure, ce qui montre que l'épaisseur du TRC de 2 mm ne suffit pas pour augmenter la capacité portante de l'éprouvette.

La **Figure 4-32** montre le mode de rupture des éprouvettes en fonction de l'épaisseur du composite. Ces résultats mettent en lumière que le renforcement avec une épaisseur importante du TRC permet d'améliorer nettement le mode de rupture de l'éprouvette. En effet, un mode de rupture du béton est remarqué dans le cas de l'épaisseur du TRC de 10 mm, alors que le mode de rupture du composite est obtenu dans le cas de l'épaisseur de 2 et 5 mm. De plus, le nombre de fissures est augmenté en fonction de l'augmentation de l'épaisseur du TRC.



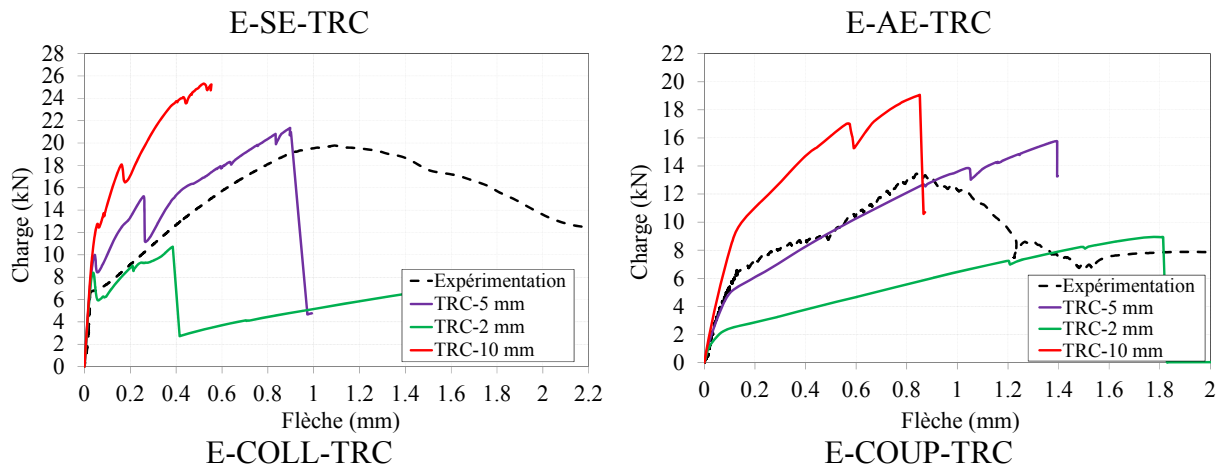


Figure 4-30 : Courbes charge/déplacement en fonction de l'épaisseur du TRC

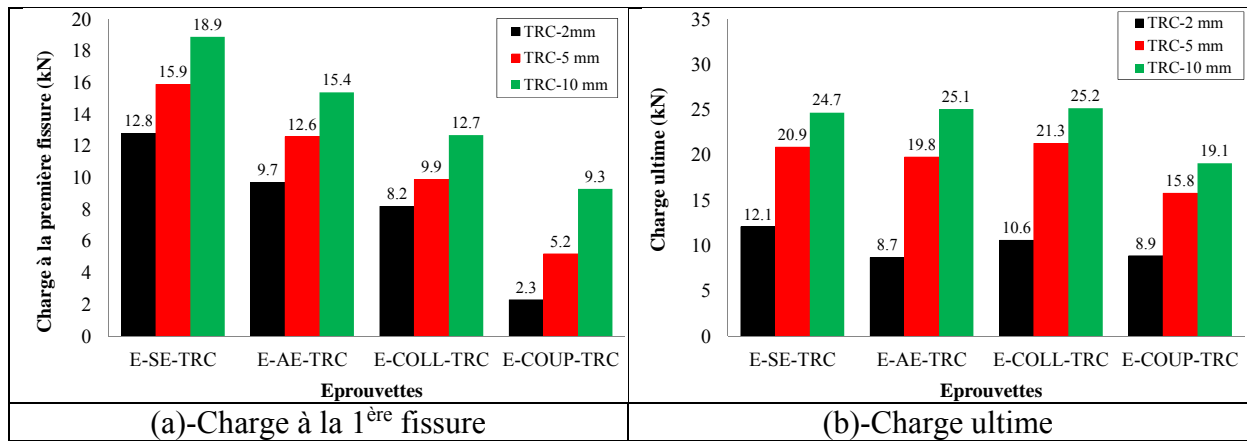


Figure 4-31 : Augmentation de la charge avec augmentation de l'épaisseur de TRC

Echantillon	Epaisseur du TRC (mm)		
	2	5	10
E-SE-TRC	 Rupture composite	 Rupture composite	 Rupture du béton
E-AE-TRC	 Rupture composite	 Rupture composite	 Rupture du béton
E-COLL-TRC	 Rupture composite	 Rupture composite	 Rupture du béton

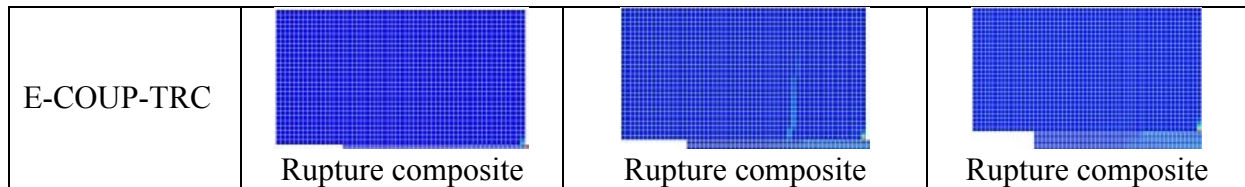


Figure 4-32 : Modes de rupture en fonction de l'épaisseur du TRC

4.3.1.3.3.2 Influence de la résistance ultime du composite

Afin d'améliorer la résistance mécanique du TRC, plusieurs méthodes peuvent être proposées, comme l'amélioration de la nature des fibres, l'amélioration de l'adhérence interne ou externe, l'augmentation du taux de renfort, l'amélioration des conditions de conservation... Peu d'études portent sur l'évaluation de l'effet de la résistance ultime du TRC sur l'efficacité du renforcement des structures. L'approche numérique est très pratique pour cela, elle permet d'évaluer aisément cette influence. En effet, dans cette étude, 3 cas de variation de la contrainte ultime du TRC (15.5 Mpa, 31 Mpa, 62 Mpa) ont été retenus, en conservant un cas expérimental (cas 2 (Ref)) et deux variables (cas 1 et cas 3). Le cas 1 représente une résistance très faible et celle associée au cas 3 est très élevée (Figure 4-33). Nous évaluons aussi la variation du module dans la phase fissurée (Figure 4-33).

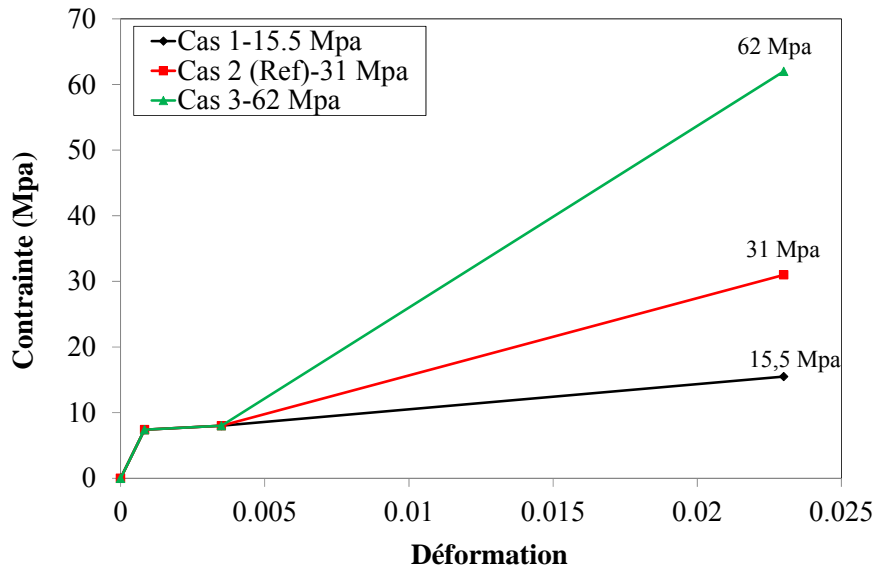


Figure 4-33 : Différents cas associés à la variation de la contrainte ultime du composite

Les courbes à la Figure 4-34 montrent que la variation de la résistance ultime du TRC influence significativement le comportement global de la structure. Une augmentation de l'efficacité du renforcement avec l'augmentation de la contrainte ultime du TRC est remarquée. En effet, une augmentation de la charge ultime de **105-153%** est remarquée lorsque la contrainte ultime du TRC augmente de 15.5 à 62 Mpa (Figure 4-35). Mais aussi une augmentation importante de la rigidité lors de la 2^{ème} phase. De plus, aucune modification de la charge associée à la 1^{ère} fissure et la rigidité initiale ne sont remarquées, ce qui est expliqué par le comportement initial du TRC qui reste identique pour les trois cas. Ces résultats montrent que les éprouvettes avec une faible contrainte ultime (15.5 Mpa) du composite présentent une augmentation négligeable de la charge ultime, une faible résistance du TRC (15.5 Mpa) ne suffit pas pour augmenter la capacité portant de l'éprouvette.

La Figure 4-36 montre le mode de rupture des éprouvettes en fonction de l'épaisseur du composite. Ces résultats mettent en lumière que le renforcement des éprouvettes avec une

résistance importante du TRC permet d'améliorer nettement le mode de rupture de l'éprouvette. En effet, il semble que les éprouvettes renforcées par TRC avec une contrainte de 62 Mpa présentent une rupture du béton en traction au lieu du mode de rupture du composite obtenu sur les éprouvettes renforcées par TRC, associé à la contrainte faible (15.5 Mpa) et moyenne (31 Mpa). De plus, on note une augmentation du nombre de fissures, ainsi que l'apparition des fissures en cisaillement dans le cas des éprouvettes renforcées par un TRC de contrainte ultime 62 Mpa contrairement aux deux autres cas.

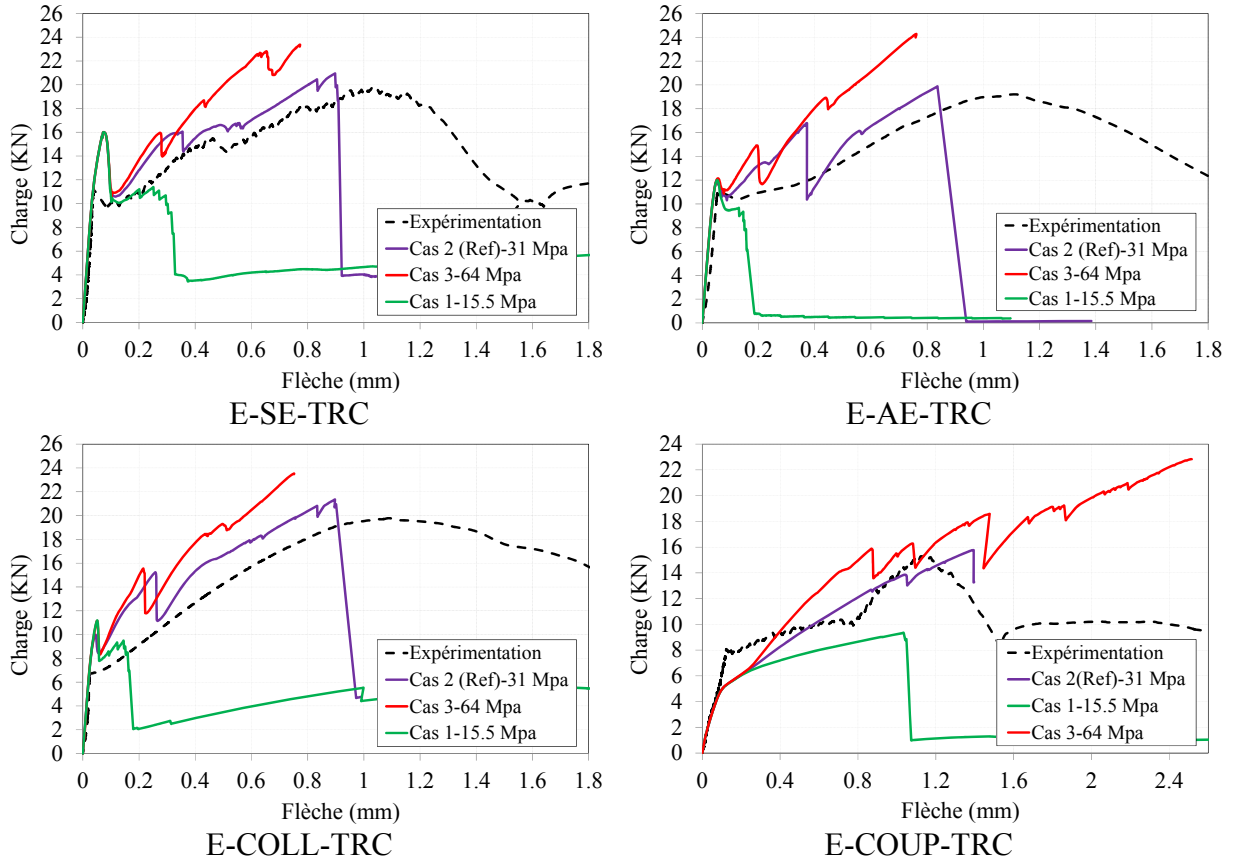


Figure 4-34 : Courbes charge/déplacement en fonction de la contrainte ultime du TRC

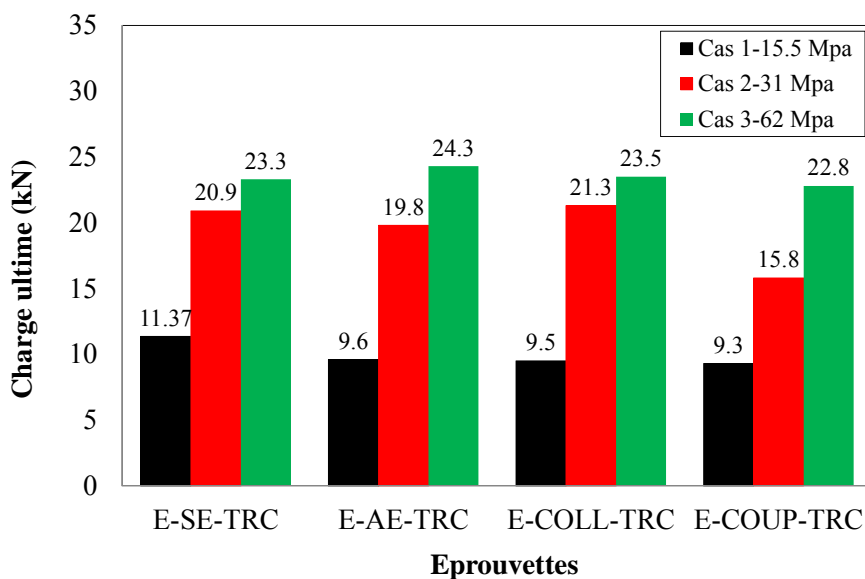


Figure 4-35 : Effet de la contrainte ultime du TRC sur la charge ultime

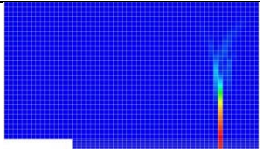
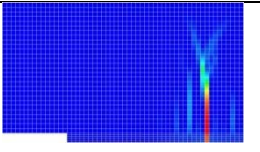
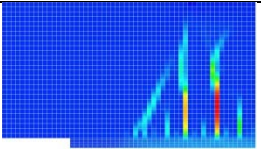
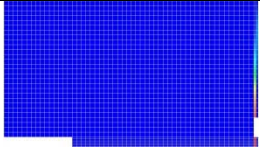
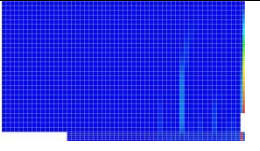
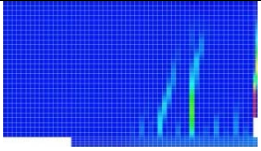
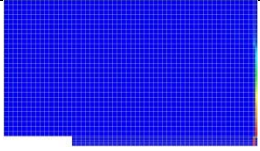
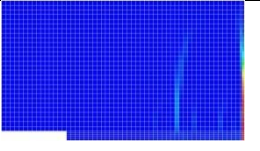
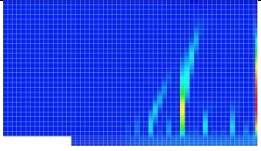
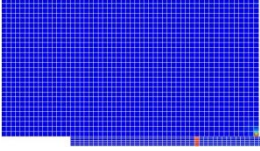
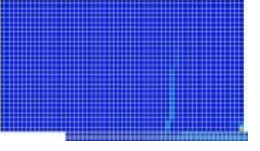
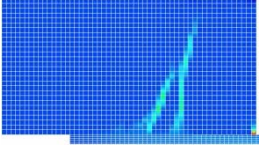
Eprouvettes	Contrainte ultime du TRC (Mpa)		
	15.5	31	62
E-SE-TRC	 Rupture composite	 Rupture composite	 Rupture du béton
E-AE-TRC	 Rupture composite	 Rupture composite	 Rupture du béton
E-COLL-TRC	 Rupture composite	 Rupture composite	 Rupture du béton
E-COUP-TRC	 Rupture composite	 Rupture composite	 Rupture du béton

Figure 4-36 : Mode de rupture en fonction de l'épaisseur du TRC

4.3.1.3.3 Influence de la géométrie de pré-fissuration

L'évaluation de l'effet de l'histoire du chargement sur l'efficacité du renforcement du TRC est abordée dans l'étude de Verbruggen et al [110], [108]. La pré-fissuration peut être créée par deux différentes méthodes, la première correspond à la poutre de référence chargée jusqu'à l'apparition de la 1^{ère} fissure, puis déchargée et enfin renforcée par TRC (Verbruggen et al [110]). La deuxième est simplement une entaille au centre de la poutre (Verbruggen et al [108]). L'auteur montre que la pré-fissuration n'influence pas l'efficacité du TRC du renforcement, autrement dit, la méthode du renforcement par composite TRC est indépendante de l'histoire de charge des poutres en béton armé.

Très peu d'études portent sur l'évaluation de l'effet de la géométrie de pré-fissuration sur l'efficacité du renforcement des structures. Dans cette partie, la simulation numérique permet d'évaluer cette influence. Ainsi, l'influence de la variation de la largeur de l'entaille associée à l'ouverture initiale de pré-fissure, aussi que l'influence de la variation de la profondeur de l'entaille, associée à la propagation initiale de pré-fissure, sont considérées.

Trois cas de variation de la largeur de l'entaille (5 mm, 10 mm, 15 mm) ont été retenus, sachant que le cas (5mm (Ref)) est étudié expérimentalement, et qu'on y rajoute deux cas, soit 10 mm et l'autre plus élevée 15 mm. Dans tous ces cas, la profondeur de l'entaille est identique soit 10 mm (**Figure 4-37**).

Aussi, trois cas de variation de la profondeur de l'entaille (5 mm, 10 mm, 15 mm) ont été retenus en conservant un cas expérimental (10 mm (Ref)) et une configuration plus faible soit 5 mm et l'autre plus élevée soit 15 mm. Dans ces cas, la largeur de l'entaille est identique et vaut 5 mm (**Figure 4-38**).

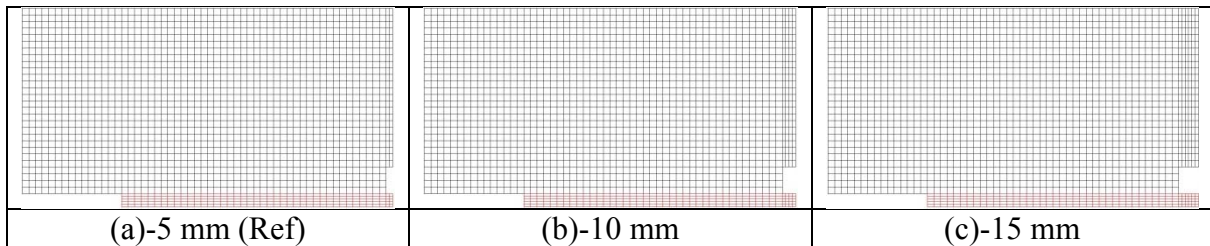


Figure 4-37 : Variation de la largeur de l'entaille (ouverture initiale de fissure)

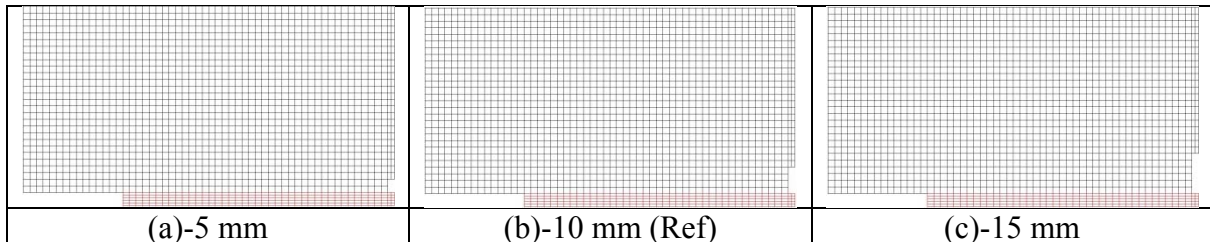


Figure 4-38 : Variation de la profondeur de l'entaille (propagation initiale de fissure)

L'influence de la variation de la largeur de l'entaille (ouverture initiale de fissure) sur le comportement global charge/flèche des éprouvettes références et renforcées est illustrée **Figure 4-39**. Ces courbes montrent que la largeur de l'entaille influence très peu le comportement des éprouvettes références. Une diminution légère de la charge ultime avec l'augmentation de la largeur de l'entaille est remarquée. Par contre, il semblerait que la largeur de l'entaille modifie significativement le comportement global des éprouvettes renforcées. En effet, une augmentation de la charge ultime avec l'augmentation de la largeur de l'entaille, ce qui est expliqué que plus augmentation de largeur de l'entaille, plus augmentation de longueur du composite sous l'entaille, ce qui conduit l'effort étant distribuée sur une surface de plus large. Aussi la variation de largeur de l'entaille ne permet pas de modifier la rigidité initiale, ainsi qu'une augmentation de la charge à la 1^{ère} fissure avec l'augmentation de la largeur de l'entaille est remarquée

L'effet de la variation de profondeur de l'entaille (propagation initiale de fissure) sur le comportement global charge/flèche des éprouvettes références et renforcées est illustrée sur la **Figure 4-40**. Ces courbes montrent que la profondeur de l'entaille est influence importante sur le comportement des éprouvettes références. Une diminution de la charge ultime, ainsi que de la rigidité initiale avec l'augmentation de la profondeur de l'entaille est remarquée. Ce qui est expliquée par la diminution de hauteur de la section transversale de l'éprouvette lorsqu'on augmente la profondeur de l'entaille. Par contre, il semblerait que la profondeur de l'entaille ne modifie pas nettement le comportement global des éprouvettes renforcées. En effet, une modification négligeable de la charge ultime avec la variation de la profondeur de l'entaille est constatée, ce qui montre que la profondeur de l'entaille n'influence pas l'efficacité du renforcement par TRC. Cependant une diminution de la charge à la première fissure est remarquée. Ce qui est expliquée comme le cas de l'éprouvette de référence, par la diminution de hauteur de la section transversale de l'éprouvette lorsqu'on augmente la profondeur de l'entaille.

