



**HAL**  
open science

# Caractérisation du collage des interfaces de chaussées par essais de rupture en mode I

Maissa Gharbi

► **To cite this version:**

Maissa Gharbi. Caractérisation du collage des interfaces de chaussées par essais de rupture en mode I. Génie civil. École centrale de Nantes, 2018. Français. NNT : 2018ECDN0037 . tel-01962393

**HAL Id: tel-01962393**

**<https://theses.hal.science/tel-01962393v1>**

Submitted on 20 Dec 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.

# Thèse de doctorat de

L'ÉCOLE CENTRALE DE NANTES

Comue Université Bretagne Loire

ÉCOLE DOCTORALE N° 602  
*Sciences pour l'Ingénieur*  
Spécialité : « *Génie Civil* »

Par

**« Maissa GHARBI »**

**« Caractérisation du collage des interfaces de chaussées par  
essais de rupture en mode I »**

Thèse présentée et soutenue à « IFSTTAR Nantes », le « 14 Novembre 2018 »

Unité de recherche : Département des matériaux et des structures, Institut français des sciences  
et technologies des transports, de l'aménagement et des réseaux (IFSTTAR - MAST)

## Rapporteurs avant soutenance :

Christiane Raab  
Valéry Vallé

Professeur, EMPA, Zurich  
Professeur, Université de Poitiers

## Composition du Jury (avec les rapporteurs ci-dessus) :

Président : Christophe Petit  
Examineurs : Michel Coret  
Dir. de thèse : Armelle Chabot  
Co-enc. de thèse : Mai Lan Nguyen

Professeur, Université de Limoges  
Professeur, Ecole Centrale de Nantes  
Directrice de Recherche, IFSTTAR  
Chargé de Recherche, IFSTTAR

## Invité

Yann Lefeuvre

Docteur Ingénieur, Colas



**Titre :** Caractérisation du collage des interfaces de chaussées par essais de rupture en mode I

**Mots clés :** Décollement, Interface, Rupture, Essai de Fendage par coin, Corrélation d'images numérique, Chaussée, Renforcement, Grille

**Résumé :** Le remplacement des couches supérieures des chaussées bitumineuses par des couches à module plus élevé est une technique courante pour augmenter leur durée de vie et intéressante pour les adapter à de nouveaux usages. Parmi les solutions de matériaux existantes, le béton de ciment (cas ponctuel de l'urbain) ou plus communément les enrobés bitumineux renforcés par grilles sont utilisés. Savoir dimensionner ces structures multicouches complexes et s'assurer d'un bon collage de leurs couches entre elles restent actuellement deux défis majeurs. L'objectif de cette thèse est de caractériser le collage des interfaces enrobés / grille en fibre de verre à partir d'échantillons prélevés sur site réel. Un essai de rupture en mode I, dit essai de fendage par coin (WST) est choisi. La géométrie des éprouvettes est adaptée pour tester la rupture d'interfaces de tels

matériaux assemblés sur une surface suffisamment importante pour comporter au moins 3x3 mailles. La technique de corrélation d'images numériques est utilisée pour suivre le décollement et sa propagation. Les essais sont réalisés en statique à vitesse constante de déplacement à l'air ambiant ou sous eau à température contrôlée. L'étude du décollement d'interfaces très résistantes à l'initiation montre la cohérence, simplicité et validité des résultats d'essais WST par rapport à ceux obtenus précédemment en laboratoire (statique, fatigue) et accéléré in situ. Les nombreux tests et différentes analyses des essais WST appliqués aux matériaux du projet ANR SolDuGri permettent de différencier de façon prometteuse la caractérisation du collage des grilles testées. Ils montrent l'intérêt de disposer d'un tel essai de laboratoire.

**Title :** Mode I interlaminar fracture characterization of pavements

**Keywords :** Debonding, Interface, Fracture, Wedge Splitting Test, Digital Image Correlation, Pavement, Reinforcement, Grid

**Abstract :** Replacing the damaged bituminous pavement top-layers by ones with higher modulus is a common technique to extend their service life and an interesting solution to adapt roads to new uses. Among the various existing alternatives, the cement concrete (punctual case of the urban) or the most commonly one which is the reinforcement of bituminous pavement with glass fiber grid are used. Designing those complex multilayer structures and ensuring a good bonding between their layers are currently two major challenges. The objective of this thesis is to characterize the bond at the interface between asphalt layers and glass fiber grid using specimens extracted from actual field pavement. The fracture mode I test, named the Wedge Splitting Test (WST), is chosen. The geometry of the specimens is adapted in order to study the interfacial fracture

behaviour of such materials assembled in a surface large enough to obtain a minimum of 3x3 meshes of the tested grids. Digital Image Correlation technique is used to monitor the debonding and its propagation. Tests are conducted under static condition with a constant imposed displacement rate at ambient air or underwater and controlled temperatures. The study of the debonding of interfaces with high resistance for the initiation shows the coherence, the simplicity and the validity of the WST results compared to those obtained previously in laboratory (static, fatigue) and in situ accelerated test. Applied to several materials of the ANR SolDuGri project, the numerous tests and various analyses of the WST allow differentiating with a promising way the bond characterization of the tested grids. They show the benefit of such a laboratory test.



## Remerciements

Cette thèse s'inscrit dans le cadre du projet SolDuGri de l'Agence Nationale de la Recherche (ANR) (ANR-14-CE22-0019 France) et a été effectuée au Laboratoire Auscultation, Modélisation, Expérimentation des infraStructures de transport (LAMES) de l'Institut Français des Sciences et Technologies des Transports, de l'Aménagement et des Réseaux (IFSTTAR) à Nantes. Avant tout propos, je tiens à remercier le porteur de ce projet national, Cyrille Chazallon de l'INSA de Strasbourg, d'avoir accepté de financer ma thèse dans sa proposition. Ce fut pour moi une belle et enrichissante expérience d'effectuer un travail de thèse de doctorat dans ce cadre. J'ai pu ainsi profiter d'échanges scientifiques et humains avec les industriels partenaires du projet et les autres laboratoires de recherche. Cela m'a permis d'accéder à des sujets théoriques en liaison directe avec la pratique.

Je tiens à exprimer toute ma gratitude à Armelle Chabot, ma directrice de thèse. Je la remercie de m'avoir accueilli au sein du LAMES, pour son aide, ses conseils et son soutien pendant les trois années de thèse. Je remercie Mai Lan Nguyen d'avoir encadré mon travail de thèse et d'avoir mis à disposition le matériel nécessaire au bon déroulement de ce présent travail.

Je tiens à remercier les personnes suivantes d'avoir accepté de constituer mon jury: le Professeur Valéry Valle de l'Université de Poitiers en France et le Professeur Christiane Raab de l'EMPA de Zurich en Suisse, rapporteurs de cette thèse, pour le temps consacré à analyser et rendre compte de ce travail ; le Professeur Christophe Petit de l'Université de Limoges, Président du jury et examinateur, le Professeur Michel Coret de l'École Centrale de Nantes, examinateur, et également Monsieur Yann Lefevre, Docteur Ingénieur de l'entreprise française Colas.

Mes remerciements vont également à l'équipe du LAMES de l'Ifsttar Nantes, particulièrement à Jean-Luc Geffard, Stéphane Trichet, Jacques Kerveillant, Thierry Gouy, Gilles Coirier mais aussi à Fabrice Blaineau, Sébastien Buisson, Jérôme Demoncheaux, Jean-Pierre David et Thomas Lenoir de l'IFSTTAR Nantes. Je les remercie tout particulièrement pour leur aide précieuse et leur contribution à la fabrication des éprouvettes, à la conception, au montage et à l'instrumentation de l'essai, pour leur sympathie et leur bonne humeur. Je tiens à remercier aussi le personnel administratif et d'encadrement de l'Ifsttar Nantes pour leur aide durant ces trois années.

Je tiens à remercier vivement mes chers collègues de bureau « The best of the best » ; la formidable Vinciane Le Boursicaud, ma meilleure amie à Ifsttar, et Son Duong pour la magnifique ambiance, leur soutien, leur encouragement et leurs conseils durant ces trois années de thèse.

Mes remerciements amicaux vont à tous les doctorants de l'Ifsttar Nantes, à mes amis en France, à Tunis et ailleurs dans le monde et particulièrement à Rahma Ktari, Hadir Loukil, Benjamin Shiferaw, Nadia Yacoubi, Marwa Kolsi, Ameni Sefi, Antoine Bassil, Ismat Alhaffar.

Enfin, toutes mes pensées, mes remerciements vont vers mes chers parents « Mohamed et Faiza », mes deux sœurs, mon frère, mon amour et mes proches qui me soutiennent et croient en moi depuis mon premier jour ici en France. Sans eux, réellement rien n'aurait été possible.

Je vous remercie tous d'avoir contribué d'une manière ou d'une autre à la réalisation de ce travail.

*Je remercie Dieu pour cet  
accomplissement professionnel et  
je dédie cette thèse à ma famille*

## Table des Matières

<b>Introduction générale</b> .....	2
<b>Chapitre I Éléments bibliographiques</b> .....	8
I.1 Interface de chaussée.....	8
I.1.1 Qu'est-ce qu'une interface ?.....	8
I.1.2 Caractéristiques des matériaux de couche .....	10
I.1.3 Quel fonctionnement de l'interface dans la structure de chaussée? .....	12
I.1.4 Mécanisme de décollement des interfaces.....	13
I.2 Cas des chaussées en béton de ciment mince collé (BCMC) .....	21
I.2.1 Effet des techniques de traitement de l'interface « grenailage, fraisage » .....	23
I.2.2 Effet de l'eau sur le collage de l'interface Blanc/Noir .....	24
I.3 Cas des chaussées renforcées par grille en fibre de verre.....	25
I.3.1 Caractéristique des grilles en fibre de verre .....	26
I.3.2 Principe de fonctionnement des systèmes de renforcement .....	28
I.3.3 Exemples de chantiers et retour d'expériences sur l'usage des grilles en fibre.....	29
I.3.4 Retour des travaux de recherches scientifiques .....	30
I.4 Limites des méthodes de dimensionnement actuelles de chaussée .....	35
I.5 Modèles d'analyses du décollement .....	36
I.5.1 Mécanique de la rupture .....	37
I.5.2 Mécanique de l'endommagement.....	40
I.5.3 Modèle de zone cohésive MZC .....	41
I.5.4 Présentation du modèle MZC et de la loi de l'interface .....	44
I.6 Essais de caractérisation du collage des interfaces de chaussée.....	45
I.6.1 Essais de caractérisation de l'adhésion de l'interface en mode I « Ouverture, décollement et arrachement » .....	46
I.6.2 Essais de caractérisation de l'adhésion de l'interface en mode II « cisaillement, glissement » .....	52
I.6.3 Essais de caractérisation de l'adhésion de l'interface en mode III .....	54



I.6.4	Essais de caractérisation de l'adhésion de l'interface en mode mixte .....	54
I.7	Bilan .....	55
<b>Chapitre II</b>	<b>Etude et adaptation de l'essai de fendage par coin (WST) .....</b>	<b>59</b>
II.1	Adaptation de l'essai de fendage par coin (WST).....	59
II.1.1	Nouvelle proposition de la géométrie d'éprouvette WST .....	59
II.1.2	Dispositif expérimental .....	62
II.2	Pré-analyse éléments finis des conditions d'appui de l'éprouvette.....	64
II.3	Instrumentation.....	66
II.3.1	Capteurs LVDT .....	67
II.3.2	Utilisation de la technique de corrélation d'images numériques (DIC) .....	68
II.4	Définition des trois indicateurs d'analyse de l'essai utilisés .....	80
II.5	Modélisation du WST par CZM dans Cast3M.....	82
II.5.1	Eléments d'interface.....	83
II.5.2	Modèle simplifié.....	84
II.5.3	Maillage et conditions aux limites.....	84
II.5.4	Etude de sensibilité vis-à-vis des différents paramètres de loi .....	86
II.5.5	Etude de la géométrie .....	90
II.6	Bilan .....	100
<b>Chapitre III</b>	<b>Caractérisation du collage des interfaces : enrobé bitumineux percolé par du</b>	
	<b>béton de ciment 102</b>	
III.1	Présentations des différentes éprouvettes testées .....	102
III.1.1	Caractéristiques des matériaux et des interfaces .....	102
III.1.2	Préparation des éprouvettes .....	104
III.2	Observation des surfaces de rupture.....	106
III.3	Analyse des courbes force – ouverture du décollement .....	107
III.4	Discussion sur les résultats d'essais .....	110
III.5	Effet du sens de compactage sur les résultats WST B/N.....	115
III.5.1	Préparation des éprouvettes.....	115
III.5.2	Observations des surfaces de rupture .....	116

III.5.3	Analyse des courbes Force-Ouverture du décollement .....	117
III.5.4	Discussion sur les résultats d'essais .....	118
III.6	Bilan .....	119
<b>Chapitre IV</b>	<b>Caractérisation du collage des interfaces : enrobé bitumineux renforcé par grille de verre</b>	<b>124</b>
IV.1	Présentation des différentes éprouvettes testées .....	124
IV.1.1	Caractéristiques des matériaux et des interfaces .....	124
IV.1.2	Présentation des planches expérimentales .....	125
IV.2	Caractérisation du collage des interfaces de la Planche-2015 .....	126
IV.2.1	Préparation des éprouvettes .....	129
IV.2.2	Observation des surfaces de rupture par WST .....	129
IV.2.3	Analyses des courbes force – ouverture du décollement .....	131
IV.2.4	Discussion sur les résultats d'essais WST .....	133
IV.3	Caractérisation du collage des interfaces de la Planche-2016 .....	134
IV.3.1	Préparation des éprouvettes .....	135
IV.3.2	Observation des surfaces de rupture par WST .....	137
IV.3.3	Analyses des courbes force – ouverture du décollement .....	142
IV.3.4	Discussion sur les résultats d'essais WST .....	143
IV.4	Bilan .....	147
<b>Chapitre V</b>	<b>Effet de l'eau sur le collage des enrobés renforcés par grille de verre</b>	<b>150</b>
V.1	Introduction .....	150
V.2	Préparation des éprouvettes et conditions expérimentales .....	150
V.3	Observation des surfaces de rupture .....	154
V.4	Analyse des courbes Force-ouverture du décollement .....	159
V.5	Discussion sur les résultats d'essais .....	162
V.6	Bilan .....	170
	<b>Conclusion générale et perspectives</b> .....	<b>172</b>
	<b>Références :</b> .....	<b>178</b>
	<b>Annexe A.I Préparation de l'essai WST</b> .....	<b>196</b>

A.I 1	Conception et fabrication des pièces mécaniques du WST .....	196
A.I 2	Procédure de découpe des éprouvettes .....	200
A.I 3	Usage des fibres optiques .....	202
A.I 4	Préparation de la surface de l'éprouvette pour la DIC .....	204
A.I 5	Estimation des déplacements discontinus.....	204
A.I 6	Exemples de deux applications de l'approche locale H-DIC et Ncoor .....	206
<b>Annexe A.II</b>	<b>Effet du poids propre .....</b>	<b>209</b>
<b>Annexe B.I</b>	<b>Résultats du WST sur éprouvettes Béton/Enrobé (B/N).....</b>	<b>214</b>
B.I.1	Tests WST sur des éprouvettes anciennes B/N .....	214
a.	Courbes Force- Ouverture du décollement Béton/Enrobé .....	214
B.I.2	Essais WST supplémentaires sur des éprouvettes B/N fabriquées en 2017 en laboratoire 216	
a.	Préparation des éprouvettes.....	216
b.	Observations.....	219
c.	Courbes Force-Ouverture du décollement.....	222
d.	Discussion sur les résultats d'essais .....	226
<b>Annexe C.I</b>	<b>Résultats du WST sur éprouvettes du projet ANR SolDuGri (Enrobé/Grille/Enrobé).....</b>	<b>232</b>
C.I.1	Résultats du module complexe de l'enrobé (Planche SolDuGri 2016) .....	232
C I.2	Courbes résultats Forces ( <b>FS</b> )-Ouverture ( <b><math>\delta</math></b> ) sur des éprouvette.....	234
a)	Planche SolDuGri 2015.....	234
b)	Planche SolDuGri 2016.....	237
C I.3	Courbes résultats Forces ( <b>FS</b> )-Ouverture ( <b><math>\delta</math></b> ) sur des éprouvettes Enrobé/Grille/Enrobé testées sous eau.....	240
a.	Méthode de détermination des courbes <b>GF<math>\delta</math>DIC</b> . .....	244
C I.4	Comparaison des résultats du WST avec les résultats du TAT .....	247
a)	Principe de l'essai TAT« Tensile Adhesion Test » .....	248
b)	Eprouvettes et observations.....	249
c)	Résultats .....	250
<b>Annexe D.I</b>	<b>Modélisation du WST par CZM dans Cast3M.....</b>	<b>254</b>

D.I.1	Détermination du module de Young .....	254
D.I.2	Calage des résultats expérimentaux par le Modèle MZC .....	255
a.	Calage de la courbe moyenne P8'' sans eau.....	255
b.	Calage de la courbe P8''-8b sans eau.....	260
c.	Calage de la courbe moyenne P8 non renforcée sous eau .....	261
d.	Calage de la courbe moyenne P7 avec la grille G4 testée dans l'air .....	262
D.I.3	Bilan : .....	264



## **Introduction générale**

Les effets du changement climatique, l'augmentation du trafic et du poids des charges roulantes exercées sur les structures routières sur un réseau déjà très ancien sont d'autant de facteurs qui induisent, de façon non négligeable, la nécessité d'effectuer des travaux d'entretien et de réparation des chaussées ainsi dégradées. Selon l'Institut des Routes, des Rues et des Infrastructures pour la Mobilité « IDDRIM », le coût des travaux de réparation des routes en France est estimé à environ 337 M€ en 2015 ([www.iddrim.com](http://www.iddrim.com)). Alors que les produits dérivés du pétrole se font rares, une économie et un besoin de trouver des solutions innovantes se mettent progressivement en place. Dans ce but, depuis quelques années certains travaux de recherches se sont amplifiés afin de trouver des matériaux alternatifs et de prolonger la durée de vie de ces structures routières. Parmi eux, l'utilisation de grilles en fibre de verre est une solution reconnue efficace pour retarder la remontée des fissures existantes dans les chaussées bitumineuses fatiguées (Vanelstraete et al., 1997) (De Bondt, 2012) (Partl et al., 2013) (Gonzalez-Torre et al., 2015) (Norambuena-Contreras and Gonzalez-Torre, 2015) (Buttlar et al., 2018). Actuellement les réparations étant plutôt concentrées sur les couches du haut des structures routières, de nombreux industriels sont intéressés pour utiliser ces grilles pour renforcer les couches bitumineuses et ainsi en diminuer l'épaisseur. Si tel est le cas, une économie de matériaux bitumineux serait alors réalisée. Cependant, quel que soit son usage, un des points faibles de ces assemblages de couches de matériaux enrobés bitumineux / grille de verre est le collage entre eux. L'étude de la résistance du collage de leurs interfaces doit pouvoir prendre en compte différents paramètres tels que les charges, la variation de la température, l'humidité, la rugosité des surfaces, la qualité et la quantité de la couche d'accrochage bitumineuse (Destrée et al., 2012) (Chen et al., 2012) (Raab et al., 2017) (Destrée and Visscher, 2017) (Petit et al., 2018a). Les modèles mécaniques contenus dans les méthodes de dimensionnement sont encore actuellement inadaptés, car trop empiriques, pour prendre en compte toutes ces paramètres. On y suppose soit un collage parfait soit un décollement total des interfaces. Bien que certains développements en cours donnent des pistes intéressantes pour améliorer ces méthodes (Raab et al., 2012a; Grellet et al., 2012; Ktari et al., 2017; Nasser et al., 2018; Nasser and Chabot, 2018), seuls des essais accélérés en vraie grandeur semblent apporter actuellement une des réponses au problème industriel ainsi posé (Hornych et al., 2012) (Nguyen et al., 2013) (Raab et al., 2017) (Arraigada et al., 2016). Ces essais sont par contre assez coûteux et la recherche d'informations obtenues en laboratoire peut être une alternative lorsqu'en plus les laboratoires de recherche ne sont pas dotés de tels équipements.

Dans ce contexte, le projet SolDuGri « Solution Durable du renforcement des infrastructures par Grilles en fibre de verre » (2014-2019) de l'Agence Nationale de la Recherche (ANR- 14- CE22- 0019 France) a pour but de développer des approches plus rationnelles et mécaniques pour l'évaluation des grilles et le calcul des chaussées renforcées. Ce projet vise à optimiser les propriétés mécaniques de la grille dans le contexte de chaussées existantes et des chaussées neuves, en liant les études

expérimentales menées en laboratoire et celles menées in situ sur planches d'essai et sur le manège de fatigue de l'Ifsttar. Dans ce projet ANR SolDuGri (Godard et al., 2017) (Chazallon et al., 2019), il s'agit notamment de lever trois verrous :

- 1) mieux comprendre les sollicitations auxquelles les grilles sont soumises lors de leur mise en œuvre, lors de la circulation des engins de chantier sur la grille et lors du compactage des couches de chaussées, afin d'optimiser la résistance des grilles à ces sollicitations (Chazallon et al., 2018, 2017),
- 2) étudier le comportement mécanique des interfaces entre les couches renforcées et leurs supports afin d'optimiser les caractéristiques des interfaces (choix de l'émulsion, dosage, mise en œuvre) (Gharbi et al., 2017a, 2017b, 2017c, 2018),
- 3) améliorer la prévision des durées de vie des chaussées renforcées par l'étude et la modélisation du comportement en fatigue des grilles, des enrobés renforcés et des interfaces, et par la validation de l'approche par un essai de fatigue en vraie grandeur sur le manège de IFSTTAR.

Ce travail de thèse est réalisé dans le cadre du point 2 de ce projet ANR SolDugri. En lien avec différents essais des partenaires, il est proposé de mettre au point une méthodologie expérimentale spécifique pour évaluer le collage entre les grilles et les enrobés bitumineux afin d'en améliorer sa caractérisation. L'idée première est, à partir d'échantillons prélevés sur chantier, de se doter d'un essai de laboratoire caractérisant le collage des matériaux et d'une méthode d'interprétation dont la cohérence des résultats serait validée par rapport à ceux obtenus in situ ou en vraie grandeur comme prévue dans le point 3.

La thèse comporte cinq chapitres :

Le chapitre I est une synthèse bibliographique sur les interfaces entre les couches de chaussées. Le fonctionnement de l'interface ainsi que les mécanismes de décollements liés à ce dernier sont abordés dans ce chapitre. Une présentation des solutions de réparation par renforcement ou par collage d'une couche mince de béton est effectuée. À la fin de ce chapitre, quelques essais et modèles de caractérisation du décollement de l'interface sont alors résumés.

Le chapitre II présente l'essai choisi afin de caractériser le collage entre deux couches de matériaux de chaussées construites dans les conditions réelles de chantier. L'essai de fendage par coin « WST » (Wedge Splitting Test) est choisi et adapté. L'éprouvette WST se caractérise par une taille assez grande afin d'avoir au minimum 1 maille à décoller loin des bords c'est-à-dire un minimum de  $3 \times 3$  mailles de grille à l'interface entre les couches. Une pré-étude en 2D du choix de dimension de l'appui est ainsi illustrée en s'appuyant sur un calcul en éléments finis sous le code Cast3M. Les outils de mesure utilisés (capteur LVDT et la technique de corrélation d'image DIC) sont ensuite présentés et détaillés. Trois indicateurs sont choisis afin d'analyser les résultats expérimentaux du WST. La force maximale du fendage, «  $F_S^{\max}$  » porte sur l'initiation du délaminage de l'interface. Le deuxième indicateur porte sur l'énergie de rupture «  $G_F$  ». Il traduit la résistance de l'interface à la propagation du décollement. Enfin, la valeur maximale de l'ouverture du décollement, «  $\delta_{\max}$  » décrit l'allure du comportement de l'interface et est le troisième indicateur. Ces indicateurs d'analyse des résultats WST

sont définis à la fin de ce chapitre. Le calcul en élément fini est complété par une analyse de la géométrie de l'éprouvette WST faite à l'aide d'un modèle bilinéaire de zone cohésive (Ladevèze, 1992).

Le chapitre III présente l'étude du collage des interfaces assez résistante au décollement. L'exemple de matériau choisi ici est l'interface entre le béton de ciment coulé sur de l'enrobé bitumineux de type BCMC (Béton de Ciment Mince Collé) nommé (B « blanc »/N « noir »). Cette structure est une parmi les solutions développées dans les années 1990s, utilisée en France pour les routes urbaines et semble être une solution pertinente d'entretien des chaussées dégradées (CIMbéton, 2000). Ce travail a pour but de valider la mise au point de la version adaptée de l'essai WST. Dans ce chapitre, deux types de traitements d'interface sont étudiés à 0.7mm/min et à 20°C par le WST. L'effet du sens de compactage sur le décollement d'interface est évalué à l'aide du WST sur des éprouvettes de type B/N fabriquées lors de la thèse de (Hun, 2012). L'essai adapté est validé par une comparaison de ces résultats avec les antérieurs travaux de thèses réalisés sur le même type de matériau B/N (Hun, 2012) (Pouteau, 2004). Les résultats de ce chapitre ont été présentés à la conférence internationale à Zurich (EATA 2017) (Gharbi et al., 2017a) et au Congrès Français de Mécanique (CFM 2017) (Gharbi et al., 2017b).

Après cette étape de validation, le chapitre IV aborde l'utilisation du WST pour la caractérisation du collage de la grille en fibre de verre sur de l'enrobé. Les essais sont réalisés à 20°C et à 2mm/min conformément à la littérature. Les résultats de ce chapitre ont fait l'objet d'un article soumis à Construction and Building Materials (Gharbi et al., 2018) et une présentation orale à conférence internationale avec comité de lecture et actes à Athènes (BCRRA 2017) (Gharbi et al., 2017c). Dans ces deux chapitres III et IV, l'analyse des résultats WST est effectuée à partir des trois indicateurs de courbes d'essais tels que définis dans le chapitre II. Enfin, les résultats WST sont comparés brièvement à ceux obtenus par l'essai de traction direct réalisé par le partenaire routier sur les mêmes matériaux.

Le dernier chapitre analyse les effets de l'eau sur le collage des interfaces enrobé/grille/enrobé. Les résultats des essais WST effectués sous eau sont ainsi présentés et comparés avec ceux effectués à sec dans l'air.

En fin ce mémoire se conclut tout en indiquant quelques perspectives.





*Chaque jour est une nouvelle naissance ;  
rien est défini car tout commence*

*Michele Camposeo (1975)*



## Chapitre I Éléments bibliographiques

Le bon fonctionnement d'une structure de chaussée peut être remis en cause par un mauvais collage entre ces couches.

Un mauvais collage peut engendrer des phénomènes de fissuration à la base des couches supérieures plus rapidement et ainsi causer des dégradations dans la chaussée qu'il est nécessaire alors de réparer.

Ce chapitre présente et résume, de façon non exhaustive, les connaissances acquises à ce jour sur les chaussées, les interfaces et les matériaux. Une présentation de l'interface avec son fonctionnement et ces mécanismes de décollement sont tout d'abord décrits. Les solutions de réparation par renforcement ou par le collage d'une couche mince de béton de ciment sont présentées par la suite. Quelques modèles d'analyses du décollement sont ensuite abordées. Enfin, les différentes méthodes de caractérisation du collage des interfaces sont présentées.

### I.1 Interface de chaussée

#### I.1.1 Qu'est-ce qu'une interface ?

Une chaussée se présente comme une structure composite qui se compose d'une superposition de couches de matériaux, reposant sur une plate-forme support. Selon la description adoptée par la méthode de dimensionnement française (LCPC-SETRA, 1994), on associe à chacune des couches une fonction. Comme c'est une superposition de couches, une chaussée présente des interfaces entre couches (Figure I-1).

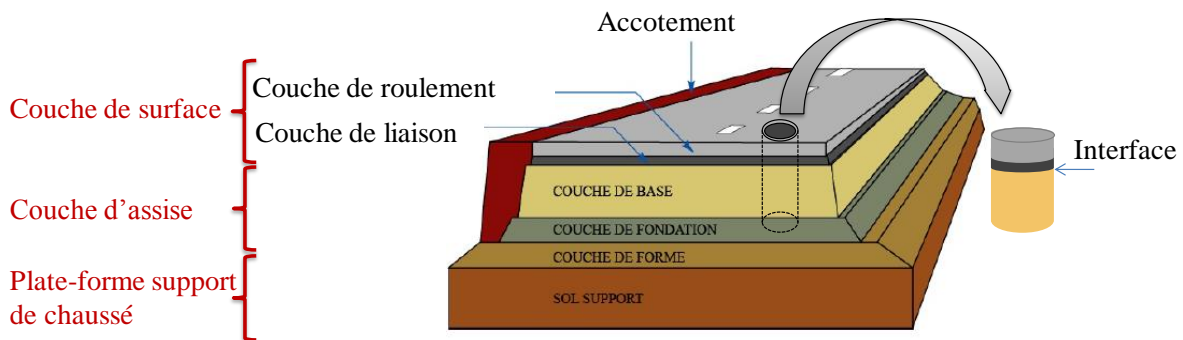


Figure I-1 Structure de chaussées (après LCPC-SETRA, 1994)

Par définition à l'échelle macroscopique (Figure I-2(a)), une interface est une frontière réelle ou fictive qui sépare deux éléments. À l'échelle au-dessous « le mésoscopique » (Figure I-2(b)), elle est plus complexe que ça. Elle est appelée Interphase et se définit comme une Zone de Transition Interfaciale ZTI. Cette interface n'est plus qu'un simple contact interfaciale mais plutôt une cohésion entre matériaux situés au voisinage de l'interface. L'interphase ZTI dépend en effet du type de matériaux en liaison.