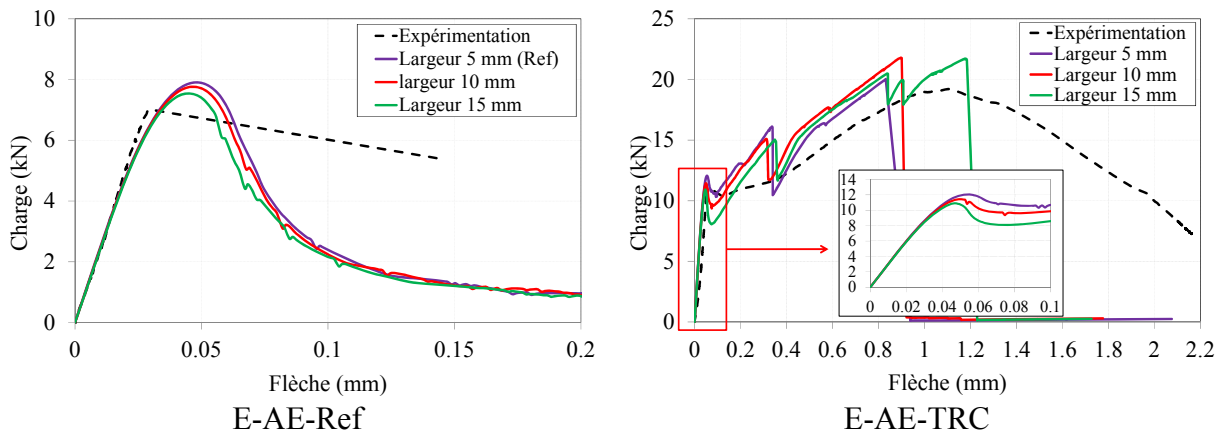


Figure 4-39 : Influence de la largeur de l'entaille (ouverture initiale de fissure)

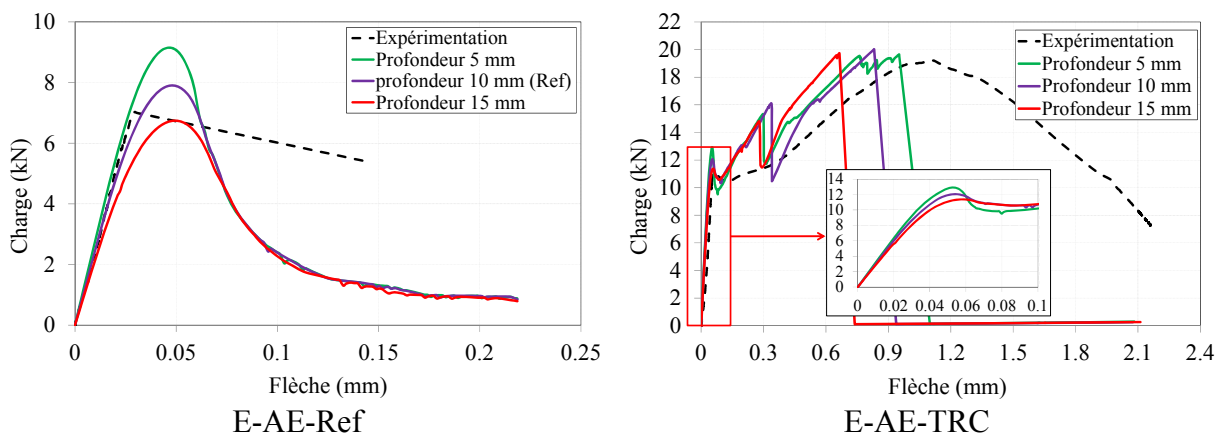


Figure 4-40 : Influence de la profondeur de l'entaille (propagation initiale de fissure)

4.3.2 Simulation des poutres en béton armé renforcées par composite TRC

Dans cette partie, les études numériques sur les poutres en béton armé non et renforcées avec du TRC, sont abordées. Comme précédemment, la modélisation des poutres est réalisée en 2D en utilisant le code de calcul CAST3M.

4.3.2.1 Géométrie et hypothèse de la modélisation

L'analyse 2D membranaire en non linéaire est menée, avec une approche macro mécanique considérant le modèle de fissuration répartie, et l'homogénéité du matériau. La symétrie de la géométrie permet de simuler la moitié de la poutre. Les éléments sont de type QUA4 à 4 nœuds de maille carrée $5 \times 5 \text{ mm}^2$. Le défaut initial maillé à l'aide d'éléments rectangulaires $5 \times 2.5 \text{ mm}^2$. Les conditions aux limites appliquées traduisent un blocage du déplacement vertical U_y sur l'appui mais aussi du déplacement horizontal U_x sur la ligne de symétrie de la poutre. La charge est appliquée en utilisant un déplacement imposé qui permet d'obtenir une meilleure convergence de calcul (Figure 4-41).

Les éléments de l'armature longitudinale sont de type barre (l'effet goujon est de fait occulté) à deux nœuds ayant chacun 2 degrés de liberté. L'interaction avec le béton de la poutre est considérée parfaite et sans glissement.

Le composite TRC sera simulé avec l'épaisseur de 5 mm, en élément à 4 nœuds (QUA4) de maille rectangulaire $5 \times 1 \text{ mm}^2$ (largeur \times épaisseur). L'adhérence parfaite entre les matériaux constitutifs est adoptée dans cette étude.

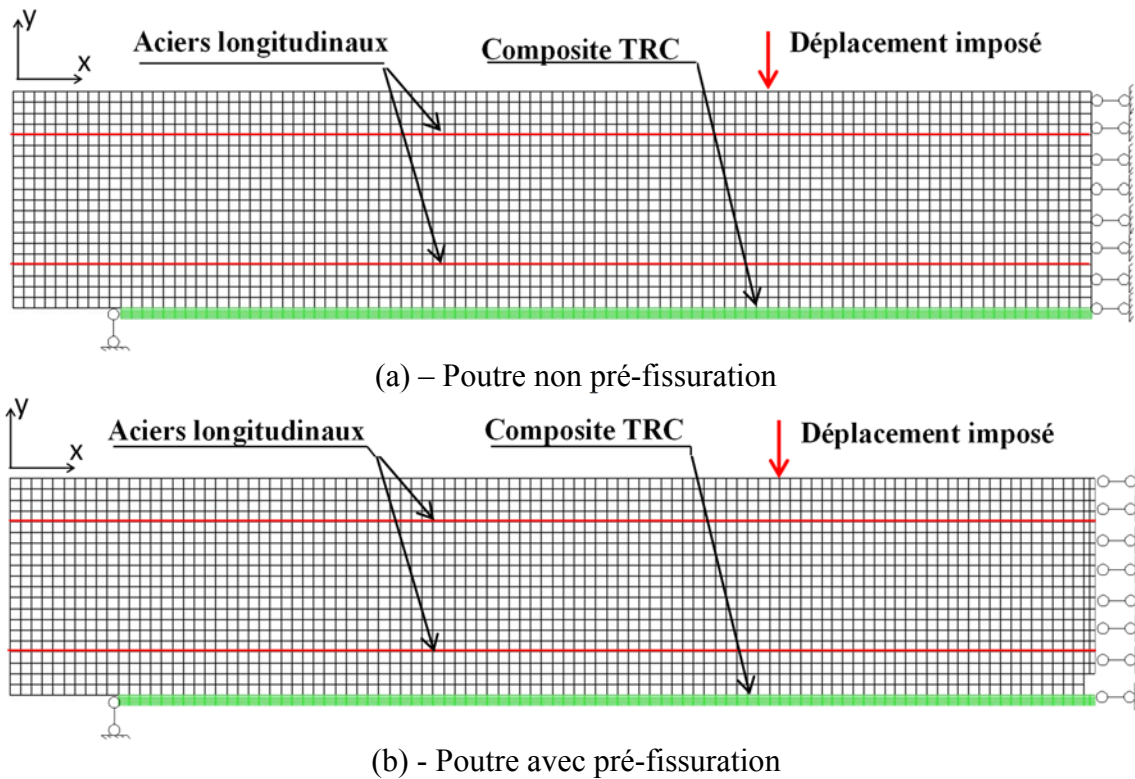


Figure 4-41: Géométrie et conditions aux limites

4.3.2.2 Modélisation des matériaux

4.3.2.2.1 Béton

Le **Tableau 4-20** présente les paramètres du modèle béton, qui correspondent aux caractéristiques mécaniques du béton présentées dans la partie expérimentale et à la taille maximale de granulats de 10 mm ($D_{\max} = 10 \text{ mm}$). Deux paramètres ϵ_{rup} et ϵ_t varient en fonction de la taille d'élément **Tableau 4-21**.

E_b Gpa	ν_b	f_c Mpa	f_t Mpa	G_c Nmm/mm ²	G_f Nmm/mm ²	ϵ_{rup}	ϵ_t
35	0.23	57.43	4.5	8.8	0.088	Variable	Variable

Tableau 4-20 : Paramètres du modèle béton CEA

Taille d'élément (mm ²)	5×5	5×2.5
ϵ_{rup}	0.032	0.045
ϵ_t	0.0055	0.0078

Tableau 4-21 : Paramètres ϵ_{rup} , ϵ_t

4.3.2.2.2 Acier

Le comportement des barres d'acier est considéré élasto-plastique avec le même comportement en traction et en compression. Le module élastique E_e est de 190 Gpa alors que le module de la phase plastique E_p égale 4 Gpa, la contrainte limite élastique f_e est de 480 Mpa, la limite plastique f_p est de 700 Mpa.

4.3.2.2.3 Composite TRC

Les **Tableau 4-22** et **Tableau 4-23** montrent les paramètres du matériau TRC conservé dans l'eau et dans l'air

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ε_{car1} (%)	ε_{car2} (%)	ε_{car3} (%)	D_c	ε_d (%)	ε_r (%)
10	0.23	8	10	32	0.08	0.18	1.1	0.1	0.08	1.1
Valeurs du comportement élasto-plastique								variable d'endommagement		

Tableau 4-22 : Paramètres du matériau TRC conservé dans l'eau

E_c (Gpa)	ν_c	σ_{car1} (Mpa)	σ_{car2} (Mpa)	σ_{car3} (Mpa)	ε_{car1} (%)	ε_{car2} (%)	ε_{car3} (%)	D_c	ε_d (%)	ε_r (%)
10	0.23	7.5	10	25	0.08	0.19	1.1	0.1	0.08	1.1
Valeurs du comportement élasto-plastique								variable d'endommagement		

Tableau 4-23 : Paramètres du matériau TRC conservé dans l'air

4.3.2.3 Résultats numériques

4.3.2.3.1 Comportement global

La confrontation des résultats numériques avec les résultats expérimentaux met en lumière un bon accord qualitatif couplé à une très bonne adéquation quantitative, plus spécifiquement en termes de rigidité initiale, mais aussi de charge ultime.

Cependant, les résultats montrent que, pour le numérique, la structure a une rigidité plus grande, plus spécifiquement pour la deuxième phase des courbes (phase de fissuration de la poutre). Ce modèle ne permet pas de prendre en compte le glissement entre le béton et l'acier, donc la rigidité de la poutre est surestimée dans ce cas [95].

Dans le cas des poutres références, les simulations numériques ne permettent pas de rendre compte du comportement post-pic qui est dû à des interactions entre le comportement vis-à-vis de l'effort tranchant et celui relatif au moment fléchissant, notamment, mais pas exclusivement, la plastification des armatures longitudinales en traction du fait de la fissuration du béton. Dès lors, le comportement post-pic étant prioritairement piloté par les propriétés de l'acier dont la loi de comportement intégrée dans la modélisation ne présente pas de comportement adoucissant, et ne permet donc pas de rendre compte du comportement post-pic. En outre, limite de l'approche du modèle matériau proposé ne permet pas d'ainsi tenir en compte l'effet de goujon qui contribuent importants à conserver la raideur de la structure à la phase du comportement post-pic. Pourtant, dans le cas des poutres renforcement par TRC, les courbes numériques permettent de rendre compte du comportement post-pic qui

est représenté par une chute fragile de la courbe jusqu'au niveau de charge constant puis elle montre un comportement en plateau avec l'augmentation important de la flèche. Dans ce cas, le comportement post-pic étant prioritairement piloté par les propriétés du composite TRC dont la loi de comportement intégrée dans la modélisation permet de présenter la conservation de la raideur de la structure à la phase comportement adoucissant, et permet donc de rendre compte du comportement post-pic.

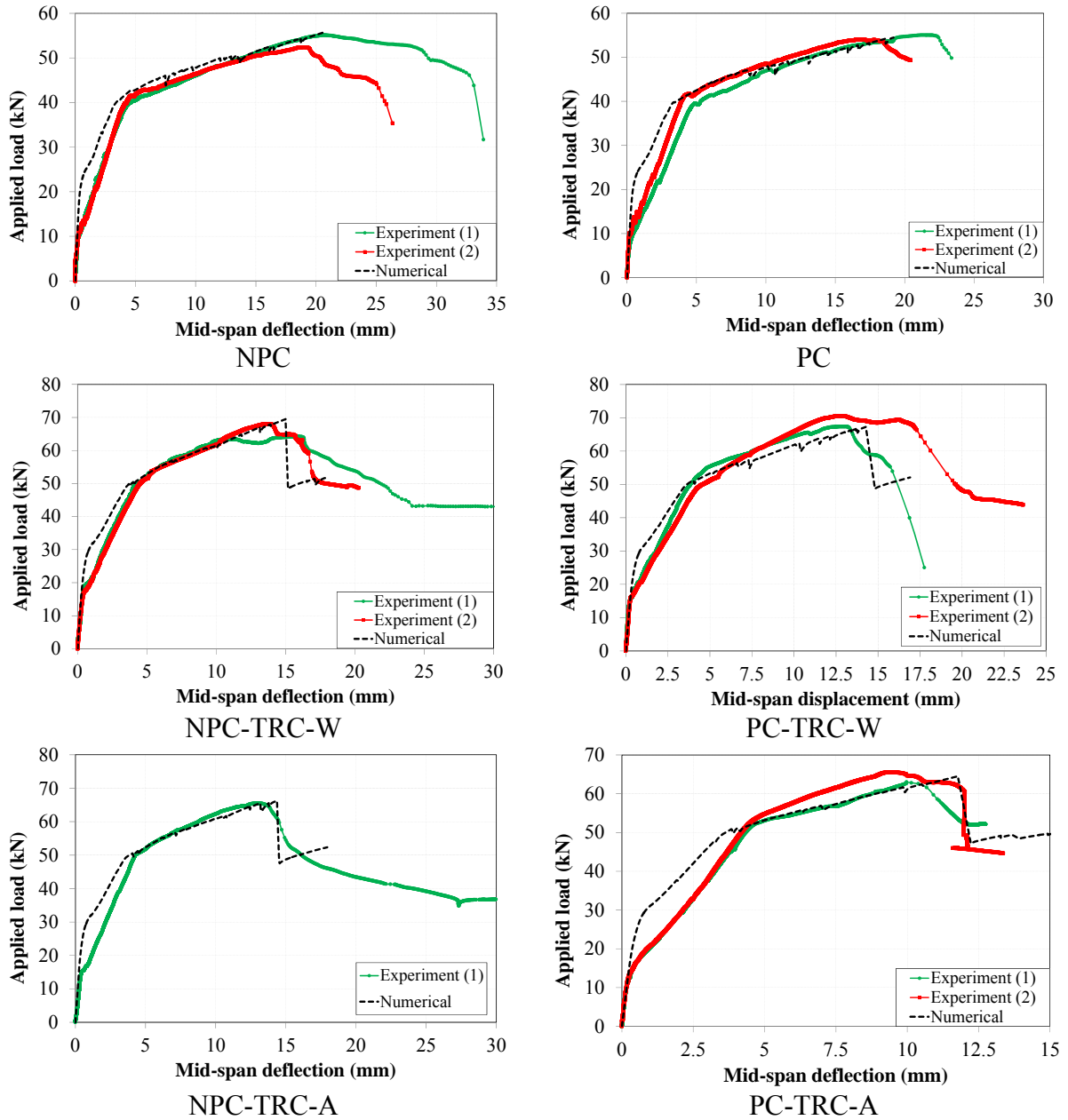


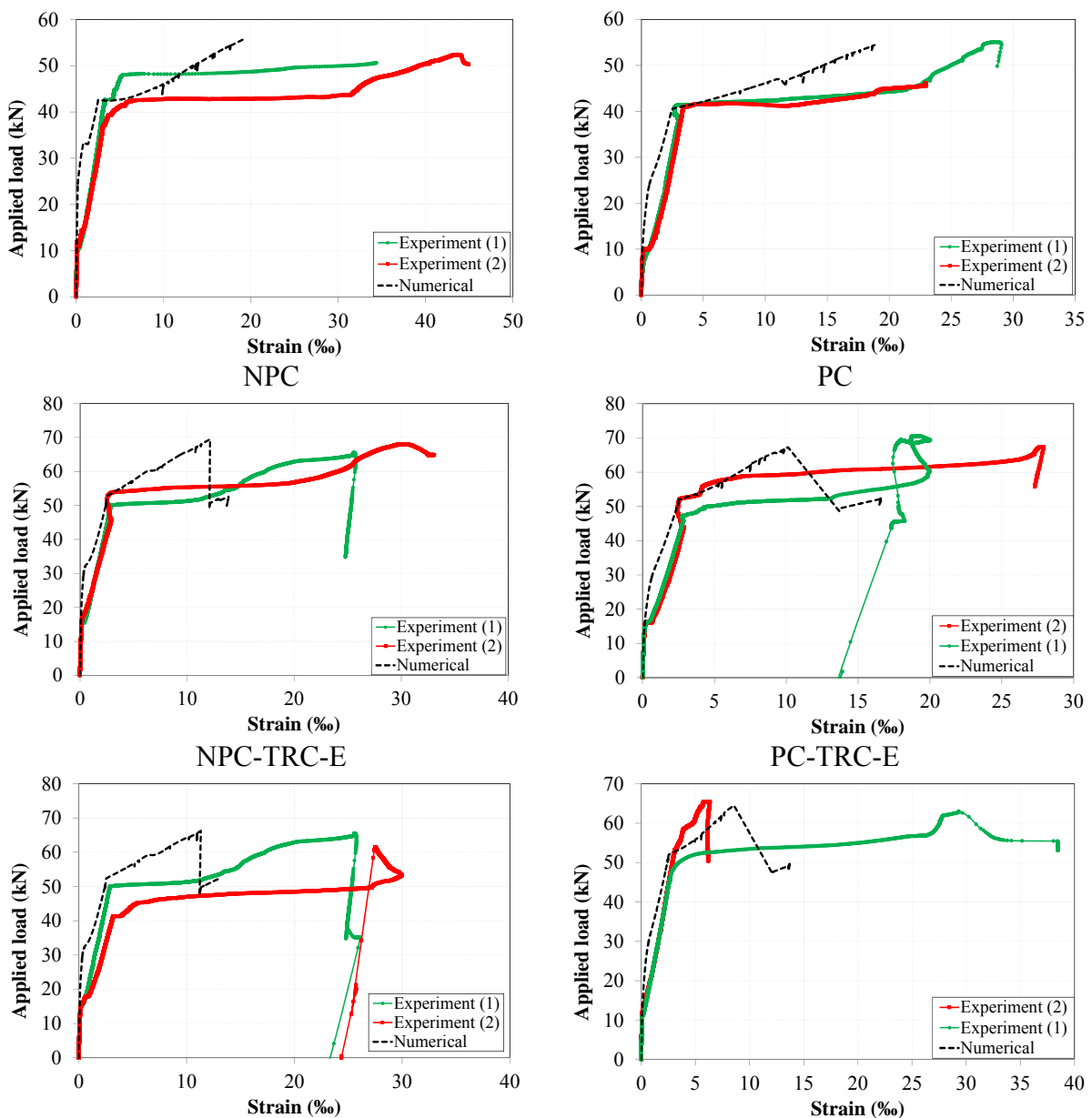
Figure 4-42 : Courbe charge/flèche

4.3.2.3.2 Comportement local

4.3.2.3.2.1 Aciers longitudinaux

Un bon accord qualitatif couplé à une assez bonne concordance quantitative sont observés entre les résultats numériques et expérimentaux, plus spécifiquement en termes de rigidité initiale (**Figure 4-43**, **Figure 4-44**).

Il faut cependant noter les écarts entre les résultats sur la phase post-fissuration. Il semblerait que la simulation numérique montre une déformation de l'acier longitudinale sous-estimée par rapport à la mesure expérimentale. L'approche du matériau homogène, ainsi que la liaison parfaite entre les matériaux conduit à une bonne distribution des efforts dans l'acier, ainsi l'effet du glissement entre l'acier et le béton n'est pas pris en compte dans la simulation numérique. En outre, le type d'élément de barre de l'acier proposé dans le modèle ne sollicite que la traction et compression axiale, ce qui ne permet pas de reproduire l'effet de flexion dans l'acier, mais aussi l'effet de goujon engendré par l'acier en flexion.



NPC-TRC-A

PC-TRC-A

Figure 4-43: courbe charge/déformation de l'acier longitudinal inférieur

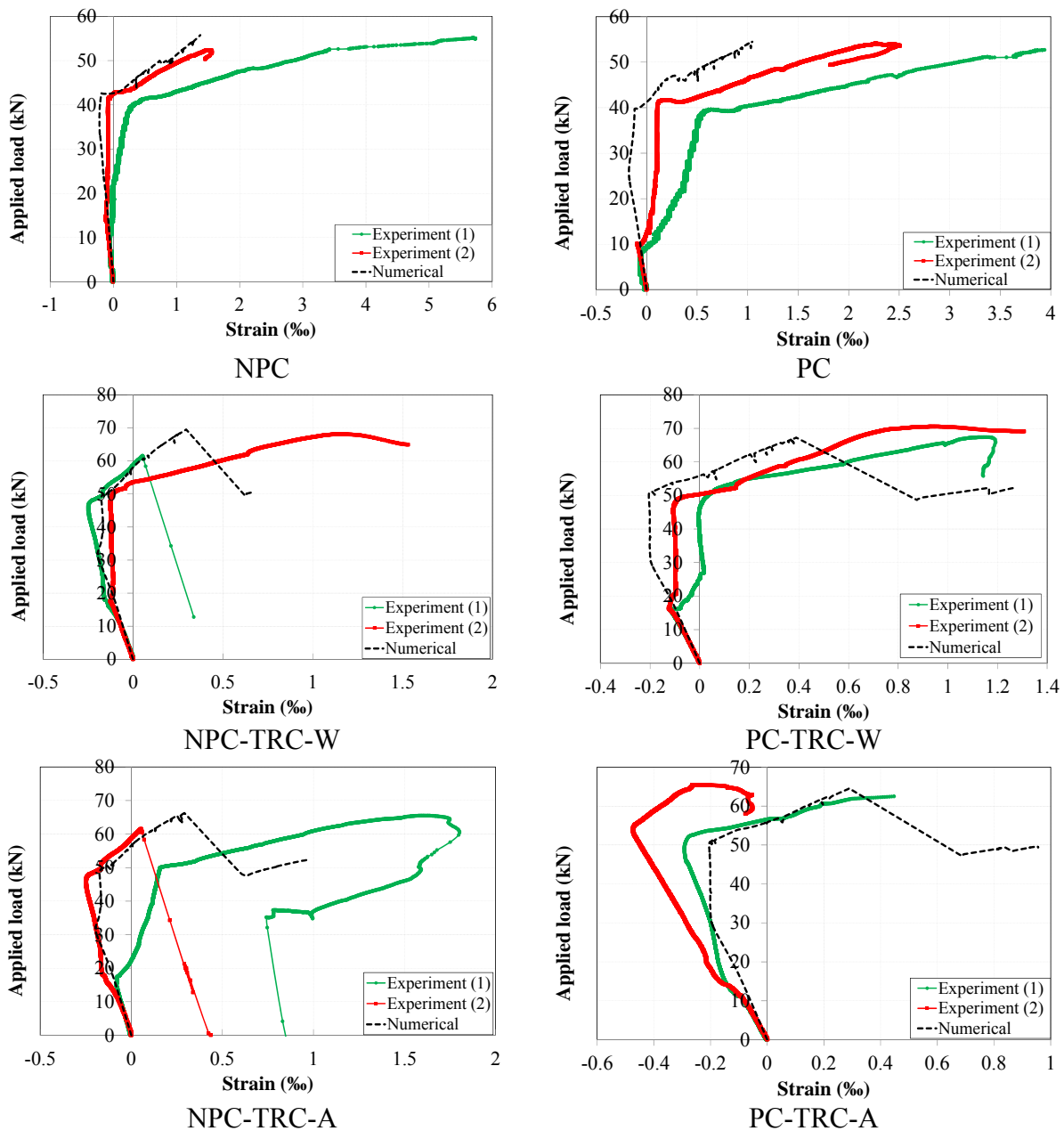


Figure 4-44: courbe charge/déformation de l'acier longitudinal supérieur

4.3.2.3.2.2 Déformation du béton

On note une bonne correspondance entre les résultats relatifs au comportement global (charge-flèche). La confrontation de la déformation du béton en compression montre une très bonne concordance entre simulation numérique et mesures expérimentales, notons la bonne adéquation sur la rigidité initiale et sur la charge ultime (Figure 4-45).

L'observation expérimentale montre que la rupture des poutres en flexion vient de l'écrasement du béton en compression (avec la ruine des textiles dans le cas des poutres

renforcées). Cependant, le mode de ruine observée dans le modèle numérique est cohérent avec la ruine par plastification de l'acier longitudinal, (ou la ruine du composite TRC dans le cas de la poutre renforcée). Le modèle numérique ne permet pas de retrouver une bielle en compression ou écrasement du béton en compression. Par contre la simulation numérique permet de bien traduire l'évolution de déformation du béton en compression très proche de celle expérimentale jusqu'au comportement ultime de la poutre.

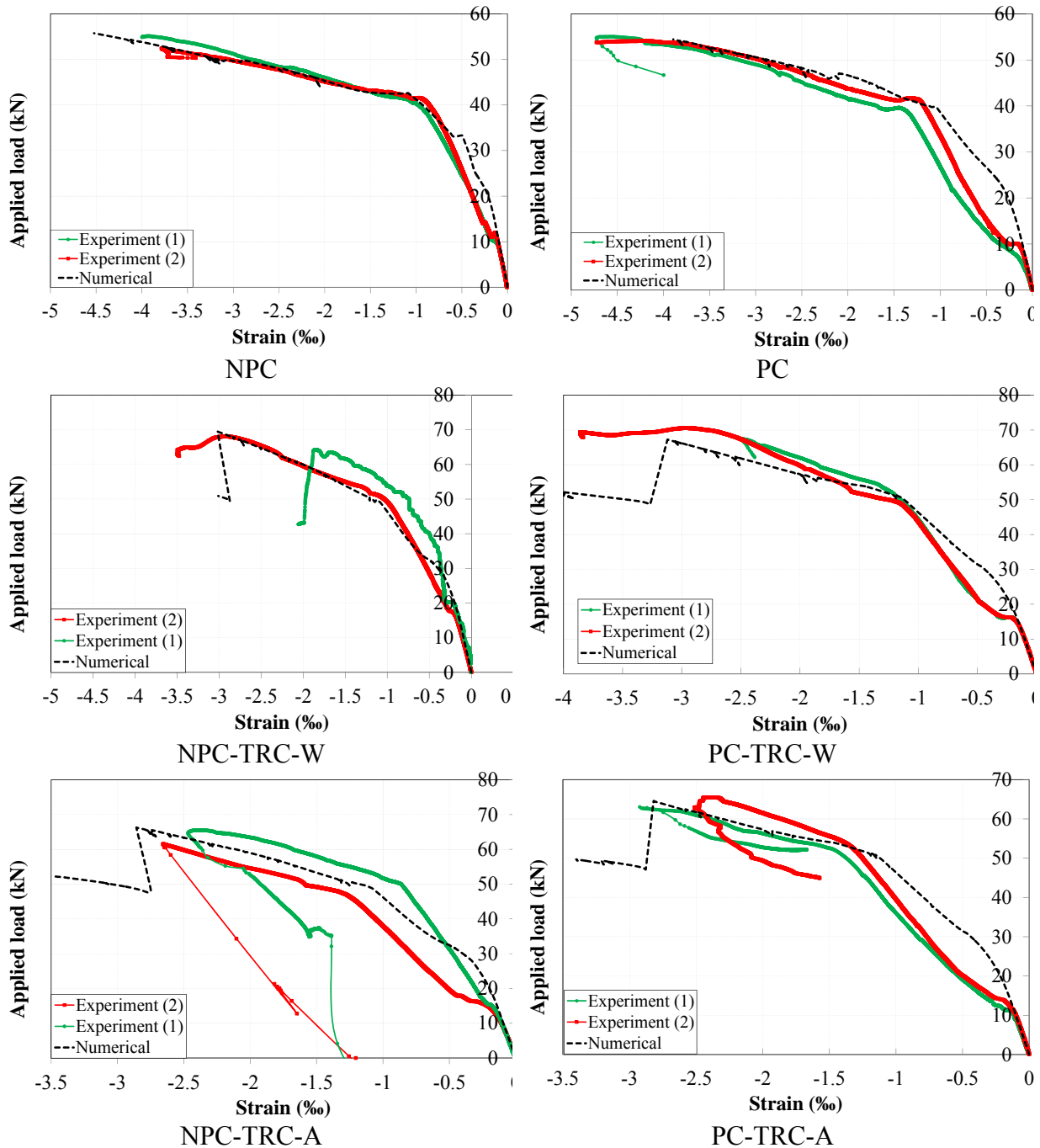


Figure 4-45: Courbe charge/déformation du béton en compression

4.3.2.3.3 Schéma de fissuration

Le schéma de fissuration, correspondant à l'analyse du champ de déformation horizontale obtenu pour une charge appliquée de 50 kN, est présenté **Figure 4-46** et **Figure 4-47**. Un bon accord est observé entre les résultats numériques et expérimentaux, plus spécifiquement le nombre de fissures, mais aussi l'espacement de fissuration.

Pour le schéma de fissuration mesurée par DIC, la couleur violette représente le champ de déformation négatif ou zéro, plus cette couleur évolue vers les tons rouges, plus la déformation devient importante, les fissures sont indiquées donc par les zones rouges. Dans la partie centrale de la poutre, les résultats expérimentaux et numériques montrent les fissures de flexion qui se forment verticalement vers le haut de la poutre. Certaines fissures inclinées apparaissent à proximité des appuis et vers le point de chargement. Dans le cas de la poutre avec renforcement par TRC, la simulation numérique permet également de montrer la modification du schéma de fissuration, qui se traduit par l'augmentation de la quantité de fissure. C'est donc que le TRC dans le modèle numérique proposé conduit bien à un mécanisme d'endommagement diffus qui permet d'augmenter le nombre de fissure et de diminuer inversement l'ouverture de fissure de la structure.

On note un écart conséquent pour la déformation maximale entre les résultats numériques et expérimentaux. En sachant que la largeur de bande de fissuration qui est égale à la taille d'élément, et la forme d'élément influencent de façon importante le schéma de fissuration, la formation de la fissure, ainsi que la localisation de déformation [182]. Physiquement on doit tenir compte des mécanismes de distribution des contraintes (déformation) complexes dans la structure hétérogène qui diffère de l'approche matériau homogène, mais aussi de la liaison parfaite entre les matériaux proposée dans le calcul numérique.

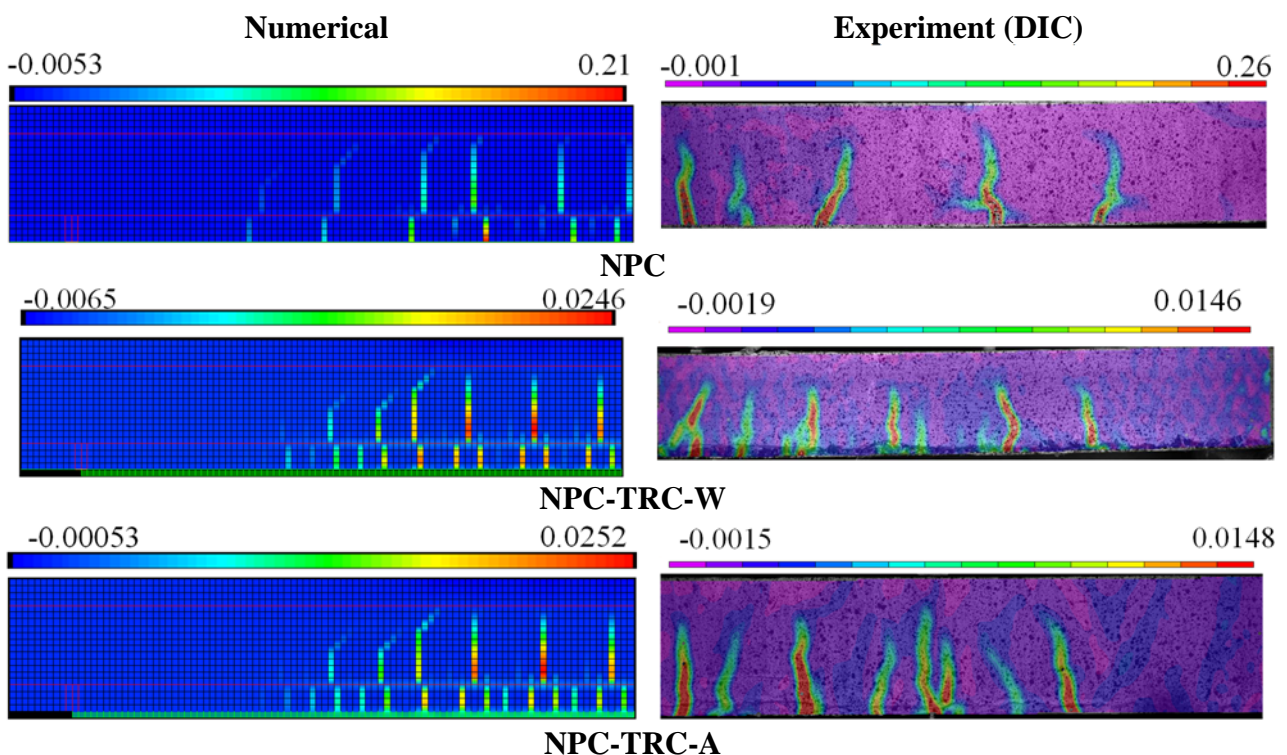


Figure 4-46 : Faciès de fissuration (déformation horizontale à 50 kN): poutre sans pré-fissuration

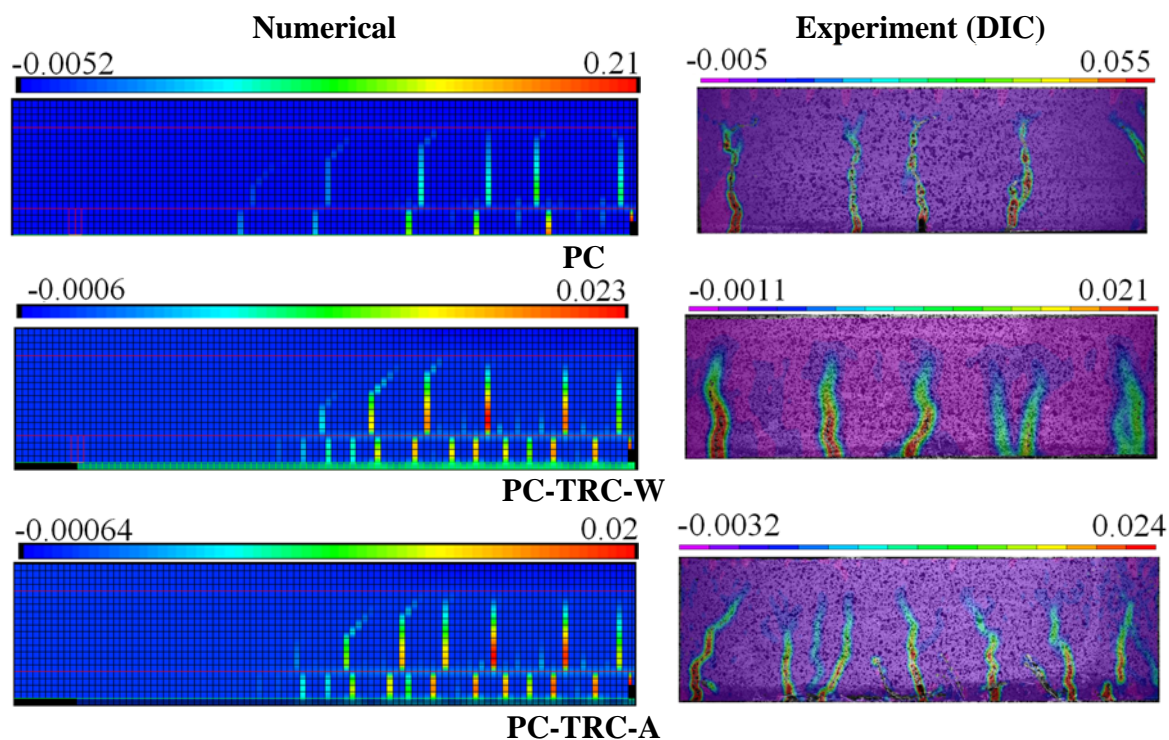


Figure 4-47: Faciès de fissuration (déformation horizontale-x à 50 kN) : poutre avec pré-fissuration

4.3.2.3.2.4 Champ de déplacement horizontal

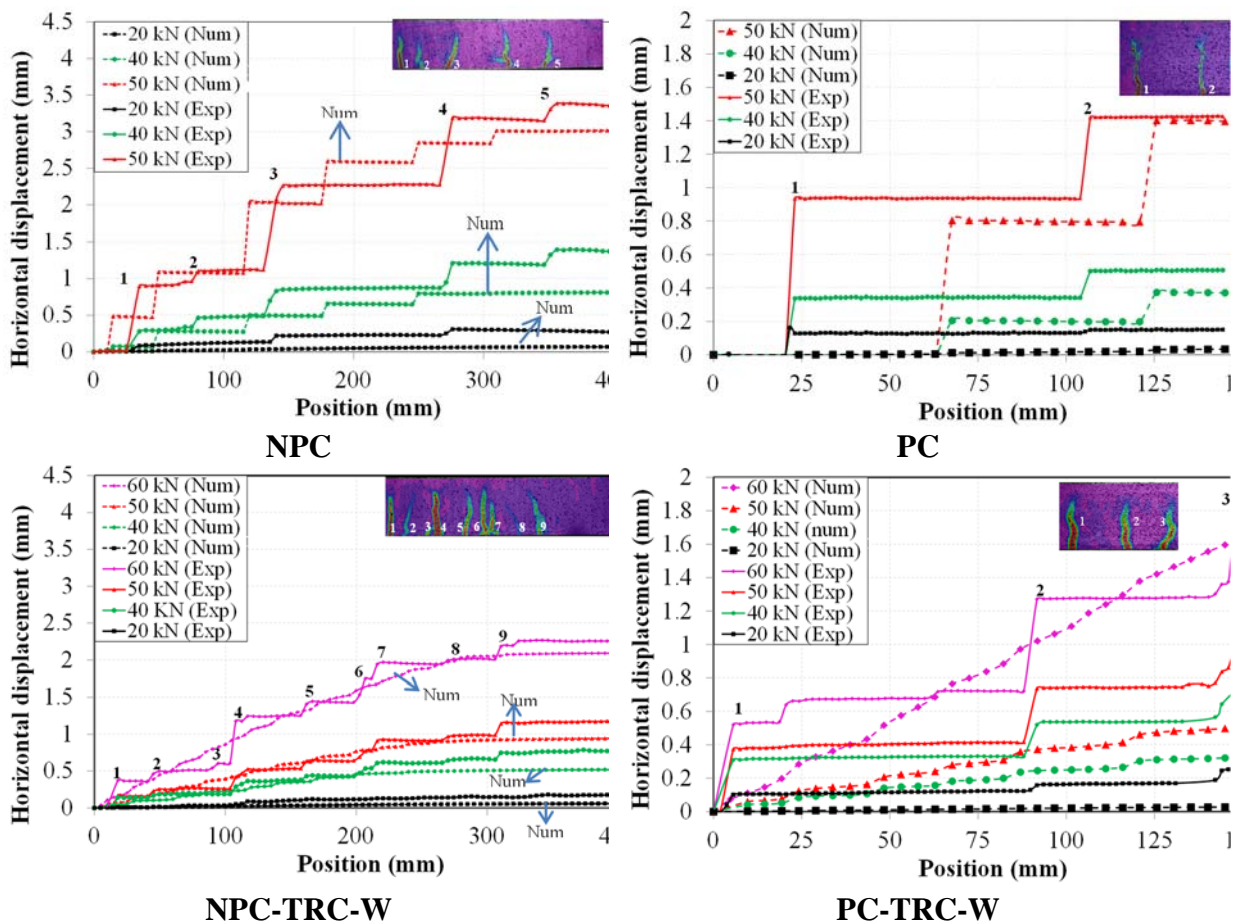
La confrontation des résultats numériques et les résultats expérimentaux du déplacement horizontal (axe-Y) en fonction de la position de la poutre (axe-X) au niveau de la différente charge appliquée sont illustrés dans la **Figure 4-48**. Les courbes obtenues en analysant les données mesurées sur une ligne horizontale, qui est désignée sur la moitié de la poutre dans le cas poutre sans défaut initial, et sur une distance entre le point d'application de charge vers le centre de la poutre dans le cas de la poutre avec défaut initial, aussi près que possible du bas, mais toujours dans la zone de béton.

Le schéma de fissuration mesuré par DIC et leur numérotation se trouve au coin en haut à droite de chaque graphique. En analysant ces courbes, on remarque que la discontinuité de déplacement horizontale traduit l'ouverture de fissure, la pente de la tangente d'un point sur la courbe représente une déformation moyenne en ce point, la longueur d'un palier correspond à l'espace de fissuration.

La confrontation des résultats met en lumière une bonne adéquation qualitative couplée à une très bonne concordance quantitative, plus spécifiquement dans le cas de la poutre référence. Pour ce cas, la modélisation numérique proposée reproduit et traduit donc le comportement local de la poutre. Cependant on peut noter une discordance ou écart au niveau de l'ouverture de fissure, ainsi que l'espacement de fissuration. Ceci s'explique par la limite de l'approche « smeared crack », ainsi que l'influence de la taille d'élément (largeur de bande de fissuration), du modèle 2D retenue. Un maillage beaucoup plus fin, ou un modèle 3D aurait sans doute permis d'améliorer la qualité des résultats avec un contrecoût majeur en termes de temps de calcul.