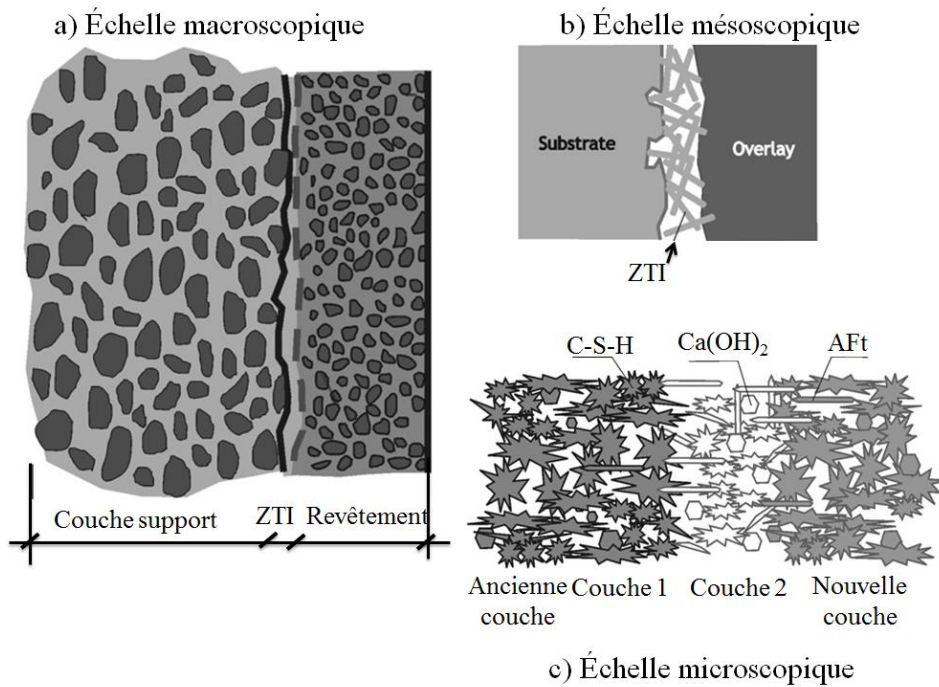


Figure I-2 Représentation multi-échelle de l'interface/interphase entre une ancienne et nouvelle couche (après Espeche and León, 2011)

Au moment du collage des couches de la chaussée, deux mécanismes se produisent « Adhérence et adhésion » (Figure I-3). En effet, l'adhérence n'est qu'une grandeur physique qui se mesure par des essais mécaniques dites essais d'adhérence. En revanche, l'adhésion est l'ensemble des interactions physicochimiques produites lors de la mise en contact de deux matériaux et qui créent l'adhérence.

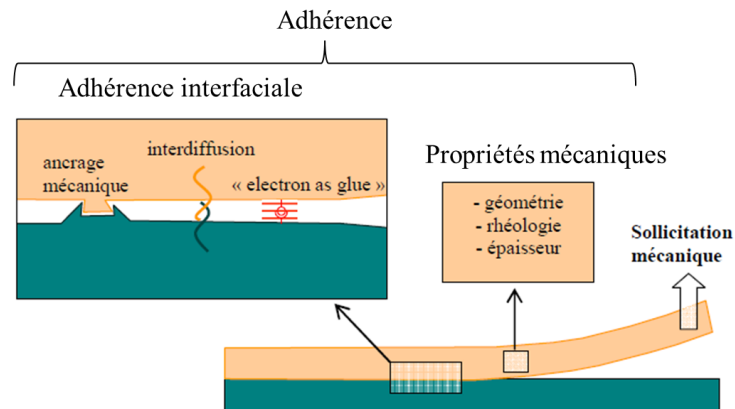


Figure I-3 Représentation schématique des concepts d'adhérence et d'adhésion après (Darque-Ceretti, 2003)

Pour mieux comprendre la définition de l'adhésion Schindel-Bidinelli (Schindel-Bidinelli, 1992) a schématisé les différentes étapes du processus de collage entre les couches (Figure I-4). Ce processus est donc divisé en deux grandes phases ou types de mécanismes d'adhésion (adhésion spécifique et l'adhésion mécanique).

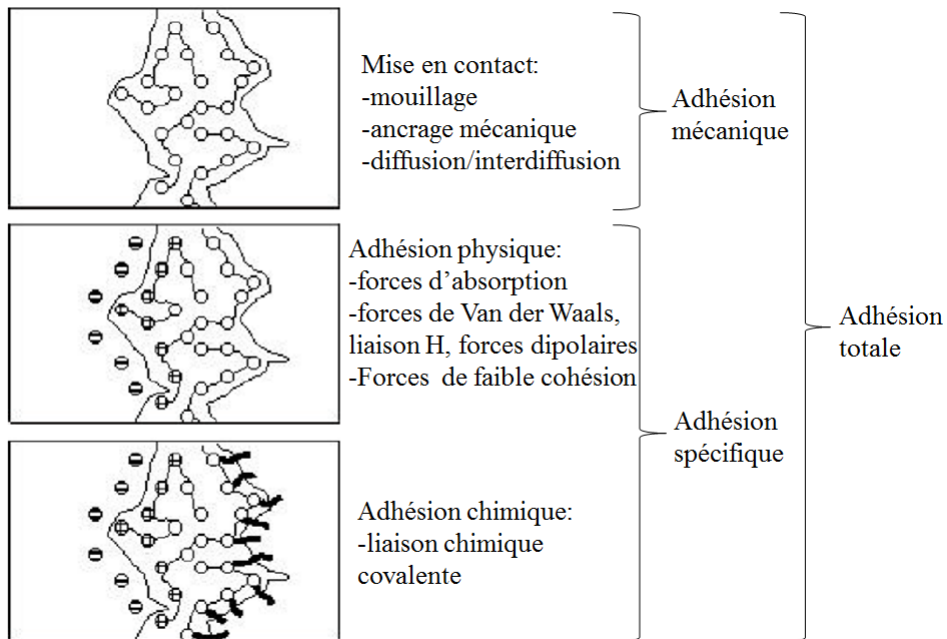


Figure I-4 Mécanismes d'adhésion produit lors du processus de collage (Schindel-Bidinelli, 1992)

### I.1.2 Caractéristiques des matériaux de couche

Pour ces structures en général, les matériaux des couches sont constitués de granulats liés entre eux par un liant. Parmi eux, il existe deux grandes familles (LCPC–SETRA, 1994).

#### a. Enrobé bitumineux

Les enrobés bitumineux sont des mélanges de différentes fractions de gravillons, du sable et de filer avec un liant de type pur, modifié ou dur. Suivant les conditions climatiques le comportement des matériaux bitumineux dans les structures routières varie éventuellement. Le comportement des enrobés bitumineux est bien classifié selon l'amplitude de déformation et le nombre de cycles de chargement. En 2004, Di Benedetto et Corté (Di Benedetto and Corté, 2005) ont montré les différents types de comportement des matériaux bitumineux pour une température fixe (Figure I-5) :

- Le comportement non linéaire obtenu pour un nombre très restreint de cycles et des déformations élevées de quelques pourcents.
- Le comportement est considéré viscoélastique linéaire obtenu pour des faibles déformations et pour des chargements comprenant quelques centaines de cycles.
- Le phénomène de fatigue se produit lors d'un nombre élevé de cycles et des faibles déformations.

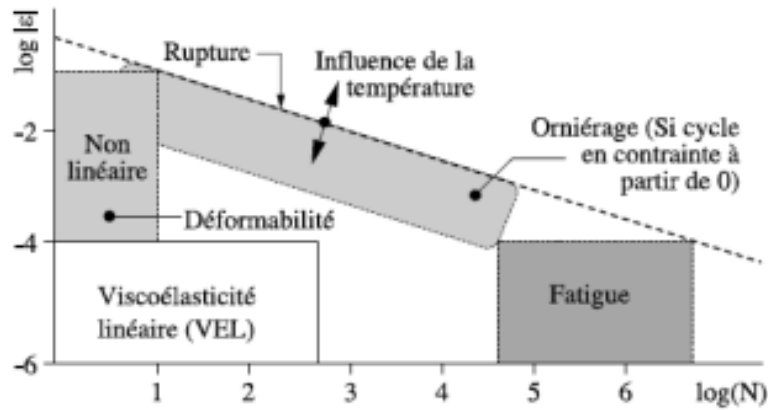


Figure I-5 Types de comportement des matériaux bitumineux (Di Benedetto and Corté, 2005)

Le comportement mécanique des matériaux bitumineux est dépendant de la fréquence de sollicitation et de la température, il est donc viscoélastique et thermo-susceptible. Pour caractériser le matériau bitumineux, un essai de module complexe est généralement effectué. Plusieurs modèles rhéologiques décrivent ce matériau viscoélastique. Le calage du module complexe (Voir annexe B.IV) n'est pas satisfaisant à des basses fréquences pour lesquelles les enrobés bitumineux possèdent un module statique. Cependant, le modèle d'Huet est adapté par (SAYEGH, 1965) par l'ajout d'un ressort en parallèle de très faible rigidité comparée à  $E_{\infty}$  (Figure I-6) afin de représenter correctement le comportement des enrobés bitumineux sur toute la gamme de fréquence et de température.

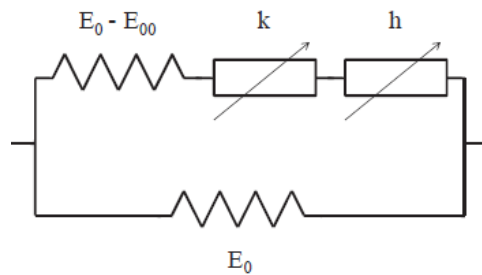


Figure I-6 Modèle de Huet-Sayegh

Le module complexe du système s'exprime à partir des paramètres du modèle sous la forme suivante :

$$E^*(\omega) = E_0 + \frac{E_{inf} - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad I-1$$

Cette loi est introduite dans l'outil de calcul de structure de chaussée viscoélastique ViscoRoute@LCPC, 2009 (Chabot et al., 2010) où il est possible d'introduire un glissement total entre couches (Chupin et al., 2010) mais non partiel. Le comportement à la fatigue de ces matériaux est fait à l'aide d'essais cycliques (Lefevre, 2001).

### b. Béton de ciment

Le béton de ciment est un matériau hétérogène composé d'un squelette de granulats qui lui confèrent une ossature rigide, et d'une matière liante, la pâte de ciment durcie, dont le comportement est fortement évolutif. Une fois préparé le béton met un certain temps à durcir et sa résistance augmente

avec le temps. On considère que, pour les éprouvettes standards, le béton atteint sa résistance de référence à 28 jours, cette dernière augmentant peu au-delà. La réponse élastique de béton de ciment est caractérisée par un module d'Young  $E$  identique en compression et en traction. Ce dernier se caractérise aussi par un comportement quasi-fragile avec de faibles déformations à rupture (respectivement de l'ordre de  $2.10^{-4}$  et  $2.10^{-3}$ ) (Nissoux, 1989).

### I.1.3 Quel fonctionnement de l'interface dans la structure de chaussée?

L'interface telle qu'elle est définie est le résultat d'un collage entre les couches de chaussée. Elle représente donc un élément important pour un bon fonctionnement de la structure routière. En général dans le calcul de dimensionnement, elle est considérée comme parfaitement collée, ou parfaitement glissante (LCPC–SETRA, 1994). Néanmoins l'état de l'interface conditionne la répartition des contraintes et des déformations dans les couches de chaussée (Figure I-7). Elle participe à la transmission des contraintes mécaniques occasionnées par le trafic de la couche de surface jusqu'à celle de base. Grâce à un bon collage la structure de chaussée se comporte comme un bloc monolithique. La chaussée travaillant en flexion sous le poids des charges, l'hypothèse glissante des interfaces affecte alors la durée de vie de la structure. Avec l'absence du collage à l'interface entre les couches, les couches travaillent de façon individuelle et indépendante de l'ensemble, et augmente le glissement entre les couches ainsi que la fissuration des couches supérieures par tractation en leur base.

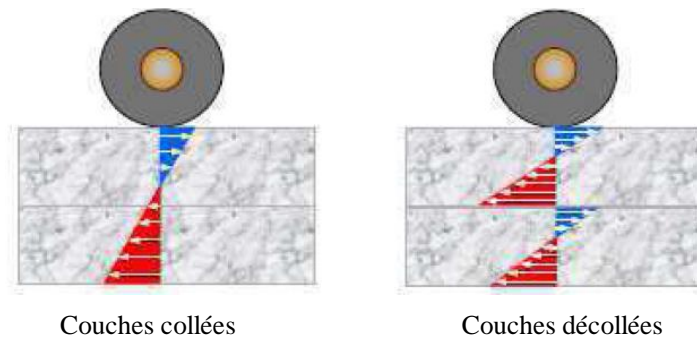


Figure I-7 Fonctionnement des interfaces entre couches de chaussée (LCPC–SETRA, 1994)

Diakhate (Diakhaté, 2007) montre sur une structure bitumineuse par une analyse numérique qu'avec une interface décollée, au contraire du collage supposée lors du dimensionnement de la chaussée, la répartition des valeurs de déformation horizontale est supérieure (Figure I-8).

Dans ce cas de chaussées bitumineuses, les interfaces sont collées via une couche de bitume de faible épaisseur. Dans ce cas, la couche d'enrobé bitumineux (BBSG) n'est plus sollicitée qu'en compression, mais aussi en traction au niveau de sa face inférieure. Ceci favorise l'apparition des fissures de fatigue du bas des couches en remontant vers le haut de la structure et affecte ainsi le bon fonctionnement de la couche de roulement. Sur la structure étudiée dans cette thèse sa durée de vie peut être réduite par quatre.



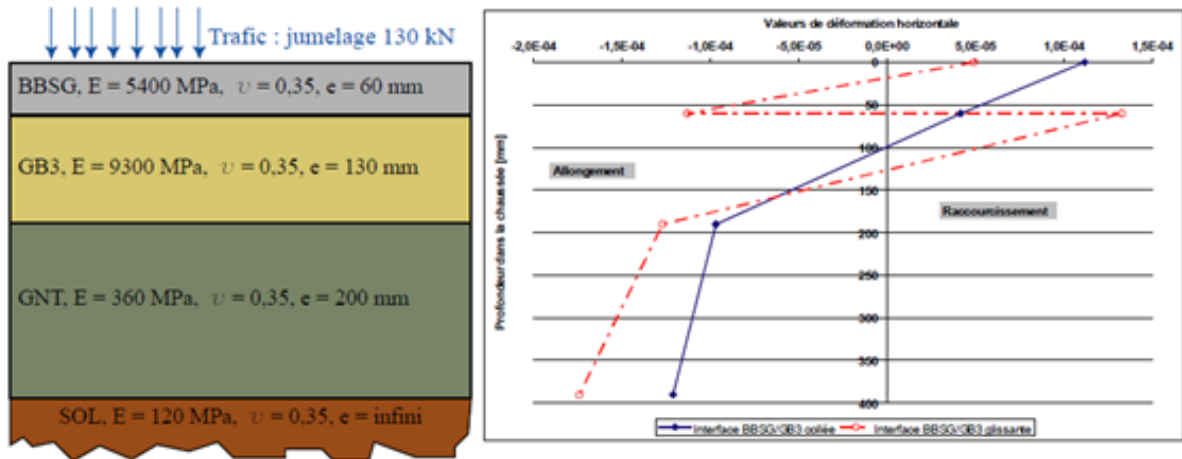


Figure I-8 Effet de l'état de l'interface sur la distribution des valeurs de déformation horizontale (Diakhaté, 2007)

### I.1.4 Mécanisme de décollement des interfaces

Les principales sollicitations externes imposées sur les chaussées sont liées aux trafics et aux effets créés par les conditions climatiques. Sous ces sollicitations, des phénomènes complexes tels que les phénomènes mécaniques, thermiques, physiques et chimiques se produisent. Selon le catalogue des dégradations de surface de chaussées du LCPC (LCPC-SETRA, 1998), les dégradations des chaussées peuvent être divisées sous quatre familles :

- les arrachements,
- les mouvements de matériaux,
- les dégradations de déformations,
- les fissures.

Quand une couche de chaussée est fissurée, ceci engendre des phénomènes de dégradations tel que la fissuration dans la couche de roulement qui peut être à l'origine d'un décollement de l'interface ou d'une propagation verticale de la fissure (Figure I-9).

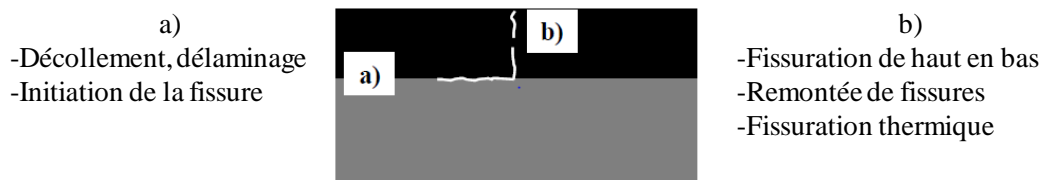


Figure I-9 Chemin de propagation de fissure a) horizontale b) verticale (Perez, 2008) modifiée par (Ktari, 2016)

#### a. Quelles sont les causes pouvant affecter le collage de l'interface ?

Un mauvais collage dépend de plusieurs paramètres tels que :

- Le climat au moment de la construction (Al Hakim et al., 2000); une grande différence entre la température de l'enrobé bitumineux et la température de l'air augmente le risque d'un faible collage à l'interface. La mise en œuvre de la couche de roulement à haute température conduit à un dessèchement de la surface de la couche de base,
- La pollution de l'interface par manque de nettoyage avant la mise en œuvre de la couche de roulement,
- L'épaisseur insuffisante de la couche de roulement,
- L'absence de couche d'accrochage entre les couches (Khweir and Fordyce, 2003) (Mohammad et al., 2009a),
- Le mouvement du sol porteur de la structure,
- La présence d'eau au niveau de l'interface à cause de pluie ou de remontée d'eau (Raab and Partl, 2004a) (Raab, 2011),
- Le compactage insuffisant de la couche de fondation et de la couche d'assise (Al Hakim et al., 2000) (Khweir and Fordyce, 2003),

Dans ce qui suit, nous allons détailler quelques facteurs affectant l'adhésion de l'interface

**b. Effets des niveaux de sollicitations mécaniques, thermiques et de la contrainte normale à l'interface**

L'interface est réellement sollicitée par effort normal et un effort de cisaillement. La majorité des phénomènes de dégradation sont produits sur des portions de chaussées sollicitées fortement en cisaillement. En revanche, les contraintes normales ne sont pas négligeables devant le cisaillement dans les zones courantes (Figure I-10).

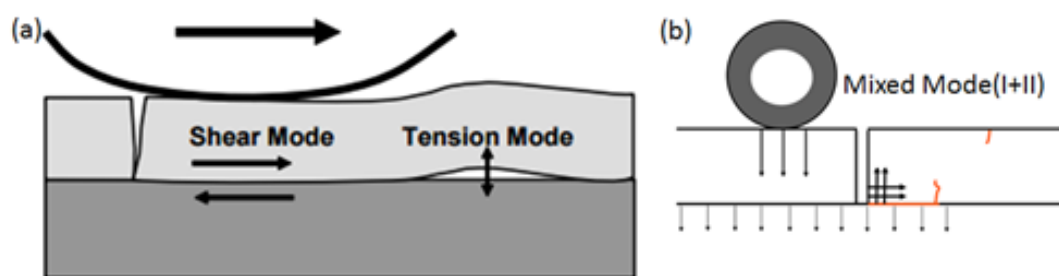


Figure I-10 Mode de rupture de l'interface de chaussée a) mode I et II (Raab and Partl, 2004a) b) mode mixte (Chabot et al., 2007)

West et al dans leurs travaux (West et al., 2005) ont étudié dans le cas d'une structure de chaussée bitumineuse l'effet de l'application de la contrainte normale avec la variation de la température (10°C, 25°C et 60°C). Ils montrent que pour une température de 10 à 25°C, la résistance au cisaillement est peu sensible à l'application de la contrainte normale (Figure I-11). Par contre, elle est doublée à 60°C. La figure montre aussi que la résistance au cisaillement de l'interface diminue avec l'augmentation de la température. Ces résultats sont confirmés avec les travaux de (Mohammad et al., 2002, 2005) (Partl and Canestrari, 2008).

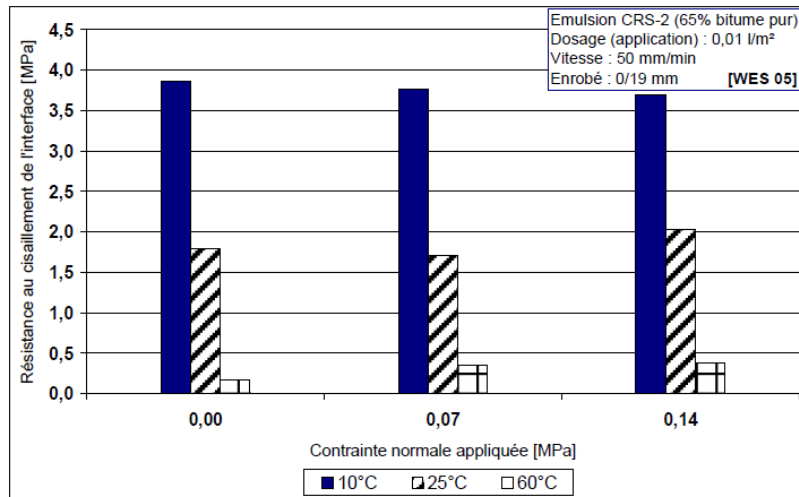


Figure I-11 Effet de l'application d'une contrainte normale et de la température sur la performance du collage (Diakhaté, 2007)

Diakhaté (Diakhaté, 2007) montre que la résistance au cisaillement de l'interface augmente avec la vitesse de sollicitation appliquée (Figure I-12(a)). Ceci explique le comportement viscoélastique des matériaux bitumineux (cf paragraphe I.1.2). Il montre aussi que le collage dure moins longtemps avec l'augmentation de la sollicitation (Figure I-12(b)).

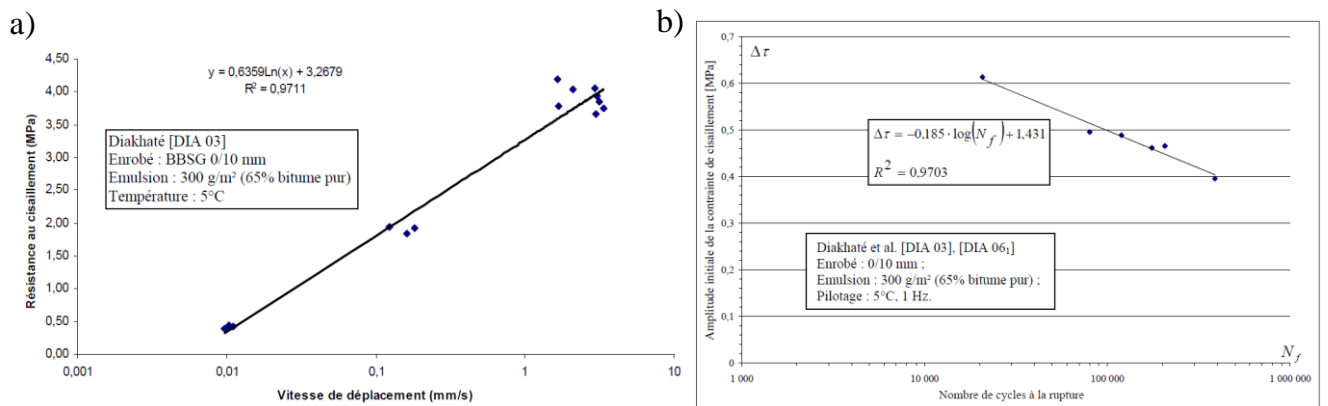


Figure I-12 Effet de la vitesse de sollicitation sur a) la performance mécanique du collage b) la durée de vie du collage (Diakhaté, 2007)

### c. Effet de la rugosité de l'interface

La rugosité est un élément important dans le mécanisme de l'adhésion par ancrage mécanique (cf Figure I-4). En effet, elle est due à la texture de la surface d'une couche de chaussée (Figure I-13) qui présente une superposition d'hétérogénéités (Ktari, 2016).

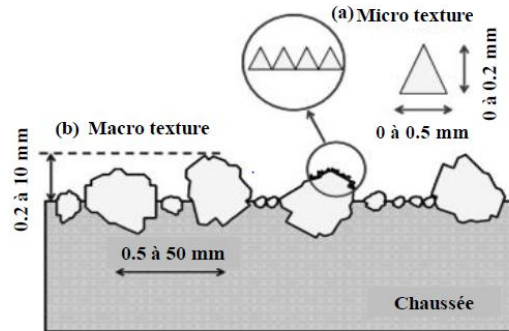


Figure I-13 Illustration de la micro-texture et macro-texture des hétérogénéités au niveau de l'interface (Ktari, 2016)

L'effet de la rugosité est abordé dans la littérature par plusieurs équipes (Collop et al., 2003; D'Andrea et al., 2013; He et al., 2017; Ktari, 2016; Ktari et al., 2017; Raab et al., 2012a; Raposeiras et al., 2012; Santagata et al., 2008; Zofka et al., 2015). La Figure I-14 montre que la contrainte de cisaillement due à la cohésion entre les couches d'enrobés est plus importante dans le cas d'une granulométrie de 0/4,75 mm que celle d'un matériau avec une granulométrie de 0/19 mm. En revanche, cet effet de la rugosité s'atténue avec l'augmentation de la température aux alentours de 60°C (West et al., 2005).

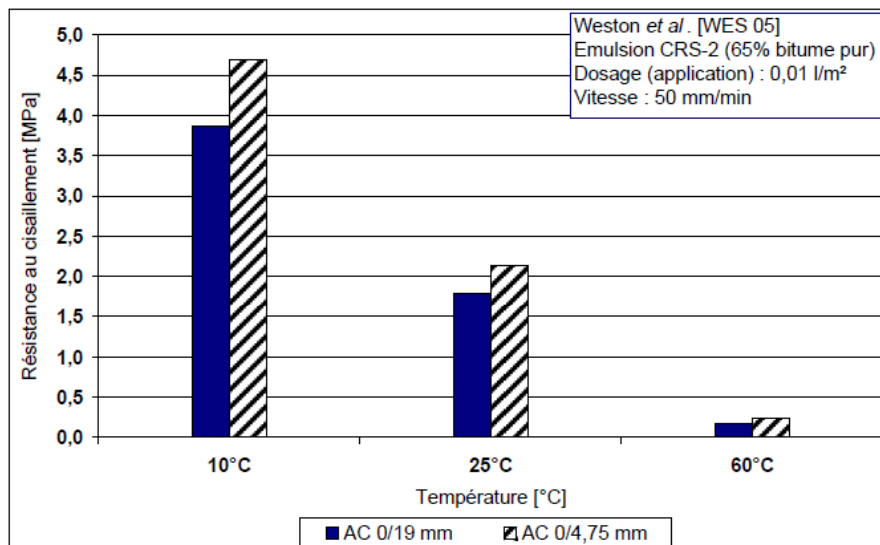


Figure I-14 Effet de la rugosité de l'interface sur la performance du collage (Diakhaté, 2007)

#### d. Assemblage des couches de chaussées

Lors de la construction d'une chaussée multicouche, en dehors des chaussées de type BCMC présentées dans le paragraphe I.2, une couche d'accrochage (en liant hydrocarboné) est souvent utilisée pour assurer l'assemblage et le collage des couches de chaussée. Pour ces couches d'accrochage, il existe trois grands types de liants : bitume, le bitume fluidifié et l'émulsion de bitume. Des travaux ont montré que l'adhérence ou le collage au niveau de l'interface dépend donc du type et du dosage de la couche d'accrochage (Petit et al., 2018a). En plus, l'utilisation d'un liant adapté réduit

le risque d'arrachement du liant résiduel par les pneus au moment de passage des véhicules au cours du chantier.

Pour effectuer le bon choix, il faut vérifier le type de revêtement et son épaisseur, le type du matériau support, l'état de la couche neuve ou ancienne, les conditions climatiques ainsi que le trafic (Destrée et al., 2013). Dans le cas de couches minces, l'émulsion à base de liant résiduel est conseillée à utiliser pour l'interface. Le liant à base de bitume pur dur est recommandé dans des conditions climatiques estivales afin de protéger la couche de roulement du phénomène d'arrachement par les véhicules (Destrée et al., 2013) (Destrée et al., 2012). D'autre part, le dosage en couche d'accrochage est un paramètre très important et a fait l'objet de plusieurs travaux (Al-Qadi et al., 2008; Diakhaté, 2007; Mohammad et al., 2002, 2009b; Raab and Partl, 2015; Romanoschi, 1999; Uzan et al., 1978; West et al., 2005).

La Figure I-15 présente l'effet du dosage en émulsion sur le collage de l'interface. À température ambiante un excès en émulsion affecte la résistance mécanique. Pour des températures plus élevées que 50°C, il n'y a presque pas d'effet du dosage sur le collage. Pour éviter le phénomène d'arrachement de la couche de collage au moment du chantier, l'application du lait de chaux peut être une éventuelle solution (Didier et al., 2013). D'après ces commentaires, le dosage en couche d'accrochage a un effet considérable sur l'efficacité du collage de l'interface. Généralement en France, il est conseillé d'appliquer un dosage de 300 g/m<sup>2</sup> de bitume résiduel à la réalisation de la couche d'accrochage pour la construction des chaussées.

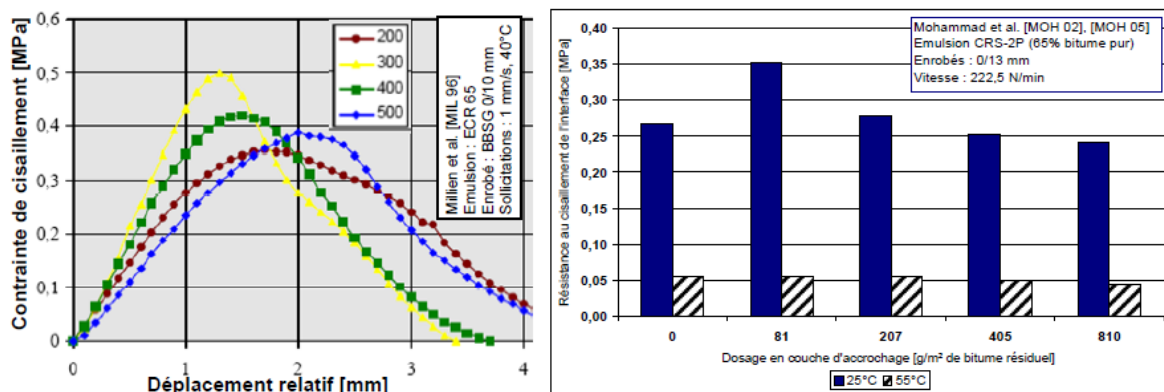


Figure I-15 effet du dosage en émulsion sur les performances mécaniques du collage à l'interface (Diakhaté, 2007)

### e. Effet de l'eau

L'eau à l'état liquide ou solide est une des causes la plus importante de dégradation des chaussées. Elle engendre différentes formes de dégradations telles que la remontée de fines, l'orniérage à grande rayon dû à des mouvements d'eau dans le sol, la fissuration et des défauts localisés (nids de poules liés à des épisodes de gel/dégel cumulés à de la fatigue des interfaces entre couches de matériaux). En

effet, l'accumulation de l'eau dans une chaussée bitumineuse peut se produire de différentes façons (Castañeda Pinzon, 2004). La précipitation et puis l'infiltration de l'eau à des degrés plus ou moins importants à travers le revêtement de la surface de la chaussée sont les causes les plus courantes de dégradation (Castaneda Pinzon, 2007) (Figure I-16).

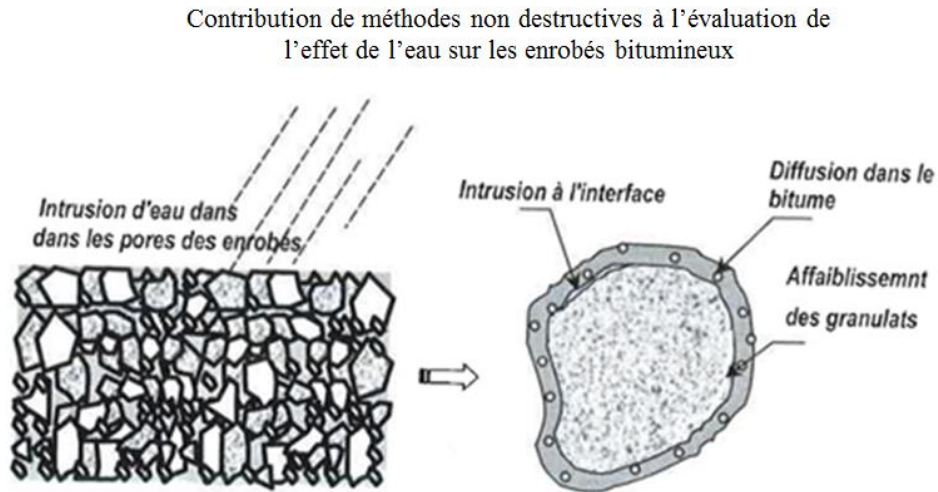


Figure I-16 Parcours de l'eau dans l'enrobé (Castaneda Pinzon, 2007)

La Figure I-17 montre les différents moyens de la pénétration de l'eau. Dans le cas d'un excès de la teneur en eau dans la plateforme, les couches de bases peuvent être ramollies en engendrant ces phénomènes de dégradations (O'Flaherty, 2002). Un système d'évacuation des eaux défailant, mal positionné ou absent ou une géométrie mal étudiée mal respectée et d'autres paramètres peuvent engendrer la stagnation de l'eau de ruissellement dans les chaussées.

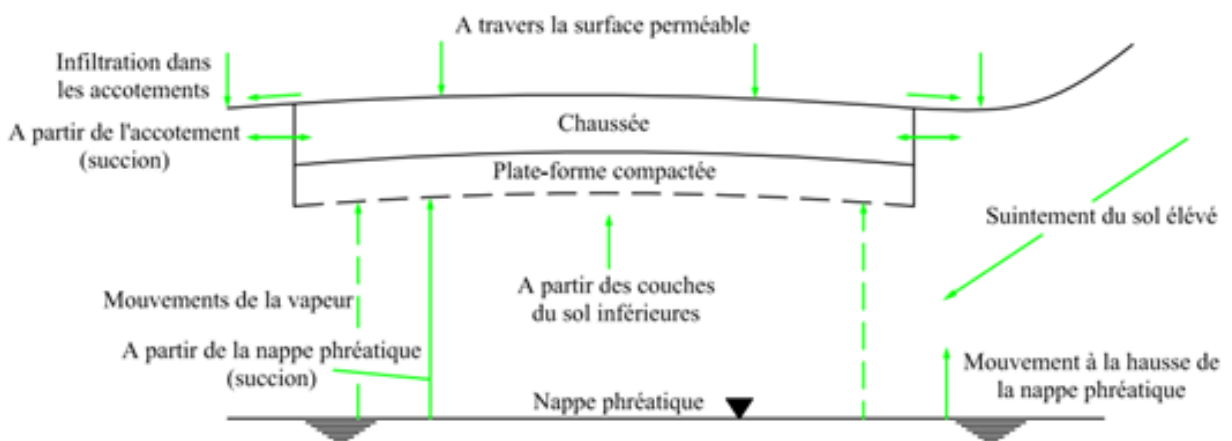


Figure I-17 Circulation d'eau dans la plate-forme et la chaussée (O'Flaherty, 2002)

La Figure I-18 illustre le rôle considérable joué par l'eau dans le processus de dégradation des couches de chaussée. En effet, ceci montre que la pénétration de l'eau à travers les fissures réduit, et même détruit, l'adhésion entre les couches de chaussée. Elle engendre alors un phénomène qui s'appelle le décapage de l'interface (Raab et al., 2012b) ou même le désenrobage au niveau de l'interface bitume-

granulat (Jolicoeur and Otis, 2006) (Castaneda Pinzón and Such, 2004) et ce qui affecte le collage des couches de chaussée.

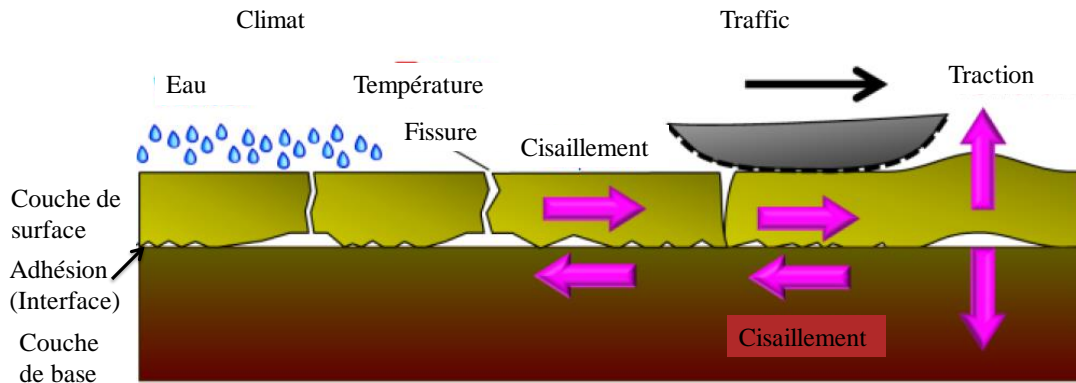


Figure I-18 Schéma du mécanisme de dégradation de l'interface par effet de l'eau (Raab et al., 2012b)

Raab and Partl (Raab and Partl, 2004b) ont montré que l'eau réduit le collage de l'interface en réduisant de 15% à 27% sa résistance au cisaillement (Figure I-19). Après la mise des éprouvettes dans l'eau pendant 72h, les essais effectués à 40°C montrent que la résistance au cisaillement de l'interface est réduite de 2 à 20%.

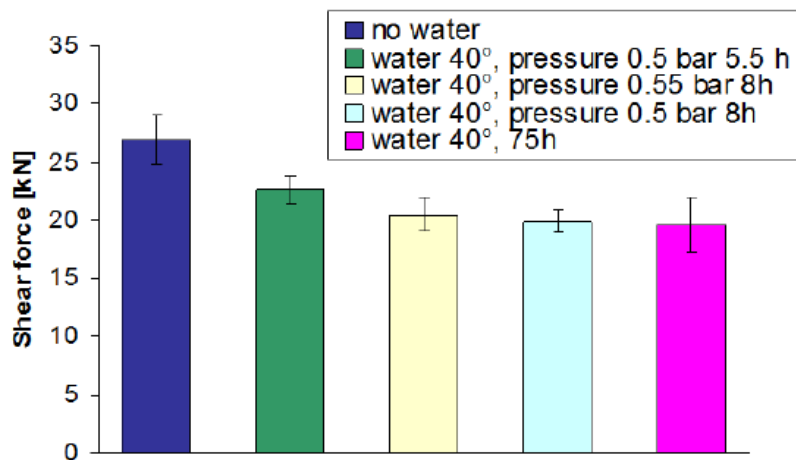


Figure I-19 Influence de l'eau sur les propriétés de l'interface entre couches d'enrobé bitumineux (Raab et al., 2012b)

La Figure I-20 (Raab et al., 2012b) montre l'effet de l'eau (à différentes températures) sur la résistance au cisaillement de l'interface testée à 20°C par l'essai Layer Parallel Shear Test (LPDS). En effet, quel que soit la température de l'eau la résistance au cisaillement chute avec l'eau.

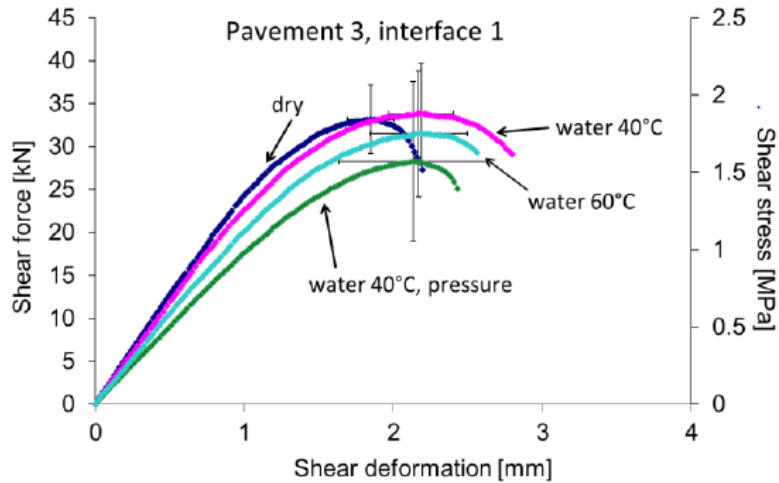


Figure I-20 Courbes Force de cisaillement-déformation de l'essai LPDS réalisés à 20°C (Raab et al., 2012b)

La Figure I-21 illustre le dommage effectué par l'eau sur l'adhésion à l'interface entre le liant et les granulats et sur la cohésion dans la matrice de l'enrobé. Ces deux modes de ruptures (adhésive et cohésive) seront définis plus tard dans ce chapitre.

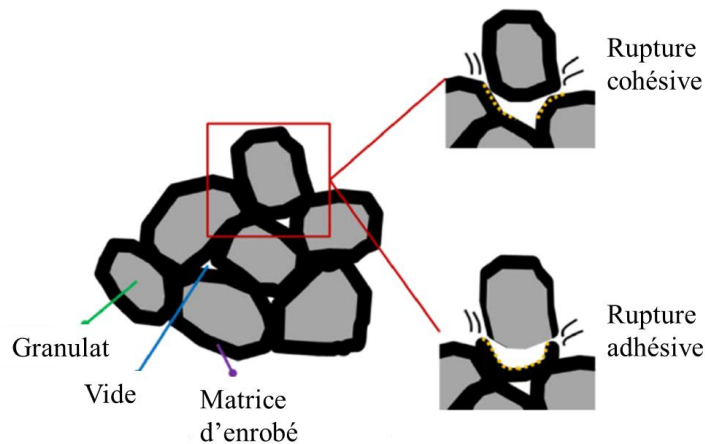


Figure I-21 Rupture adhésive et cohésive dû à l'eau (Varveri, 2017)

Pour conclure, l'eau affecte et engendre même une perte d'adhésion entre les couches de chaussée ce qui induit de fait sa dégradation.

Cependant, les différents phénomènes et problèmes de dégradations liées aux interfaces sont ignorés et non pris en compte dans les méthodes de dimensionnement de chaussée. Le rôle important de l'interface et ces pathologies ne sont pas considérés comme des paramètres importants et principaux dans les calculs.

Depuis quelques années, la communauté technique et scientifique tente de répondre à ces problèmes afin de trouver des solutions alternatives limitant le coût des réparations dû à ces pathologies (Chabot et al., 2016a) (Buttlar et al., 2018). Parmi plusieurs solutions, il existe le renforcement des chaussées



par ajout de grille de verre telle qu'étudié dans le projet ANR SolDuGri et ces présents travaux de thèse. Par ailleurs, les techniques de coulage de béton de ciment mince sur l'ancienne couche d'enrobé (BCMC) utilisé pour les chaussées urbaines sont intéressantes.

Ces deux structures sont présentées dans les paragraphes I.2 et I.3 caractérisées par la suite dans ce travail.

## I.2 Cas des chaussées en béton de ciment mince collé (BCMC)

Une parmi les solutions d'entretien de chaussées en France est le coulage d'une nouvelle couche de béton de ciment sur de l'enrobé bitumineux. Depuis les années 1990, la technique dite blanc sur noir (Blanc/Noir) est utilisée et connue sous le nom de « Chaussées en Béton de Ciment Mince Collée » (BCMC) (CIMbéton, 2000). Cette solution, initialement développée aux Etats Unis (Cole et al., 1998) sous le nom Ultra-Thin Whitetopping (UTW) est proposée pour lutter contre les problèmes d'orniérage des couches de roulement et plus particulièrement le fluage des matériaux bitumineux sous des charges lourdes. Elle consiste tout d'abord à fraiser ou à raboter la structure bitumineuse dégradée sur une épaisseur adéquate. Après le nettoyage (au jet d'eau à haute pression ou par balayage) de la surface, une couche mince de béton de ciment, non armé est coulée avec une épaisseur comprise entre 5 et 10 cm. Le béton de ciment percole dans les vides de la couche d'enrobé bitumineux pour assurer l'assemblage entre ces deux couches au contraire d'une chaussée ordinaire où il faut appliquer une couche d'accrochage. Le bon collage assure ainsi la possibilité d'utiliser du béton de ciment en moindre quantité. Cependant, il est nécessaire de scier des joints dans le béton jeune sur environ le tiers de l'épaisseur, de façon à piloter les phénomènes de retrait du béton. Les dalles résultantes ont ainsi des dimensions de l'ordre de 15 à 20 fois l'épaisseur (Figure I-22). L'épaisseur des joints est limitée à des valeurs faibles pour éviter la pénétration excessive d'eau ou d'autres agents agressifs (CIMbéton, 2000).

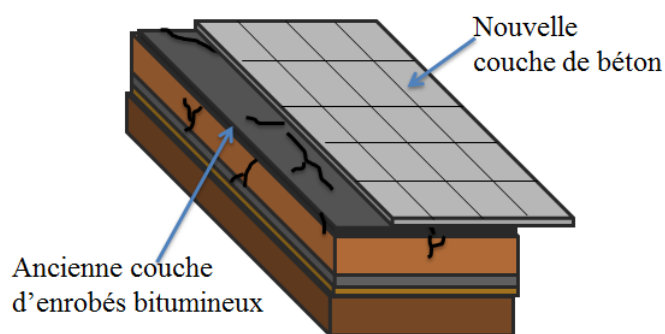


Figure I-22 Chaussée urbaine (BCMC)

La structure BCMC présente un comportement monolithique vis-à-vis des sollicitations de trafic. En effet, un bon collage entre le béton et la couche de béton bitumineux est la clé de succès de cette technique de réparation. Ceci réduit la sollicitation en traction de la couche supérieure en béton de ciment (Figure I-23) et donc réduit l'épaisseur des couches de matériaux, le cout initial de la chaussée

et augmente sa durée de vie. De ce fait, si le collage n'est pas bon, il peut être considéré comme un point faible de cette structure.

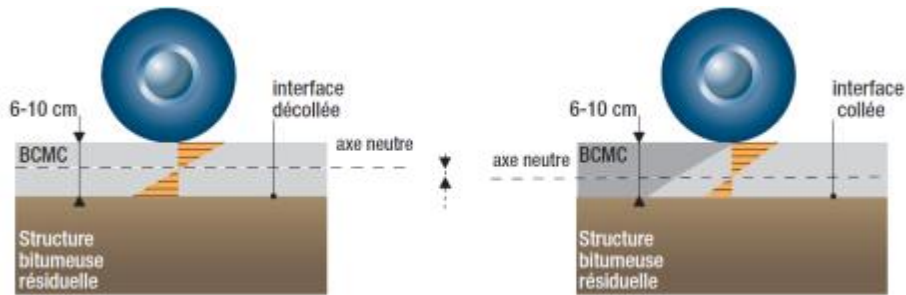


Figure I-23 Influence du collage sur le diagramme des contraintes, pour une structure bitumineuse résiduelle donnée (CIMbéton, 2000).

Les fissures verticales (de retrait) préexistantes naturellement dans la couche de béton, comme l'illustre la Figure I-24, induisent des singularités de contraintes lors du passage d'un essieu de poids lourd à côté du joint (Pouteau, 2004) (Chabot et al., 2007).

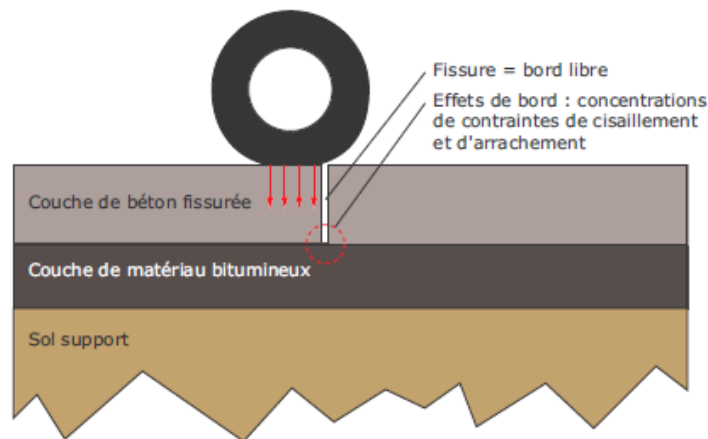


Figure I-24 Effet d'une charge roulante sur une chaussée composite Blanc/Noir (Pouteau, 2004).

Le coulage du béton directement sur la couche d'enrobé bitumineux sans aucun traitement d'interface (avec un simple nettoyage) est une parmi les méthodes simples de réalisation de ce type de chaussée. Il peut se faire aussi avec un traitement au préalable de l'interface par grenailage afin d'assurer un meilleur accrochage entre les couches. Le grenailage est une technique qui est largement utilisée, similaire au sablage, et qui permet de décaper et nettoyer la surface en éliminant les fines pellicules de la surface traitée. Cette technique consiste à projeter à grande vitesse des billes d'acier sur la surface à traiter.

De ces deux méthodes de fabrication résultent deux différents types d'interfaces entre la couche de béton de ciment et la couche de l'enrobée bitumineux qu'elle soit ancienne ou nouvelle.

### I.2.1 Effet des techniques de traitement de l'interface « grenailage, fraisage »

Pouteau (2004), dans ses travaux de thèse, a étudié l'effet de l'état de l'interface entre grenillée et non grenillée d'une structure Blanc/Noir sur les performances du collage de l'interface.

La Figure I-25 illustre l'état de dégradation des interfaces Béton/enrobé après un essai accéléré en vraie grandeur FABAC (Pouteau, 2004) (Pouteau et al., 2006) (Chabot et al., 2008). L'effet du grenailage est bien noté à haute température, lorsque les rapports de modules entre couche sont élevés. En effet, sans grenailage il y a un décollement et destruction de l'adhésion totale entre le béton et l'enrobé. Par contre, l'effet de grenailage est moins remarquable à basse température. De plus, il a été montré dans cette étude que les effets de la température et la position de charge sur le joint affectent le collage. Le grenailage présente seulement un effet sur la résistance à l'initiation du décollement de l'interface (Chabot et al., 2008).

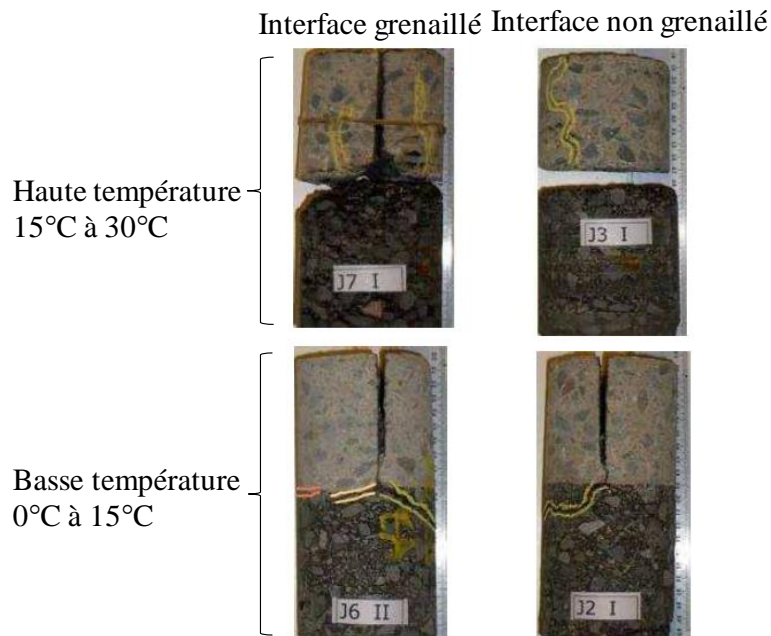


Figure I-25 Influence du grenailage sur le collage (Chabot et al., 2008)

Mu (Mu, 2014; Mu and Vandebossche, 2017) a étudié le collage de l'interface entre les couches de chaussée de type Blanc/Noir à l'aide de l'essai de fendage par coin (Figure I-26 (a)). Il a évalué l'effet de fraisage (ASTM-E965-96) de l'ancienne surface d'enrobé bitumineux avant le coulage du béton de ciment (Figure I-26 (b)). L'essai est réalisé en monotone et en déplacement imposé de 0.5mm/min à 20°C (Tschegg et al., 2007).

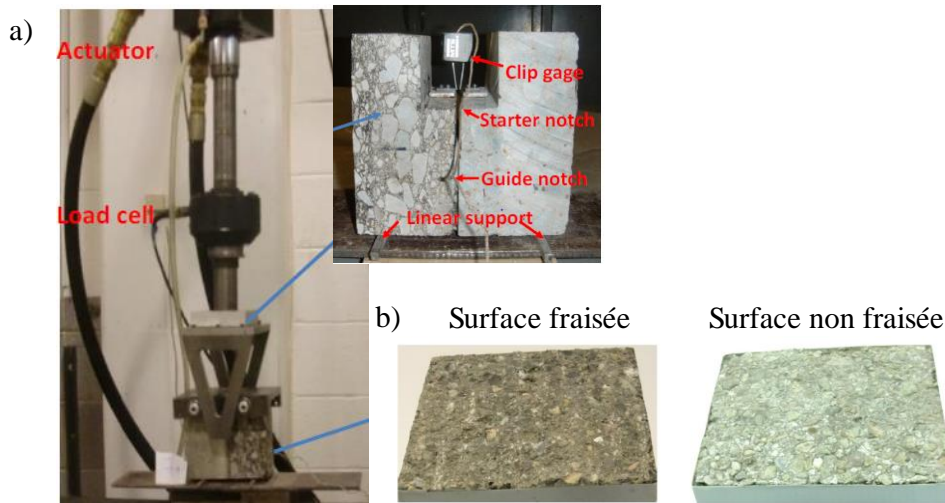


Figure I-26 a) Essai de fendage par coin b) Etat de surface de l'interface (après Mu, 2014)

La Figure I-27 présente les courbes Force – Crack mouth opening displacement (CMOD) pour les éprouvettes contenant une interface fraisée ou non fraisée. Elle montre que pour un même niveau d'ouverture de fissure, la force maximale de fendage est plus importante pour les éprouvettes avec surface fraisée. Ceci explique que l'interface fraisée, comme l'interface grenillée, résiste mieux au décollement de l'interface.

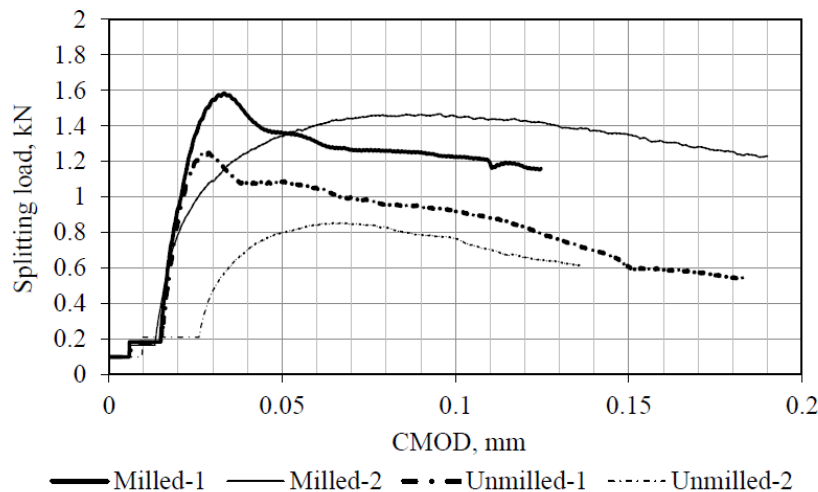


Figure I-27 Courbe Force-CMOD pour les éprouvettes avec interface fraisée et avec interface non fraisée (20°C, 0.5mm/min) (Mu, 2014)

### I.2.2 Effet de l'eau sur le collage de l'interface Blanc/Noir

Différentes études sont effectuées au cours de ces dernières années afin d'étudier l'effet de l'eau sur le collage des couches de ces chaussées urbaines (Hun, 2012) (Bhuyan et al., 2017a, 2017b) (Chabot et al., 2017). Hun (Hun, 2012) dans ses travaux de thèse a adapté un essai de flexion 4 points pour étudier le collage des interfaces des chaussées de type BCMC. Il a évalué l'effet de l'eau sur le décollement de l'interface entre les couches. Les essais sont tous pilotés en déplacement imposé avec

une vitesse de 0.7 mm/min et sous température ambiante. Les éprouvettes ont toutes suivi la même procédure de saturation que nous reprenons par la suite dans le présent travail de thèse. Seules trois éprouvettes sous eau et trois sans eau ont été testées pour l'étude de l'effet de l'eau. Il est montré d'après les observations de l'état de rupture des différentes éprouvettes testées dans l'eau que le délaminage est produit en général entre les couches au niveau de l'interface. Les observations des surfaces de rupture présente un mode cohésif sous eau de rupture du béton (Hun et al., 2012) (Chabot et al., 2016b) (Chabot et al., 2017).

La Figure I-28 montre que l'eau rend le comportement du béton plus fragile. Par contre, il semble améliorer la résistance à l'initiation du décollement (Force max). En conclusion, il est noté qu'à température ambiante, l'eau privilégie le processus du décollement de l'interface Blanc/noir (Hun, 2012; Chabot et al., 2017).

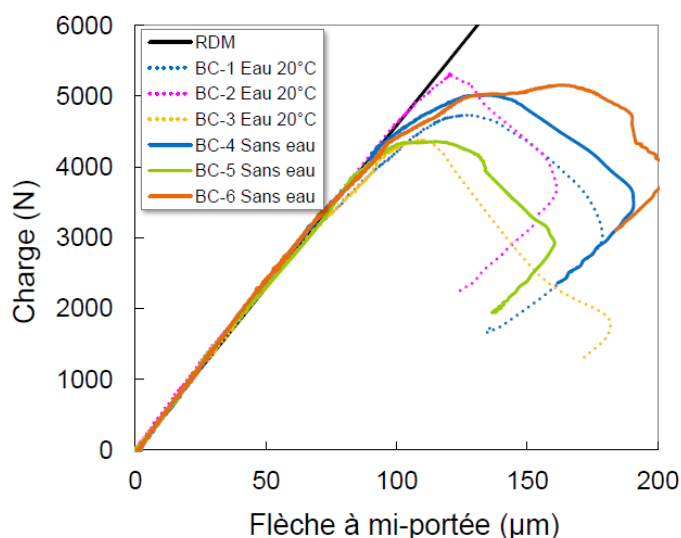


Figure I-28 Courbe charge – flèche des éprouvettes blanc/noir testées hors et sous eau à 20°C et en déplacement imposé 0,7mm/min (Hun, 2012)

### I.3 Cas des chaussées renforcées par grille en fibre de verre

Cette solution de renforcement de chaussée (Figure I-29) est utilisée depuis longtemps et présente une solution pertinente pour retarder la remontée des fissures (De Bondt, 1999) (Perez et al., 2007, 2008) (Gonzalez-Torre et al., 2015) (Norambuena-Contreras and Gonzalez-Torre, 2015). Cette dernière est à l'origine de l'intensité du trafic et des conditions climatiques. La grille en fibre de verre présente une solution performante et économique pour le renforcement des chaussées bitumineuses et pour augmenter leur durée de vie (De Bondt, 1999) (Vanelstraete et al., 1997). En effet l'interface de ce genre de structure est plus complexe avec la présence d'un matériau à module plus élevé que les granulats et le bitume. Nous allons donner une idée sur ces systèmes d'interface suivie d'un retour d'expérience sur leurs usages.

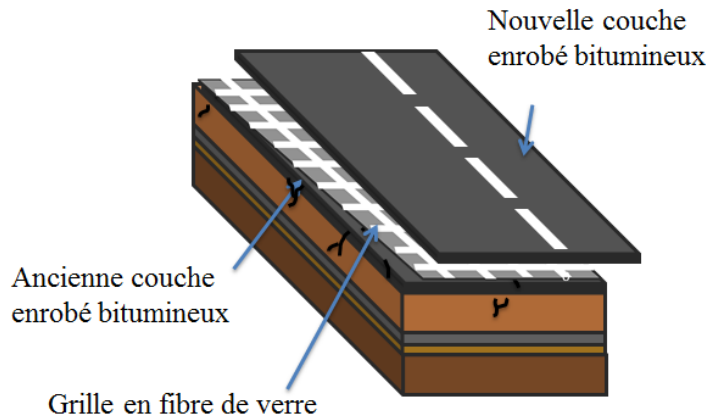


Figure I-29 Structure de chaussée renforcée par une grille en fibre de verre

### I.3.1 Caractéristique des grilles en fibre de verre

Dans une chaussée peuvent être utilisés différents types de grilles : les fibres de carbone, les fibres organiques (fibre de rayonne-cellulose régénérée, fibres de polyamide, fibre de polyester, fibre d'aramide), les fibres oxydes, les fibres en verre, les fibres de carbure silicium et les fibres métalliques (Perez et al., 2008).