La confrontation numérique-expérimentale dans le cas des poutres avec renforcement par TRC montre un écart qualitatif conséquent au niveau ouverture de fissure et de l'espacement de fissuration. Les résultats numériques sont moins importants que les résultats expérimentaux. La discordance présente un mécanisme d'endommagement diffus qui n'est pas totalement similaire entre la simulation numérique comparative au comportement réel. Il note que les résultats expérimentaux traduisent une localisation plus marquée et la déformation au niveau du composite étant plus localisé par rapport la simulation numérique. Un endommagement diffus associé à une multi-fissuration, correspondant à des micro-fissures unitaires d'ouverture très faibles, est cohérent avec le comportement numérique. Ces différences pourraient s'expliquer par l'approche macroscopique homogène du TRC dans laquelle ne figurent pas explicitement les propriétés du mortier et du textile constituant le TRC. Cette approche ne tient pas compte de la différence de comportement entre la matrice et le renfort, ainsi le glissement entre eux n'est pas modélisé. Un coefficient de transfert d'effort [78], ou une loi de comportement d'adhérence entre la matrice et le renfort [183] si introduite dans le modèle peuvent permettre de mieux reproduire le comportement local du composite TRC.

En résumé, la modélisation proposée se révèle utile et adaptée, bien que perfectible, dans l'évaluation du comportement qualitatif de structure du renforcement par composite TRC à une échelle locale. L'évaluation quantitative quant à la fissuration se révèle peu probante, elle permet cependant de fournir des ordres de grandeurs réalistes de l'ouverture de fissure et de l'espacement de la fissuration.



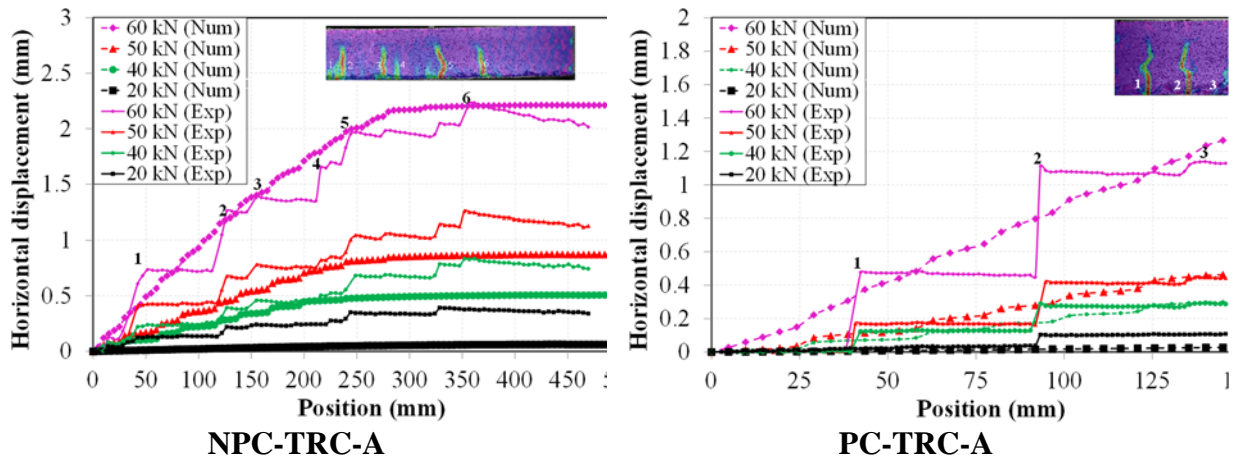


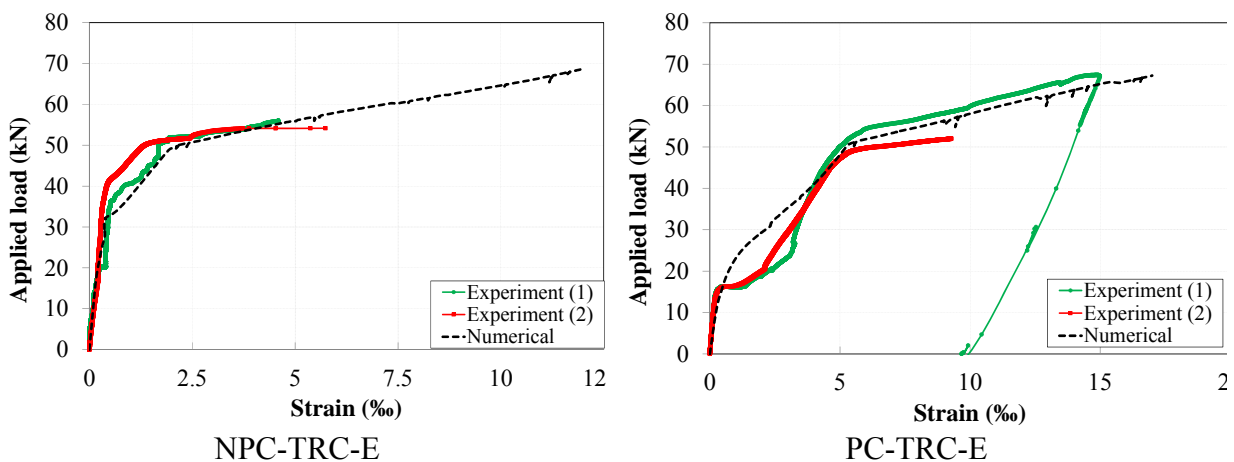
Figure 4-49: Champ de déplacement horizontal

4.3.2.3.2.5 Déformation du TRC

Le comparatif sera établi sur la base de la déformation du composite TRC. Les résultats expérimentaux sont mesurés par les jauges de déformation qui permettent de suivre la déformation du composite jusqu'à une valeur relative importante (0.5 % pour la poutre sans défaut initial et 1.5 % pour la poutre avec défaut initial).

Les résultats relatifs au comportement global (charge-flèche) (**Figure 4-50**) mettent en lumière un bon accord qualitatif couplé à relative bonne concordance quantitative. Cependant on note un écart conséquent sur la déformation entre les résultats numériques et expérimentaux. En général, la modélisation proposée est validée dans le cas de la restitution du comportement global (charge-flèche) de poutres en béton armé renforcées par matériaux composites TRC soumise à la flexion. De même le comportement local (armature longitudinale, béton en compression, schémas de fissuration, déformation du composite...), ainsi que le comportement localisé du composite TRC est convenablement restitué.

Dans le but de tirer profit de la modélisation, une étude paramétrique est conduite sur l'influence de l'épaisseur du composite. L'épaisseur du composite, ou, indirectement, le taux de renfort de la poutre, est un paramètre particulièrement sensible car il constitue un des principaux leviers pratiques qu'il est possible d'activer pour améliorer voire d'optimiser le comportement des poutres réparées et/ou renforcées.



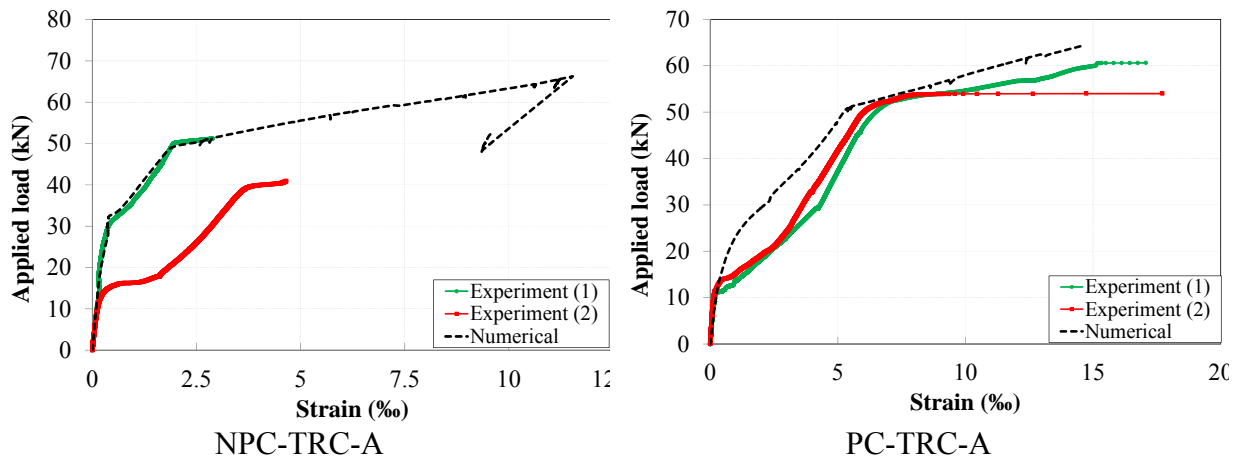


Figure 4-50: Courbe charge/déformation du TRC

4.3.2.3.3 Etudes paramétriques

Comme pour l'étude des éprouvettes en béton, dans cette partie, trois paramètres sont retenues, le premier est l'épaisseur du composite, ou indirectement, le taux de renfort. Le deuxième est la résistance ultime du composite et le dernier la géométrie de la pré-fissuration (entaille).

4.3.2.3.3.1 Influence de l'épaisseur (ou taux de renfort)

Dans la cette étude, on évalue l'influence de l'épaisseur du composite (ou taux de renfort de la poutre), ainsi, trois épaisseurs (2 mm, 5 mm, 10 mm) ont été retenues en veillant à conserver des épaisseurs réalistes et vraisemblables (au-delà de 2 à 10 mm, le renforcement par matériau TRC perd sensiblement de son intérêt) au regard de la valorisation de cette nouvelle génération de composite.

On constate que l'épaisseur du composite TRC (ou taux de renfort) influence de façon importante le comportement global de la structure (**Figure 4-51**). La capacité portante ultime, ainsi que la rigidité dans la phase post-fissuration, sont significativement augmentées. Un gain de charge ultime d'environ 55-60% est obtenu avec une modification de l'épaisseur de 2mm à 10mm. Une bonne modification de la rigidité dans la phase post-fissuration est intéressante pour la performance globale de la structure dans le cas d'un renforcement et/ou de la réparation.

La **Figure 4-52** montre le déplacement horizontal (et l'ouverture de fissure) mesuré sur une ligne horizontale, en bas de la surface du béton, au moment où la charge appliquée atteint 50kN. Ces résultats mettent en lumière que le déplacement horizontal est sensiblement réduit par l'augmentation de l'épaisseur du composite. Avec une faible épaisseur du composite, la structure a tendance à montrer un endommagement plus localisé, cela se traduit par l'augmentation de l'ouverture de fissure, ainsi que la réduction du nombre de fissures.

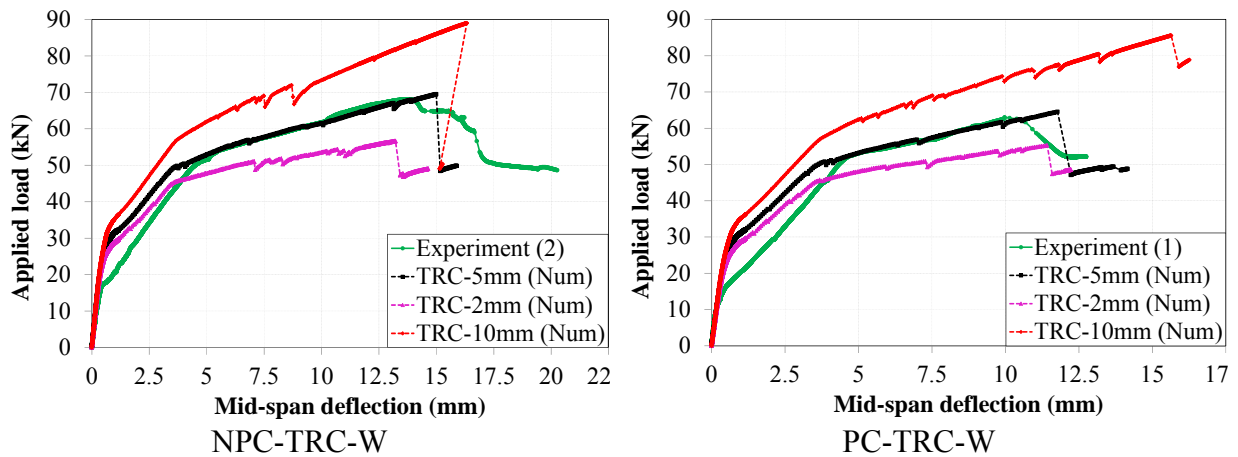


Figure 4-51: Courbe charge/flèche

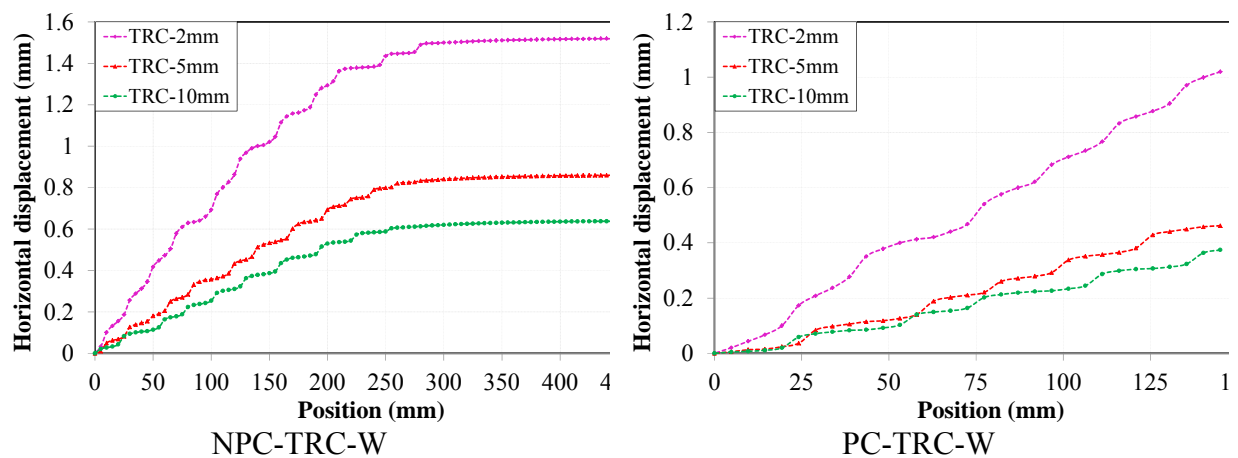


Figure 4-52: Champ de déplacement pour la charge 50 kN

4.3.2.3.3.2 Influence de la résistance ultime du composite

Comme pour l'étude des éprouvettes en béton, nous considérons ici 3 cas de variation de la contrainte ultime du TRC (15.5 Mpa, 31 Mpa, 62 Mpa) (Figure 4-53).

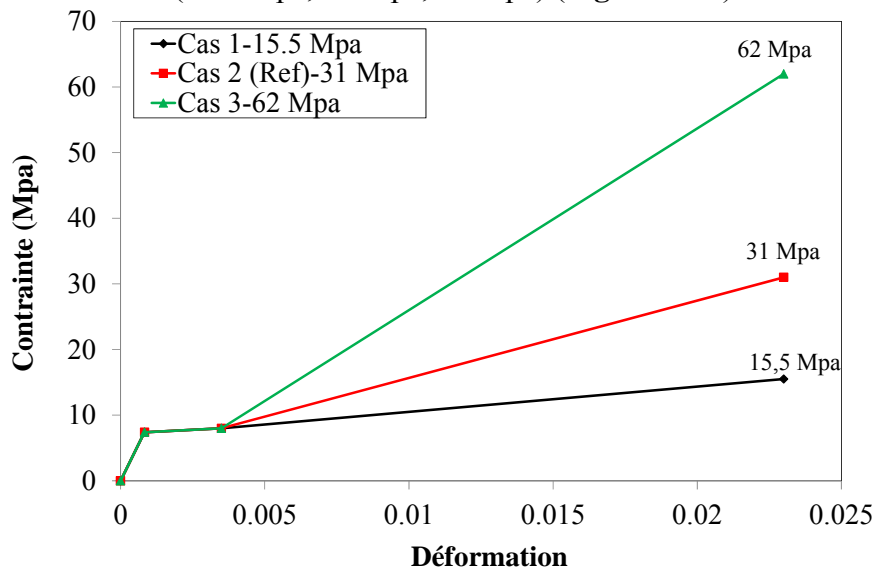


Figure 4-53 : Trois différents cas associés à la variation de la contrainte ultime du TRC

Les courbes sur la **Figure 4-54** montrent que la variation de la résistance ultime du TRC influence significativement le comportement global de la poutre. Une augmentation de l'efficacité du renforcement TRC avec l'augmentation de la contrainte ultime du TRC est remarquée. Une augmentation de la charge ultime de **64-66%** en fonction de la configuration de la poutre est constatée lorsque la contrainte ultime du TRC augmente de 15.5 à 62 Mpa (**Figure 4-54**). Mais aussi une augmentation importante de la rigidité sur la 3^{ème} phase. Une faible augmentation de la rigidité à la 2^{ème} phase est remarquée. Aucune modification du comportement de la 1^{ère} phase n'est constatée, ce qui s'explique du fait que le comportement initial du TRC est identique pour les trois cas. Ces résultats montrent que les poutres renforcées avec une faible contrainte ultime (15.5 Mpa) du composite présentent une rupture prématurée du TRC, ce qui permet la remarque qu'une faible résistance du TRC (15.5 Mpa) ne suffit pas pour augmenter la capacité portant de l'éprouvette. Par contre, les poutres renforcées par un TRC de contrainte ultime importante, 62Mpa, présentent une amélioration significative du comportement. De plus, une modification du mode de rupture est remarquée, qui est la rupture du béton au lieu du mode de rupture du composite obtenu pour les poutres renforcées par un TRC de contrainte faible (15.5Mpa) ou même moyen (31Mpa). On note aussi une augmentation du nombre de fissures, ainsi que l'apparition de fissures de cisaillement, plus marquées dans ce cas.

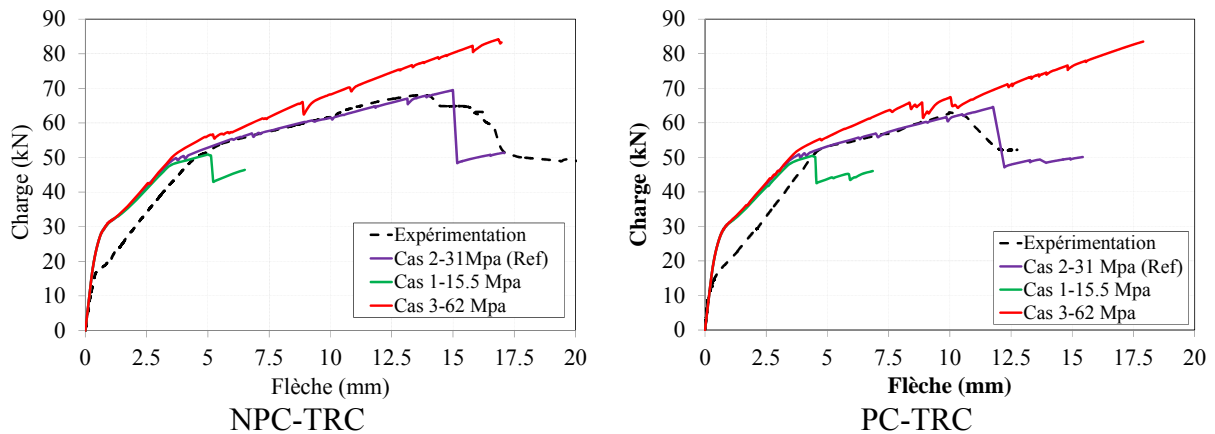


Figure 4-54 : Courbes charge/déplacement en fonction de la contrainte ultime du TRC

4.3.2.3.3 Influence de la géométrie de pré-fissuration

L'étude de Verbruggen et al [110], [108] montre que la pré-fissuration n'influence pas l'efficacité du TRC, autrement dit, la méthode de renforcement par composite TRC est indépendante de l'histoire de charge des poutres en béton armé.

Dans cette étude, le numérique permet d'évaluer aisément cet effet. Pour ce faire, l'influence de la largeur de l'entaille qui est associée à l'ouverture initiale de fissure, ainsi que l'influence de la profondeur de l'entaille associée à la propagation initiale de fissure sont considérées. Comme pour l'étude sur les éprouvettes en béton, trois cas de variation de la largeur et ensuite de la profondeur de l'entaille sont envisagés, 5 mm, 10 mm, 15 mm (**Figure 4-55, Figure 4-56**).

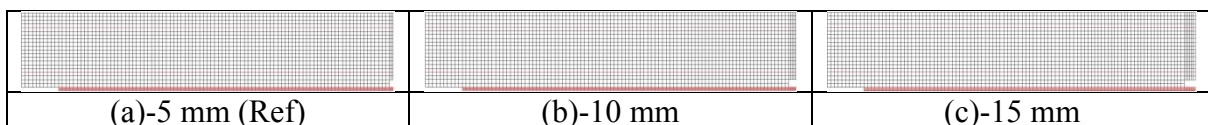


Figure 4-55 : Variation de largeur de l'entaille (ouverture initiale de fissure)

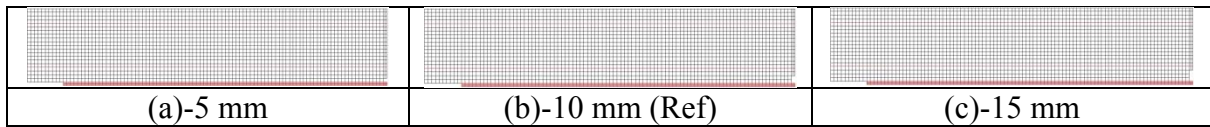


Figure 4-56 : Variation de profondeur de l'entaille (propagation initiale de fissure)

L'influence de la variation de la largeur de l'entaille (ouverture initiale de fissure) sur le comportement global, courbe charge/flèche, des poutres de référence et renforcées est illustrée **Figure 4-57**. Les courbes montrent que la largeur de l'entaille n'influence pas le comportement des poutres. En effet, aucune modification de charge et de la rigidité n'est remarqué lors que la variation de la largeur de l'entaille. Par contre, il semblerait que la largeur de l'entaille influence la charge ultime des poutres renforcées, puisqu'une augmentation conséquente de la charge ultime et corrélée à l'augmentation de la largeur de l'entaille.