#### a. Qu'est qu'une fibre ?

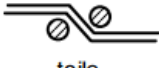
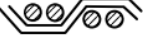
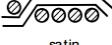
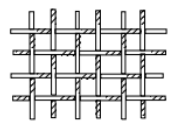
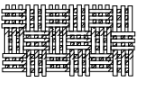


Le terme fibre est généralement utilisé pour définir le constituant élémentaire des structures textiles (Sotton, 1981). Elles sont obtenues par filage puis étirage des structures macromoléculaires appelées polymères. Perfetti (Perfetti, 1980) montre que les propriétés mécaniques des fibres dépendent de l'étirage qu'elles ont subi au cours de leur fabrication. Une fibre possède une résistance à la rupture et souvent un module d'élasticité plus élevé que ceux de même matériau sous forme massive (Bathias, 2009).

#### b. Qu'est qu'un fil ?

Le terme fil est le terme général correspondant à l'assemblage de fibres par torsion. On distingue trois procédés d'assemblage de ces fils entre eux, d'où trois types de géotextiles (

Tableau I-1) : tissés, tricotés et non tissés (Sotton, 1981).

Tableau I-1 Trois procédés d'assemblage des fils (Reiffsteck, 1996)

Type de la structure	Exemples	Caractéristiques, avantages et désavantage
<p>Les tissés</p> <p>Mode d'entrelacement :</p>  <p>la toile : toile</p>  <p>le croisé croisé</p>  <p>le satin satin</p>	<p>-Tissés de fils monofilaments</p>  <p>-Tissés de fils multifilaments</p>  <p>-Tissés de bandelettes</p> 	<p>-Déformabilité : 10 à 25 %</p> <p>-Un module de traction élevé</p> <p>-Une régularité des pores intéressante sur le plan hydraulique</p> <p>-Anisotropie en plan</p>
Les non-tissés	Les fibres sont réparties directionnellement ou de façon désordonnée par deux types de nappage	<p>-Déformabilité à la rupture de l'ordre de 60 %</p> <p>-Isotropie en plan</p>
Les tricotés		-Très déformables

### c. Grille en fibre de verre

L'utilisation de la grille en fibre de verre en tant que renforcement des structures de chaussées a commencé fin des années 1960. Le verre est un matériau fragile et possède une bonne résistance mécanique sous forme de fibre (Guillon, 1995). Les fibres peuvent être utilisées pour le renforcement du béton, des polymères et aussi utilisées dans d'autres domaines tels que l'isolation optique. La grille est un matériau stable thermiquement et chimiquement à des températures de mixage de bitume de 200°C. Le module d'Young de la grille de fibre en verre est d'environ 70 GPa qui est de l'ordre de 20 fois plus grand que celui de l'enrobé bitumineux (Darling and Woolstencroft, 2004) et est caractérisée par une bonne résistance à la traction. La fibre est généralement imprégnée par un revêtement de

polymère. Ce polymère assure d'une part l'adhérence et la compatibilité avec le bitume et d'autre part, une protection contre les agents chimiques agressifs et des matériaux abrasifs. La grille en fibre de verre se présente sous forme d'une maille ouverte carrée ou rectangulaire (Figure I-30). En effet, la structure ouverte dans la grille (Figure I-30 (a)) facilite le blocage des agrégats entre les couches, retient le mouvement latéral des agrégats et diminue potentiellement le cisaillement. Géométriquement les mailles carrées assurent le même mouvement latéral d'agrégats des deux côtés mais la forme rectangulaire des mailles limite le mouvement latéral dans une direction que l'autre. La taille de la maille varie généralement de 12.5 mm à 40 mm en fonction de la taille des agrégats (Nguyen et al., 2013). Selon la bibliographie une maille doit avoir une largeur suffisante par rapport aux agrégats pour assurer leur pénétration.

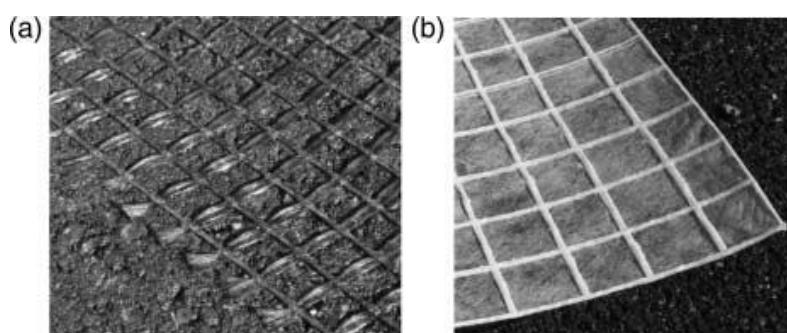


Figure I-30 (a) Grille en fibre de verre (b) grille en fibre de verre avec du polyester léger non tissé (Nguyen et al., 2013)

### I.3.2 Principe de fonctionnement des systèmes de renforcement

Généralement les systèmes d'interfaces ont cinq différentes fonctions dans la structure et sont résumés dans le Tableau I-2 :

Tableau I-2 Les différents fonctions des systèmes d'interface

<i>Différentes fonctions dans la structure</i>	<i>Description et Comportement mécanique</i>
Une surface de séparation	Deux mécanismes permettant de réduire l'épaisseur de la couche de base (Bhutta, 1998) pour : - Empêcher l'intrusion des fines à partir de la plateforme vers la couche de base sous l'effet des charges de trafic, - Empêcher la pénétration des agrégats de la couche de base à la couche de forme.
Un filtre	Généralement en géotextile empêche la pénétration de l'eau ou le lavage des particules fines sous l'effet de la pluie.
Renforcement	- Fait évoluer la résistance à la traction des couches de chaussées (Tschegg et al., 2012)



	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Généralement le matériau de renforcement est plus rigide que le matériau à renforcer (Rigo, 1993)</li> <li>L'efficacité des géo-synthétiques dépend du collage entre le matériau de renforcement et les couches de chaussées.</li> </ul>
Protection contre l'humidité	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Empêche la saturation de l'eau dans les couches</li> <li>- Force le drainage de l'eau latéralement (Chen and Frederick, 1992).</li> </ul>
Membrane d'absorption des contraintes	<ul style="list-style-type: none"> <li>- Possède de grandes déformations au niveau de la couche intermédiaire et peut dissiper l'excès d'énergie de la propagation des fissures (Tschegg et al., 2012).</li> </ul>

Quelques exemples de chantiers réalisés en France avec l'usage des grilles en fibre de verre sont présentés par la suite.

### I.3.3 Exemples de chantiers et retour d'expériences sur l'usage des grilles en fibre

Colas a proposé une nouvelle technique qui s'appelle le procédé Colgrill R. C'est une technique qui associe une grille de fils de verre thermocollées et un enrobé pour la couche de roulement. Celle-ci est largement exploitée pour différents travaux de réparation des structures de chaussées. Elle est utilisée pour le renforcement des chaussées déformables sous trafic lourd tel que la section de la RD 624 (en 1998) dans le département de l'Aude (Figure I-32 (a)). Les observations du chantier après 15 ans montrent que l'usage de la grille en fibre de verre améliore les performances de chaussée et réduit les contraintes du trafic (Gileni and Godard, 2014). À 20 ans d'âge, cette structure n'a subi aucune intervention ou entretien pendant ces 20 ans. L'évolution de la fissuration de cette structure est présentée dans la Figure I-31. La structure avec la technique Colgrill R montre qu'elle a un comportement satisfaisant par rapport à une chaussée témoin. Finalement, ce projet a confirmé l'efficacité du renforcement par la grille en fibre de verre à long terme et a permis d'économiser en matière importante du chantier de plus de 45% (Godard et al., 2019).

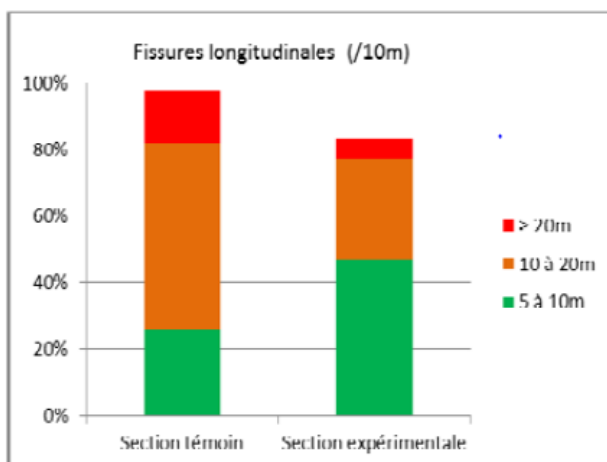


Figure I-31 Etat de la fissuration sur la RD 624 à 20 ans d'âge (Godard et al., 2019)

D'autres travaux de réparation utilisant ce type de complexe ont été effectués pour d'autres types de structures comme les plateformes portuaires et aéroportuaires ou des renforts de couches de roulement au droit de joint (Deneuvillers et al., 2006) (Figure I-32 (b)).

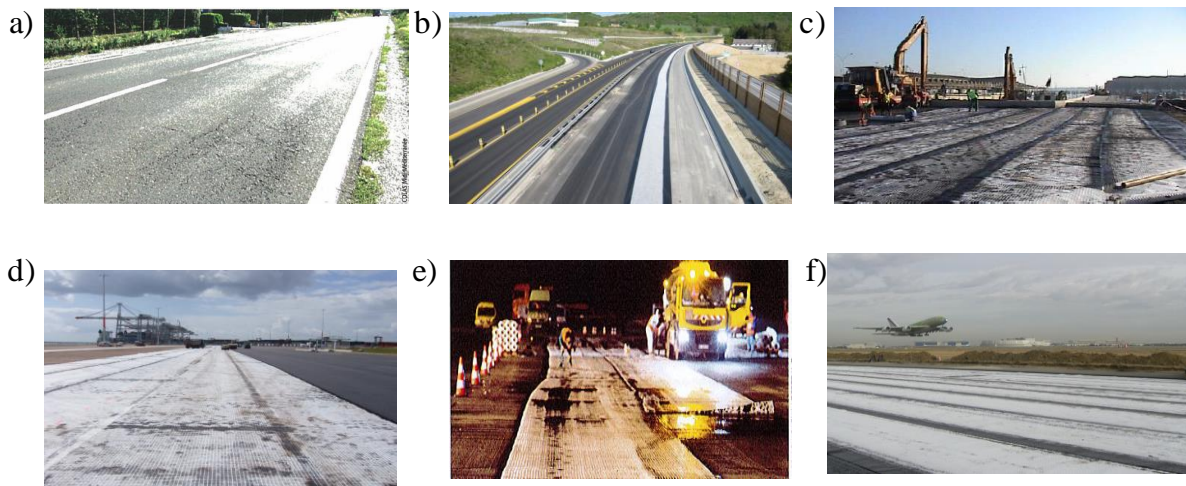


Figure I-32 a) RD624 15 ans après son renforcement b) Renforcement d'autoroute c) Port Lorient (2001) d) Plateforme Port Autonome du Havre e) Aéroport de Beauvais-Tillé dans l'Oise f) Aéroport Toulouse Blagnac (2010) (image 6DSolution)

Par exemple, la plateforme du port de Lorient a été renforcée par grille de type ROTFLEX838 (6DSolution) de résistance 100KN/m (Figure I-32 (c)). En 2009, la grille en fibre de verre Cidex 50SB a été utilisée dès la conception et la construction de la plateforme Port Autonome du Havre (Figure I-32 (d)). La grille 50SB a été intégrée à la base de la couche de roulement de la structure. La technique Colgrill R a été aussi utilisée dans une structure de type plateforme aéroportuaire. Elle était utilisée pour le renforcement de la piste 04/22, le taxiway Whisky et le parking P1 de l'aéroport de Beauvais-Tillé dans l'Oise (Van Rompu et al., 2017) (Figure I-32 (e)). Cette technique a permis de gagner du temps, donc de l'argent, et d'optimiser le rabotage et la quantité de matériaux à mettre en œuvre. La structure renforcée a montré que l'usage de la grille en fibre de verre est une solution très pertinente. L'aéroport Toulouse Blagnac a été renforcé par une grille de type ROTAFLEX 838 en 2010 suite à des problèmes de fissurations et de déflexions sous charge aéronautique (Figure I-32 (f)).

### I.3.4 Retour des travaux de recherches scientifiques

Les principaux points faibles de l'utilisation des grilles en fibre de verre est d'une part leur collage avec l'interface entre couches d'enrobés bitumineux et d'autre part le recyclage des matériaux enrobés bitumineux renforcés par ce genre de matériau. Dans la section 1.3.1, nous avons montré quelques effets de la couche d'accrochage en émulsion. Comme indiqué, un excès en liant peut provoquer des problèmes durant la construction et un dosage de liant insuffisant engendre un mauvais fonctionnement des couches et un faible collage (Destrée and Visscher, 2017). De plus, nous avons vu

que l'état de surface de l'interface influence les propriétés mécaniques de l'ensemble et en particulier du collage (section 1.3.1).

Aldea and Darling (Aldea and Darling, 2004) montrent que les performances de la grille dépendent non seulement du type de matériau d'accrochage, mais aussi du procédé de leur application lors de la construction. Les vides qui restent à l'interface peuvent influencer sur le collage et les performances de la grille. D'où l'importance d'avoir un bon procédé d'installation de la grille pour assurer un bon collage entre la grille et les couches d'enrobé bitumineux.

Un état de l'art est effectué par (Canestrari et al., 2018) sur le renforcement de chaussée par grille. Dans cette référence sont résumés différents essais réalisés et résultats trouvés sur des matériaux contenant des grilles et sur des structures de chaussées renforcées.

Nous tentons de synthétiser ces résultats par la suite.

#### ***a. Essai en laboratoire***

Il y'a eu quelques travaux effectués durant ces dernières années sur différents types de grilles fabriquées par le partenaire du projet ANR SolDuGri. Les performances des grilles de résistance de 100 KN/m (Grille 100SB, Taille de maille  $40 \times 40mm^2$ ) ainsi que de résistance 50KN/m (Grille 50SB, Taille de maille  $40 \times 40mm^2$ ) sont évaluées (Coppens and Doligez, 1993) (Van Rompu et al., 2017). Ces deux grilles sont aussi testées dans le présent travail de thèse. Les résultats montrent que les grilles de résistance 100KN/m sont plus performantes pour les chargements élevés peu répétées alors que les 50KN/m sont plus intéressantes lorsque les sollicitations sont moins exercées mais plus nombreuses. Elles ne s'utilisent ainsi pas pour les mêmes infrastructures de transport. Des essais en laboratoire (retrait – flexion du LRPC) ont montré que la grille de résistance 100KN/m (Taille de maille  $40 \times 40mm^2$ ) est très efficace et meilleure que les autres grilles. Arsenie et al (Arsenie et al., 2012) (Arsenie et al., 2017) ont étudié le comportement en fatigue des enrobés bitumineux standards par rapport à ceux qui présentent le système de renforcement par des fibres en verre associé à un polyester non tissé à l'aide d'un essai cyclique de flexion quatre points (essai de rupture en mode mixte). Dans cette étude, la grille CIDEX 100 SB est testée et utilisée comme un système de renforcement. Arsenie montre dans ces travaux de thèse que la durée de vie de fatigue prédit par les droites en fatigue augmente de 66% avec l'usage de la grille 100SB.

D'autres travaux sont effectués sur d'autres types de grilles en fibre de verre. Un essai en laboratoire nommé SRC « Simulative Reflective Cracking » est développé et adopté par Pasquini et al (Pasquini et al., 2015) (Figure I-33) afin d'assimiler la remontée de la fissure et évaluer le comportement des géogrilles dans la réduction des fissures réfléchies. Deux types de grilles en fibre de verre de taille de maille  $5 \times 5mm^2$  et de  $12.5 \times 12.5mm^2$  sont testées. Cet essai est considéré comme un essai réel qui permet d'évaluer et de prédire le phénomène de la propagation de la fissure. Il permet d'étudier le mode d'ouverture I et II de rupture qui est le même mode de mouvement introduit par le mouvement

du trafic dans le sens longitudinal du joint de construction dans une chaussée. En effet, un mouvement cyclique de 21 cycles/min est appliqué sur l'éprouvette avec une charge de roues de 520N ou 615N et transféré à travers un bras horizontal. L'essai de fatigue montre qu'après un peu moins que 2000 cycles le système sans renforcement ou avec GC.B présente une chute brutale de la déformation permanente jusqu'à atteindre la rupture, tandis que le système avec les autres géogrilles atteint la rupture qu'après 12.600 cycle (Figure I-34).

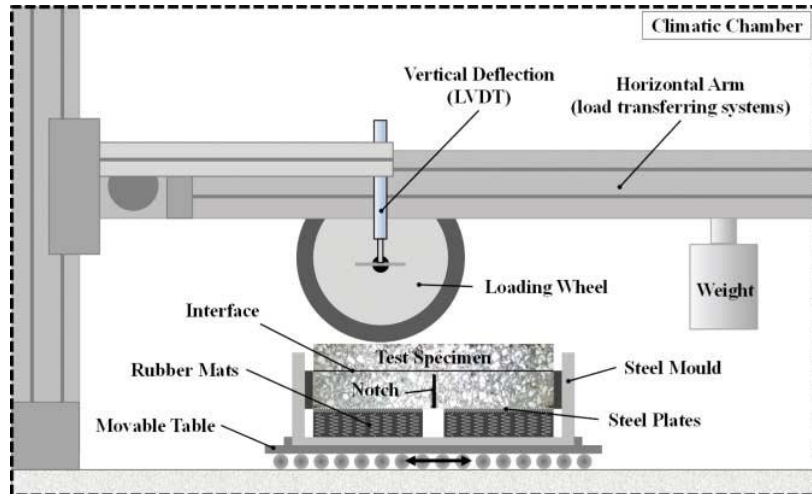


Figure I-33 Essai SRC (Pasquini et al., 2015)

Configuration	Cycles to failure (load = 520 N)		Cycles to failure (load = 615 N)	
	Specimen 1	Specimen 2	Specimen 1	Specimen 2
Non renforcées	UN	840	1050	–
Renforcées	APP5.0	>12,600	>12,600	11,340
	APP12.5	9660	>12,600	5040
	SBS5.0	>12,600	>12,600	>12,600
	SBS12.5	>12,600	>12,600	7980
	GC.B	1995	735	8820
				>12,600

Figure I-34 Résultats de l'essai SRC (Pasquini et al., 2015)

Bondt (De Bondt, 2012) a étudié le collage entre la grille et l'enrobé bitumineux avec un essai de cisaillement 4 points pour des éprouvettes extraites d'une section de chaussée. L'essai consiste à appliquer une force de cisaillement perpendiculaire à la grille. Il montre que, pour le renforcement des chaussées fissurées par des géogrilles, les fissures permettent le transfert du cisaillement sans appliquer une pression extérieure normale. En effet, le renforcement peut générer une force normale  $\Sigma n$  au niveau de la fissure qui engendre par la suite des efforts de frottement  $\Sigma f$  le long des plans de la fissure (Figure I-35). Il montre que la résistance au cisaillement ne dépend pas seulement de la raideur du renfort mais aussi de la résistance de la jonction des fils longitudinaux et transversaux de la géogrille et de sa résistance à l'arrachement.

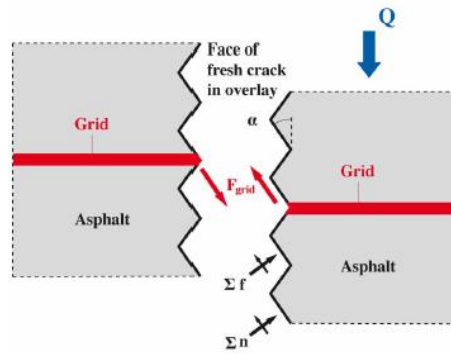


Figure I-35 Illustration schématique des forces agissantes le long d'une fissure renforcée sous un chargement de cisaillement externe (De Bondt, 2012)

Jamek et al (Jamek et al., 2012) ont évalué le collage de l'interface entre les couches de l'enrobé bitumineux avec la présence des différents systèmes de renforcement (grille en fibre de verre, polyesters, géotextile) à l'aide du WST. Comme le matériau bitumineux est viscoélastique et susceptible thermiquement, trois températures d'essais sont choisies (-10°C, 0°C, 10°C) et avec une vitesse d'essai de 2mm/min (Tschegg E. K. et al., 1998). Les résultats à 0°C de la Figure I-36 montrent que la force maximale de fendage est plus importante pour le matériau sans renforcement. Par contre l'air sous la courbe est plus faible par rapport à la renforcée de type « Well performing interlayer ».

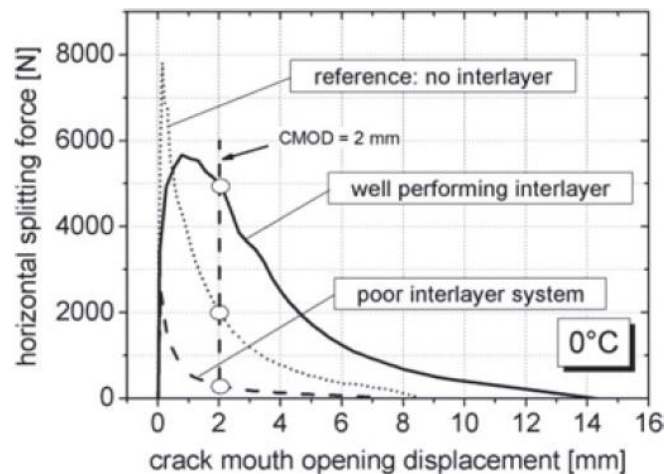


Figure I-36 Courbes Force-CMOD pour trois types de matériaux (Jamek et al., 2012)

La Figure I-37 de cette étude montre que la résistance au décollement ainsi que l'énergie de rupture « propagation de la fissure » sont plus faibles avec l'usage de n'importe quel type de grille. Les observations de l'état de la surface des éprouvettes montrent que 80% des grilles restent collées à la surface inférieure de la couche supérieure et 20% réparties entre collées à la surface supérieure de la couche de base ou bien collées entre les deux surfaces.

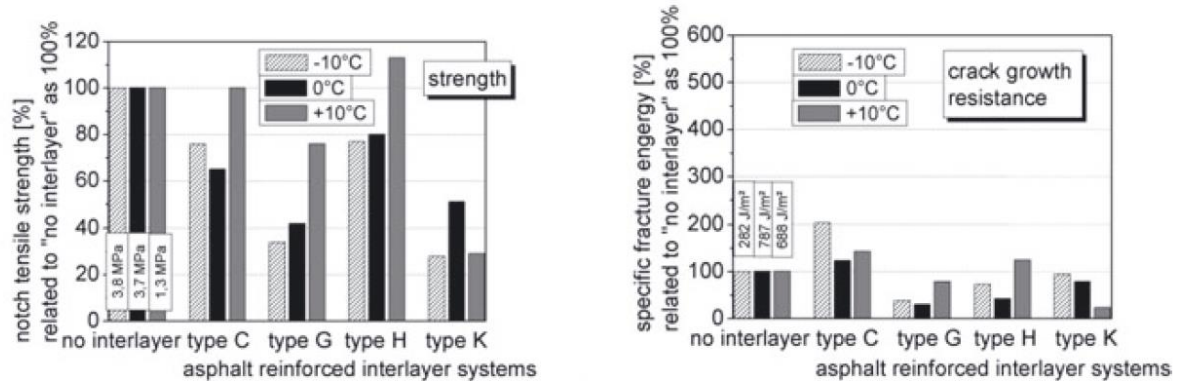


Figure I-37 a) résistance au décollement b) énergie de rupture pour les éprouvettes renforcées et non renforcées (Jamek et al., 2012)

**b. Essais sur chaussées en vraie grandeur :**

En dépit de tous les avantages des essais en laboratoire (détaillées en section I.6), l'observation des mécanismes de dégradation des chaussées par le trafic est essentielle pour mieux les concevoir les dimensionner et améliorer par la suite leurs techniques de construction et d'entretien. Les chaussées sont normalement construites pour de longues durées de vie (de 20 à 30 ans). En conséquence, avoir un retour d'expérience d'une chaussée réelle prend un long délai, d'où l'idée de simuler le trafic lourd avec un temps accéléré. Différents centres de recherche dans le monde sont équipés d'un simulateur de trafic lourd (cf. <https://sites.google.com/site/afd40web/apt-facility-links>). Ce dernier applique à la chaussée expérimentale en quelques semaines ou mois, les charges lourdes supportées par une chaussée réelle pendant toute leur durée de vie. L'intérêt de ces essais en grandeur réelle est de s'affranchir des longues périodes nécessaires à l'observation des mécanismes de dégradation et de ruine des chaussées réelles.

L'essai de manège de fatigue d'IFSTTAR Nantes (35ans-manege.ifsttar.fr) est un parmi les différents essais de simulation de trafic accéléré en grandeur réelle (Figure I-38). Au cours de ces dernières années, de nombreuses études de recherche ont été effectuées à IFSTTAR sur l'utilisation de produits d'interface dans les chaussées afin d'évaluer leur durée de vie.



Figure I-38 Essai de manège de fatigue

Nguyen et al (Nguyen et al., 2013) ont montré (Figure I-39 (a)) avec un essai de manège de fatigue que l'usage d'une grille classique de renforcement (de résistance à la traction 100 kN/m et taille de maille  $25 \times 25\text{mm}^2$ ) augmente significativement la résistance à la fatigue d'au moins deux fois.

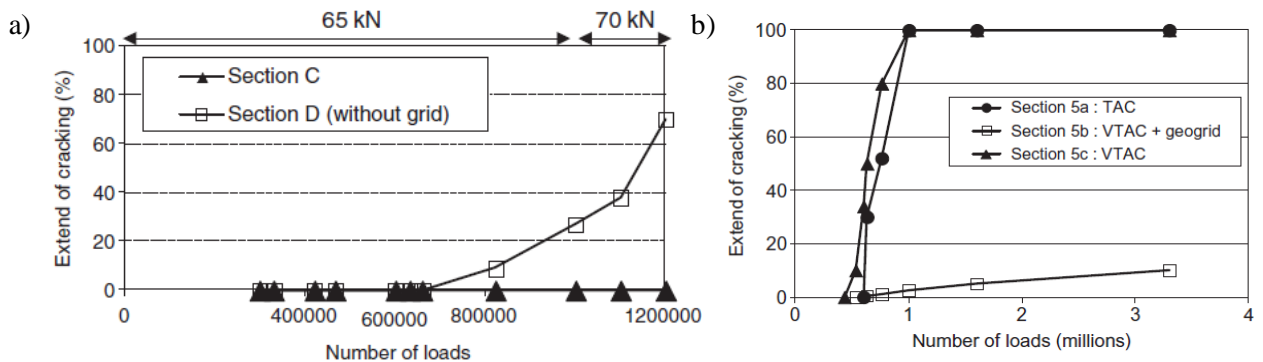


Figure I-39 Niveau des fissures pour a) deux sections renforcées et non renforcées b) les trois sections testées (Nguyen et al., 2013)

Pour comparer le comportement des chaussées renforcées par une grille en fibre de verre avec une chaussée non renforcée, l'essai de manège de fatigue a été utilisé aussi dans le cadre du projet européen FORMAT (Fully Optimised Road Maintenance) (Balay et al., 2004; Kerzhero et al., 2010, 2010) où trois techniques d'entretien de chaussée ont été testées. Il a été montré que la solution de la section de chaussée composée d'une couche très mince de 2.5 cm du béton bitumineux « Very Thin Asphalt Concrete VTAC » et de géo-grille avec une couche d'accrochage de  $500 \text{ g/m}^2$  est la plus résistante contre la fissuration transversale par rapport à la solution de béton bitumineux mince « TAC » de 4 cm et la solution de béton bitumineux très mince de 2.5 cm sans géo-grille « VTAC » (Kerzhero et al., 2010). La section de chaussée qui correspond à la solution d'entretien avec une géogrille n'a présenté des fissurations transversales qu'après 3.3 millions de cycles de chargement (équivalent à 5 ans de trafic (Figure I-39 (b))).

#### I.4 Limites des méthodes de dimensionnement actuelles de chaussée

La méthode française de dimensionnement est une méthode semi-empirique, elle tient compte à la fois de l'observation des chaussées existantes et des modèles mécaniques du comportement des matériaux et des assises de chaussées (LCPC–SETRA, 1994). Elle combine les connaissances tirées de structures de chaussées et du manège de fatigue.

Cette méthode est utilisée depuis des années pour le dimensionnement d'infrastructure. Le modèle de Burmister (Burmister et al., 1944) est le modèle de calcul 2D axisymétrique associé à cette méthode. La structure de chaussée est considérée comme un multicouche élastique linéaire homogène et isotrope. Les interfaces entre les différentes couches peuvent être considérées collées, « semi-collées » ou décollées. Le logiciel Alizé-LCPC intègre la méthode de dimensionnement et est le programme de référence de calculs de dimensionnement et de la vérification au gel-dégel des structures de chaussées en France. Le calcul rationnel de la structure de chaussée est fondé sur l'analyse des contraintes et des

déformations et tient en compte des informations concernant le trafic, le sol, les caractéristiques des matériaux, l'environnement climatique et hydrologique mais il ne prend en compte directement ni l'usage d'un système de renforcement de type grille, ni la présence d'une discontinuité comme rencontrée dans les structures fabriquées avec un ou plusieurs couches en béton de ciment.

Le dimensionnement des structures de chaussée est largement conditionné par les hypothèses mécaniques de transmission des contraintes au niveau des interfaces. Pour les deux types de structure, les couches de matériaux bitumineux sont supposées collées sur la couche sous-jacente, les couches de matériaux hydrauliques ou béton lorsque recouvertes par un enrobé bitumineux sont généralement supposées collées 15 ans via une couche d'accrochage puis décollées sur une couche faite en enrobé.