L'effet de la variation de profondeur de l'entaille (propagation initiale de fissure) sur le comportement global charge/flèche des poutres dites de référence et celles renforcées est illustrée sur la **Figure 4-58**. Ces courbes montrent que la profondeur de l'entaille influence très peu sur le comportement des poutres références. Une diminution légère de la rigidité à la 3^{ème} phase de comportement avec l'augmentation de la profondeur de l'entaille est remarquée. Aussi, il semblerait que la profondeur de l'entaille ne modifie pas nettement le comportement global des éprouvettes renforcées. En effet, une modification négligeable de la charge ultime avec la variation de la profondeur de l'entaille, ce qui montre que la profondeur de l'entaille n'influence pas sur l'efficacité du renforcement du TRC.

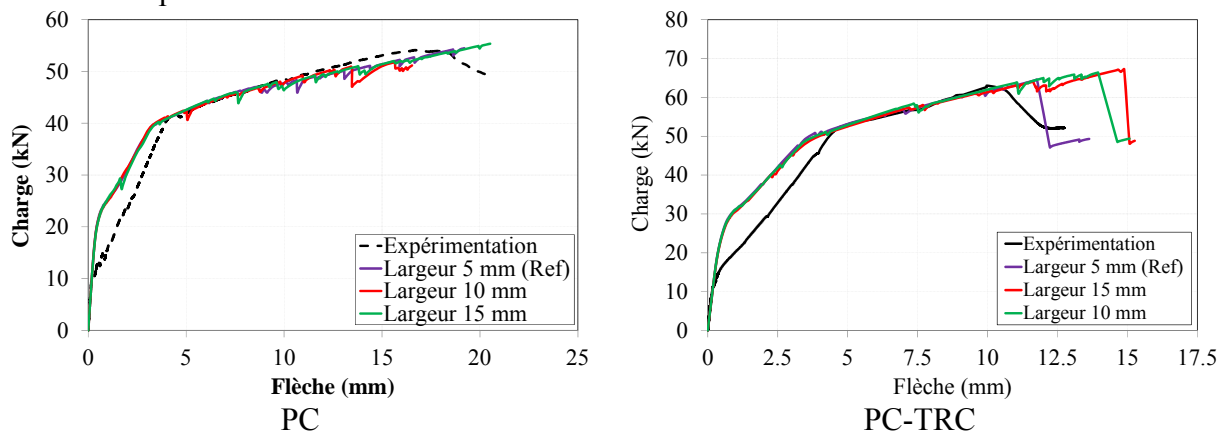


Figure 4-57 : Influence de la variation de la largeur de l'entaille (ouverture initiale de fissure) sur le comportement charge/flèche des éprouvettes

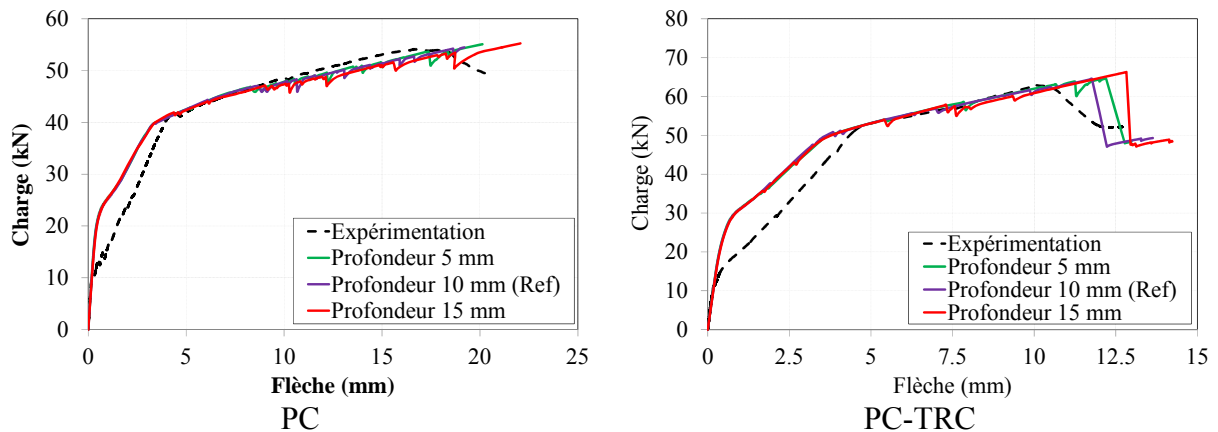


Figure 4-58: Influence de la variation de profondeur de l'entaille (propagation initiale de fissure) sur le comportement charge/flèche des éprouvettes

4.3.2.3.3.4 Comparaison de l'efficacité du renforcement/réparation des poutres par TRC et TFC

Dans le cas d'un renforcement vis-à-vis de la flexion, le FRP est orienté axialement (parallèlement à l'axe de l'élément). La présence du FRP sur une ou plusieurs faces d'un élément joue un rôle analogue à celui d'armatures longitudinales supplémentaires. Dans cette étude, une comparaison l'efficacité du renforcement/réparation des poutres par le matériau TRC et composite TFC est nécessaire pour montrer l'intérêt du nouveau matériau TRC par rapport au composite traditionnel. Cette confrontation est évaluée par la performance du comportement global des poutres. Dans le cadre de cette thèse, nous avons proposé un composite TFC présenté les caractéristiques mécaniques comme le Tableau 4-24, qui est collée externe à la face tendue de la poutre avec une épaisseur de 0.48 mm et sur la largeur de 250 mm.

Propriétés	TFC
Module [MPa]	105000
Déformation à la rupture (%)	1
Epaisseur (mm)	0.48
Largeur (mm)	250

Tableau 4-24 : Caractéristiques du TFC

Une méthode simplifiée en comptant seulement sur des caractéristiques globales des FRP avec l'adhérence parfaite entre le composite et béton se produit. Cette méthode nous permet de modéliser les FRP comme des barres avec un comportement élastique et ne pas tenir en compte l'effet de décollement. Cela permet de traduire le comportement global de la structure.

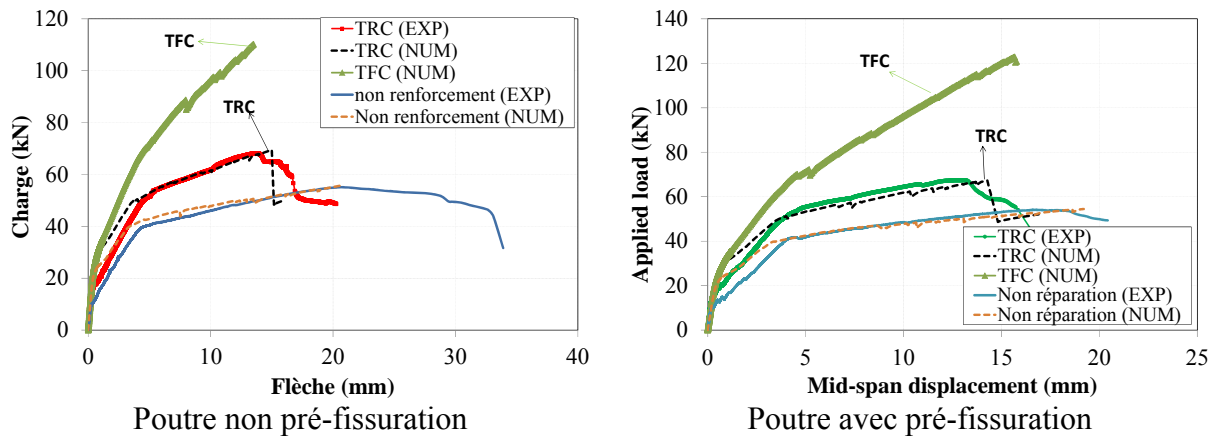


Figure 4-59: Comportement global des poutres renforcées/réparées par TRC et TFC

Les courbes sur la **Figure 4-59** montrent la différencié du comportement global de la poutre du renforcement/réparation par TRC et par TFC. Une meilleure efficacité du renforcement/réparation du TFC par rapport à TRC, ce qui est présenté par une augmentation de la charge ultime et la rigidité. Une augmentation de la charge ultime entre **57-70%** en fonction de la configuration de la poutre est constatée lorsque la poutre renforcée/réparée par TFC par rapport celle renforcée/réparée par TRC. Mais aussi une augmentation importante de la rigidité sur la 2^{ème} et 3^{ème} phase. Dans le cas de la simulation numérique le composite TFC présente une meilleure performance mécanique que le matériau TRC. Cependant, dans la réalité, un mode de rupture par décollement (peeling-off) est courant d'apparaître avant la rupture du composite, ce qui produit de réduire sa performance.

4.3.3 Conclusion

Un matériau TRC a été développé dans le cadre des travaux de recherche engagés pour le projet FUI KENTREC. Une fois le cahier des charges atteint pour ce qui est des exigences de faisabilité du matériau, à savoir principalement sa formulation, sa mise en œuvre, et sa résistance aux cycles hydrique et thermique, il a fallu déterminer finement ses caractéristiques mécaniques. Les essais de caractérisation qu'ils soient de traction ou de flexion ont été modélisés afin de déterminer une approche qui permettent de reproduire finement le comportement global et plus ou moins le comportement local.

Des essais sur structures ont permis de montrer que le composite TRC est une solution efficace pour la réparation et le renforcement de poutres en béton armé. La modélisation numérique s'appuyant sur une approche du comportement non linéaire du béton et une approche macroscopique homogène dans le cas du renfort composite TRC a été mise en œuvre. Pour les deux matériaux nous traitons l'endommagement de fissuration via une approche homogénéisée à l'échelle de la loi de comportement du matériau et non à l'échelle cinématique en gérant la discontinuité. L'approche retenue semble suffisamment pertinente

Ainsi, une modélisation en 2D a été validée, avec non seulement une très bonne adéquation au niveau du comportement global (charge/flèche), mais aussi, bien que dans une moindre mesure, au niveau du comportement local (la déformation de l'acier longitudinal, du béton, du composite, le schéma de fissuration, le champ de déplacement horizontal). En analysant la déformation locale, il apparaît que le modèle numérique conclue à un endommagement moins localisé par rapport à l'expérimentation, ce qui est certes en adéquation avec la formulation adoptée dans le model.

Enfin, l'étude paramétrique a permis de mettre en évidence l'influence de l'épaisseur du renfort composite TRC (indirectement du taux de renfort du composite) dans le comportement global et local de la structure. La capacité portante, ainsi que la rigidité dans la phase post-fissuration sont significativement améliorées par l'augmentation de l'épaisseur du composite. On peut souligner la pertinence du modèle à évaluer le renforcement et réparation par le matériau composite TRC, et donc à retrouver les différentes phases du comportement de la structure BA renforcée par TRC, avec l'amélioration de certaines rigidités, l'amélioration de la capacité portante, mais aussi, bien que dans une moindre mesure la prévision de l'endommagement de la structure renforcée.

CONCLUSIONS GENERALES ET PERSPECTIVES

CONCLUSIONS

Cette étude visait le développement de formulation d'un matériau TRC en fonction de cahier de charge dans le cadre des travaux de recherche engagés pour le projet FUI KENTREC. La faisabilité, performance mécanique de ce matériau du renforcement/réparation sont évaluées par l'application sur les structures en béton et en béton armé. Dans cette optique les principaux résultats sont synthétisés comme suite :

- **Etude bibliographique**

La revue bibliographique a mis en évidence l'intérêt pour les composite textile-mortier et les performances en termes de résistance en traction, couplée à de faibles ouvertures de fissure. Les études recensées, bien que riches, restent insuffisantes, au sens où elles ne permettent pas de saisir finement l'ensemble des mécanismes en cours dans le cas du comportement multi-fissurant identifié, et à comprendre le mécanisme d'endommagement du composite de renforcement/réparation couplé ou découplé des autres mécanismes d'endommagement liés au béton armé.

A l'échelle du matériau, 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 produits d'imprégnation dont il a été montré qu'ils constituaient un levier de choix pour moduler les performances du TRC. Dans le cas d'absence de produits d'imprégnation, les filaments intérieurs restent « à l'abri » et aussi les filaments intermédiaires souffrent d'une mauvaise imprégnation, qui reste donc non uniforme, et conduit donc à des performances limitées, du fait de dégradations accélérées du fait des sur contraintes. Au contraire, l'utilisation d'un produit d'imprégnation lorsque efficace, permet d'améliorer l'adhérence interne qui donnera un comportement plus homogène du composite. De manière schématique, il s'agit d'une part de l'adhérence externe « filament externe-matrice » plutôt uniforme et de type adhésive, et d'autre part, l'adhérence interne « filament interne-filament externe » discontinue, hétérogène et principalement frictionnelle.

Les essais de caractérisation, notamment en traction directe et en traction par flexion mettent en lumière le comportement mécanique non linéaire du composite TRC qui est expliqué par différentes phases de comportement. Enfin, compte tenu du nombre de paramètres qui permettent de qualifier le comportement du composite TRC, une étude paramétrique assez ambitieuse permettrait à la fois d'améliorer la compréhension du comportement des TRC, et d'autre part, d'optimiser le composite destinée à constituer un renfort extérieur « optimal » dans le cadre du renforcement/réparation des structures en béton armé, plus particulièrement pour les châteaux d'eau.

A l'échelle de structure, la littérature permet d'avoir une vue générale sur le comportement des poutres en béton armé renforcée/réparée par composite. Dans le cas du renforcement par matériaux composites à base polymère, les performances ultimes sont très significativement améliorées notamment la capacité portante. Une moindre attention est toutefois accordée aux déformations ultimes, d'où, la limite correspondant à un mode de rupture mettant en lumière

des décollements prématurés du composite. Ce qui réduit l'efficacité du composite du renforcement/réparation. Dans le cas du renforcement/réparation par composite textile-mortier, la capacité portante est significativement accrue mais elle n'en demeure pas moins inférieure à celle obtenue via des composites à base polymère. Le faible corpus expérimental ne permet toutefois pas d'identifier clairement les mécanismes de rupture susceptibles d'éclairer les gains de déformation ultime généralement constatés comparativement aux composite à base de matrice polymère, pour lequel, de nombreuses configurations d'application du composite associées aux type de sollicitation des structures (effort tranchant et moment fléchissant) sont étudiées. Cette étude envisage de conforter puis d'étendre les connaissances acquises sur les TRC, d'abord à l'échelle du matériau, en le caractérisant finement, et à l'échelle des structures en béton ou béton armé, afin d'étudier les performances vis-à-vis des classiques modes de collapse ; rupture par flexion, rupture par cisaillement, rupture par peeling of

- **Formulation et caractérisation du composite à matrice minérale**

La matrice minérale mise au point durant ce projet FUI KENTREC répond au cahier des charges fixées pour la réalisation de TRC destinés au renforcement des cuves de réservoir de châteaux d'eau, à savoir :

- 1/ une facilité d'imprégnation des renforts ;
- 2/ une durée pratique d'utilisation (DPU) supérieure ou égale à une heure ;
- 3/ une contrainte d'adhérence au support supérieure à 2.5 MPa ;
- 4/ peu de développement de micro-organismes ;
- 5/ une teneur en alumine inférieure aux prescriptions de l'OMS, soit 200 mg/l dans l'attente de la limite inférieure donnée par le ministère de la santé.
- 6/ des performances mécaniques conséquentes, évaluées via des essais de flexion quatre points, avec une contrainte au LOP ou limite de linéarité de l'ordre de 8MPa en milieu humide, des performances en déformabilité très conséquente avec l'atteinte de flèche de l'ordre de 35mm à l'état ultime.

Pour atteindre les propriétés visées, le travail de formulation a porté sur plusieurs points :

- tout d'abord un liant hydraulique qui permette la réalisation d'éléments fins. Ainsi le liant mis au point se caractérise par sa nature particulière de liant ettringitique, constitué de ciment alumineux (CAC), de sulfate de calcium et de ciment blanc ;
- ensuite un système d'adjuvantation alliant des agents de rhéologie (agent colle, agent de viscosité, agents mouillants) pour la mise en œuvre et des agents modificateurs de prise (retardateur pour ajuster la durée pratique d'utilisation et accélérateur pour ajuster le temps de durcissement) ;

Enfin un traitement de surface adapté pour limiter le développement de micro-organismes et le relargage des ions aluminium

- **Application du composite KENTREC au renforcement/réparation de structures en béton/béton armé**

Le composite TRC permet d'améliorer nettement le comportement qualitatif et quantitatif des éprouvettes en béton. Les éprouvettes renforcées présentent trois phases de comportement, et

on note une augmentation importante de la résistance mécanique, entre **66-200 %** pour la charge ultime en fonction des configurations.

Le mode de renforcement n'influence pas l'efficacité du TRC, c'est-à-dire que la technique de renforcement par TRC est indépendante de l'histoire de chargement de la structure béton.

Les éprouvettes renforcées conservées dans l'eau présentent une meilleure résistance, et une meilleure rigidité que celles conservées à l'air. En fonction des configurations, la charge ultime des éprouvettes conservées dans l'eau est supérieure de **10 à 31 %** par rapport à celles conservées à l'air. Cependant, la charge associée à la première fissure, dans le cas de la conservation à l'air, est supérieure à celle dans le cas de conservation dans l'eau, ce qui peut être expliqué par une pénétration de l'eau au niveau de l'interface mortier-béton, ce qui conduit à la réduction de l'adhérence mortier-béton.

La contrainte d'adhérence de la matrice sur la surface de béton, pour le test par flexion, est de l'ordre de 4.1 MPa, égale à 75% de la résistance des éprouvettes saines.

A la lumière des résultats obtenus, il convient donc de souligner, que le composite TRC constitue une solution efficace dans le cas du renforcement/réparation des poutres en béton armé, en améliorant significativement la capacité portante entre 19-27% de la charge ultime, ainsi que par l'amélioration de la rigidité flexionnelle des poutres. On constate aussi une diminution significative de l'ouverture de fissure des poutres.

La pré-fissuration n'influence pas l'efficacité de la réparation par TRC des poutres en béton armé. Autrement dit, la méthode de réparation par TRC est indépendante de l'histoire de charge de la structure.

La conservation dans l'eau des poutres renforcées/réparées ne permet pas d'augmenter significativement la charge ultime par rapport à la conservation à l'air, mais elle améliore de manière conséquente la rigidité associée à la 3^{ème} phase de comportement et la charge à la 1^{ère} fissure.

Il semble intéressant de contrôler la fissuration à une ouverture de l'ordre de 0.4 mm, une amélioration très efficace du schéma de fissuration et de l'ouverture de fissure sont dans ce cas remarquables.

L'analyse du comportement local du composite met en lumière une ouverture de fissure plus importante au niveau du composite TRC que celle au niveau du béton pour la même charge. Elle confirme que la déformation du TRC des poutres conservées à l'air, est plus importante que celle observée pour le cas de conservation dans l'eau. Ces résultats sont bien en accord par rapport à ceux obtenus pour les études sur plaques TRC.

- **Modélisation numérique de structures en béton/béton armé renforcées/réparées par composite TRC**

Un matériau TRC a été développé dans le cadre des travaux de recherche engagés pour le projet FUI KENTREC. Une fois le cahier des charges atteint pour ce qui est des exigences de faisabilité du matériau, à savoir principalement sa formulation, sa mise en œuvre, et sa résistance aux cycles hydrique et thermique, il a fallu déterminer finement ses caractéristiques mécaniques. Les essais de caractérisation qu'ils soient de traction ou de flexion ont été modélisés afin de déterminer une approche qui permettent de reproduire finement le comportement global et plus ou moins le comportement local.

Des essais sur structures ont permis de montrer que le composite TRC est une solution efficace pour la réparation et le renforcement de poutres en béton armé. La modélisation numérique s'appuyant sur une approche du comportement non linéaire du béton et une approche macroscopique homogène dans le cas du renfort composite TRC a été mise en

œuvre. Pour les deux matériaux nous traitons l'endommagement de fissuration via une approche homogénéisée à l'échelle de la loi de comportement du matériau et non à l'échelle cinématique en gérant la discontinuité. L'approche retenue semble suffisamment pertinente

Ainsi, une modélisation en 2D a été validée, avec non seulement une très bonne adéquation au niveau du comportement global (charge/flèche), mais aussi, bien que dans une moindre mesure, au niveau du comportement local (la déformation de l'acier longitudinal, du béton, du composite, le schéma de fissuration, le champ de déplacement horizontal). En analysant la déformation locale, il apparaît que le modèle numérique conclue à un endommagement moins localisé par rapport à l'expérimentation, ce qui est certes en adéquation avec la formulation adoptée dans le model.

Enfin, l'étude paramétrique a permis de mettre en évidence l'influence de l'épaisseur du renfort composite TRC (indirectement du taux de renfort du composite) dans le comportement global et local de la structure. La capacité portante, ainsi que la rigidité dans la phase post-fissuration sont significativement améliorées par l'augmentation de l'épaisseur du composite. On peut souligner la pertinence du modèle à évaluer le renforcement et réparation par le matériau composite TRC, et donc à retrouver les différentes phases du comportement de la structure BA renforcée par TRC, avec l'amélioration de certaines rigidités, l'amélioration de la capacité portante, mais aussi, bien que dans une moindre mesure la prévision de l'endommagement de la structure renforcée.