Le guide de dimensionnement français des structures de chaussée n'aborde pas les problèmes de la durabilité du collage des couches de chaussée. Il reste très limité pour le dimensionnement des chaussées de type BCMC et les chaussées renforcées. Les différents travaux effectués sur ces deux types de structure montrent l'intérêt porté à l'interface et son état pour son bon fonctionnement.

Pour cela, différents modèles d'analyses et d'essais de caractérisation du décollement sont mis au point comme présentés par la suite.

## **I.5 Modèles d'analyses du décollement**

Plusieurs outils théoriques et modèles ont été développés et proposés permettant de prendre en compte de la problématique de fissuration. Parmi ces théories, il y a :

- La mécanique à la rupture, développée afin de créer un critère mécanique de propagation de la fissure dans les matériaux élastiques fragiles (Griffith, 1920) (Irwin, 1958) (Bui, 1978) (Rice, 1968). En revanche, l'application de cette théorie à des matériaux viscoélastiques comme l'enrobé bitumineux présente quelques limitations (Ramsamooj, 1994),
- La théorie de l'endommagement permet de l'apparition de dommage qu'il est difficile (mais possible dans le cas d'un seul milieu) de relier à une fissure interlaminaire simplement,
- Le modèle de zone cohésive présente une alternative aux limitations respectives de la mécanique de la rupture et de la mécanique de l'endommagement. Ce modèle est une représentation locale et discrète du comportement des surfaces de rupture avant et après la fissuration.

Dans la suite de ce chapitre de thèse nous présentons une synthèse rapide de ces différentes théories pour le cas d'un collage de deux matériaux où nous distinguons trois types de rupture :

- La rupture cohésive (Figure I-40 (a)) : c'est lorsque la rupture se manifeste au niveau de l'adhésif entre les deux couches,



- La rupture adhésive (Figure I-40 (b)) : lorsque la rupture s'effectue à l'interface entre une des deux couches et l'adhésive. Ceci est aussi connu sous le nom de la rupture à l'interface ou aussi la rupture dans l'interphase,
- La rupture au sein d'une couche du matériau (Figure I-40 (c)) : c'est quand la rupture intervient au niveau d'une des deux couches de matériau.



Figure I-40 La rupture a) cohésive b) adhésive c) au niveau du matériau

Un mélange de deux types de rupture cohésive et adhésive est possible et peut être observé.

### I.5.1 Mécanique de la rupture

La mécanique de la rupture permet de prévoir les conditions de la rupture des matériaux élastiques fragile et de structure qui présentent des fissures macroscopiques. Cela revient à déterminer les champs de contraintes et de déformations au voisinage de la pointe de la fissure et d'exprimer les critères de propagation de la fissure. Dans le cas de matériaux homogènes et isotropes, il existe deux critères pour étudier la propagation de fissures, le critère local des contraintes et le critère global énergétique.

- Un critère local, caractérisé par une étude des champs de contrainte et de déformation au voisinage du front de fissure,
- Un critère global (ou énergétique), caractérisé par l'étude du comportement globale de la structure fissurée sur le plan énergétique.

Cependant la mécanique de rupture appliquée à l'analyse des décollements entre deux milieux présente quelques limites comme la singularité de contrainte en fond de la fissure. En effet la contrainte tend vers  $\infty$  ce qui n'est pas réaliste. La présence d'autres mécanismes au voisinage de la fissure (plastification et propagation de la fissure) ne sont pas pris en compte dans les deux approches.

#### a. Fissures interfaciales d'un bi-matériau

Nous rappelons ici les principaux résultats de mécanique de la rupture pour une fissure débouchant le long d'une interface entre deux matériaux élastiques linéaires distincts. Le problème considéré est schématisé dans la Figure I-41. Elle présente une fissure qui s'est développée le long d'une interface séparant deux matériaux. En pointe de fissure une singularité matérielle se superpose à une singularité géométrique.

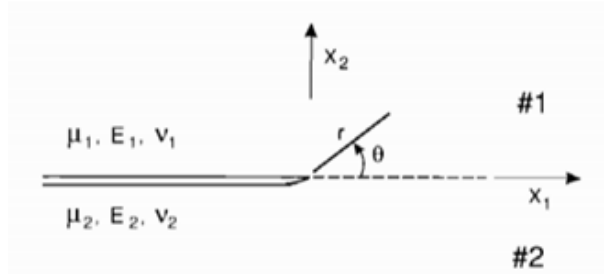


Figure I-41 Déplacements relatifs de la fissure (Hutchinson and Suo, 1991)

Dans un premier temps, l'expression du champ des contraintes en pointe de fissure interfaciale a été établie de manière quantitative par une approche par fonctions propres (Williams and Fleming, 1995). Les champs de contraintes y présentent un caractère oscillatoire  $r^*$  (\* complexe) avec un maximum décroissant en  $r^{-1/2}$ . La forme complexe des champs de contrainte est écrite ultérieurement avec l'utilisation des potentiels complexes (Hutchinson et al., 1987), (Rice et al., 1990). En 2D les champs à proximité de la pointe de fissure et le facteur d'intensité de contrainte K sont des nombres complexes égaux à  $K_I + iK_{II}$  où  $K_I$  et  $K_{II}$  sont les facteurs d'intensité de contrainte en mode I et en mode II respectivement.

Dundurs (Dundurs, 1969) a montré, pour les bi-matériaux, que dans le cas de les problèmes en élasticité plane et isotrope les champs mécaniques peuvent dépendre de deux paramètres sans dimension (coefficient de Dundurs) (Hutchinson and Suo, 1991). Ceux-ci s'expriment par une combinaison des coefficients d'élasticité de chacun des matériaux.

Avec la convention adoptée (Figure I-41), ces paramètres sont exprimés de la manière suivante :

$$\alpha = \frac{\mu_1(K_2 + 1) - \mu_2(K_1 + 1)}{\mu_1(K_2 + 1) + \mu_2(K_1 + 1)} \quad \text{I-2}$$

$$\beta = \frac{\mu_1(K_2 - 1) - \mu_2(K_1 - 1)}{\mu_1(K_2 + 1) + \mu_2(K_1 + 1)} \quad \text{I-3}$$

Où  $\mu_i$ ,  $\nu_i$  sont respectivement le module de cisaillement et le coefficient de poisson et  $K_i = 3 - 4\nu_i$  en déformations planes et  $K_i = \frac{(3-\nu_i)}{(1+\nu_i)}$  en contraintes planes.  $\alpha$  et  $\beta$  correspondent au contraste existant entre les coefficients d'élasticité de deux solides assemblés. Ils tendent vers une valeur nulle quand les matériaux sont similaires et changent de signe si nous renversons le matériau du haut avec celui de bas.

Le paramètre  $\alpha$  peut également s'écrire de la manière suivante :

$$\alpha = \frac{\bar{E}_1 - \bar{E}_2}{\bar{E}_1 + \bar{E}_2} \quad \text{I-4}$$

Où  $\bar{E}_i = \frac{E_i}{(1 - \nu_i^2)}$  en déformations planes et  $\bar{E}_i = E_i$  en contraintes planes. À travers la relation I-4,

le coefficient  $\alpha$  mesure l'écart relatif des modules de Young au niveau de l'interface.

Le facteur d'intensité de contrainte sous sa forme complexe est introduit dans l'expression des contraintes de cisaillement et d'arrachement dans le plan de l'interface ( $\theta = 0$ ) qui s'écrivent :

$$\sigma_{22} + i\sigma_{12} = \frac{Kr^{i\varepsilon}}{\sqrt{2\pi r}} \quad \text{I-5}$$

Où  $\varepsilon$  est appelé paramètre d'hétérogénéité élastique et il s'exprime en fonction du coefficient de Dundurs  $\beta$  :

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left( \frac{1 - \beta}{1 + \beta} \right) \quad \text{I-6}$$

Le champ de contrainte en pointe de fissure, peut s'écrire à partir d'équations des potentiels Complexes, de la façon suivante :

$$\varepsilon\sigma_{ij} = \text{Re} \left\{ Kr^{-1/2} r^{i\varepsilon} f_{ij}(\theta, \varepsilon) \right\} \quad \text{I-7}$$

Où les  $f_{ij}$  sont des fonctions sans dimensions de  $\theta$  et  $\varepsilon$ .

La formule I-7 peut être décomposée en utilisant les paramètres suivants  $z_1 = Kr^{i\varepsilon}$   $z_2 = f_{ij}(\theta, \varepsilon)$  en utilisant le développement  $\text{Re}(z_1 z_2) = \text{Re}(z_1) \text{Re}(z_2) - \text{Im}(z_1) \text{Im}(z_2)$

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{\sqrt{r}} \left\{ \text{Re}(Kr^{i\varepsilon}) B_{ij}^I(\theta, \varepsilon) + \text{Im}(Kr^{i\varepsilon}) B_{ij}^{II}(\theta, \varepsilon) \right\} \quad \text{I-8}$$

Le champ des déplacements présente une solution oscillante comme celui des contraintes. Les déplacements relatifs des lèvres de la fissure (Figure I-41) sont décrits par le nombre complexe suivant (Hutchinson and Suo, 1991) (Hutchinson and Suo, 1991):

$$\delta_2 + i\delta_1 = \frac{8}{(1 + 2i\varepsilon) \cosh(\pi\varepsilon)} \frac{Kr^{i\varepsilon}}{E^*} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \quad \text{I-9}$$

Avec  $\delta_i = u_i(r, \theta = \pi) - u_i(r, \theta = -\pi)$ .

Le module de Young  $E^*$  est donné par  $\frac{2}{E^*} = \frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2}$ .

A partir de l'équation I-9 les facteurs d'intensité de contrainte peuvent s'exprimer de la manière suivante :

$$K_I = \frac{E^* \cosh(\pi\varepsilon)}{8} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} [(\delta_2 - 2\delta_1\varepsilon) \cos(\varepsilon \ln r) + (\delta_1 + 2\delta_2\varepsilon) \sin(\varepsilon \ln r)] \quad \text{I-10}$$

$$K_{II} = \frac{E^* \cosh(\pi\varepsilon)}{8} \sqrt{\frac{2\pi}{r}} [(\delta_1 + 2\delta_2\varepsilon) \cos(\varepsilon \ln r) - (\delta_2 - 2\delta_1\varepsilon) \sin(\varepsilon \ln r)] \quad \text{I-11}$$

Avec  $1 - \beta^2 = 1/\cosh^2(\pi\varepsilon)$

Dans de nombreux cas, la fissure est confinée à l'interface des deux matériaux. Dans cette configuration, l'énergie de propagation est sensiblement plus faible que l'énergie obtenue si elle avait dévié vers les matériaux 1 ou 2. De ce fait, même sous une sollicitation mixte, la fissure se propage

dans son propre plan qui est celui de l'interface. Le raisonnement appliqué en milieu homogène pour calculer GI peut encore s'utiliser:

$$G = \frac{1}{2\delta a} \int_0^{\delta a} \{ \sigma_{yy}(r=x, \theta=0) \Delta u_{y(r=\delta a, \theta=\pi)} + \sigma_{xy}(r=x, \theta=0) \Delta u_{x(r=\delta a, \theta=\pi)} \} dx \quad \text{I-12}$$

Après intégration le résultat suivant est obtenu (Malyshev and Salganik, 1965):

$$G = (1 - \beta^2) \frac{|K|^2}{E^*} \quad \text{I-13}$$

### ***b. Le modèle Multi-particulaire des Matériaux Multicouches : M4-5n***

Des concentrations de contraintes hors plan aux interfaces non négligeables sont engendrées par la présence de bords libres ou de fissures joint à l'hétérogénéité du comportement des matériaux dans les structures multicouches. Parmi plusieurs approches possibles pour étudier la rupture de lettes structures, les modèles Multi-particulaires des Matériaux Multicouches M4 développés à l'école Nationale des Ponts et des Chaussées (Chabot, 1997; Chabot and Ehlacher, 1998) permettent d'analyser le délaminage dans les matériaux composites. Divers travaux (Chabot, 1997) (Caron et al., 1999) (Chabot et al., 2000) (Hun, 2012) (Chabot et al., 2013) ont montré la possibilité d'écrire des critères de délaminage en utilisant les valeurs de contrainte déterminées aux bords sans rencontrer de singularités de contraintes. Parmi ces modèles, le M4-5n (n : nombre totale de couche), qui comporte 5n champs cinématiques, est bien adapté pour les problèmes des plaques multicouches travaillant en flexion. A partir de ce modèle, plusieurs développements ont été fait pour l'étude des problèmes de chaussée fissurée (Pouteau, 2004) (Tran, 2004) (Hun, 2012) (Nasser and Chabot, 2018). Un outil numérique M4-5n à base d'éléments finis mixtes a été récemment proposé par Nasser dans l'outil FreeFem++ (Nasser, 2016; Nasser et al., 2016, 2018). Ce modèle utilisant, la théorie des plaques minces, ne s'applique pas sans découper en un trop grand nombre de couches, dans le cas d'une éprouvette épaisse comme celle utilisé dans ce travail avec le WST.

## **I.5.2 Mécanique de l'endommagement**

La mécanique de l'endommagement est née en 1958 (Kachanov, 1958) (Rabotnov, 1969) (Lemaitre et al., 2009) et utilisée par plusieurs chercheurs dans le domaine de chaussée notamment au LCPC par (Bodin et al., 2001) (Bodin, 2002) (Bodin et al., 2004). Cette théorie décrit l'évolution des phénomènes entre l'état vierge et l'amorçage de la fissure mésoscopique. La différence entre la mécanique de l'endommagement et la mécanique de la rupture est basée sur la différence d'échelle d'étude. Pour étudier l'évolution d'une fissure, il est nécessaire de prendre en compte la modification des champs de déformations et les contraintes dans le solide. En effet, la prédiction de l'apparition de fissures est un parmi les objectifs de cette théorie. L'introduction d'une variable d'endommagement représentant une densité surfacique de discontinuités de la matière conduit directement à la notion de contrainte effective, ça veut dire la contrainte rapportée à la section qui résiste effectivement aux

efforts (Lemaitre et al., 2009). La contrainte dans le cas unidimensionnel est exprimée selon l'équation :

$$\tilde{\sigma} = \frac{\sigma}{1 - D} \quad \text{I-14}$$

Avec  $D$  comme variable d'endommagement, quand  $D = 0$  le matériau ne présente aucun endommagement, cependant quand  $D = 1$  ça signifie que l'élément est endommagé. La mécanique d'endommagement ne permet pas de définir un critère de propagation de la fissure ce qui est un parmi limitations de cette théorie.

### **I.5.3 Modèle de zone cohésive MZC**

Une alternative aux limitations de la mécanique de l'endommagement et de la rupture est le modèle de zone cohésive (MZC). Le modèle cohésif de fissuration est une représentation locale du comportement des surfaces de rupture avant et après fissuration. La Figure I-42 montre les différents niveaux de fissuration présents. Une zone de fissuration avec une évolution non linéaire près de la fissure est observée. Le modèle de zone cohésive est initialement introduit par (Barenblatt, 1959) (Barenblatt, 1962) pour tenir compte de l'existence d'une contrainte finie en front de la fissure pour les matériaux fragiles. Ensuite il a été développé par (Dugdale, 1960) afin d'étudier la répartition des contraintes en front de fissure et la taille de la zone plastique. Ce modèle consiste donc à donner une loi de comportement aux points matériels situés sur le trajet de fissuration ou à l'interface entre deux matériaux. Cette loi est basée sur une relation non linéaire entre vecteur contrainte normale  $\vec{T} = \sigma \cdot \vec{n}$  à la fissure et le saut de déplacement  $[[\vec{u}]]$ . La loi de zone cohésive est aussi connue sous le nom de traction-séparation. Elle décrit le comportement entre deux surfaces de fissuration par une relation entre le déplacement ou la déformation  $\varepsilon$  et la traction ou la contrainte  $\sigma$  entre ces deux surfaces (Lemaitre et al., 2009).

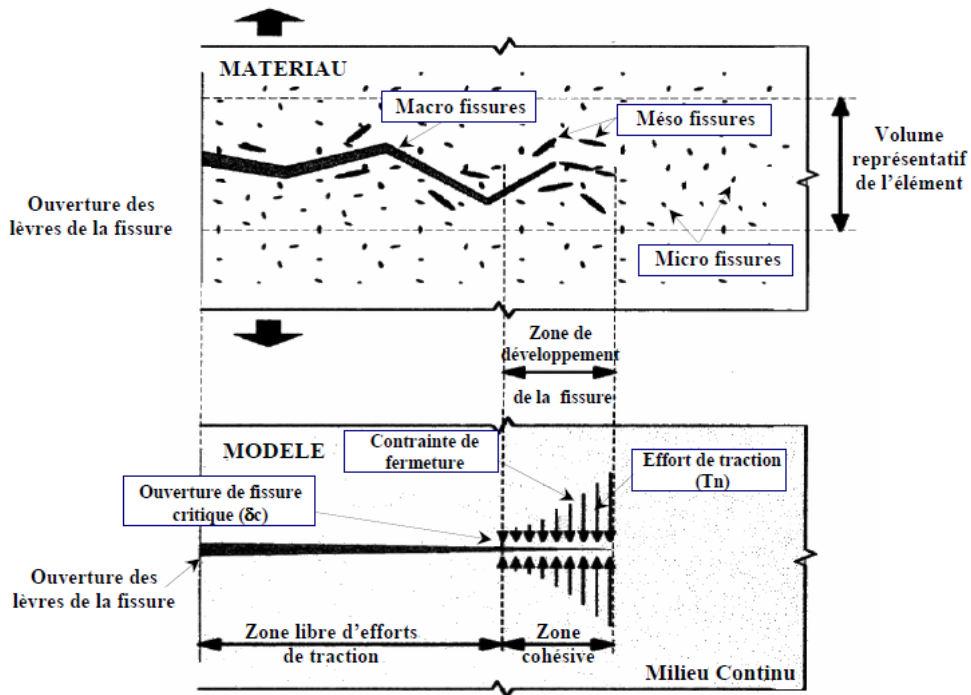


Figure I-42 Schéma analogique du modèle cohésif de fissuration (Uzan and Levenberg, 2001)

La loi de zone cohésive est divisée en deux parties. La première correspond à la partie élastique réversible jusqu'à l'initiation de l'endommagement. La deuxième partie correspond à la phase de l'endommagement accompagnée d'une augmentation du saut de déplacement. Cette partie est située entre le début de l'endommagement et la propagation de la macro fissure. La deuxième partie présente un comportement irréversible et non élastique. Le taux de restitution critique d'énergie  $G_C$  calculé par l'aire sous la courbe de la loi de modèle cohésif est le paramètre de pilotage de cette phase de propagation.

L'endommagement peut être inclus dans la formulation de la loi de zone cohésive. En effet, il vaut 0 lorsque le comportement de la loi est au niveau de la première zone jusqu'à atteindre d'un  $\sigma_{max}$ . Il est compris entre 0 et 1 dans la deuxième partie qui correspond à l'endommagement. 1 correspond à un endommagement total ou création d'une macrofissure et à la propagation de la fissure. Ceci peut être exprimé de la manière suivante :

$$D(k) = 1 - \frac{k}{k_0} \quad \text{I-15}$$

Avec  $k$  est la raideur à l'instant  $t$  de l'essai et  $k_0$  la raideur initiale.

Il y a différents modèles pour la loi de zone cohésive proposés par plusieurs chercheurs (Allix and Ladevèze, 1992; Barenblatt, 1962, 1959; Dugdale, 1960; Hillerborg et al., 1976; Ladevèze, 1992; Needleman, 1990, 1987; Raous, 2011; Tvergaard, 1990; Tvergaard and Hutchinson, 1992; Xu and Needleman, 1993). Ils sont généralement du type bilinéaire, trapézoïdal et exponentiel (Figure I-43). Les modèles de zone cohésive ont été largement utilisés par différents auteurs pour différentes applications et pour différents matériaux (fragile au ductile). En effet, ils ont été utilisés d'une part pour

les problèmes de fissuration sous l'hypothèse d'une petite zone plastique (Keer, 1964) (Smith, 1975) (Cribb and Tomkins, 1967). D'autre part, ils ont été largement employées pour l'étude des zones de dissipation plus larges durant la fissuration dans les matériaux quasi-fragile de type béton (Song et al., 2006) (Park et al., 2015) (Haddad and Sepehrnoori, 2015).

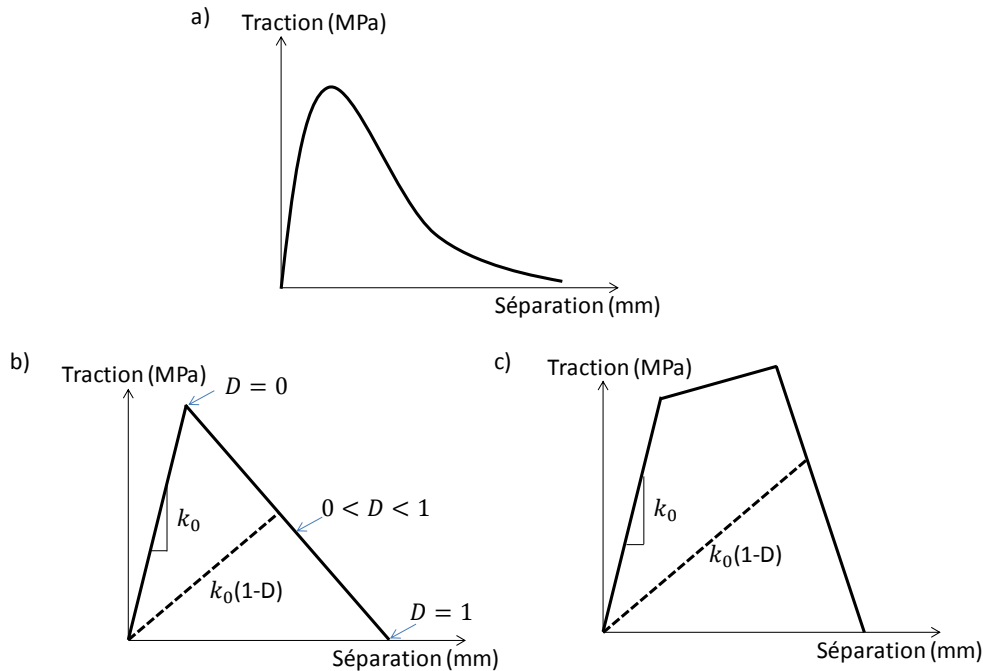


Figure I-43 représentatif schématique des lois cohésives « traction-séparation) a) Exponentiel b) Bilinéaire c) Trapézoïdal

Le modèle MZC est utilisé avec succès afin d'analyser le comportement de rupture pour l'enrobé bitumineux avec son comportement viscoélastique. Jenq et Perng (Jenq and Perng, 1991) sont les premiers à les appliquer pour ce matériau. Ils ont proposé une simple méthode afin de modéliser le comportement à la rupture dépendant du temps en se basant sur des modèles de zone cohésives. Les lois de MZC ont été largement adopté par la suite par différents chercheurs comme alternative à la mécanique de la rupture afin de caractériser la fissuration du béton bitumineux (Jenq et al., 1993) (Scarpas et al., 1997) (Uzan and Levenberg, 2001) (Soares et al., 2003) (Paulino et al., 2004) (Song et al., 2006) (Dave et al., 2007) (Kim, 2011) (Kim and Buttlar, 2005) (Mu and Vandebossche, 2017) (Dave and Behnia, 2017) (Buttlar et al., 2018) (Reyhaneh et al., 2018). La Figure I-44 illustre la région de la zone cohésive (process zone) qui se situe entre la pointe de la fissure cohésive (où la traction est maximale) et la pointe de la fissure du matériau (où la traction est supposée être zéro). Elle montre aussi une illustration schématique de la relation entre le saut de déplacement ou l'ouverture de la fissure  $\delta$  et la traction tout au long de la zone cohésive.

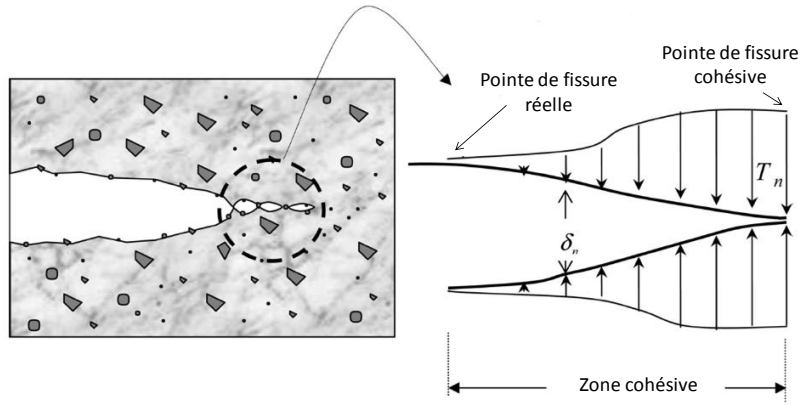


Figure I-44 Schéma du comportement de la rupture près du fond de la fissure réelle et de la zone de pointe de fracture cohésive (Dave et al., 2007)

Les modèles de zone cohésive constituent un outil intéressant pour l'étude de la fissuration au sein des matériaux, son emploi pour les assemblages collés devient évident en tant que représentation de la loi d'interface. Ils présentent un outil promoteur pour la modélisation des interfaces à l'échelle macroscopique et mésoscopique. Un parmi ces modèles développé par (Ladevèze, 1992) (Allix and Ladevèze, 1992) est retenu dans notre étude, présenté brièvement par la suite et son application sera détaillé dans le chapitre II et l'annexe D.

#### I.5.4 Présentation du modèle MZC et de la loi de l'interface

Une loi bilinéaire de zone cohésive est choisie dans ce travail par la suite car elle est largement répandue dans la littérature et bien adapté pour les matériaux de chaussée. Le modèle d'interface développé par (Ladevèze, 1992) qui associe la mécanique de rupture et de la mécanique de l'endommagement est utilisé ces dernières années pour la caractérisation de l'interface entre les couches de chaussées en mode I et II de sollicitation en prenant en compte de sa rugosité (Ktari, 2016) (Ktari et al., 2016). Ce modèle basé sur une approche énergétique est parmi les rares modèles implémentés sur le code éléments finis Cast3M (Gornet, 1996) (Gornet, 1999) (Gornet et al., 2000a) (Gornet et al., 2000b) et peut être adapté pour les matériaux de chaussée (Ktari, 2016). Nous présentons ce modèle avec ces différents éléments par la suite.

L'endommagement de l'interface est représenté par une variable scalaire  $d \in [0,1]$  (Kachanov, 1958). Ce qui permet de définir une loi de comportement de l'interface selon l'équation (I-16):

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_n^0(1 - d_n) & 0 \\ 0 & k_s^0(1 - d_s) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} [U_n] \\ [U_t] \end{pmatrix} \quad \text{I-16}$$

Avec

$k_n^0$  et  $k_s^0$  sont les raideurs normales et tangentielle initiales de l'interface

$d_n$  et  $d_s$  sont les variables de l'endommagement associées au mode I et mode II respectivement.

Les forces thermodynamique  $Y_I$  et  $Y_{II}$  associées aux modes I et II sont définies par les équations :



$$Y_I = Y_{d_n} = \frac{1}{2} \frac{\langle \sigma \rangle^2}{k_n^0 (1 - d_n)^2} \quad \text{I-17}$$

$$Y_{II} = Y_{d_s} = \frac{1}{2} \frac{\tau^2}{k_s^0 (1 - d_s)^2} \quad \text{I-18}$$

La loi d'évolution de l'endommagement isotrope (Allix and Ladevèze, 1992) s'écrit selon l'équation I-19 :

$$\underline{Y}(t) = \sup |\tau| \leq t \left[ (Y_{d_n})^\alpha + (\gamma Y_{d_s})^\alpha \right]^{1/\alpha} \quad \text{I-19}$$

Où  $\alpha$  et  $\gamma$  sont des paramètres de couplage des modes I et II (en particulier si  $\gamma = 0$ , alors il n'existe pas de couplage entre des 2 modes c'est à dire que l'on néglige le mode II).

En quasi-statique, la loi d'évolution de l'endommagement est définie en fonction des propriétés de l'interface comme suit :

$$\text{si } d_n < 1 \text{ et } \underline{Y} < Y_R \rightarrow D = \omega(\underline{Y}) = d_n = d_s \text{ sinon } D = d_n = d_s = 1 \quad \text{I-20}$$

Avec  $\omega(\underline{Y})$  est la fonction de délaminage :

$$D = \omega(\underline{Y}) = \left[ \frac{n}{n+1} \frac{\langle \underline{Y} - Y_0 \rangle}{Y_c - Y_0} \right]^n \quad \text{I-21}$$

Avec  $Y_0$  est l'énergie élastique avant l'endommagement,  $Y_c$  est l'énergie critique en mode I qui correspond à  $G_{IC}$ ,  $n$  est un paramètre de fragilité de l'interface et  $Y_R$  est la force thermodynamique à la rupture associé à  $d_c$ .

Le modèle présenté ci-dessus est modifié en proposant une viscosité interrassiale lors de l'évolution de l'endommagement à l'aide d'un modèle de type à effet de retard (Allix et al., 2003). C'est seulement la variable d'endommagement qui est modifiée et l'évolution du décollement isotrope est définie par l'équation I-22 :

$$\text{si } D < 1 \text{ et } \underline{Y} < Y_R \rightarrow \bar{D} = k(\omega(\underline{Y}) - \bar{D})^m \text{ avec } \dot{D} = \dot{d}_n = \dot{d}_s \text{ sinon } D = d_n = d_s = 1 \quad \text{I-22}$$

Avec  $k$  et  $m$  sont respectivement le temps caractéristique et le paramètre de fragilité du modèle.

## I.6 Essais de caractérisation du collage des interfaces de chaussée

Différentes essais peuvent être faits afin d'évaluer le comportement du collage entre les différentes couches de chaussée. Parmi eux, plusieurs ouvrages internationaux de la RILEM répertorient les essais en mode quasi pure I, II (Figure I-10(a)) et III qui sont, pour la plupart, normalisés. Ils sont présentés dans les "technical committee" (TC) N°206 - ATB « Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials » (Canestrari et al., 2013) et N°237 - SIB « Testing and Characterization of Sustainable Innovative Bituminous Materials and Systems » (Canestrari et al., 2018). Le TC N°241 - MCD « Mechanisms of Cracking and Debonding in Asphalt and Composite Pavements » vient compléter ces ouvrages avec des essais en mode mixte (I+II) de rupture (Figure I-10(b)) (Buttler et al., 2018).

Nous présentons dans cette section les différents essais mécaniques effectués en laboratoire et in-situ pour la caractérisation du collage de l'interface entre les couches de chaussées.

### **I.6.1 Essais de caractérisation de l'adhésion de l'interface en mode I « Ouverture, décollement et arrachement »**

Le mode I est principalement la délamination de l'interface entre deux couches de la chaussée engendrée par des efforts de traction (Figure I-10(a)). Il existe plusieurs études de vérification de la qualité du collage des interfaces entre les couches de chaussée en laboratoire ou in-situ en mode I. Ils sont divisés en deux types d'essais (Petit et al., 2018b) : les essais de traction sans entaille « Tensile Bonded Test TBT » et les essais de traction avec entaille (Tensile Notch Bonded test TNBT). Quelques dispositifs d'essais de mode I sont ensuite présentés.

#### **a. Essais de traction sans entaille (TBT)**

Parmi les essais mécaniques de rupture en mode I sans entaille, il existe l'essai de traction simple en laboratoire et l'essai de traction in situ et ils sont présentés dans ce qui suit.

##### ➤ **Essais de traction directe selon la norme prEN 12697-48**

Le principe de cet essai est de générer des contraintes de traction sur l'entièreté de l'échantillon à tester (Figure I-45). Dans le cadre de la prénorme européenne prEN 12697-48, l'essai est réalisé sur des éprouvettes cylindriques (diamètres externes de 150 mm et interne de 100 mm jusqu'à une profondeur de 10 mm sous l'interface) par l'intermédiaire d'un tampon métallique, à une température d'essai de 10 °C et une vitesse de traction de 200 N/s jusqu'à la rupture.



Figure I-45 Essai de traction direct (Godard et al., 2017)

##### ➤ **Essais traction pour éprouvettes cubique**

L'essai de traction peut être également utilisé avec des éprouvettes de forme cubique. Ce genre d'essai est utilisé pour étudier la résistance de la couche d'accrochage ainsi que l'adhésion entre deux couches de la chaussée. Les éprouvettes peuvent être fabriquées en laboratoire ou extraites d'une construction

réelle par sciage. L'éprouvette est de largeur et de longueur de 80 mm. Deux plaques métalliques sont collées des deux côtés de l'éprouvette. L'éprouvette est conditionnée à 10°C pendant 4h avant l'essai. L'essai est en déplacement contrôlé de 0.5mm/min jusqu'à la rupture. La résistance à la traction est calculée à travers la moyenne de cinq éprouvettes.



Figure I-46 a) Méthode BRRC (Destrée et al., 2012) b) Université de Limoges (Ktari et al., 2016)

➤ **Essai de traction in-situ**

Cet essai permet d'étudier le collage entre les couches de chaussée directement in-situ (Figure I-47). Il existe différents dispositifs de cet essai d'arrachement tel que LAMI « the layer adhesion measuring instrument » (LC25-01, 2016) et la méthode EMPA (ZTV-SIB, 1990).

Le disque utilisé est de diamètre 100mm. L'essai est piloté en force imposée de  $240 \pm 40N/s$ . Les essais peuvent être effectués pour des éprouvettes fabriquées en laboratoire ou extraites de chantier. Pour l'essai en laboratoire, la température d'essai est de 20°C. Les essais in-situ sont effectués entre 10 et 25°C. Cet essai avec les différents dispositifs présente des concentrations de contrainte au niveau de la zone d'application des charges engendrées par le collage des plaques à ce niveau. Avec cet essai nous pouvons qualifier l'adhésion entre les couches mais on ne peut pas évaluer le comportement de l'interface.

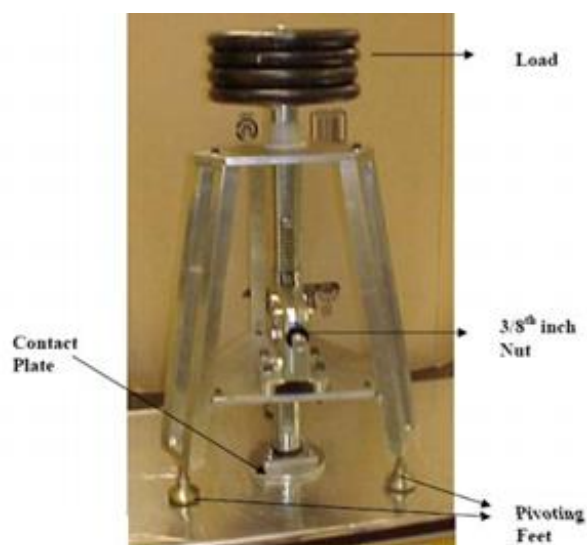


Figure I-47 Essai de traction in-situ « UTEP Pull-off device » (Tashman et al., 2006)

Ces essais ne permettent pas de suivre une propagation de la fissure et d'étudier son énergie de rupture qui présente un parmi les principaux objectifs de la thèse.

**b. Essais de traction avec entaille (TNBT)**

Il existe plusieurs essais mécaniques en mode I avec la présence d'une entaille de pré fissuration afin de pouvoir suivre la propagation de la fissure.

➤ **Essai Double Cantilever Beam (DCB) :**

L'essai appelé Double Cantilever Beam DCB est un essai classique, proposé par Ripling et son équipe dans les années 1960s, afin d'étudier la rupture de joints collés en mode I d'ouverture (Ripling et al., 1964) (Mostovoy, 1967) (Ripling et al., 1971). Cet essai est ensuite normalisé dans le standard ASTM D3433-99 (ASTM D3433-99, 2012). La configuration la plus simple de la DCB est l'assemblage de deux couches de même nature et de géométrie rectangulaires par un adhésif (Figure I-48). Le principe de l'essai consiste à appliquer deux forces opposées aux extrémités de chaque couche perpendiculairement au plan de joint.

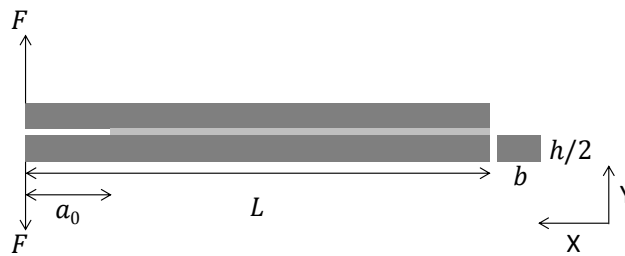


Figure I-48 Essai Double Cantilever Beam (DCB)

La mécanique de la rupture est utilisée pour la caractérisation de joint d'adhésion. Les essais de mécanique à la rupture, telle que le DCB, ont généralement l'objectif de mesurer le taux de restitution d'énergie « énergie de rupture » comme proposé par Griffith. Celui-ci peut être déterminé pour chaque longueur de la fissure en utilisant les trois méthodes d'analyse nommées : méthode de poutre simple SBT (Simple Beam Theory), la méthode CBT (Corrected Beam Theory) et la technique de calibration de complaisance ECM (Experimental Compliance Methode). Durant l'essai DCB, la complaisance  $C$  est mesurée comme le rapport de l'ouverture notée  $\delta$  située à l'extrémité d'application de la sollicitation et la force  $F$  (Wilkins et al., 1982). En effet, selon la relation proposée par Irwin (Irwin, 1958), le taux de restitution d'énergie  $G$  est relié à la complaisance de la structure  $C$  et les méthodes d'analyse permettent de l'évaluer en se basant sur la relation I-23 :

$$G_I = \frac{F^2}{2b} \frac{\partial C}{\partial a} \tag{I-23}$$

Où,  $F$  est la force appliquée,  $b$  la largeur de l'éprouvette et  $a$  la longueur de la fissure. Le taux de restitution d'énergie critique  $G_C$  est associé à la valeur de force critique qui déclenche la propagation

de la fissure. Les différentes méthodes d'analyse utilisent chacune des schémas différents pour la résolution de  $\partial C / \partial a$ .

Cet essai permet d'évaluer la propagation d'un décollement pour couches d'épaisseur mince.

Sur ce principe d'essai DCB dans le cas des matériaux bitumineux, les matériaux en contact ne constituent pas dans les essais des géométries élancées mais ont des principes similaires.

➤ **Essai de collage de l'interface (Interface Bond Test (IBT)) :**

L'essai IBT est un essai de caractérisation de l'interface en mode I qui présente une entaille de pré-fissuration afin de localiser le défaut. Cet essai permet d'évaluer le dosage de la couche d'accrochage appliquée au niveau de l'interface. Les essais sont effectués sous vitesse de déplacement constante de 0.5 mm/min.

Le test consiste (Figure I-49) à appliquer une charge à travers des broches insérées dans les deux trous de chargements situés dans les deux plaques en bois (Figure I-49 (a)) (ou aluminium utilisé dans une autre étude par Hakimzadeh et al en 2012 (Figure I-49 (b)) et de mesurer l'ouverture de la fissure avec la jauge (CMOD) (Figure I-49 (b)).

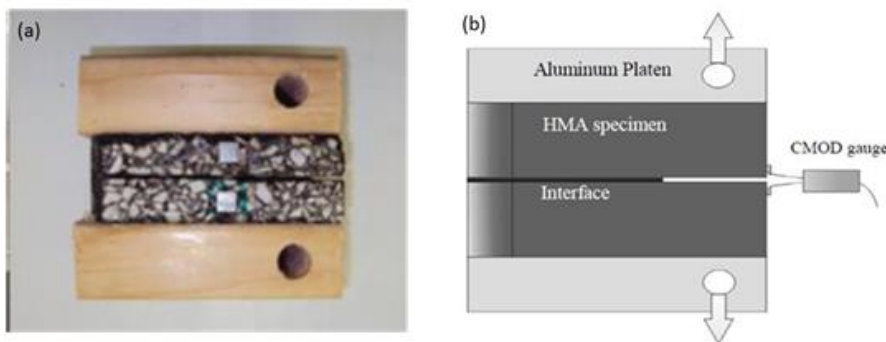


Figure I-49 Echantillon avec deux plaques en bois (Hakimzadeh et al., 2012) (b) échantillon avec plaques en aluminium

Cette méthode d'application de l'effort de traction par ajout de plaques collées présente le point faible de cet essai.

➤ **Essai de Fendage par coin (WST)**

L'essai de fendage par coin (WST) proposé par (Linsbauer and Tschegg, 1986) et développé par (Brühwiler and Wittmann, 1990a) est initialement mis en place pour l'étude de fissuration dans les matériaux à matrice cimentaires. Il est utilisé depuis de nombreuses années afin de caractériser les propriétés mécaniques à la rupture de différents types de matériaux (béton, enrobé bitumineux, bois...) et également caractériser le collage de bi-matériaux. Dans le cadre de la mécanique de la rupture, cet essai présente une entaille de pré-fissuration afin de localiser le défaut et une encoche pour le système de transmission des efforts. (Linsbauer and Tschegg, 1986) ont proposé une première version du système d'introduction des efforts par coin qui s'applique directement sur les plans inclinés posés sur l'encoche de l'éprouvette. L'éprouvette dans cette configuration est de forme cubique préparée avec

une encoche au niveau de sa surface supérieure pour placer les casques métalliques munis des plans inclinés. La Figure I-50 illustre cette configuration du WST :

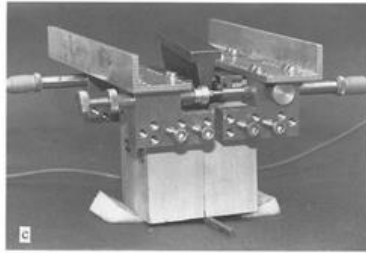


Figure I-50 Essai de fendage par coin d'après (Tschegg, 1986)

Cette première version d'essai présente un inconvénient principal dû à des efforts de frottement non-négligeables engendrés par le contact du coin avec les plans inclinés des casques métalliques. Le coin est initialement utilisé avec un grand angle ce qui empêche son avancement.

Afin de corriger ces défauts et améliorer cette première version, Brühwiler (1988) a développé un nouveau système avec un coin extérieur présenté dans la Figure I-51. (Tschegg, 1991) propose une version modifiée de sa première version en introduisant des pièces de roulement à billes dans les pièces de transmission de charge afin de réduire les efforts de frottement, en gardant le principe du coin agissant à l'intérieur de l'encoche préparée dans l'éprouvette.

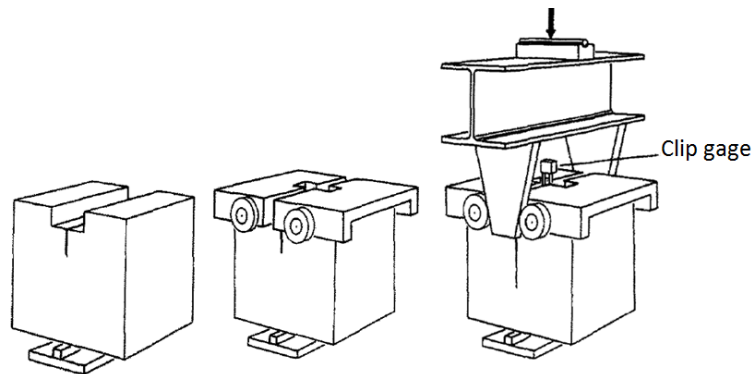


Figure I-51 Essai de fendage par coin d'après (Brühwiler, 1988)

La version de l'essai de fendage par coins de (Brühwiler, 1988) est repris ensuite par Trunk et Wittman (Trunk and Wittmann, 1998) en modifiant les conditions d'appui sous l'éprouvette pour des éprouvettes de béton de grande taille. Pour ce genre d'éprouvette l'effet de poids propre est non négligeable au cours de l'essai. Pour cela, ils posent l'éprouvette sur deux appuis situés chacun sous le centre de gravité de chaque moitié de l'éprouvette comme illustré dans la Figure I-52. Cette proposition ne présente pas une solution intéressante pour la problématique des grandes éprouvettes et engendrent des efforts parasites au niveau des deux appuis.

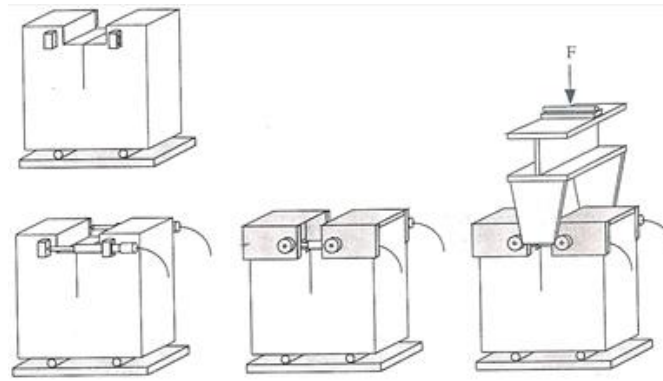


Figure I-52 Essai de fendage par coin (Trunk and Wittmann, 1998)

Le système proposé par Linsbauer and Tschegg (1986) est légèrement modifié en collant des pièces métalliques directement sur la surface supérieure de l'éprouvette et présenté dans la Figure I-54(a) (ÖNORM B 3592, 2011) (Reinhardt, 1999). L'essai est ainsi utilisé depuis 1986 par de nombreux chercheurs avec différentes formes d'éprouvettes (Figure I-53) et systèmes d'introduction d'efforts et sous différentes conditions. En effet, le WST est utilisé en statique sous différentes températures (Tschegg et al., 1995) (Harmuth et al., 1996) (Lövgren, 2004) (Hodicky et al., 2013) (Merta and Tschegg, 2013) (Tschegg et al., 2015a) (Tschegg et al., 2015b) (Jamaaoui et al., 2017b) (Mu and Vandenbossche, 2017), en fatigue (Tschegg et al., 2011) et aussi modélisé (Brühwiler and Wittmann, 1990b) (Stanzl-Tschegg et al., 1995) (Walter et al., 2005) (Hodicky et al., 2014) (Wu et al., 2016) (Jamaaoui et al., 2017a) (Mu and Vandenbossche, 2017) (Guan et al., 2018).

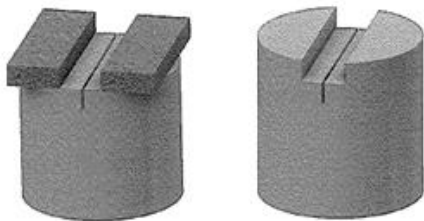


Figure I-53 Différentes possibilités du système d'introduction des efforts (ÖNORM B 3592, 2011)

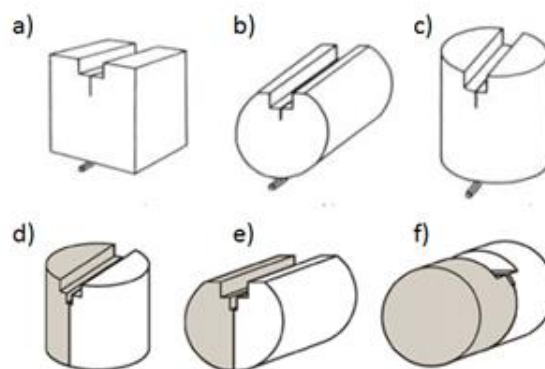


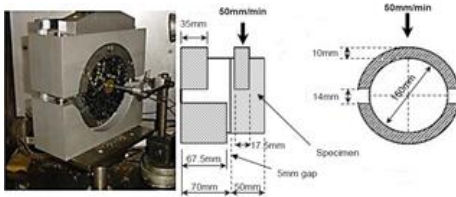

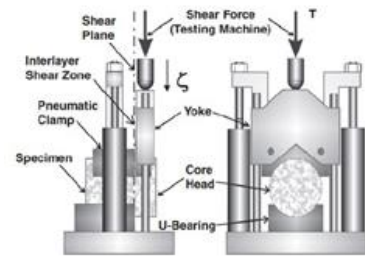
Figure I-54 Différents géométries de l'essai WST : a, b, c) (Linsbauer and Tschegg, 1986) d, e, f) (Tschegg et al., 2011)

Finalement nous considérons que le WST est un essai plus au moins simple qui permet d'évaluer la propagation de fissure ou décollement pour des éprouvettes de grande géométrie et il fournit une variété de choix pour la forme des éprouvettes.

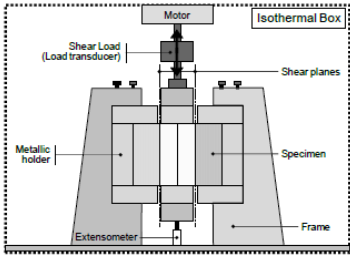
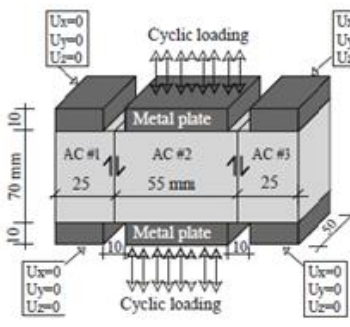
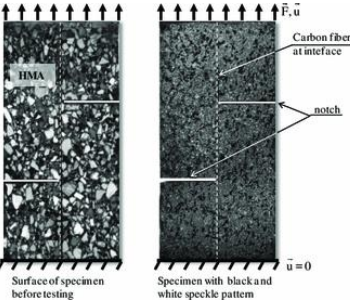
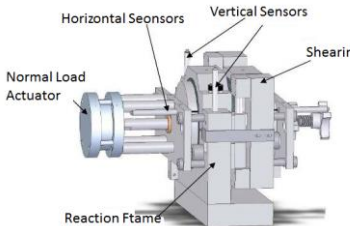
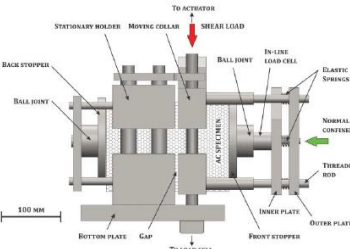
**I.6.2 Essais de caractérisation de l'adhésion de l'interface en mode II « cisaillement, glissement »**

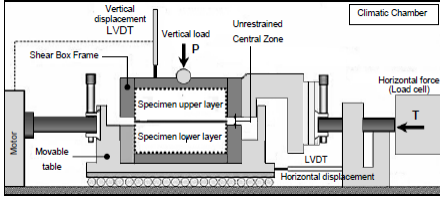
Il y a différents essais de caractérisation de l'interface en mode II pour les matériaux de chaussée. Le Tableau I-3 résume les différents essais en mode II de rupture ainsi que leurs avantages et inconvénients.

Tableau I-3 Essais de caractérisation des interfaces en mode II de rupture

Type d'essai	Essais et revues	Descriptif Avantages et inconvénients
<b>Sans contrainte normale</b>	<p>Essai de cisaillement direct (Shear Bond Test) « SBT »</p>  <p>(Leutner, 1979)</p>  <p>(Al-Qadi et al., 2008)</p>	<p>Développé par Leutner,</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Essai direct et simple de cisaillement,</li> <li>+ Éprouvette cylindrique de diamètre <math>150 \pm 2</math> mm,</li> <li>+ En vitesse de déplacement imposé de <math>50 \pm 3</math> mm/min,</li> <li>- Concentration de contraintes au niveau du point de l'application de force.</li> </ul>
	<p>Layer- Parallel Direct Shear (LPDS)</p>  <p>(Raab and Partl, 1999) (Santagata et al., 2008)</p>	<p>Version modifiée du SBT par les laboratoires fédéraux de Suisse EMPA.</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Eprouvette cylindrique 150 mm ou prismatique (<i>largeur</i> = 150mm, <i>hauteur</i> = 130 mm),</li> <li>+ En déplacement avec un taux de déformation de 50 mm/min.</li> </ul>
	<p>Double Shear Test DST</p>	<p>Développée par l'Université de Limoges.</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Eprouvette prismatique (<math>70 \times 120 \times 50</math> mm<sup>3</sup>),</li> </ul>



	  <p>(Petit et al., 2002) (Piber et al., 2009) (Diakhaté et al., 2006) (Diakhaté, 2007)</p>	<ul style="list-style-type: none"> <li>+ Possibilité d’essai en monotone, cyclique et en fatigue,</li> <li>+ En force ou vitesse de déplacement imposée,</li> <li>+ Réduire le risque de flexion</li> </ul>
	<p>Double Notched Shear Test</p>  <p>(Buttlar et al., 2014)</p>	<p>Développé par (Buttlar et al., 2014)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ En vitesse de déplacement imposé de <math>0.5 \pm mm/s</math>,</li> <li>- Concentration de contraintes au niveau de l’entaille.</li> </ul>
	<p>Louisiana State Interface Shear Strength Tester “LISST”</p> 	<p>Développé par (Mohammad et al., 2009b)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Eprouvette cylindrique 100 ou 150 mm,</li> <li>+ En vitesse de déplacement imposée de <math>2.54 \pm mm/min</math>.</li> </ul>
<p>Sous contrainte normale</p>	<p>Advanced shear test AST</p> 	<p>Développé par (Zofka et al., 2015)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Eprouvette cylindrique de diamètre 150 mm,</li> <li>+ Force normale de confinement égale à 3KN,</li> <li>+ Possibilité d’effectuer des essais en fatigue en force ou déplacement imposé,</li> <li>+ Possibilité de l’installer à l’intérieur d’une</li> </ul>

	<p>Ancona Shear Testing Research and Analysis ASTRA</p>  <p>(Canestrari et al., 2013)</p>	<p>chambre climatique.</p> <p>Développé à l'Università Politecnica delle Marche</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Eprouvette cylindrique de diamètre 100mm ou prismatique de <math>(100 \times 100 \text{ mm}^2)</math>,</li> <li>+ Vitesse de déplacement imposé de 2.5mm/min,</li> <li>+ Utilisation d'une chambre climatique pour le contrôle de la température et l'humidité relative,</li> <li>+ Evaluation de la loi de comportement de l'interface.</li> </ul>
--	--	--

### I.6.3 Essais de caractérisation de l'adhésion de l'interface en mode III

Afin de caractériser la résistance du collage entre couches de chaussée, l'essai de torsion est utilisé. Ce test est développé en Suède afin d'évaluer, in situ, des conditions d'adhésion entre deux couches (Walsh and Williams, 2001) et il est modifié par la suite par (Choi et al., 2005b) (Choi et al., 2005a). Il peut être effectué in situ ou au laboratoire.

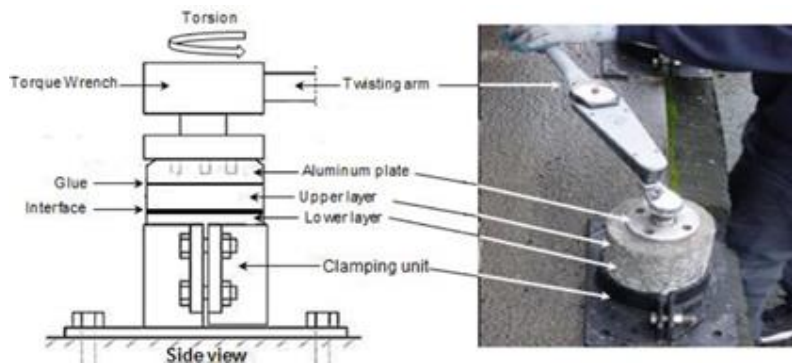


Figure I-55 Torque Bond Test (Choi et al., 2005b)

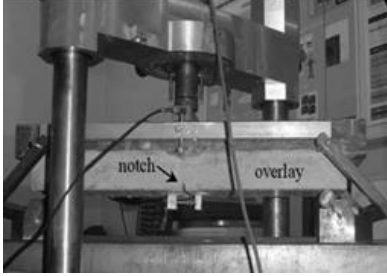
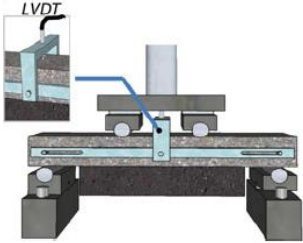
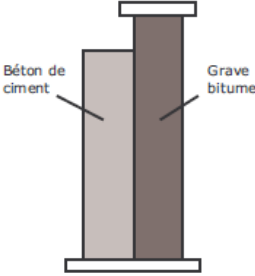
### I.6.4 Essais de caractérisation de l'adhésion de l'interface en mode mixte

Lors du passage des véhicules, leurs poids sont transmis via les pneumatiques à la structure de chaussée sous forme de pressions. Ceci induit une déformation en flexion des couches de la structure tout en engendrant des sollicitations en compression à droite de la charge et des sollicitations en traction à la base des couches et en produisant ainsi le mode mixte de rupture (Figure I-43 (b)).

Le

Tableau I-4 résume quelques essais effectués en mode mixte afin d'étudier le décollement des interfaces de chaussée (Hun et al., 2012) (Tran et al., 2006) (Pouteau, 2004) (Petit et al., 2018a).

Tableau I-4 Essais de rupture en mode mixte

<i>Essais et revues</i>	<i>Descriptif</i>
<p>Essai de flexion 3points (Tran et al., 2006)</p> 	<p>Caractériser la propagation de la fissure tout au long de l'interface entre une nouvelle couche béton coulé sur une ancienne couche de béton</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Entaille de pré-fissuration ,</li> <li>+ Essai statique en déplacement imposé.</li> </ul>
<p>Essai de flexion 4 points (Hun et al., 2012)</p> 	<p>Caractériser l'initiation et la propagation de la fissure au niveau de l'interface entre les couches d'une chaussée composite (type B/N).</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Une vitesse de déplacement imposé de 0.7 mm/min,</li> <li>+ Les matériaux sont fabriqués en laboratoire et composés d'une couche de béton coulé directement sur une couche d'enrobé.</li> </ul>
<p>Essai poutre console en fatigue (EPCE) (Pouteau, 2004)</p> 	<p>Caractériser l'interface blanc sur noir (Type B/N)</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>+ Éprouvettes fabriquées en laboratoire,</li> <li>+ Pilotage peut se faire en déplacement ou en force imposés.</li> </ul>

## I.7 Bilan

Les problèmes de dégradations et de vieillissement des infrastructures routières n'arrêtent pas de se manifester à cause du trafic, de la température et de la pénétration de l'eau. Le décollement entre les couches de chaussées et un parmi les phénomènes qui affecte ces structures et leur durée de vie. Porter de l'intérêt à l'interface est une clé de réussite de ces structures de chaussée. Les chercheurs sont donc à la recherche des solutions performantes et économiques depuis des années. Parmi ces solutions, il y a donc le renforcement par une grille en fibre de verre ou alors le coulage d'une couche de béton de

ciment sur une ancienne couche d'enrobé bitumineux. En revanche, le guide de dimensionnement des routes ne prend pas en compte l'utilisation de ce genre de solutions. Quelques travaux ont été présentés dans ce premier chapitre bibliographique sur l'analyse des mécanismes de décollement de l'interface des chaussées. Il y a ceux qui ont cherché à comprendre l'origine et les paramètres influençant sur le collage entre les différentes couches par des essais de laboratoire ou in-situ. D'autres s'intéressent plutôt à la couche d'accrochage appliquée au niveau de l'interface lors de la construction en utilisant des essais de laboratoire sous différents modes. D'autres chercheurs ont essayé de modéliser le comportement de l'interface en se basant sur différentes théories et avec l'aide de différents modèles (Petit et al., 2018b).

Parmi tous les essais de collage existants pour les chaussées, nous cherchons dans cette thèse à caractériser en laboratoire le décollement à l'interface entre les couches de chaussées à l'aide d'un essai de rupture en mode I d'ouverture complémentaire des essais en mode mixte effectués par ailleurs. En effet, ce type d'essai permet de compléter les essais en mode mixte déjà entrepris lors de travaux de thèses précédents dans l'équipe (Pouteau, 2004) (Hun et al., 2012). Par soustraction des modes, ils peuvent en théorie à terme donner des indications complètes sur le mode II. Parmi les différents essais présentés dans ce chapitre, nous choisissons de travailler avec un essai rapide (monotone), plus ou moins simple à réaliser avec les moyens d'essais du LAMES et interpréter et qui permet d'évaluer la propagation de fissure de décollement pour de grandes surfaces de rupture. Celui qui répond le plus à nos objectifs est l'essai de fendage par coin (WST). La caractérisation du comportement de l'interface des deux différents types de structures de chaussées (cf section I.2 et I.3) par cet essai en laboratoire et pour des éprouvettes extraites du chantier constitue l'objectif de ce travail de thèse.