PERSPECTIVES

Si ce travail a permis d'apporter quelques éléments de réponse liés à la problématique de la valorisation et de l'élargissement d'application des composites TRC dans le cadre de la réparation/renforcement des structures en béton, bien des questions restent ouvertes et seraient de nature à constituer une suite logique de cette thèse. On citera les points saillants suivants :

- Etude le vieillissement des structures du renforcement/réparation par ce composite
- Etude d'application de ce composite à la réparation/renforcement des structures vis-à-vis à l'effort tranchant et couplage avec le moment fléchissant
- Etude d'application de ce composite à la réparation/renforcement des structures soumises à l'effort dynamique, hydrique, thermique et les couplages

Bibliographie

- [1] Fascicule 74, *CONSTRUCTION DES RÉSERVOIRS EN BÉTON*.
- [2] CHARPENTIER-TITY Haïmadou, “LES PATHOLOGIES DES CHATEAUX D’EAU EN BETON ARME,” CONSERVATOIRE NATIONAL DES ARTS ET METIERS PARIS, 2012.
- [3] Rene DARNIS, *Pathologie et réparation des ouvrages en béton de stockage et de transport des liquides*.
- [4] A. Peled, A. Bentur, and D. Yankelevsky, “Woven fabric reinforcement of cement matrix,” *Adv. Cem. Based Mater.*, vol. 1, no. 5, pp. 216–223, 1994.
- [5] S. Ohno and D. Hannant, “Modeling the Stress-Strain Response of Continuous Fiber Reinforced Cement Composites,” *ACI Mater. J.*, vol. 91, no. 3, 1994.
- [6] H. Cuypers and J. Wastiels, “Stochastic matrix-cracking model for textile reinforced cementitious composites under tensile loading,” *Mater. Struct.*, vol. 39, no. 8, pp. 777–786, 2006.
- [7] J. Hegger, S. Voss, M. di Prisco, R. Felicetti, and G. A. Plizzari, “135. Textile reinforced concrete under biaxial loading,” in *6th International RILEM Symposium on Fibre Reinforced Concretes*, 2004, pp. 1463–1472.
- [8] A. Peled, Z. Cohen, Y. Pasder, A. Roye, and T. Gries, “Influences of textile characteristics on the tensile properties of warp knitted cement based composites,” *Cem. Concr. Compos.*, vol. 30, no. 3, pp. 174–183, 2008.
- [9] A. Peled, S. Sueki, and B. Mobasher, “Bonding in fabric–cement systems: effects of fabrication methods,” *Cem. Concr. Res.*, vol. 36, no. 9, pp. 1661–1671, 2006.
- [10] U. Häußler-Combe, F. Jesse, and M. Curbach, “Textile reinforced concrete-overview, experimental and theoretical investigations,” in *Fracture mechanics of concrete structures. Proceedings of the fifth international conference on fracture mechanics of concrete and concrete structures, Ia-FraMCoS, Vail, CO, USA, 2004*, vol. 204, pp. 12–16.
- [11] A. Brückner, R. Ortlepp, and M. Curbach, “Textile reinforced concrete for strengthening in bending and shear,” *Mater. Struct.*, vol. 39, no. 8, pp. 741–748, 2006.
- [12] T. C. Triantafillou and C. G. Papanicolaou, “Shear strengthening of reinforced concrete members with textile reinforced mortar (TRM) jackets,” *Mater. Struct.*, vol. 39, no. 1, pp. 93–103, 2006.
- [13] W. Brameshuber, *Report 36: Textile Reinforced Concrete-State-of-the-Art Report of RILEM TC 201-TRC*, vol. 36. RILEM publications, 2006.
- [14] B. Wulfhorst, O. Maetschke, M. Osterloh, A. Büsgen, and K.-P. Weber, *Textile technology*. Wiley Online Library, 2006.
- [15] P. Purnell, “The durability of glass fibre reinforced cements made with new cementitious matrices,” Aston University, 1998.
- [16] J. Hegger, C. Kulas, H. N. Schneider, W. Brameshuber, M. Hinzen, M. Raupach, T. Büttner, and W. Brameshuber, “TRC pedestrian bridge-design, load-bearing behavior and production processes of a slender and light-weight construction,” in *International RILEM Conference on Material Science*, 2010, vol. 1, pp. 353–364.
- [17] J. Orłowsky, M. Raupach, H. Cuypers, and J. Wastiels, “Durability modelling of glass fibre reinforcement in cementitious environment,” *Mater. Struct.*, vol. 38, no. 2, pp. 155–162, 2005.
- [18] C. Scheffler, T. Förster, E. Mäder, G. Heinrich, S. Hempel, and V. Mechtcherine, “Aging of alkali-resistant glass and basalt fibers in alkaline solutions: Evaluation of the failure stress by Weibull distribution function,” *J. Non-Cryst. Solids*, vol. 355, no. 52, pp. 2588–2595, 2009.

- [19] K. Van de Velde, P. Kiekens, and L. Van Langenhove, "Basalt fibres as reinforcement for composites," in *Proceedings of 10th international conference on composites/nano engineering, University of New Orleans, New Orleans, LA, USA, 2003*, vol. 2026.
- [20] B. Wei, H. Cao, and S. Song, "Tensile behavior contrast of basalt and glass fibers after chemical treatment," *Mater. Des.*, vol. 31, no. 9, pp. 4244–4250, 2010.
- [21] T. Förster, R. Plonka, C. Scheffler, E. Mäder, and W. Brameshuber, "Challenges for fibre and interphase design of basalt fibre reinforced concrete," in *International RILEM Conference on Material Science, 2010*, pp. 57–66.
- [22] G. Derombise, L. V. Van Schoors, and P. Davies, "Degradation of Technora aramid fibres in alkaline and neutral environments," *Polym. Degrad. Stab.*, vol. 94, no. 10, pp. 1615–1620, 2009.
- [23] Sant-Gobain Vetrotex, "Technical Information," 2011. [Online]. Available: www.vetrotextextiles.com/TechnicalInformation.
- [24] Saertex, "Fibre Properties," 2013. [Online]. Available: http://www.saertex.com/produkt_technik/produkte/fasereigenschaften/.
- [25] C. Scheffler, T. Förster, E. Mäder, G. Heinrich, S. Hempel, and V. Mechtcherine, "Aging of alkali-resistant glass and basalt fibers in alkaline solutions: Evaluation of the failure stress by Weibull distribution function," *J. Non-Cryst. Solids*, vol. 355, no. 52, pp. 2588–2595, 2009.
- [26] Smarter Building Systems, "Smarter Building Systems," 2010. [Online]. Available: <http://www.smarter-building-systems.com/smarter-building-basalt-faqs.html>.
- [27] T. Büttner, A. Keil, J. Orłowsky, and M. Raupach, "Einsatz von Polymeren in Textilbeton—Entwicklung polymermodifizierter Betone und Einflüsse auf die Dauerhaftigkeit," 2009.
- [28] T. Büttner, J. Orłowsky, and M. Raupach, "Enhancement of the durability of AR-glass reinforcement due to an epoxy-impregnation," *BAUTECHNIK*, vol. 88, no. 5, pp. 263–270, 2011.
- [29] W. Brameshuber and T. Brockmann, "Development and Optimization of Cementitious Matrices for Textile Reinforced Elements. London: Concrete Society, 2001," in *Proceedings of the 12th International Congress of the International Glassfibre Reinforced Concrete Association, Dublin, 2001*, vol. 14, p. 16.
- [30] W. Brameshuber and T. Brockmann, "Calcium aluminate cement as binder for textile reinforced concrete," in *International conference on calcium aluminate cements, 2001*, pp. 659–666.
- [31] R. 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," Université Claude Bernard-Lyon I, 2011.
- [32] J. Wastiels, "'Sandwich Panels in Construction with HPFRCC Faces: New Possibilities and Adequate Modelling,' High Performance Fiber Reinforced Cement Composites(HPFRCC 3), Ed Reinhardt, H. W., Naaman, A. E., Rilem publications, 143-151(1999)."
- [33] M. H. Ibrahim, "Elaboration de matériaux composites modèles unifilamentaires à fibres longues SiC et matrice silice sol-gel et caractérisation micromécanique de l'interface," 1997.
- [34] W. Brameshuber and B. Banholzer, "Bond characteristics of filaments embedded in fine grained concrete," in *Textile Reinforced Structures, Proceedings of the 2nd Colloquium on Textile Reinforced Structures (CTRS2), Dresden, Germany, 2003*, pp. 63–76.
- [35] U. Häußler-Combe and J. Hartig, "Bond and failure mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) under uniaxial tensile loading," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 29, no. 4, pp. 279–289, 2007.

- [36] M. Krüger, S. Xu, H. W. Reinhardt, and J. Ozbolt, "Experimental and numerical studies on bond properties between high performance fine grain concrete and carbon textile using pull out tests," *Beitr. Aus Befestigungstechnik Dem Stahlbetonbau Festschr. Prof. R Eligehausen Univ. Stuttg.*, pp. 151–164, 2002.
- [37] M. Krüger, "Vorgespannter textilbewehrter Beton (Prestressed textile reinforced concrete)," Dissertation, Fakultät Bau- und Umweltingenieurwissenschaften, University of Stuttgart, 2004.
- [38] F. Jesse, N. Will, M. Curbach, and J. Hegger, "Load-bearing behavior of textile-reinforced concrete," *ACI Spec. Publ.*, vol. 250, 2008.
- [39] A. Badanoiu and J. Holmgren, "Cementitious composites reinforced with continuous carbon fibres for strengthening of concrete structures," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 25, no. 3, pp. 387–394, 2003.
- [40] U. Dilthey, M. Schleser, M. Möller, O. Weichold, J. Hegger, W. Brameshuber, and N. Will, "Application of polymers in textile reinforced concrete—from the interface to construction elements," in *1st International RILEM Conference on Textile Reinforced Concrete. RILEM Publications SARL*, 2006, pp. 55–64.
- [41] C. Scheffler, S. L. Gao, R. Plonka, E. Mäder, S. Hempel, M. Butler, and V. Mechtcherine, "Interphase modification of alkali-resistant glass fibres and carbon fibres for textile reinforced concrete II: Water adsorption and composite interphases," *Compos. Sci. Technol.*, vol. 69, no. 7, pp. 905–912, 2009.
- [42] M. Kruger, J. Ozbolt, and H. W. Reinhardt, "A new 3D discrete bond model to study the influence of bond on structural performance of thin reinforced and prestressed concrete plates," *Proc High Perform. Fiber Reinf. Cem. Compos. HPRCC4*, pp. 49–63, 2003.
- [43] S. Ohno and D. Hannant, "Modeling the Stress-Strain Response of Continuous Fiber Reinforced Cement Composites," *ACI Mater. J.*, vol. 91, no. 3, 1994.
- [44] B. Banholzer, "Bond behaviour of a multi-filament yarn embedded in a cementitious matrix," Bibliothek der RWTH Aachen, 2004.
- [45] A. Peled, A. Bentur, and D. Yankelevsky, "Effects of woven fabric geometry on the bonding performance of cementitious composites: mechanical performance," *Adv. Cem. Based Mater.*, vol. 7, no. 1, pp. 20–27, 1998.
- [46] A. Peled and A. Bentur, "Geometrical characteristics and efficiency of textile fabrics for reinforcing cement composites," *Cem. Concr. Res.*, vol. 30, no. 5, pp. 781–790, 2000.
- [47] A. Peled and A. Bentur, "Fabric structure and its reinforcing efficiency in textile reinforced cement composites," *Compos. Part Appl. Sci. Manuf.*, vol. 34, no. 2, pp. 107–118, 2003.
- [48] F. Schladitz, M. Frenzel, D. Ehlig, and M. Curbach, "Bending load capacity of reinforced concrete slabs strengthened with textile reinforced concrete," *Eng. Struct.*, vol. 40, pp. 317–326, 2012.
- [49] N. Singla, *Experimental and theoretical study of fabric cement composites for retrofitting masonry structures*. 2004.
- [50] F. Jesse, "Tragverhalten von Filamentgarnen in zementgebundener Matrix," 2004.
- [51] M. J. Roth, "Flexural and tensile properties of thin, very high-strength, fiber-reinforced concrete panels," DTIC Document, 2008.
- [52] Isabella Giorgia Colombo, "Textile Reinforced Concrete: experimental investigation on design parameters," *Materials and structures*, pp. 1933–1951, 2013.
- [53] L. Garmendia, P. Larrinaga, D. García, and I. Marcos, "Textile-Reinforced Mortar as strengthening material for masonry arches," *Int. J. Archit. Herit.*, vol. 8, no. 5, pp. 627–648, 2014.
- [54] Mario Hansl and J. Feix, "Untersuchung der Rissbreiten in textilbewehrten Betonen," *Beton-und Stahlbetonbau*.

- [55] P. Rossi, "Ultra-high performance fibre reinforced concretes (UHPFRC): an overview," in *RILEM PRO*, 2000, vol. 15, pp. 87–100.
- [56] G. Chanvillard, P. Rossi, and G. Chanvillard, "Characterisation of fibre reinforced concrete mechanical properties: a review," in *Fifth International RILEM Symposium on Fibre-Reinforced Concrete (FRC)*, 2000, pp. 29–50.
- [57] M. A. D. Kok, "Textile reinforced double curved concrete elements," TU Delft, Delft University of Technology, 2013.
- [58] N. W. PORTAL, K. LUNDGREN, A. WALTER, J. FREDERIKSEN, and L. THRANE, "NUMERICAL MODELLING OF TEXTILE REINFORCED CONCRETE."
- [59] M. Michel, J. Ambroise, and P. Hamelin, "Développement de composites à matrice minérale et à renfort textile," *Treizième Edition Journ. Sci. RF B*, vol. 2, pp. 57–66, 2013.
- [60] C. Astm, "1018, Standard test method for flexural toughness and first crack strength of fibre reinforced concrete(Using beam with third-point loading). American Society of Testing and Materials, Philadelphia, Annual Book of Standard, 4. 02(1994) 509-516."
- [61] M. Mashima, D. J. Hannant, and J. G. Keer, "Tensile properties of polypropylene reinforced cement with different fiber orientations," *ACI Mater. J.*, vol. 87, no. 2, 1990.
- [62] M. Krüger and H. W. Reinhardt, "Prestressed textile reinforced cement composites," in *Proc., 11th Int. Techtexil Symp. für technische Textilien, Vliesstoffe, und textilmarmierte Werkstoffe*, 2001.
- [63] M. Molter, "Bruchtragverhalten textilbewehrter Biegekörper," *Textilbeton Tagungsband Zum*, vol. 1, pp. 205–219, 2001.
- [64] J. Hegger, N. Will, O. Bruckermann, and S. Voss, "Load-bearing behaviour and simulation of textile reinforced concrete," *Mater. Struct.*, vol. 39, no. 8, pp. 765–776, 2006.
- [65] B. Mobasher, A. Peled, and J. Pahilajani, "Distributed cracking and stiffness degradation in fabric-cement composites," *Mater. Struct.*, vol. 39, no. 3, pp. 317–331, 2006.
- [66] M. Richter, "Entwicklung mechanischer Modelle zur analytischen Beschreibung der Materialeigenschaften von textilbewehrtem Feinbeton," 2004.
- [67] M. Raupach, J. Orlowsky, T. Büttner, U. Dilthey, M. Schleser, J. Hegger, W. Brameshuber, and N. Will, "Epoxy-impregnated textiles in concrete-load bearing capacity and durability," in *ICTRC'2006-1st International RILEM Conference on Textile Reinforced Concrete*, 2006, pp. 77–88.
- [68] L. Garmendia, P. Larrinaga, D. García, and I. Marcos, "Textile-Reinforced Mortar as strengthening material for masonry arches," *Int. J. Archit. Herit.*, vol. 8, no. 5, pp. 627–648, 2014.
- [69] M. Hansl and J. Feix, "Untersuchung der Rissbreiten in textilbewehrten Betonen," *Beton-Stahlbetonbau*, vol. 110, no. 6, pp. 410–418, 2015.
- [70] E. Bertolesi, F. G. Carozzi, G. Milani, and C. Poggi, "Numerical modeling of Fabric Reinforce Cementitious Matrix composites (FRCM) in tension," *Constr. Build. Mater.*, vol. 70, pp. 531–548, 2014.
- [71] I.C. Papantoniou and C.G. Papanicolaou, "FLEXURAL BEHAVIOR OF ONE-WAY TEXTILE REINFORCED CONCRETE (TRC) / REINFORCED CONCRETE (RC) COMPOSITE SLABS," *15TH EUROPEAN CONFERENCE ON COMPOSITE MATERIALS, Venice, Italy*, 2012.
- [72] R. Contamine, A. S. Larbi, and P. Hamelin, "Contribution to direct tensile testing of textile reinforced concrete (TRC) composites," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 528, no. 29, pp. 8589–8598, 2011.
- [73] W. Brameshuber, *Report 36: Textile Reinforced Concrete-State-of-the-Art Report of RILEM TC 201-TRC*, vol. 36. RILEM publications, 2006.

- [74] A. Peled, Z. Cohen, Y. Pasder, A. Roye, and T. Gries, "Influences of textile characteristics on the tensile properties of warp knitted cement based composites," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 30, no. 3, pp. 174–183, 2008.
- [75] A. Azzam and M. Richter, "Investigation of Stress Transfer Behavior in Textile Reinforced Concrete with Application to Reinforcement Overlapping and Development Lengths," *ORTLEPP RHrsg Textilbeton Theor. Prax. Tagungsband Zum*, vol. 6, pp. 103–116, 2011.
- [76] G. Promis, "Composites fibres/matrice minérale: du matériau a la structure," Université Claude Bernard-Lyon I, 2010.
- [77] A. Keil, H. Cuyppers, M. Raupach, and J. Wastiels, "Study of the bond in textile reinforced concrete: influence of matrix and interface modification," *Proc. Chall. Civ. Constr. FEUP Porto Port.*, 2008.
- [78] A. S. Larbi, A. Agbossou, and P. Hamelin, "Experimental and numerical investigations about textile-reinforced concrete and hybrid solutions for repairing and/or strengthening reinforced concrete beams," *Compos. Struct.*, vol. 99, pp. 152–162, 2013.
- [79] I. G. Colombo, A. Magri, G. Zani, M. Colombo, and M. Di Prisco, "Erratum to: Textile Reinforced Concrete: experimental investigation on design parameters," *Mater. Struct.*, vol. 46, no. 11, pp. 1953–1971, 2013.
- [80] A. Scholzen, R. Chudoba, and J. Hegger, "Thin-walled shell structures made of textile-reinforced concrete," *Struct. Concr.*, vol. 16, no. 1, pp. 115–124, 2015.
- [81] R. Contamine, A. S. Larbi, and P. Hamelin, "Matrix and Fabric Impregnation Influence on Textile Reinforcement Concrete Behaviour," in *Advances in FRP Composites in Civil Engineering*, Springer, 2011, pp. 77–80.
- [82] S. Xu, Q. Li, and C. U. Grosse, "An experimental study on bending behavior of cementitious composites reinforced in combination with carbon textile and short-cut PVA fiber," *Adv. Constr. Mater.*, pp. 237–254, 2007.
- [83] B. A. Proctor, "A Review of the Theory of GRC," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 12, no. 1, pp. 53–61, 1990.
- [84] T. Croston, "Etude expérimentale du comportement d'une poutre en béton armé en flexion trois points réparée par matériaux composites (approche probabiliste)," Bordeaux, ENSAM, 2006.
- [85] S. Avril, "Application des méthodes de mesure de champs à la caractérisation mécanique de poutres en béton armé réparées par matériaux composites," Thèse de doctorat, Ecole National Supérieure des Mines de Saint-Etienne et Université Jean Monnet, France, 2002. 219, 2002.
- [86] S. T. Smith and J. G. Teng, "FRP-strengthened RC beams. I: review of debonding strength models," *Eng. Struct.*, vol. 24, no. 4, pp. 385–395, 2002.
- [87] N. Attari, S. Amziane, and M. Chemrouk, "Efficacité du renforcement des poutres en béton armé par des matériaux composites," in *MATEC Web of Conferences*, 2012, vol. 2, p. 2005.
- [88] G. Spadea, F. Bencardino, and R. N. Swamy, "Structural behavior of composite RC beams with externally bonded CFRP," *J. Compos. Constr.*, vol. 2, no. 3, pp. 132–137, 1998.
- [89] P. Mukhopadhyaya, N. Swamy, and C. Lynsdale, "Optimizing structural response of beams strengthened with GFRP plates," *J. Compos. Constr.*, vol. 2, no. 2, pp. 87–95, 1998.
- [90] M. Arduini and A. Nanni, "Behavior of precracked RC beams strengthened with carbon FRP sheets," *J. Compos. Constr.*, vol. 1, no. 2, pp. 63–70, 1997.
- [91] J. G. Teng, J.-F. Chen, S. T. Smith, and L. Lam, "FRP: strengthened RC structures," *Front. Phys.*, vol. 1, 2002.

- [92] BUYUKOZTURK, *Progress on understanding debonding problems in reinforced concrete and steel members strengthened using FRP composites. Construction and Building Materials* 18, 2004, p. 9-19. .
- [93] Tania CROSTON, “ETUDE EXPERIMENTALE DU COMPORTEMENT D’UNE POUTRE EN BETON ARME EN FLEXION 3 POINTS REPAREE PAR MATERIAUX COMPOSITES (APPROCHE PROBABILISTE).”
- [94] T. Blanksvård and B. Täljsten, “Strengthening of concrete structures with cement based bonded composites,” *J. Nord. Concr. Res.*, vol. 38, pp. 133–153, 2008.
- [95] F. Schladitz, M. Frenzel, D. Ehlig, and M. Curbach, “Bending load capacity of reinforced concrete slabs strengthened with textile reinforced concrete,” *Eng. Struct.*, vol. 40, pp. 317–326, 2012.
- [96] S. L. Amir, C. Raphael, F. Emmanuel, and H. Patrice, “Flexural Strengthening of Reinforced Concrete Beams with Textile Reinforced Concrete (TRC),” in *Advances in FRP Composites in Civil Engineering*, Springer, 2011, pp. 665–667.
- [97] S. Verbruggen, D. G. Aggelis, T. Tysmans, and J. Wastiels, “Bending of beams externally reinforced with TRC and CFRP monitored by DIC and AE,” *Compos. Struct.*, vol. 112, pp. 113–121, 2014.
- [98] B. Beckmann, M. Frenzel, E. Lorenz, F. Schladitz, and S. Rempel, “Biegetragverhalten von textilbetonverstärkten Platten,” *Beton- Stahlbetonbau*, vol. 110, no. S1, pp. 47–53, 2015.
- [99] L. Ombres, “Flexural analysis of reinforced concrete beams strengthened with a cement based high strength composite material,” *Compos. Struct.*, vol. 94, no. 1, pp. 143–155, 2011.
- [100] H. M. Elsanadedy, T. H. Almusallam, S. H. Alsayed, and Y. A. Al-Salloum, “Flexural strengthening of RC beams using textile reinforced mortar—Experimental and numerical study,” *Compos. Struct.*, vol. 97, pp. 40–55, 2013.
- [101] T. C. Triantafillou and C. G. Papanicolaou, “Shear strengthening of reinforced concrete members with textile reinforced mortar (TRM) jackets,” *Mater. Struct.*, vol. 39, no. 1, pp. 93–103, 2006.
- [102] C. Escrig, L. Gil, E. Bernat-Maso, and F. Puigvert, “Experimental and analytical study of reinforced concrete beams shear strengthened with different types of textile-reinforced mortar,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 83, pp. 248–260, 2015.
- [103] S. Verbruggen, O. Remy, J. Wastiels, and T. Tysmans, “Stay-in-place formwork of TRC designed as shear reinforcement for concrete beams,” *Adv. Mater. Sci. Eng.*, vol. 2013, 2013.
- [104] A. S. Larbi, R. Contamine, E. Ferrier, and P. Hamelin, “Shear strengthening of RC beams with textile reinforced concrete (TRC) plate,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 24, no. 10, pp. 1928–1936, 2010.
- [105] A. Brückner, R. Ortlepp, and M. Curbach, “Anchoring of shear strengthening for T-beams made of textile reinforced concrete (TRC),” *Mater. Struct.*, vol. 41, no. 2, pp. 407–418, 2008.
- [106] F. Schladitz, A. Brückner, R. Ortlepp, and M. Curbach, “Shear force strengthening of large, reinforced concrete components using Textile Reinforced Concrete (TRC),” in *GRCA (Hrsg): Proceedings of the 18th Congress of the International Glassfibre Reinforced Concrete Association, Barcelona*, 2008, vol. 20, p. 2008.
- [107] Si Larbi A., Contamine R., and Hamelin P., “Evaluation de la performance des TRC et des solutions hybrides dans le cadre de la réparation et le renforcement de poutres en béton armé.”