*Tout obstacle renforce la détermination.*

*Celui qui s'est fixé un but n'en change pas.*

*Léonard De Vinci (1452-1519)*



## Chapitre II Etude et adaptation de l'essai de fendage par coin (WST)

L'objectif de ce travail de thèse lié à différents autres travaux expérimentaux, est de caractériser le collage entre deux couches de matériaux de chaussée construites dans les conditions réelles de chantier. A cette fin nous cherchons, à réaliser des essais de rupture en mode I aussi simples que possible, permettant de rompre des surfaces suffisamment grandes pour caractériser le collage de la grille en fibre de verre sur de l'enrobé. Selon ces objectifs et parmi tous les essais présentés dans le chapitre précédent, l'essai de Fendage par coin (Wedge Splitting Test ou WST) développé initialement par (Tschegg, 1986) est choisi et adapté. Ce chapitre comporte cinq sections. Dans la première section, nous présentons l'adaptation géométrique des éprouvettes afin d'améliorer la faisabilité d'un tel essai pour des échantillons prélevés sur site. Dans une deuxième section, une pré-étude est réalisée afin d'analyser sommairement par éléments finis l'effet des dimensions d'appui des éprouvettes sur les champs de contraintes et déplacement du WST. La troisième section présente les outils de mesure utilisés par la suite (capteur LVDT et technique d'analyse d'images) avant de définir, dans une avant dernière section, les trois principaux indicateurs d'analyse des résultats d'essais des matériaux testés et présentés dans les chapitres suivants. La dernière section de ce chapitre présente un calcul éléments finis, effectué sur Cast3M utilisant un modèle des zones cohésives CZM, et utilisé pour analyser les effets des dimensions des éprouvettes WST sur l'allure des courbes à partir desquelles reposent les indicateurs ainsi définis.

### II.1 Adaptation de l'essai de fendage par coin (WST)

Dans ce paragraphe, nous présentons la version du WST, que nous avons adaptée pour tester le décollement de matériaux bitumineux composites issus d'une construction réelle, ainsi que le dispositif expérimental mis au point pour la réalisation des essais.

#### II.1.1 Nouvelle proposition de la géométrie d'éprouvette WST

Le WST permet d'utiliser une variété de formes et de géométries possibles d'éprouvettes qui peuvent être extraites par carottage sur site et avoir une forme cylindrique ou être fabriquées dans un moule à forme cubique (Voir Chapitre I). Afin de pouvoir utiliser par la suite la technique d'analyse d'images durant l'essai, nous choisissons de travailler avec des éprouvettes à faces planes. L'éprouvette se caractérise ainsi par une forme rectangulaire de dimensions  $(h \times b \times H)$  (largeur, profondeur, hauteur) assez grandes et choisies en relation avec les caractéristiques du matériau et de façon à avoir, pour une interface armée d'une grille, un minimum  $3 \times 3$  mailles au niveau de la surface de rupture (Figure II-1 (b)). Afin d'avoir un volume représentatif suffisant pour étudier la rupture dans le matériau (ici à l'interface entre deux matériaux), conformément aux recommandations données par Tschegg (Tschegg E. K. et al., 1995) (Tschegg et al., 2011) (ÖNORM B 3592, 2011), la largeur  $h$  de l'éprouvette est en général égale à  $L$  ou à  $1.2L$ .

Dans le projet SolDuGri, la maille des grilles en fibre de verre utilisée a une dimension carrée de côté d'environ 40mm. Pour avoir les  $3 \times 3$  mailles minimum souhaitées dans la surface à délaminer durant l'essai, la hauteur totale  $H$  des éprouvettes (cf (Figure II-1(a)) doit être égale au minimum à 180mm et de fait d'une largeur minimale d'environ 150mm. Nous choisissons ainsi de découper des échantillons de dimensions d'environ  $(200 \times 150 \times 200)$  (les dimensions exactes pour chaque type d'éprouvette testée sont présentées dans les chapitres III, IV et V de ce mémoire).

L'essai de fendage par coin présente une encoche à partir de laquelle une entaille de pré fissuration est introduite. Cette encoche est simple à réaliser dans un moule comme usuellement cela est fait pour des éprouvettes à base de matériaux cimentaires fabriquées en laboratoire. En revanche, dans le cas d'éprouvettes en matériau bitumineux (qui doit être compacté) extraits ou non d'un chantier, l'encoche cubique ne peut pas être simplement faite par découpage. La solution courante proposée par Tschegg (ÖNORM B 3592, 2011) est de poser des pièces métalliques sur la surface supérieure de l'éprouvette. Poser des pièces métalliques sur l'éprouvette peut engendrer cependant des problèmes mécaniques de transmission des efforts au niveau du plan de contact entre les pièces métalliques et la surface de l'éprouvette. Aussi, la recherche d'une nouvelle solution pour fabriquer cette encoche nous a paru nécessaire et nous avons proposé de fabriquer l'encoche par carottage.

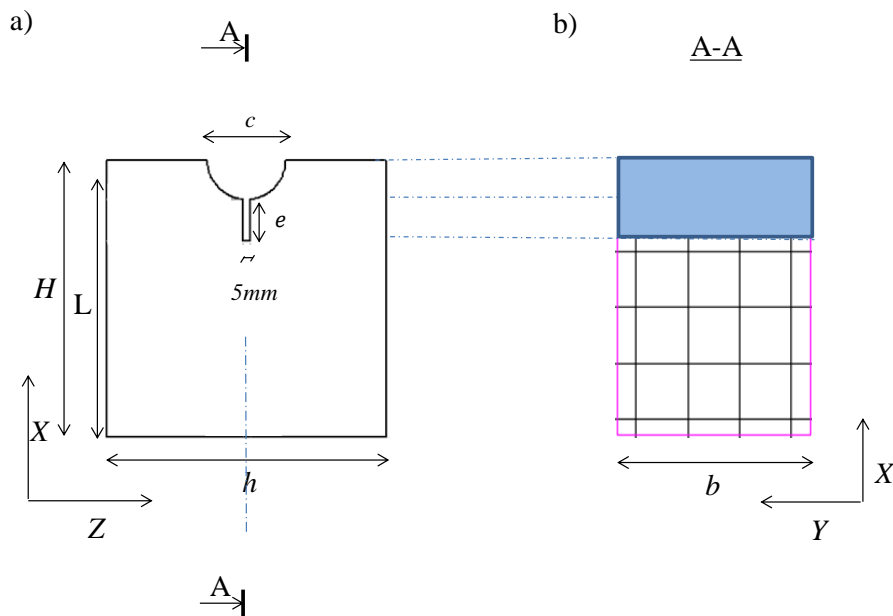


Figure II-1 Nouvelle géométrie des éprouvettes WST ((Gharbi et al., 2018) soumis)

La Figure II-1 (a) présente la géométrie finale de l'éprouvette avec une encoche semi-cylindrique. La valeur de son diamètre noté «  $c$  » choisi est de l'ordre de quatre fois la taille maximale des granulats. Elle correspond au quart de la largeur de l'éprouvette. Comparée à la littérature (Rossi et al., 1991) (Denarié, 2000) (Tschegg E. K. et al., 1995), cette dimension semble correcte.



Dans notre cas, le diamètre de l'encoche  $c$  est choisi égal à 56mm. Cette dimension du diamètre de l'encoche est choisie selon, la largeur  $h$  (d'environ 200mm) de l'éprouvette et la granulométrie maximum des agrégats utilisée dans les matériaux testées par la suite (d'environ 10mm).

Par ailleurs, la longueur  $e$  de l'entaille de préfissuration située au fond de l'encoche doit au minimum être égale à la profondeur de l'encoche (dans notre cas la dimension du rayon de l'encoche  $c/2$ ) (selon les échanges par mail avec Tschegg le 14 Avril 2018). Dans le cas des matériaux fragiles une longueur du double ou trois fois la profondeur de l'encoche ( $c/2$ ) est généralement utilisée (Denarié, 2000) (Zhao et al., 2008). L'épaisseur de cette entaille dépend également de la taille des granulats. Si la longueur caractéristique maximum des granulats est petite, l'épaisseur de l'entaille doit être aussi petite. En général, pour les matériaux composites à base d'enrobé bitumineux, cette largeur est choisie aux alentours de 3 à 4 mm (Tschegg et al., 1996) (Tschegg E. K. et al., 1995) (Brühwiler, 1988; Denarié, 2000). Dans notre cas, l'épaisseur la plus faible et possible à tailler est 5mm. Après vérification auprès du Professeur Tschegg, cette épaisseur d'entaille de 5mm reste acceptable pour une taille de longueur maximale des granulats d'environ 10mm (Echanges par mail avec Tschegg du 14 Avril 2018).

L'essai WST contient un coin pour le fendage qui se caractérise par son angle  $\alpha$  et une hauteur assez grande pour réaliser des essais de fendage sur de relativement grandes surfaces. D'après la littérature, l'angle  $2\alpha$  doit être entre  $5^\circ$  et  $15^\circ$  pour assurer le mode I de rupture (Tschegg E. K. et al., 1995). L'angle  $2\alpha$  du coin est choisi ici égal à  $14^\circ$ . Sa longueur est de 100 mm (cf Figure A-3 de l'annexe A-D).

Avec la nouvelle géométrie d'éprouvette ainsi proposée dans ce travail de thèse, des pièces mécaniques, pour assurer le transfert des efforts entre la machine d'essai et les éprouvettes WST, ont dû être réalisées et fabriquées spécifiquement au début de la thèse. L'annexe A - I présente les différentes pièces du WST conçues sous SolidWorks.

Ces pièces de transmission de charge se caractérisent par une forme semi-cylindrique. Collées sur l'encoche de chaque éprouvette, elles contiennent des pièces de roulement à billes permettant de maximiser l'ouverture de son interface en Mode I en minimisant les efforts de frottement du coin lors de sa mise en charge.

Afin d'obtenir la forme finale de l'éprouvette du WST adaptée au cours de présent travail de thèse, les éprouvettes passent par une procédure identique de fabrication et d'extraction de la planche expérimentale pour la préparation de l'encoche et de l'entaille. Les étapes de fabrication des éprouvettes sont résumées et présentées dans l'annexe A I.

Le dispositif expérimental, présenté par la suite, est développé pour des éprouvettes composées de deux couches de même ou de différents matériaux.

### II.1.2 Dispositif expérimental

Les matériaux enrobés étant des matériaux viscoélastiques et susceptibles thermiquement (Di Benedetto and Corté, 2005), les essais sont tous effectués dans une salle climatisée pour contrôler la température de l'essai. Ces essais, présentés dans les chapitres IV et V, sont effectués sur une presse électromécanique dotée d'un capteur de force d'une capacité de 8 kN (Figure II-2). Ils sont réalisés en statique à déplacement imposé. Un capteur de déplacement de course  $\pm 30\text{ mm}$  et d'une incertitude de  $\pm 5\text{ mm}$  permet de piloter la presse (Figure II-3). Il est fixé sur un support rigide. La force, le déplacement de la presse ainsi que l'ouverture de la fissure sont enregistrés via un système d'acquisition externe « Catman ». Un générateur est utilisé afin de synchroniser d'une part l'acquisition des différentes informations (forces, déplacement) de l'essai et d'autre part l'enregistrement des images pour leur analyse ultérieure. Une caméra CCD avec un objectif de  $f = 75\text{ mm}/F = 1.8$  modèle AVT Pike F145C avec une résolution maximale de  $1388 \times 1038$  pixels est utilisée pour enregistrer les images durant les essais WST. Un trépied permet de positionner la caméra de façon stable et à une distance constante de l'éprouvette. Une lumière blanche constante pendant la prise des images est utilisée.

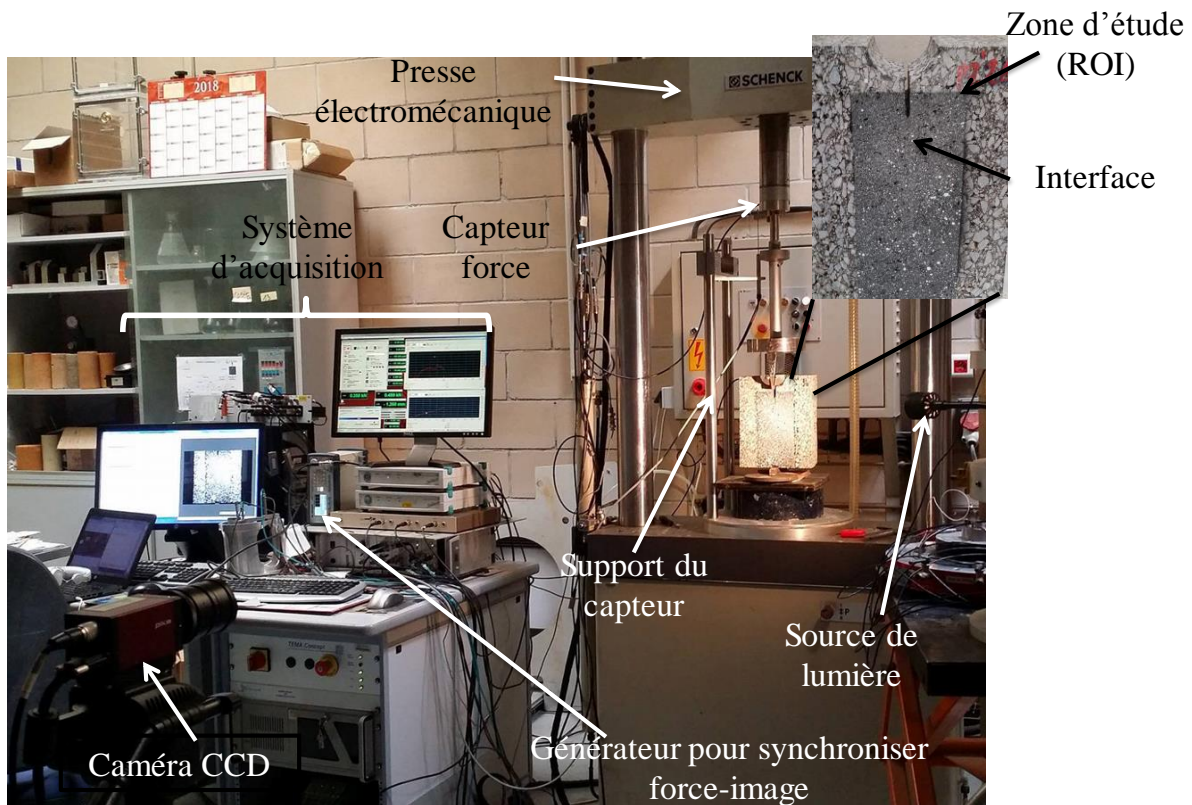


Figure II-2 Dispositif expérimental du WST (essais à air ambiant)

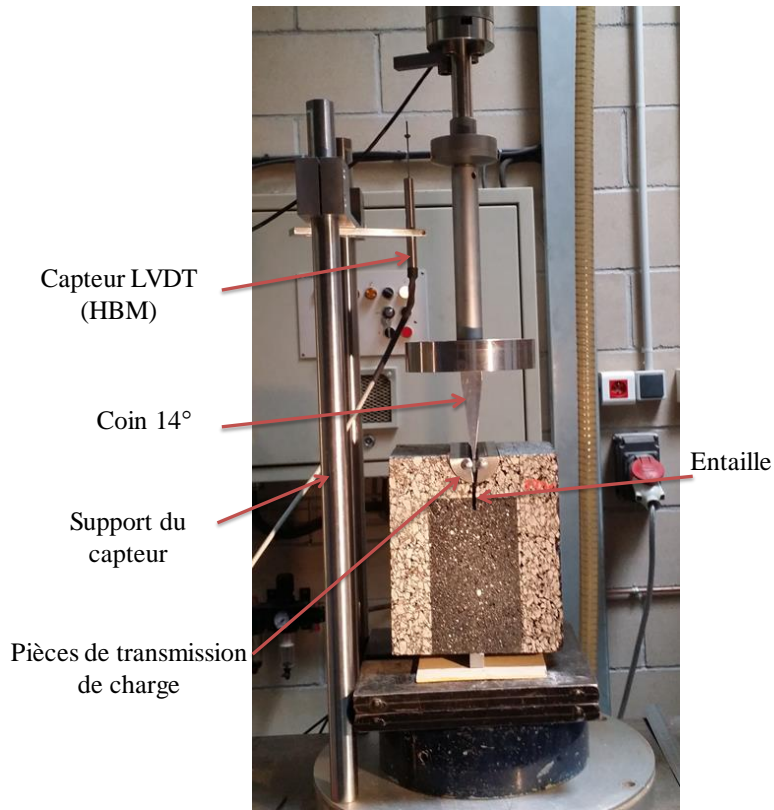


Figure II-3 Mise en place de l'éprouvette et capteur de pilotage de presse

Avec les mêmes objectifs que dans la thèse de Hun (Hun, 2012) (Chabot et al., 2016b)(Chabot et al., 2017) pour étudier l'effet de l'eau sur le collage des interfaces, des essais sous eau sont également effectués (Figure II-4). L'Annexe A - I présente le détail de l'aquarium conçu dans ce travail pour l'essai de fendage par coin.

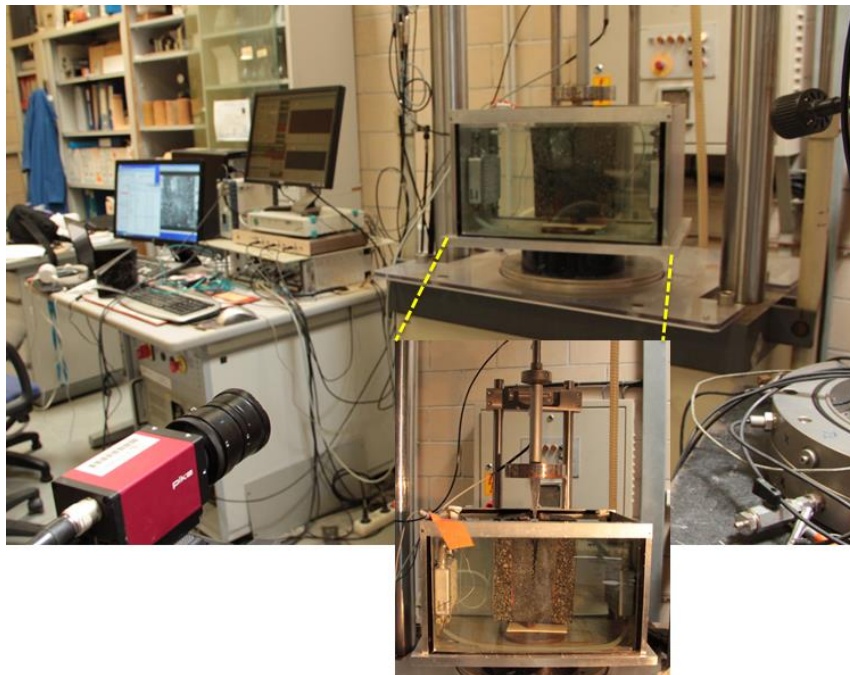


Figure II-4 Dispositif expérimental sous eau

## II.2 Pré-analyse éléments finis des conditions d'appui de l'éprouvette

L'éprouvette WST doit être posée sur un appui de largeur bien définie et choisie de telle sorte que l'essai soit stable. Cette largeur est mentionnée (Sinn et al., 2008) et parfois ignorée (Hattali et al., 2013) dans la bibliographie sans réelle explication sur le choix de cette dimension. Certains vont même jusqu'à utiliser deux appuis (Trunk and Wittmann, 1998) (Seitl et al., 2009). Dans le cas où aucun appui n'est utilisé, les réactions du support à la base de l'éprouvette sont telles qu'elles peuvent, lors de l'ouverture de la fissure par flexion des blocs, générer un soulèvement de la partie centrale en base de l'éprouvette. La Figure II-5 illustre ce phénomène, qui génère de plus dans notre cas un blocage de l'avancement du coin.

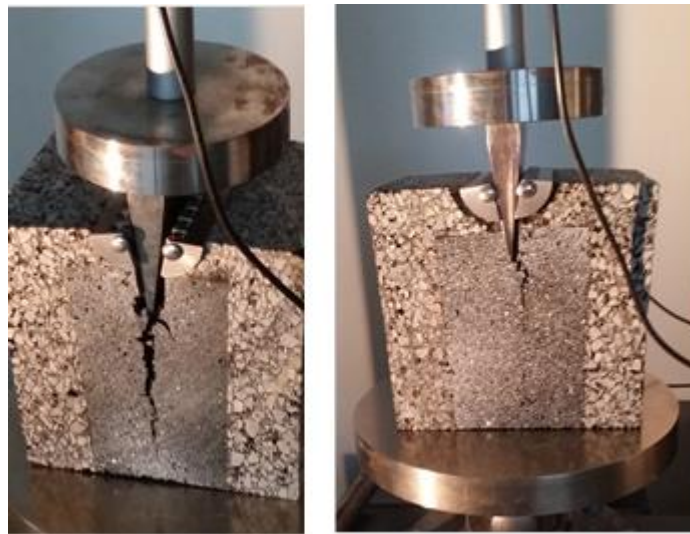


Figure II-5 Exemple du blocage du coin dû à la flexion générée lors d'un essai sans appui

Afin de comprendre si une largeur de l'appui, notée  $2La$ , d'une part trop grande pourrait empêcher la flexion et, d'autre part trop petite pourrait en particulier engendrer des artefacts de cisaillement sur nos matériaux hétérogènes, une simulation numérique par éléments finis est effectuée en élasticité sur le logiciel Cast3M (<http://www-cast3m.cea.fr/>). Le calcul à deux dimensions (2D) est réalisé conformément à l'hypothèse de déformations planes. Dû à la symétrie géométrique des éprouvettes et dans le cas où les matériaux sont les mêmes de part et d'autre de l'interface (cas Enrobé sur enrobé), la modélisation est réalisée sur une demi-éprouvette WST.

La géométrie de la demi-éprouvette ainsi que les conditions aux limites sont présentées dans la (Figure II-6). Des éléments quadrangles à 8 nœuds sont utilisés. Les dimensions suivantes sont choisies :  $H = 200mm$ ,  $h/2 = 100mm$ . Un module de Young  $E = 5400MPa$ , à  $15^{\circ}C$  et  $10 Hz$ , et un coefficient de Poisson  $\nu = 0,35$  sont choisis pour l'enrobé BBSG ainsi simulé en élasticité. Le module de Young de l'acier est de  $E = 210000MPa$ , avec un coefficient de Poisson  $\nu = 0,2$ . La force  $F = \begin{pmatrix} F_H \\ F_V \end{pmatrix}$  est appliquée selon un angle  $\alpha$  avec  $\alpha=7^{\circ}$  au niveau du nœud a. La moitié de l'appui correspond un blocage selon l'axe x appliquée à la ligne allant du nœud b au nœud c.

Trois différentes largeurs d'appui sont modélisées ( $2La \in \{16 \text{ mm}, 32 \text{ mm}, 200 \text{ mm}\}$ ). La flexion de l'éprouvette le long de  $x$  sur son bord externe  $z = h/2$  pour ces trois valeurs est quasi équivalente telle que présentée dans la Figure II-7. En dehors de ces positions jusqu'à  $x = L$  plus la largeur de l'appui est petite, plus la flexion de l'éprouvette est libre (et s'approche des conditions d'essais DCB présentés dans le chapitre précédent). La différence de flexion totale entre la largeur  $2La$  de 16 mm et celle de 32 et 200 mm est respectivement de 2.4% et 5.5%.

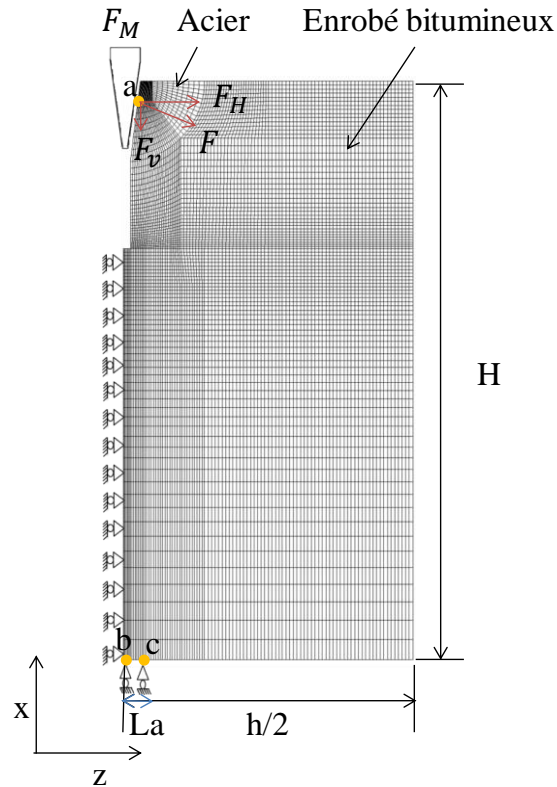


Figure II-6 Maillage et conditions limites (Cast3M).

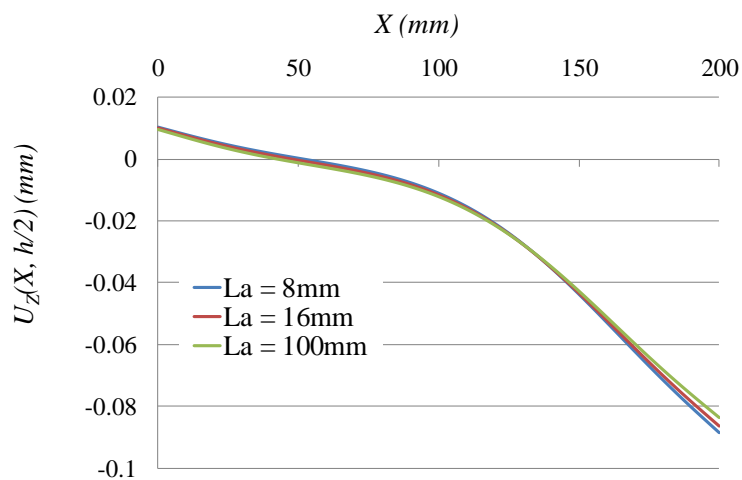


Figure II-7 Variation de la composante horizontale  $U_z$  du déplacement en fonction des différentes largeurs de l'appui

Par ailleurs, dans le cas idéal modélisé ici de matériau homogène, pour les trois dimensions d'appuis étudiés, il n'y a pas d'effet significatif du cisaillement sur l'interface proche de l'entaille et de l'appui comme le montre la Figure I-8.

Le Professeur Tschegg conseille et confirme que la largeur de l'appui doit être entre 10 mm et 20 mm pour des éprouvettes de 150 mm de largeur (échanges par mail en Avril 2018). Si la largeur de l'appui utilisé est importante, il convient d'avoir une éprouvette plus large. Avoir un appui encore plus large n'est pas recommandé par Tschegg puisque l'éprouvette devient, par effet du poids propre (cf annexe A.II), plus lourde et donc moins stable durant l'essai.

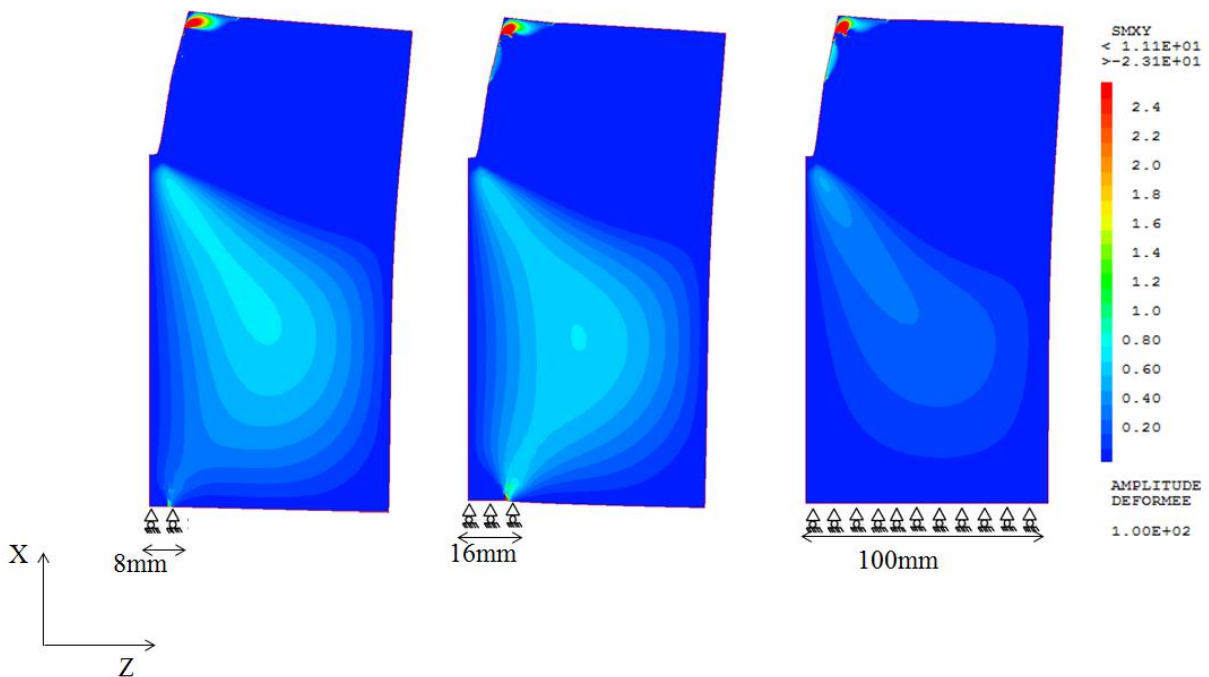


Figure II-8 La variation des champs de contraintes de cisaillement en fonction des différentes largeurs de l'appui

Dans la suite de ce travail, avec les dimensions des éprouvettes que nous testons (Gharbi et al., 2017a), la largeur d'appui  $2La$  est choisie la plus petite et égale à 16 mm pour une largeur d'éprouvette de 200 mm.

### II.3 Instrumentation

Les éprouvettes testées sont constituées de matériaux hétérogènes et leur géométrie est rectangulaire. Aussi le suivi de l'initiation du décollement d'interface et de sa propagation à la rupture en mode I est réalisé par de l'instrumentation positionnée de part et d'autre de la surface de rupture de l'éprouvette de façon à mesurer l'ouverture du décollement de façon simultanée. Sur une face, l'éprouvette WST est préparé avec deux capteurs LVDT qui y sont collés (Figure II-9) et sur l'autre face avec l'application

d'un mouchetis pour l'usage de la technique de corrélation d'images (Figure II-2) qui permet de mesurer plus finement la longueur de fissure durant sa propagation.