- [108] S. Verbruggen, D. G. Aggelis, T. Tysmans, and J. Wastiels, “Bending of beams externally reinforced with TRC and CFRP monitored by DIC and AE,” *Compos. Struct.*, vol. 112, pp. 113–121, 2014.
- [109] D. G. Aggelis, S. Verbruggen, E. Tsangouri, T. Tysmans, and D. Van Hemelrijck, “Characterization of mechanical performance of concrete beams with external reinforcement by acoustic emission and digital image correlation,” *Constr. Build. Mater.*, vol. 47, pp. 1037–1045, 2013.
- [110] S. Verbruggen, T. Tysmans, and J. Wastiels, “TRC or CFRP strengthening for reinforced concrete beams: An experimental study of the cracking behaviour,” *Eng. Struct.*, vol. 77, pp. 49–56, 2014.
- [111] A. Brückner, R. Ortlepp, and M. Curbach, “Textile reinforced concrete for strengthening in bending and shear,” *Mater. Struct.*, vol. 39, no. 8, pp. 741–748, 2006.
- [112] R. Contamine, A. S. Larbi, and P. Hamelin, “Identifying the contributing mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) in the case of shear repairing damaged and reinforced concrete beams,” *Eng. Struct.*, vol. 46, pp. 447–458, 2013.
- [113] T. Triantafillou, “Innovative textile-based cementitious composites for retrofitting of concrete structures,” in *Innovative Materials and Techniques in Concrete Construction*, Springer, 2012, pp. 209–223.
- [114] C. Papanicolaou, T. Triantafillou, I. Papantoniou, and C. Balioukos, “Strengthening of two-way reinforced concrete slabs with Textile Reinforced Mortars (TRM),” 2009.
- [115] Y. A. Al-Salloum, H. M. Elsanadedy, S. H. Alsayed, and R. A. Iqbal, “Experimental and numerical study for the shear strengthening of reinforced concrete beams using textile-reinforced mortar,” *J. Compos. Constr.*, vol. 16, no. 1, pp. 74–90, 2012.
- [116] Z. C. Tetta, L. N. Koutas, and D. A. Bournas, “Textile-reinforced mortar (TRM) versus fiber-reinforced polymers (FRP) in shear strengthening of concrete beams,” *Compos. Part B Eng.*, vol. 77, pp. 338–348, 2015.
- [117] H.-C. Wu and J. Teng, “Innovative cement based thin sheet composites for retrofit,” in *Third International Conference on Composites in Infrastructures, San Francisco, US, 2002*.
- [118] H. C. Wu and V. S. Parameswaran, “Design flexibility of composites for construction,” in *International Conference on Fiber Composites, High Performance Concretes and Smart Materials*, 2004, pp. 421–432.
- [119] H. C. Wu and P. Sun, “Fiber reinforced cement based composite sheets for structural retrofit,” in *International Symposium on Bond Behavior of FRP in Structures*, 2005, pp. 351–356.
- [120] R. Contamine, A. S. Larbi, and P. Hamelin, “Contribution to direct tensile testing of textile reinforced concrete (TRC) composites,” *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 528, no. 29, pp. 8589–8598, 2011.
- [121] M. Grédiac, “The use of heterogeneous strain fields for the characterization of composite materials,” *Compos. Sci. Technol.*, vol. 56, no. 7, pp. 841–846, 1996.
- [122] M. A. Sutton, J. J. Orteu, and H. Schreier, *Image correlation for shape, motion and deformation measurements: basic concepts, theory and applications*. Springer Science & Business Media, 2009.
- [123] M. A. Sutton, W. J. Wolters, W. H. Peters, W. F. Ranson, and S. R. McNeill, “Determination of displacements using an improved digital correlation method,” *Image Vis. Comput.*, vol. 1, no. 3, pp. 133–139, 1983.
- [124] S. Mguil-Touchal, F. Morestin, and M. Brunet, “Mesure de champs de déplacements et de déformations par corrélation d’images numériques,” in *Actes du Colloque National Mécat, 1996*, vol. 96, pp. 179–182.

- [125] S. Y. Alam, J. Saliba, and A. Loukili, "Fracture examination in concrete through combined digital image correlation and acoustic emission techniques," *Constr. Build. Mater.*, vol. 69, pp. 232–242, 2014.
- [126] C. Solutions, "Vic-2D," *Ref. Man.*, 2009.
- [127] *Analyse par corrélation d'images d'essais d'impact sur poutres en Béton Armé.* .
- [128] N. Williams Portal, "Sustainability and Flexural Behaviour of Textile Reinforced Concrete," 2013.
- [129] R. Contamine, A. S. Larbi, and P. Hamelin, "Identifying the contributing mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) in the case of shear repairing damaged and reinforced concrete beams," *Eng. Struct.*, vol. 46, pp. 447–458, 2013.
- [130] R. Contamine, "Identifying the contributing mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) in the case of shear repairing damaged and reinforced concrete beams."
- [131] E. Ferrier, A. S. Larbi, J. F. Georgin, and J. Ambroise, "New hybrid cement-based composite material externally bonded to control RC beam cracking," *Constr. Build. Mater.*, vol. 36, pp. 36–45, 2012.
- [132] A. Si Larbi, P. HAMELIN, and R. CONTAMINE, "Evaluation de la performance des TRC et des solutions hybrides dans le cadre de la réparation et le renforcement de poutres en béton armé," 2011.
- [133] S. Y. Alam, "Experimental study and numerical analysis of crack opening in concrete," Ecole Centrale de Nantes (ECN)(ECN)(ECN)(ECN), 2011.
- [134] T. M. Fayyad and J. M. Lees, "Application of Digital Image Correlation to reinforced concrete fracture," *Procedia Mater. Sci.*, vol. 3, pp. 1585–1590, 2014.
- [135] M. Hansl and J. Feix, "Untersuchung der Rissbreiten in textilibewehrten Betonen," *Beton-Stahlbetonbau*, vol. 110, no. 6, pp. 410–418, 2015.
- [136] PATRICE, "Modèle numérique du comportement non-linéaire d'ouvrage massifs en béton armé," Ecole polytechnique federale de lausanne, 1987.
- [137] K. J. William and E. P. Warnke, "Constitutive model for the triaxial behavior of concrete," 1975.
- [138] J. Hegger and S. Voss, "Investigations on the bearing behaviour and application potential of textile reinforced concrete," *Eng. Struct.*, vol. 30, no. 7, pp. 2050–2056, 2008.
- [139] U. Häußler-Combe and J. Hartig, "Bond and failure mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) under uniaxial tensile loading," *Cem. Concr. Compos.*, vol. 29, no. 4, pp. 279–289, 2007.
- [140] E. Bernat-Maso, L. Gil, and P. Roca, "Numerical analysis of the load-bearing capacity of brick masonry walls strengthened with textile reinforced mortar and subjected to eccentric compressive loading," *Eng. Struct.*, vol. 91, pp. 96–111, 2015.
- [141] H. M. Elsanadedy, T. H. Almusallam, S. H. Alsayed, and Y. A. Al-Salloum, "Flexural strengthening of RC beams using textile reinforced mortar—Experimental and numerical study," *Compos. Struct.*, vol. 97, pp. 40–55, 2013.
- [142] E. Bernat-Maso, L. Gil, and P. Roca, "Numerical analysis of the load-bearing capacity of brick masonry walls strengthened with textile reinforced mortar and subjected to eccentric compressive loading," *Eng. Struct.*, vol. 91, pp. 96–111, 2015.
- [143] DARVE F, *Les géomatériaux: Théories, expériences, modèles.* .
- [144] Kupfer, "Behaviour of concrete under biaxial stress," *Journal of the engineering mechanics division, ASCE, Vol.99*, 1973.
- [145] Paulay, "Shear transfer by aggregate interlock," *ACI Special Publication*, p. SP 42-1 Detroit, 1–15, 1974.

- [146] Laible, "Experimental Investigation of Seismic Shear Transfer Across Cracks in Concrete Nuclear Containment Vessels," *ACI Special Publication*, pp. 53, 203–226, 1977.
- [147] Reinhardt, "Tensile tests and failure analysis of concrete," pp. 2462–2477, 1986.
- [148] PONS G, "Rhéologie et fissurabilité des bétons et mico-bétons soumis à des chargements harmoniques de faible fréquence.," *Thèse d'état: université Paul Sabatier de Toulouse*, p. 328, 1989.
- [149] Pijadier-Cabot, "Nonlocal damage theory," *SCE Journal of Engineering Mechanics*, p. 113(10), 1512–1533, 1987.
- [150] Vardoulakis, "The thickness of shear bands in granular materials," *Géotechnique*, p. 37(3), 271–283, 1987.
- [151] De Borst, "A generalisation of J2-flow theory for polar continua," *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, p. 103(3), 347–362, 1993.
- [152] Giry, "Stress-based nonlocal damage model," *International Journal of Solids and Structures*, p. 48(25–26), 3431–3443, 2011.
- [153] Bažant, "Crack band theory for fracture of concrete," *Matériaux et Construction*, p. 16(3), 155–177, 1983.
- [154] Marina BOTTONI, *Modèle d'endommagement de MAZARS*. .
- [155] A. Dragon, "Anisotropic damage in quasi-brittle solids: modelling, computational issues and applications."
- [156] Christian La Borderie, "Phénomènes unilatéraux dans un matériau endommageable : Modélisation et application à l'analyse de structures en béton."
- [157] Fabrice Gatuing, "Prévision de la rupture des ouvrages en béton sollicités en dynamique rapide."
- [158] "Modèle Matériaux."
- [159] LE Nguyen Khuong, "Contribution à la compréhension du comportement des structures renforcées par FRP sous séismes," Ph.D thesis, INSA de Lyon, Lyon., 2015.
- [160] Nicolae ILE, "Contribution à la compréhension du fonctionnement des voiles en béton armé sous sollicitation sismique: Apport de l'expérimentation et de la modélisation à la conception," Ph.D thesis, INSA de Lyon, Lyon., 2000.
- [161] Peter Segle and Jessica, "Numerical simulations of headed anchors break in reinforced and non-reinforced concrete structures," SSM-rapport, 2013.
- [162] Haussler-Combe and Hartig, "Bond and failure mechanisms of textile reinforced concrete (TRC) under uniaxial tensile loading," *Cem. Concr. Compos*, p. 29(4), 279–289., 2007.
- [163] Hegger, Will, and Bruckermann, "Load-bearing behaviour and simulation of textile reinforced concrete," *Mater. Struct*, p. 39(292), 765–776, 2006.
- [164] Holler and Butenweg, "Computational model of textile-reinforced concrete structures," *Comput. Struct*, p. 82(23–26), 1971–1979, 2004.
- [165] Smitha Gopinath, "Numerical Investigations on Damaged RC beams Strengthened with Fabric Reinforced Concrete."
- [166] Pello Larrinaga, Carlos Chastre, and Hugo C. Biscaia, "Experimental and numerical modeling of basalt textile reinforced mortar behavior under uniaxial tensile stress," *Materials and design*, pp. 55, 66–74, 2014.
- [167] NATALIE WILLIAMS PORTAL, "Sustainability and Flexural Behaviour of Textile Reinforced Concrete," 2013.
- [168] MARTIN PETTERSSON, "FE-modelling of Textile Reinforced Concrete Façade Elements," THESIS, CHALMERS UNIVERSITY OF TECHNOLOGY, 2014.

- [169] Schladitz F and Frenzel M, "Bending load capacity of reinforced concrete slabs strengthened with textile reinforced concrete," *Engineering Structures*, p. Vol. 40 (0), pp. 317–326, 2012.
- [170] Hartig J and Häußler, "A model for the uniaxial tensile behaviour of Textile Reinforced Concrete (TRC) covering effects at the micro and meso scales," *Proceedings of ECF18, Dresden*, 2010.
- [171] M. Hansl and J. Feix, "Untersuchung der Rissbreiten in textilbewehrten Betonen," *Beton-Stahlbetonbau*, vol. 110, no. 6, pp. 410–418, 2015.
- [172] Elisa Bertolesi, "Numerical modeling of Fabric Reinforce Cementitious Matrix composites (FRCM) in tension."
- [173] M. Michel, J. Ambroise, and P. Hamelin, "Développement de composites à matrice minérale et à renfort textile," *Treizième Édition Journ. Sci. RF B*, vol. 2, pp. 57–66, 2013.
- [174] N. Williams Portal, "Numerical modelling of textile reinforced concrete."
- [175] Contamine, R, Larbi, A. S, and Hamelin, P, "Contribution to direct tensile testing of textile reinforced concrete (TRC) composites," *Materials Science and Engineering*, p. 528(29), 8589-8598., 2011.
- [176] A. S. Larbi, A. Agbossou, and P. Hamelin, "Experimental and numerical investigations about textile-reinforced concrete and hybrid solutions for repairing and/or strengthening reinforced concrete beams," *Compos. Struct.*, vol. 99, pp. 152–162, 2013.
- [177] Berro Ramirez, "Simulation de la rupture de structures composites par une approche à directions fixes de l'endommagement."
- [178] Lemaitre J and Chaboche J. L., *Mécanique des solides*. Dunod, Paris, 2001.
- [179] Rachid El khaoulani El idrissi, "Prédiction fiable de l'endommagement ductile par la méthode des éléments finis mixtes: endommagement non local et adaptation de maillage," Ph.D thesis, ParisTech, 2010.
- [180] R. Contamine, A. S. Larbi, and P. Hamelin, "Contribution to direct tensile testing of textile reinforced concrete (TRC) composites," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 528, no. 29, pp. 8589–8598, 2011.
- [181] A. S. Larbi, A. Agbossou, P. Hamelin, "Experimental and numerical investigations about textile-reinforced concrete and hybrid solutions for repairing and/or strengthening reinforced concrete beams." *Composite Structures* 99 (2013): 152-162
- [182] J. Shu, D. Fall, M. Plos, K. Zandi, and K. Lundgren, "Development of modelling strategies for two-way RC slabs," *Eng. Struct.*, vol. 101, pp. 439–449, 2015.
- [183] N. Williams Portal, "Sustainability and Flexural Behaviour of Textile Reinforced Concrete," 2013.

Annexes

Annexe 2-1 : Adhérence matrice-support béton

Polyacrylamide: DP/GJ :

	Contrainte MPa	Etats de surface après le test	Photos
5mm	3.9	10% dans la matrice 90% Interface Colle/Matrice	
	4.1	100% Interface Colle/Matrice	
	3.7	50% Interface Colle/Matrice 50% dans Matrice (au dessus du 3ème R)	
4mm	3.4	10% Interface Colle/Matrice 90% dans Matrice (3ème R)	
	3.0	25% Interface Colle/Matrice 75% dans Matrice (3ème R)	
	3.4	25% Interface Colle/Matrice 75% dans Matrice (3ème R)	

Alcool polyvinylique

	Contrainte MPa	Etats de surface après le test	Photos
5mm	3.7	95% Interface Colle/Matrice 5% dans Matrice	
	3.4	95% Interface Colle/Matrice 5% dans Matrice	
	2.8	90% Interface Colle/Matrice 10% dans Matrice	
4mm	2.2	50% Interface Colle/Matrice 50% dans Matrice (3ème R)	
	3.6	10% Interface Colle/Matrice 90% dans Matrice (3ème R)	
	2.9	80% Interface Colle/Matrice 20% dans Matrice	

Annexe 3-1 : Formulation du béton

Composants	Masse (Kg) sur m ³
Ciment CEMI 52.5 PM	300
Laitier ECOCEM	130
Sable	880
Gravillons	970
PREZOM_500	1.5
Eau	215 (L)

Annexe 3-2 : Protocole de malaxage du mortier

Peser les différents constituants

Verser l'eau et le retardateur dans la cuve de malaxage

- Verser la poudre dans la cuve de malaxage, sur les liquides

- Attendre 30s

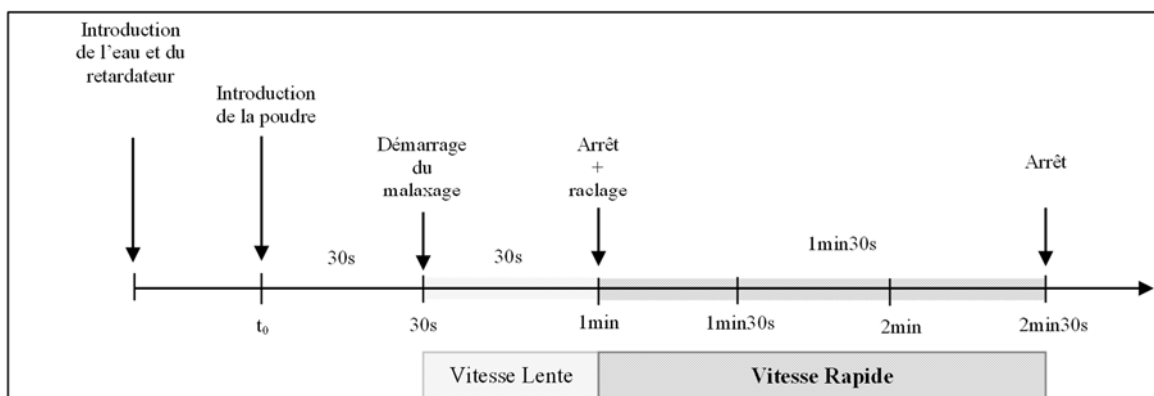
- Malaxage 30s

- Arrêt et raclage de la cuve

- **Malaxage 1min30s**

Vitesse Lente

Vitesse Rapide



Annexe 3-3 : Résultats sur éprouvettes sans défaut initial

- Epreuves sans défaut initial dites de référence

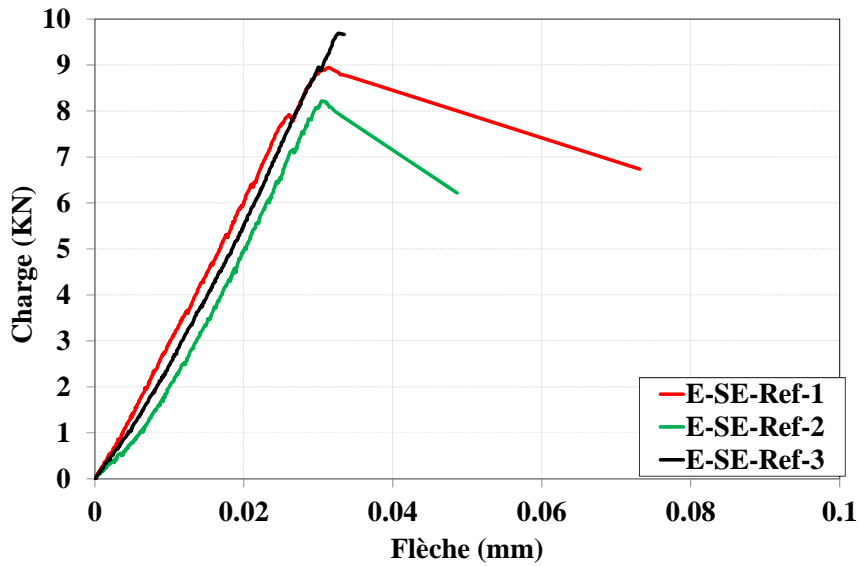


Figure 3- 49 : Epreuves saines (E-SE-Ref)

Poutres	Charge ultime (KN)	Flèche ultime (mm)	Contrainte ultime (MPa)
E-SE-Ref-1	9.04	0.031	5.53
E-SE-Ref-2	8.09	0.030	4.95
E-SE-Ref-3	9.63	0.032	5.90
Moyenne	8.92	0.031	5.46

Tableau 3- 13 : Valeurs particulières associées aux éprouvettes sans défaut initial

- Epreuves sans défaut initial, renforcées par TRC, conservées dans air et dans eau

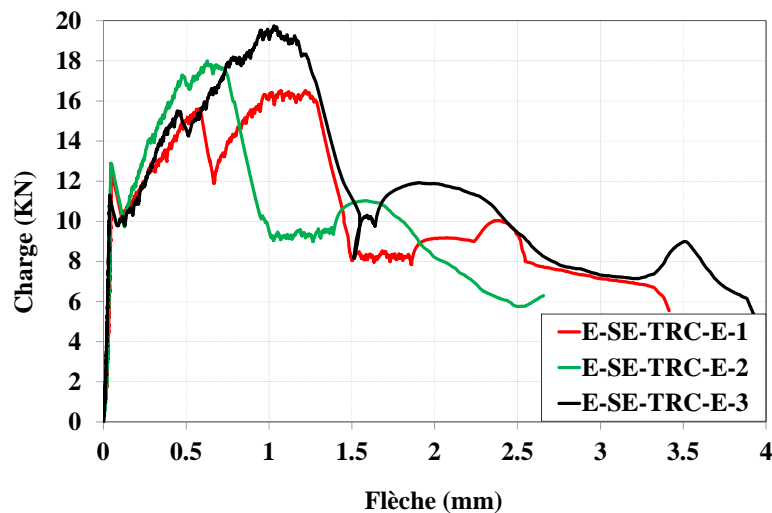


Figure 3- 50 : Epreuves sans défaut initial, renforcées et conservées dans l'eau (E-SE-TRC-E)

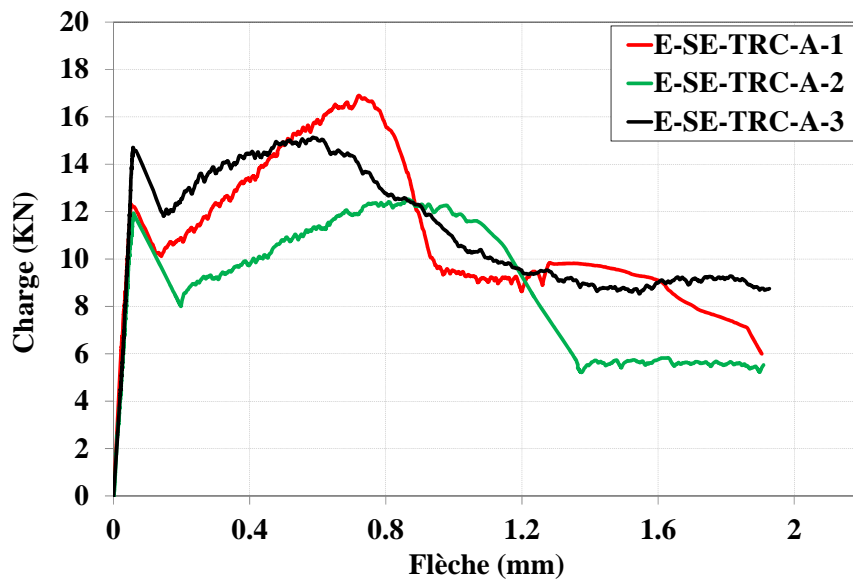


Figure 3- 51 : Epreuves sans défaut initial renforcées conservées dans l'air (E-SE-TRC-E)

Poutres	Charge au service (KN)	Flèche au service (mm)	Charge ultime (KN)	Flèche ultime (mm)
E-SE-TRC-A-1	12.29	0.06	16.79	0.73
E-SE-TRC-A-2	11.91	0.05	12.50	0.59
E-SE-TRC-A-3	14.67	0.051	15.14	0.9
Moyenne	12.96	0.053	14.81	0.74
E-SE-TRC-E-1	12.48	0.039	16.50	1.30
E-SE-TRC-E-2	12.90	0.044	17.97	0.72
E-SE-TRC-E-3	11.31	0.042	19.72	1.11
Moyenne	12.23	0.041	18.06	1.04

Tableau 3- 14 : Valeurs particulières associées aux épreuves sans défaut initial renforcées conservées dans l'air et dans l'eau

Annexe 3-4 : Résultats des éprouvettes avec défaut initial

- Epreuves avec défaut initial référence

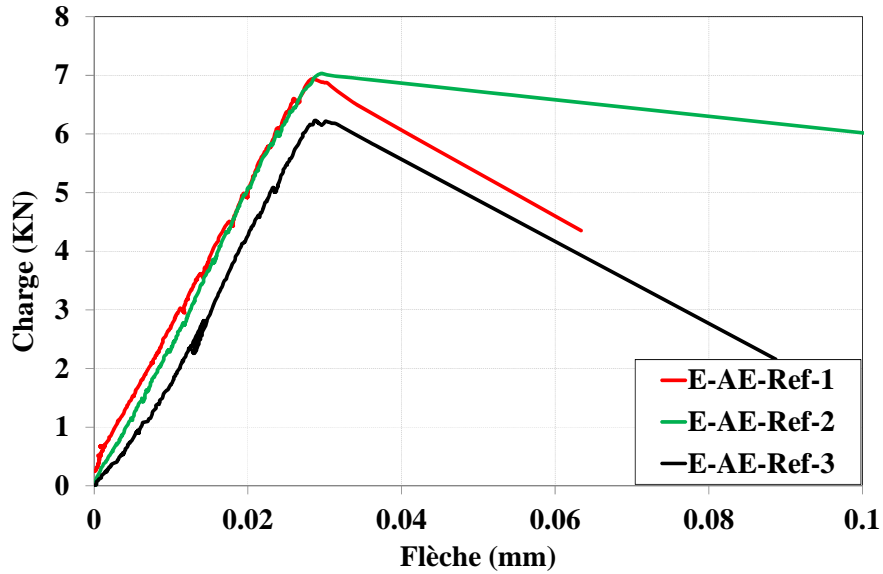


Figure 3- 52 : Epreuves avec défaut initial référence (E-AE-Ref)

Poutres	Charge ultime (KN)	Flèche ultime (mm)	Contrainte ultime (MPa)
E-AE-Ref-1	6.89	0.086	4.22
E-AE-Ref-2	7.01	0.088	4.29
E-AE-Ref-3	6.23	0.086	3.81
Moyenne	6.71	0.087	4.12

Tableau 3- 15 : Valeurs particulières associées aux éprouvettes avec défaut initial

- Epreuves avec défaut initial renforcées par TRC et conservées dans l'air et dans l'eau

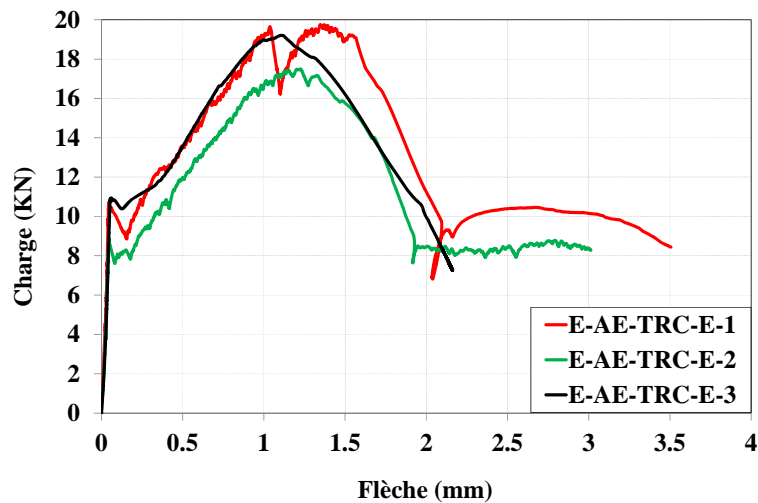


Figure 3- 53 : Epreuves avec défaut initial : renforcées conservées dans l'eau (E-AE-TRC-E)

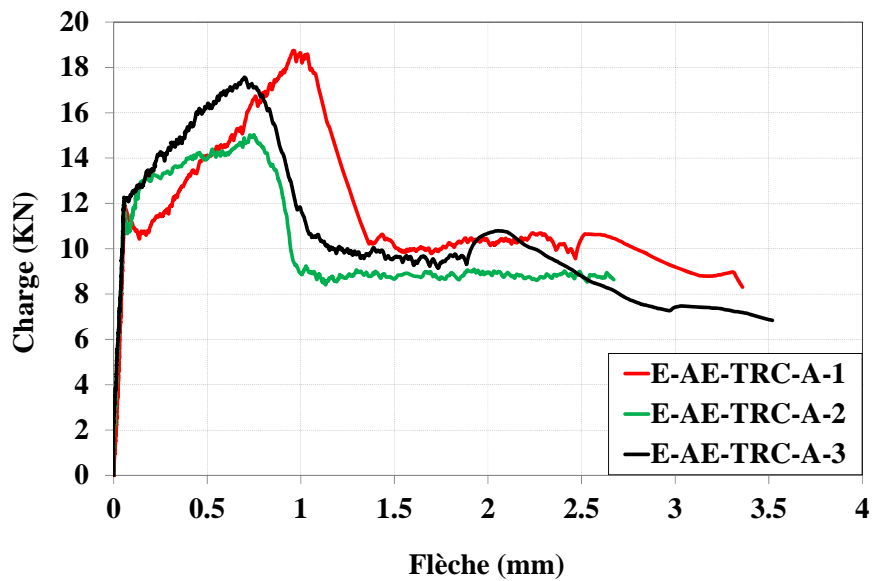


Figure 3- 54 : Eprouvettes avec défaut initial, renforcées conservées à l'air (E-AE-TRC-A)

Poutres	Charge au service (KN)	Flèche au service (mm)	Charge ultime (KN)	Flèche ultime (mm)
E-AE-TRC-A-1	11.64	0.05	18.65	0.99
E-AE-TRC-A-2	12.24	0.048	15.02	0.69
E-AE-TRC-A-3	12.00	0.05	17.54	0.75
Moyenne	11.96	0.049	17.07	0.81
E-AE-TRC-E-1	10.55	0.059	19.75	1.35
E-AE-TRC-E-2	9.00	0.058	17.48	1.11
E-AE-TRC-E-3	10.90	0.06	19.19	1.23
Moyenne	10.15	0.059	18.81	1.23

Tableau 3- 16 : Valeurs particulières associées aux éprouvettes avec défaut initial renforcées conservées à l'air et dans l'eau

Annexe 3-5 : Résultats concernant des éprouvettes découpées puis recollées par mortier

- **Eprouvettes découpées puis recollées par mortier**

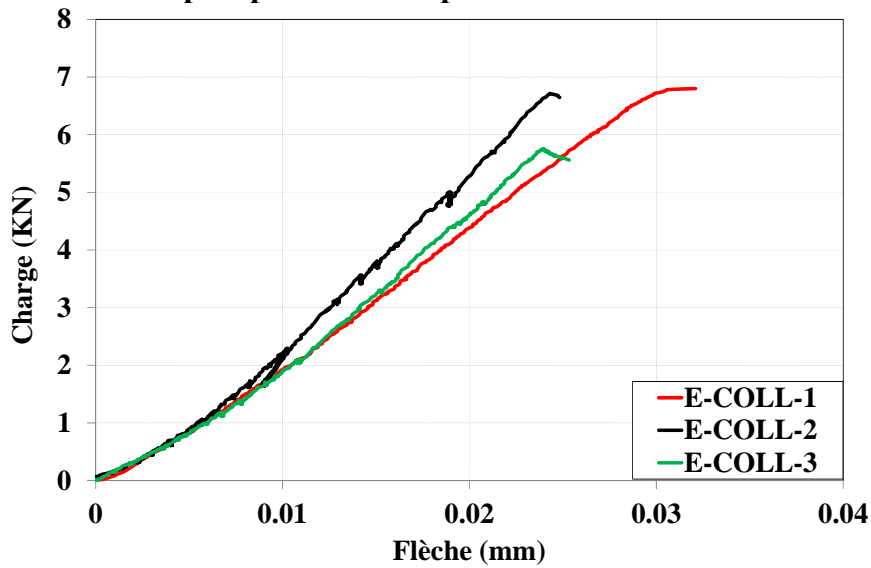


Figure 3- 55 : Eprouvettes références (E-COLL-Ref)

Poutres	Charge ultime (KN)	Flèche ultime (mm)	Contrainte ultime (MPa)
E-COUP-COLL-1	6.78	0.03	4.15
E-COUP-COLL-2	6.71	0.024	4.11
E-COUP-COLL-3	5.74	0.024	3.51
Moyenne	6.41	0.026	3.92

Tableau 3- 17 : Valeurs particulières associées aux éprouvettes coupées puis recollées par une couche matrice

- **Eprouvettes coupées puis collées par mortier renforcées conservées à l'air et dans l'air**

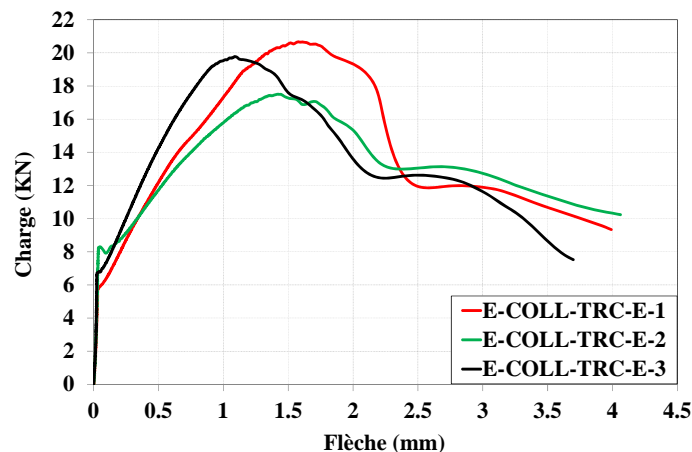


Figure 3- 56 : Eprouvettes renforcées conservées dans l'eau (E-COLL-TRC-E)

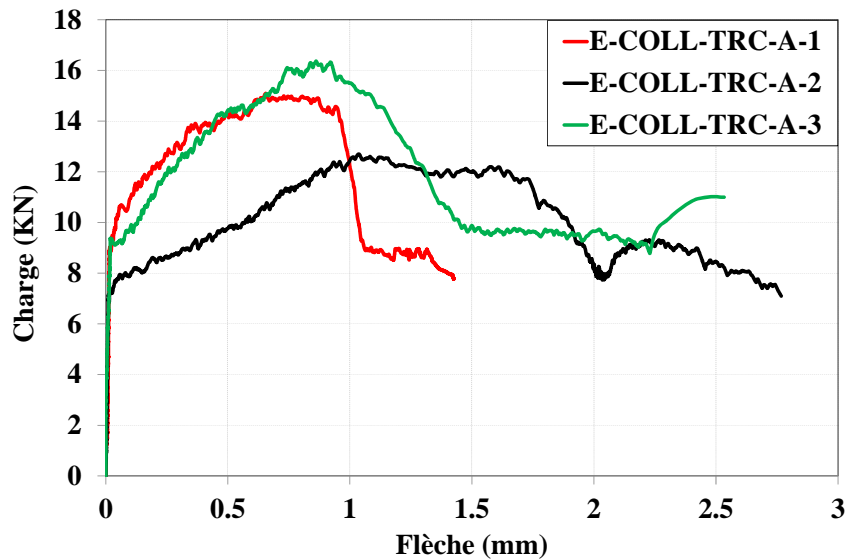


Figure 3- 57 : Epreuves renforcées conservées dans l'eau (E-COLL-TRC-A)

Poutres	Charge au service (KN)	Flèche au service (mm)	Charge ultime (KN)	Flèche ultime (mm)
E-COLL-TRC-A-1	9.17	0.013	15.09	1.03
E-COLL-TRC-A-2	7.27	0.012	16.37	0.95
E-COLL-TRC-A-3	9.36	0.01	12.68	1.14
Moyenne	8.60	0.012	14.71	1.04
E-COLL-TRC-E-1	5.90	0.04	20.64	1.65
E-COLL-TRC-E-2	6.76	0.038	17.51	1.01
E-COLL-TRC-E-3	8.26	0.04	19.70	1.16
Moyenne	6.97	0.039	19.28	1.27

Tableau 3- 18 : Valeurs particulières associées aux éprouvettes coupées puis recollées renforcées et conservées à l'air et dans l'eau

Annexe 3- 6 : Résultats des éprouvettes coupées puis reconnectées par TRC

- Epreuves coupées puis renforcées par TRC et conservées à l'air et dans l'eau

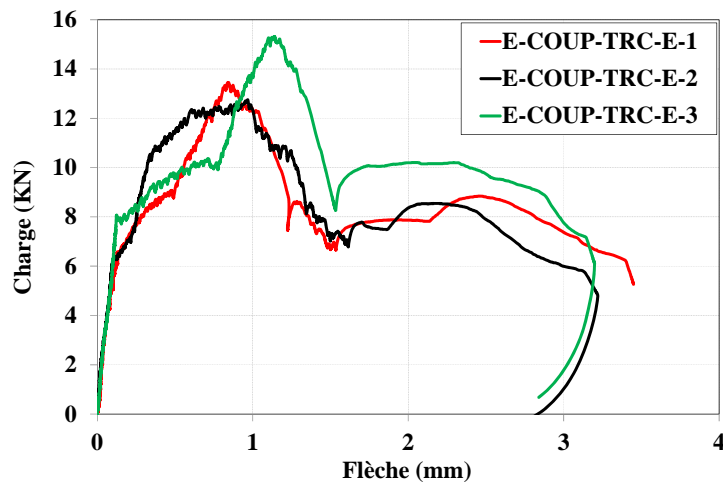


Figure 3- 58 : Epreuves « E-COUP-TRC-E »

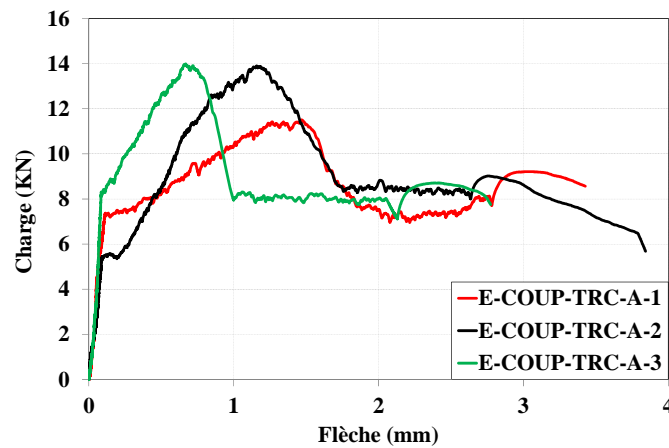


Figure 3- 59 : Epreuves « E-COUP-TRC-A »

Poutres	Charge au service (KN)	Flèche au service (mm)	Charge ultime (KN)	Flèche ultime (mm)
E-COUP-TRC-A-1	6.6	0.1	13	0.87
E-COUP-TRC-A-2	6.5	0.1	12	0.9
E-COUP-TRC-A-3	8.0	0.12	15	1.16
Moyenne	7.03	2.15	13.3	0.97
E-COUP-TRC-E-1	7.4	0.12	11.5	1.5
E-COUP-TRC-E-2	5.3	0.06	13.8	1.1
E-COUP-TRC-E-3	8.2	0.08	13.7	0.8
Moyenne	6.9	0.08	13	1.13

Tableau 3- 19 : Valeurs particulières associées aux éprouvettes coupées puis reconnectées par TRC conservées dans l'air et dans l'eau

FOLIO ADMINISTRATIFTHESE DE L'UNIVERSITE DE LYON OPEREE AU SEIN DE L'INSA LYON

NOM : TRUONG

DATE de SOUTENANCE : 19/07/2016

Prénoms : Ba Tam

TITRE : Formulation, performances mécaniques, applications du matériau TRC pour le renforcement et réparation de structure en béton/et béton armé : Approches expérimentale et numérique

NATURE : Doctorat

Numéro d'ordre : 2016LYSEI076

Ecole doctorale : MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE

Spécialité : GENIE CIVIL

RESUME :

Les présents travaux, à caractère expérimental et numérique, visent à approfondir la connaissance du comportement de structures en béton armé renforcées/réparées par matériau composite à matrice minérale. Ils s'inscrivent dans le cadre du projet FUI KENTREC qui vise la formulation, le développement, la caractérisation et la validation d'un nouveau revêtement d'étanchéité pour réservoirs d'eau potable. L'objectif principal de cette thèse est donc la mise au point d'un composite à matrice minérale qui réponde au cahier des charges établi sur la base de la destination de ce matériau, à savoir, l'étanchéité des réservoirs d'eau potable. La mise au point comprend la formulation du matériau, l'évaluation de ses performances mécaniques, ainsi que la qualification des performances atteintes quant au renforcement de structures en béton armé.

Deux échelles d'étude ont donc été retenues dans le cadre de la partie expérimentale, l'échelle du matériau, dans le but de formuler une matrice de « TRC » (Textile Reinforced Concrete) en fonction du cahier des charges, et l'échelle de la structure, avec l'application de ce matériau pour le renforcement et la réparation de structures en béton et en béton armé. Une campagne expérimentale de flexion portant sur des éprouvettes en béton et sur douze « poutres » en béton armé a permis, au-delà de la mise en exergue des bonnes performances en termes de capacité portante, d'analyser à l'échelle locale l'efficacité du composite à ponter la fissure et d'endiguer son ouverture. L'application visée étant l'utilisation de ce composite en milieu humide (réservoirs d'eau), les effets de deux différentes conditions de conservation de la structure renforcée/réparée par composite, avec soit l'immersion dans l'eau soit dans l'air, sont étudiés.

Pour la partie numérique, ce travail vise à établir une modélisation des structures en béton ou en béton armé renforcées par ce type de composite TRC. La modélisation établie, s'appuie sur des lois de comportement non-linéaires des matériaux constitutifs (béton, acier, composite TRC) est confrontée à plusieurs échelles, aux résultats expérimentaux. La bonne concordance qualitative et quantitative entre le modèle proposé et les résultats expérimentaux au niveau des courbes charge-flèche, permet de valider la modélisation proposée à l'échelle globale. Au niveau local, on constate une assez bonne concordance du numérique et de l'expérimental, au niveau de la déformation de l'acier longitudinal, du béton, du composite, du schéma de fissuration, du champ de déplacement horizontal. Enfin, une étude paramétrique a permis d'évaluer l'influence de l'épaisseur du renfort composite TRC sur le comportement global et local de la structure.

MOTS-CLÉS : Composite TRC, Expérimentation, Modélisation, Fissuration, Poutre, Renforcement, Réparation

Laboratoire (s) de recherche : LGCIE – Laboratoire de Génie Civil et d'Ingénierie Environnementale

Directeur de thèse: M. A. LIMAM

Président de jury :

Composition du jury : F.DELL'ISOLA, M.HJIAJ, M.MABSSOUT, A.LIMAM, A.SI LARBI, TT.BUI, M.MICHEL, J.AMBROISE