Ces deux méthodes de mesure sont présentées dans les deux sous-sections qui suivent.

### II.3.1 Capteurs LVDT

Il existe plusieurs méthodes pour la mesure de l'ouverture de la fissure dans une structure tels que, le fissurotest, les jauges, les capteurs fissuromètres, les capteurs laser sans contact et les capteurs de déplacement. Par ailleurs, les fibres optiques peuvent être utilisées pour détecter les endommagements dans les structures (Chapeleau et al., 2014). En lien avec d'autres travaux de recherche à l'IFSTTAR ces dernières techniques ont été testées dans ce travail de thèse sur une éprouvette WST afin d'en déterminer les limites de mesures d'ouverture de fissure (Voir Annexe A.I). Parmi toutes ces techniques, nous choisissons ici d'utiliser les capteurs de déplacement électrique passif linéaire nommés LVDT (Linear Variable Differential Transformer).

Dans ce travail, des essais dans l'air et d'autres sous eau sont programmés pour l'étude du décollement de différents types d'interfaces (Enrobé/grille/enrobé et Béton/enrobé). Il est nécessaire donc d'adapter l'instrumentation pour chaque configuration de l'essai.

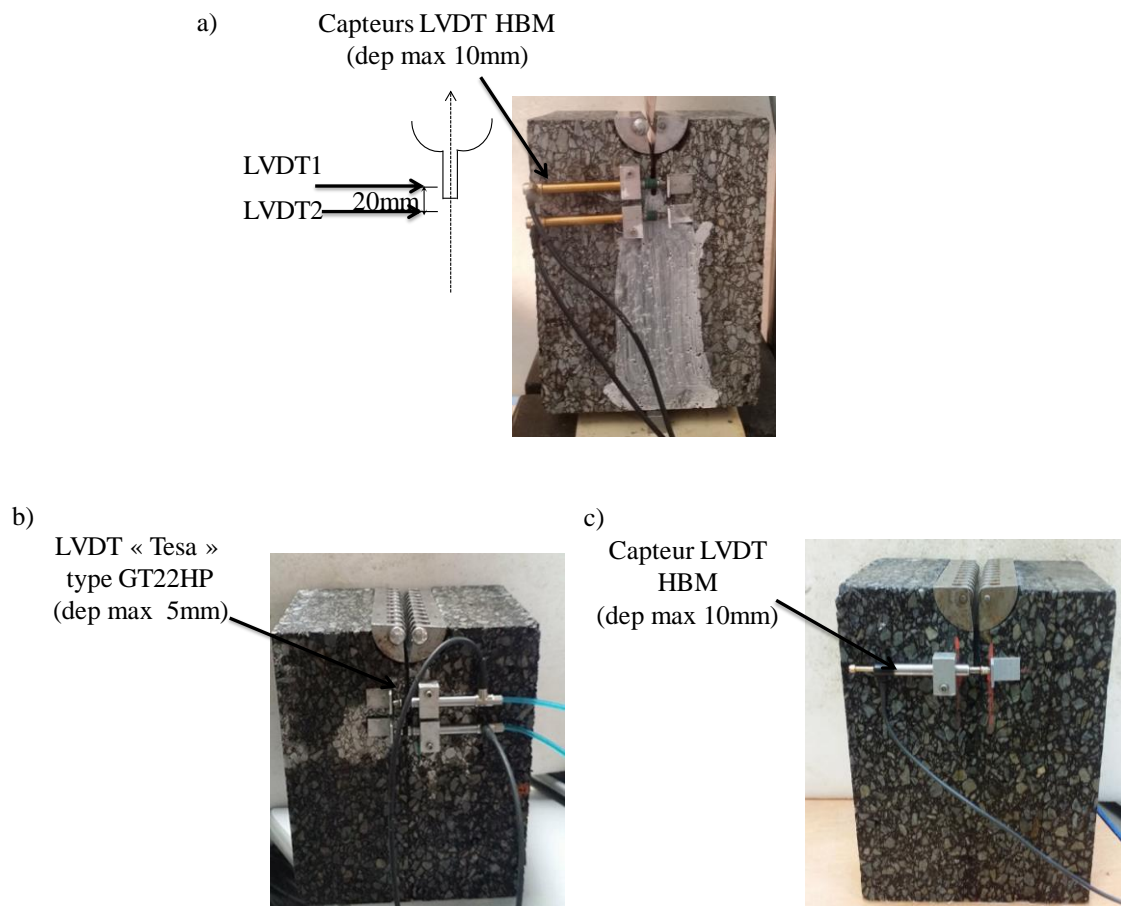


Figure II-9 Capteurs utilisés pour les essais: a) LVDT (HBM) dans l'air b) Tesa sous eau c) LVDT (HBM) sous eau

Pour les essais dans l'air effectués à 20°C, une des deux facettes de l'éprouvette est peinte avec de blanc de Meudon afin d'observer à l'œil la propagation de la fissure et pouvoir mesurer sa longueur à l'état final. Sur cette même facette, nous positionnons à deux hauteurs différentes deux capteurs LVDT (LVDT1 et LVDT2) sur des supports collés au-dessus et au-dessous du fond de l'entaille comme le montre la Figure II-9(a). La position du capteur LVDT1, de type HBM (Figure II-9 (a)) avec une course maximale de 10 mm et d'une incertitude de mesure de  $\pm 50\mu m$ , correspond à la position des capteurs CMOD utilisées dans différents travaux de recherche réalisés avec le WST avec sa version standard (Tschegg, 1991; Lövgren, 2004; Jamaaoui et al., 2017 ect...).

Pour les essais sous eau, l'utilisation du blanc de Meudon est impossible car cette substance ne tient pas dans l'eau. Par ailleurs, les capteurs de déplacement doivent être immergeables dans l'eau. Un premier capteur de type Tesa (Figure II-9(b)) avec une course maximale de 5 mm et une incertitude de mesure de  $\pm 50\mu m$ , utilisé dans les travaux de Hun (2012) (Hun, 2012) est d'abord utilisé pour les essais sous eau. Cependant ces capteurs possèdent une trop faible course pour la durée totale de notre essai. De ce fait, un deuxième type de capteur LVDT de type HBM (Figure II-9(b)) avec une course plus importante de 10mm et d'une incertitude de mesure plus faible de  $\pm 30\mu m$  est ensuite utilisé pour les tous derniers essais présentés dans le Chapitre V de ce travail.

Le blanc de Meudon pour les observations visuelles et les capteurs LVDT positionnés à deux hauteurs le long de l'interface sont insuffisant pour mesurer avec détail la propagation du décollement de l'interface. Aussi, la sous-section suivante présente la technique d'analyse d'images choisie et utilisée pour accéder à cette mesure de longueur du décollement durant l'essai WST.

### **II.3.2 Utilisation de la technique de corrélation d'images numériques (DIC)**

Nous cherchons à mesurer avec précision la longueur du décollement à tout instant de l'essai du WST. Parmi les différentes méthodes existantes, nous évitons d'utiliser les jauges conductrices de fissuration et les extensomètres car elles nécessitent elles-mêmes un bon collage avec la surface à préparer pour ce faire. Dans ce travail, nous choisissons d'utiliser la technique de Corrélation d'Images Numériques CIN (Digital Image Correlation, DIC) (Sutton et al., 1983). Cette technique est intéressante pour le suivi de la fissuration sur les matériaux bitumineux tel que synthétisé dans (Buttlar et al., 2014) et (Tebaldi et al., 2018) etc.

Cette section présente brièvement un état de l'art sur la technique DIC, suivi d'une évaluation des erreurs de mesure que l'on peut faire avec cette méthode liées aux conditions d'éclairage, taille de fenêtre de corrélation, type d'interpolation etc.... Nous montrons ensuite, comment l'ouverture du décollement de l'interface et la longueur de la fissure sont mesurées avec l'aide de cette technique DIC.



**a) Présentation de la technique DIC**

La corrélation d'images numériques DIC développée dans les années 1980s est utilisée depuis dans différents domaines et par différentes équipes. Cette technique présente une alternative des méthodes classiques tels que le capteurs de déplacement LVDTs ou les jauges de déformation pour la mesure de déplacement ou de déformation dans les structures mécaniques (Sutton et al., 1983) (Hild and Roux, 2006). Elle est définie comme étant une méthode de mesure sans contact de haute précision (Shih et al., 2013). La DIC utilise une texture d'image qui permet d'identifier de manière unique chaque élément de surface à l'état « initial » et d'assurer ainsi son suivi temporel jusqu'à l'état « déformé » pour en déduire son déplacement à la fin. Les différentes applications et améliorations de cette technique durant ces dernières années montrent l'intérêt de son usage dans le domaine de la mécanique des matériaux solides (Pop et al., 2011) (Buttlar et al., 2014) (Valle et al., 2015) (Fauchille et al., 2016) (Vargas et al., 2016) (Jamaoui et al., 2017b) (Tebaldi et al., 2018).

La méthode consiste à mettre en correspondance deux images de la zone étudiée à deux états mécaniques différents, un état de « référence » et un état « déformé » (Peters and Ranson, 1982) (Sutton et al., 1983) (Figure II-10).

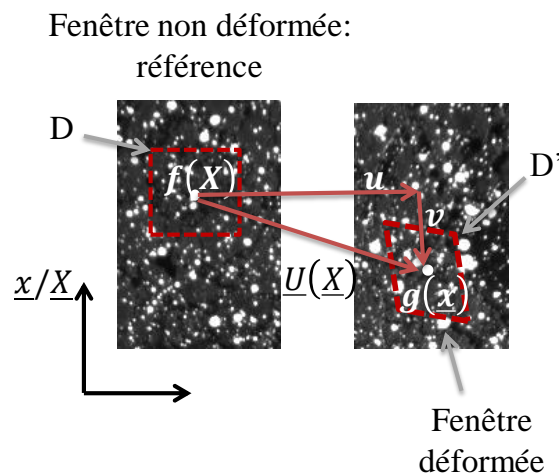


Figure II-10. Principe de la corrélation d'images entre état de référence et déformée :

Ces images, pour être examinées, doivent être constituées d'un champ de granularité (Besnard et al., 2010). Ce champ de granularité est constitué d'une série de taches réparties aléatoirement en surface de la pièce étudiée. Plus cette texture est aléatoire plus la méthode DIC est performante. Ces marqueurs peuvent être obtenus en projetant des gouttelettes de peinture dite « Mouchetis » sur la pièce ou par la structure même de la surface (Brémand et al., 2011). Après avoir défini une zone d'étude nommée « la région d'intérêt » (ROI: Region of interest), celle-ci est découpée en des zones d'intérêt (voir Figure II-11). Une imagerie est ainsi un sous-domaine  $D$  de la zone d'étude. Elle est appelé aussi fenêtre de corrélation ou zone d'intérêt (Hild and Roux, 2006).

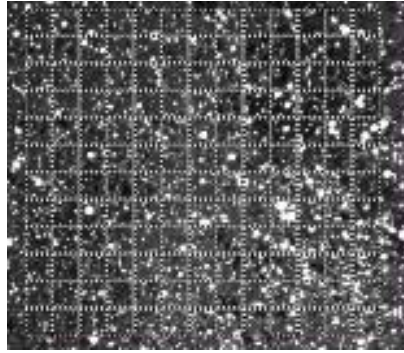


Figure II-11. Région d'intérêt (ROI) et zones d'intérêt

La corrélation d'image consiste à retrouver la position  $\underline{x}(x, y)$  du motif qui ressemble le plus à chaque imagette de référence de position  $\underline{X}(X, Y)$ , sur l'image déformée (Figure II-10). La corrélation d'image numérique est une technique mathématique qui permet d'identifier, à un instant donné par rapport à l'image initiale, le champ de déplacement  $\underline{U}$  de chaque imagette de l'image numérique (un ensemble de pixels dont on connaît le niveau de gris). La DIC permet d'obtenir les composantes du vecteur de déplacement  $\underline{U}$  de chaque sous domaine  $D$  « fenêtre de corrélation », modélisé par la transformation matérielle notée  $\underline{\phi}$  d'un point  $\underline{X}$  à l'instant  $t$  (équation II-1).

$$\underline{x} = \underline{\phi}(\underline{X}) = \underline{X} + \underline{U}(\underline{X}) \quad \text{II-1}$$

La mise en correspondance des sous domaines entre l'image déformée, représentée par la fonction  $g(\underline{x})$  et l'image de référence  $f(\underline{X})$  (Figure II-10), se base sur l'hypothèse de la conservation de la luminance (intensité des niveaux de gris) durant le chargement.  $\underline{X}(X, Y)$  et  $\underline{x}(x, y)$  représentent les coordonnées du point de mesure considérées (centre du domaine) respectivement dans l'image de référence et l'image déformée.  $f(\underline{X})$  s'exprime sous forme de l'équation II-2

$$f(\underline{X}) = g(\underline{x}) = g(\underline{\phi}(\underline{X})) + b(\underline{X}) \quad \text{II-2}$$

Où  $b(\underline{X})$  est un signal aléatoire (bruits de photon, de numérisation, d'obscurité dans le cas d'images obtenues avec une caméra CCD (Charge coupled devices) (Holst, 1998).

La détermination du champ de déplacement  $\underline{U}$  nécessite une minimisation de la quantité  $\left( f(\underline{X}) - g(\underline{\phi}(\underline{X})) \right)$ . Cependant, la transformation matérielle  $\underline{\phi}$  est une inconnue dans cette expression. Pour la résolution de cette équation, différentes approches sont proposées.

Une approche locale : la minimisation peut être résolue par les techniques d'intercorrélation qui consistent à maximiser les superpositions de  $f$  translaté et de  $g$  (Sutton et al., 1983) (Hild et al., 2002).

Une approche globale qui se divise en deux types : une appelée résidus de corrélation (Wagne et al., 2002) (Besnard et al., 2006) et l'autre appelée approche intégrée (Hild and Roux, 2006) (Réthoré et al., 2009) (Réthoré et al., 2018) .

Parmi ces deux approches, les méthodes de corrélation d'images par approche locale reposant sur l'utilisation d'une fonction d'autocorrélation (corrélation croisée), sont les plus utilisées aujourd'hui. Ce sont celles qui seront utilisées dans la suite de ce travail. Dans ce cas, sur le domaine D centré par le point  $\underline{X}_0(X_0, Y_0)$  à l'état de référence, la transformation matérielle  $\underline{\phi}_0$  est alors approximée par le développement limité du champ  $\underline{U}$  et est présentée dans l'équation II-3.

$$\begin{aligned} \underline{\phi}_0(\underline{X}) = & \underline{X} + \underline{U}(\underline{X}_0) + \frac{\partial \underline{U}}{\partial \underline{X}}(\underline{X}_0) \cdot (\underline{X} - \underline{X}_0) + \frac{1}{2} \frac{\partial^2 \underline{U}}{\partial \underline{X}^2}(\underline{X}_0) (\underline{X} - \underline{X}_0)^2 + \dots \\ & + \frac{1}{(n-1)!} \frac{\partial^n \underline{U}}{\partial \underline{X}^n}(\underline{X}_0) (\underline{X} - \underline{X}_0)^n + o((\underline{X} - \underline{X}_0)^n) \end{aligned} \quad \text{II-3}$$

A l'ordre 0, les variations de déplacement sur le domaine D sont supposées nulles et la transformation correspond à un déplacement d'un solide rigide définie par le vecteur de déplacement  $\underline{U}(\underline{X}_0) = (u, v)$ . À l'ordre 1, la transformation correspond à une translation et un gradient local homogène sur le domaine D (Figure II-10), les variations du champ de déplacement étant supposées linéaire. Le choix de l'ordre de l'approximation dépend des mécanismes de déformation mis en jeu. Dans ce travail nous choisissons d'utiliser l'ordre 1.

La minimisation de la quantité  $C = \sum_{\underline{X} \in D} \left( f(\underline{X}) - g(\underline{\phi}(\underline{X})) \right)^2$ , appelée coefficient de corrélation, est ainsi nécessaire afin de déterminer les valeurs optimales des paramètres de la transformation approchée  $\underline{\phi}_0$  (Doumalin, 2000) (Chen et al., 2005) (Pan et al., 2010).

Finalement, les coordonnées de chaque point de la grille de corrélation déformée ( $x', y'$ ) peuvent être déterminées par l'approche locale selon les formules II-4 et II-5 suivantes :

$$x' = x + u + \frac{\partial u}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial u}{\partial y} \Delta y \quad \text{II-4}$$

$$y' = y + v + \frac{\partial v}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial v}{\partial y} \Delta y \quad \text{II-5}$$

u et v sont respectivement les déplacements calculés en  $\underline{X}_0$  selon l'axe des x et des y.  $\Delta x$  et  $\Delta y$  sont les distances du centre d'une fenêtre de corrélation au point de coordonnée (x, y).

### **b) Evaluation des erreurs de la mesure de corrélation d'image numérique DIC**

La caméra CCD est positionnée en face de la région d'intérêt de l'image (ROI : Region of interest). Une source de lumière est utilisée afin d'assurer un bon contraste de l'image enregistrée. Elle est positionnée face à l'éprouvette d'une manière à avoir une répartition homogène de la lumière sur toute la surface à étudier. La Figure II-2 présente le dispositif utilisé pour effectuer la mesure du champ cinématique par corrélation d'image.

Pour la méthode utilisée DIC, la surface de l'échantillon doit être préparée avec un motif disposé aléatoirement. Les techniques de mouchetis sont utilisées ici en vaporisant de la peinture blanche sur

un fond noir de peinture. La deuxième facette de l'éprouvette est ainsi préparée à l'aide de ce mouchetis tel qu'expliqué dans l'annexe A.I.

L'acquisition, la visualisation des images et la procédure de corrélation sont effectuées dans ce travail par le logiciel Correla développé par l'axe PEM de l'Institut Pprime à l'Université de Poitiers (Dupré et al., 2012).

Différents paramètres ont une influence sur la précision de mesure par corrélation d'image numérique. De façon générale, il existe deux types d'erreurs (Bornert et al., 2009) (Hua et al., 2011): les erreurs systématiques et les erreurs aléatoires. Dans ce travail, la distinction entre les deux erreurs n'est pas faite. Ces erreurs liées à  $b(\underline{X})$  (eq II-2) sont liées à la fois aux conditions environnementales de l'essai (conditions d'éclairage, mouvements inattendus, qualité de mouchetis etc...), et aux paramètres de calcul de la procédure de corrélation (taille de fenêtre de corrélation, type d'interpolation, etc...). Pour estimer l'influence de chaque paramètre sur la précision des mesures, les essais subpixels de translation peuvent être utilisés (Al Husseini, 2006) (Bornert, 2007) (Bornert et al., 2009). Pour ce faire, l'essai de déplacement solide rigide dont les valeurs imposées sont connues correspond aux premiers moments de l'essai WST effectué.

Dans ce paragraphe, nous n'étudions que l'influence de certains de ces paramètres sur nos mesures à savoir la qualité du mouchetis, la taille de grain, le type d'interpolation et la taille de la fenêtre de corrélation.

Afin d'illustrer ce propos, nous choisissons de faire cette analyse sur une zone d'intérêt (ROI) d'une éprouvette bitumineuse renforcée par la grille G4 (P7-2b testées dans l'air à 20°C, 2mm/min) telle présentée dans le chapitre IV. Dans ce ROI la répartition des grains de mouchetis n'est pas homogène. Nous évaluons par la suite trois différentes zones (Figure II-12). Les axe (x,y) de la section a (présentation de la technique DIC) correspond aux axes (Z, X) du WST illustrés dans la Figure II-12.

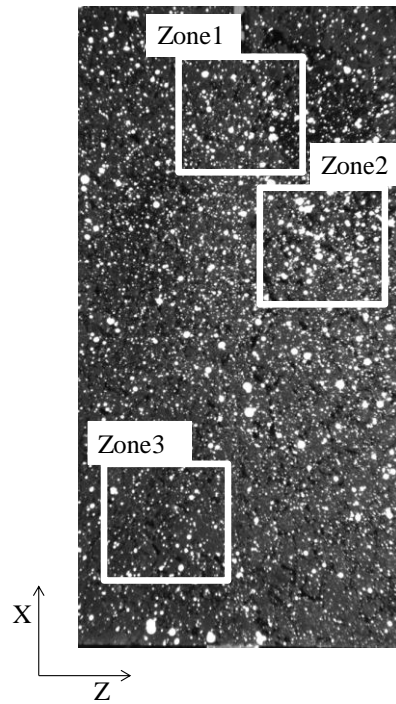


Figure II-12 Mouchetis de la zone d'étude ROI (P7-2b)

Ces trois zones sont statistiquement analysées par leurs histogrammes qui présentent la répartition des pixels en fonction de leurs niveaux de gris (entre 0 – noir et 255 – blanc) ainsi définis par le logiciel utilisé (Figure II-13).

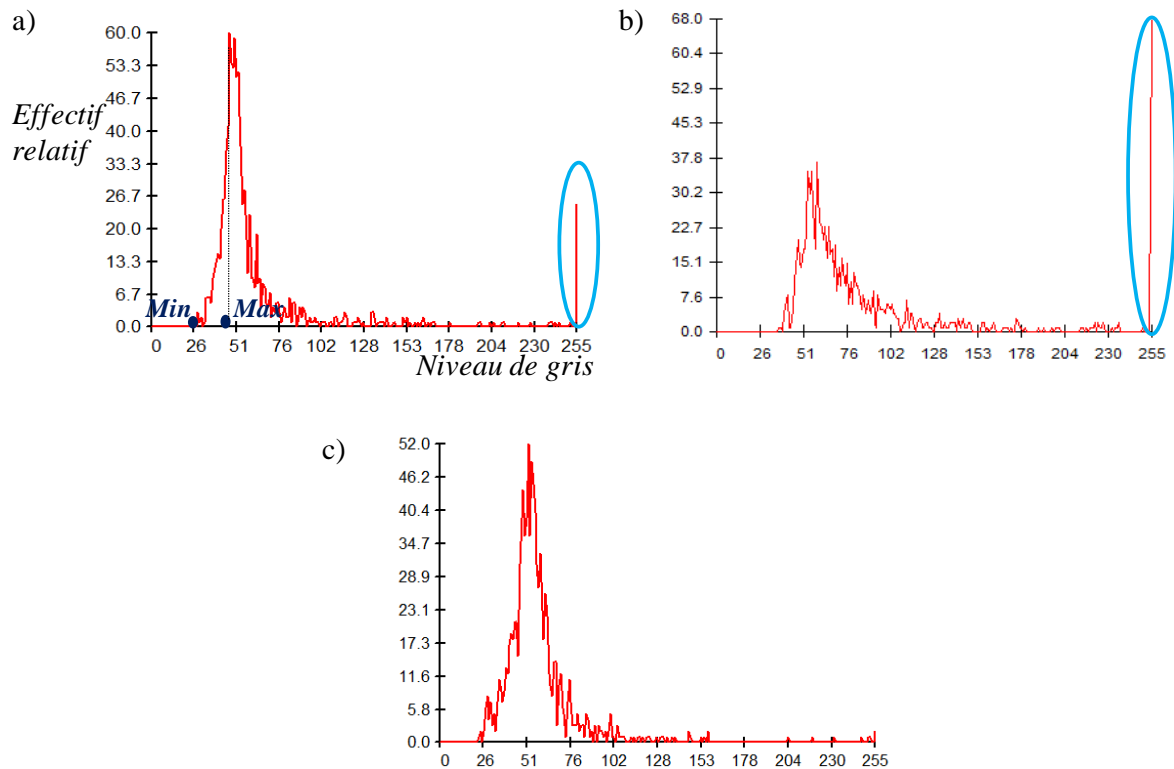


Figure II-13 Les histogrammes des niveaux de gris des trois mouchetis : a) zone1, b) zone2, c) zone3

L'histogramme de la zone 3 ne présente aucune saturation en niveau de gris au contraire de la zone 1 et 2 (légère saturation en blanc à 255). Cette saturation est liée à la répartition non homogène des grains de mouchetis et à l'éclairage fourni. Elle est prise en compte dans le calcul d'erreur présenté par la suite.

Par ailleurs, la taille du grain moyen de mouchetis, issue du calcul de l'autocorrélation, est déterminée par corréla 2012 (voir Figure II-14). Chaque base du pic présentée dans la Figure II-14 correspond à une taille moyenne d'un grain de mouchetis de chaque zone.

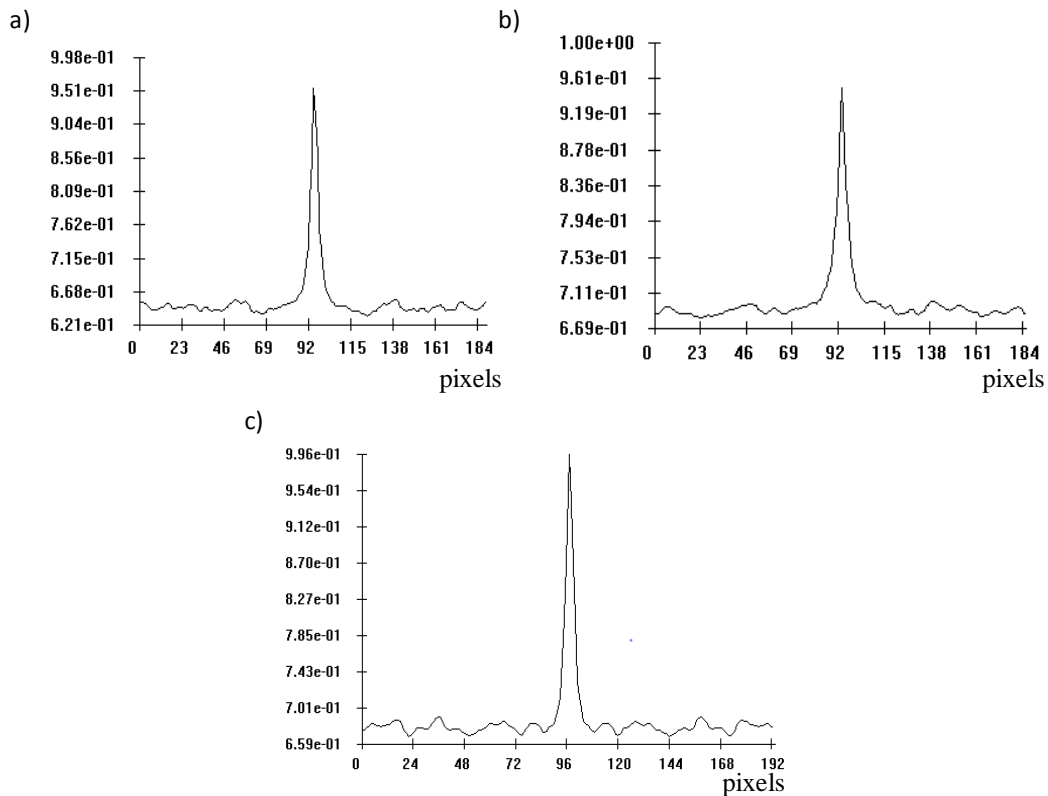


Figure II-14 Taille de grain moyen : a) zone1, b) zone2, c) zone3

Le Tableau II-1 résume les caractéristiques de ces trois zones de mouchetis étudiées dans cette partie. Les valeurs moyennes des niveaux de gris ainsi que la taille moyenne de grain de mouchetis sont présentées dans ce dernier.

Tableau II-1 Caractéristiques des trois zones de mouchetis 1, 2 et 3

	Niveaux de gris (entre 0 et 255)				Taille de grain moyen (pixel)
	Valeur min	Valeur max	moyenne	Ecart type	
Zone 1	28	255	64.83	42.47	20
Zone 2	37	255	89.29	56.02	24
Zone3	23	255	59.1	24.03	15

La zone1 (voir ses caractéristiques statistiques dans le Tableau II-1) est utilisée, ici dans cet exemple, afin d'étudier par la suite l'influence de la taille du domaine de corrélation. Les erreurs sont tracées en fonction de la taille de fenêtre de corrélation (voir Figure II-15 et Figure II-16):  $8 \times 8 \text{ pixel}^2$ ,  $16 \times 16 \text{ pixel}^2$ ,  $32 \times 32 \text{ pixel}^2$ ,  $64 \times 64 \text{ pixel}^2$ .

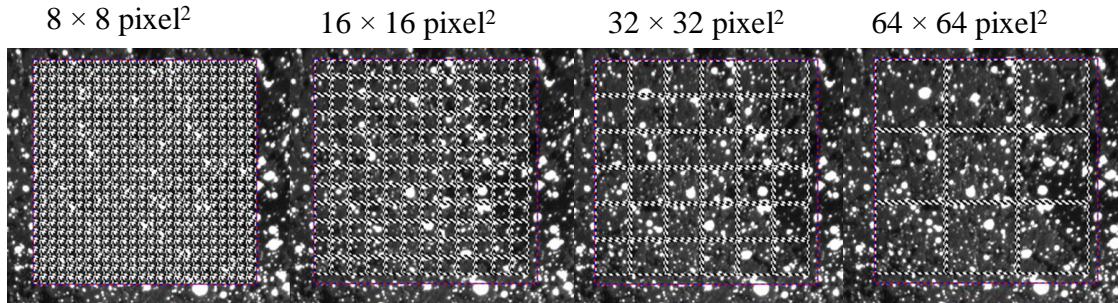


Figure II-15 Tailles de fenêtres de corrélation pour la zone 1

On remarque sur la Figure II-16 que plus la taille de fenêtre de corrélation augmente, plus l'erreur de mesure DIC décroît, conformément à la littérature (Hua et al., 2011) (Bornert et al., 2009). Dans ce travail nous cherchons, par ailleurs, à déterminer localement des informations proches de l'interface des éprouvettes WST. Une trop grande taille de fenêtre de corrélation ne permet pas de prendre en compte les effets locaux. Aussi la recherche d'un compromis entre taille de fenêtre de corrélation et précision de mesure est nécessaire. Le choix se fixe finalement sur une taille de fenêtre de  $32 \times 32 \text{ pixel}^2$  qui semble être un bon compromis pour cette étude.

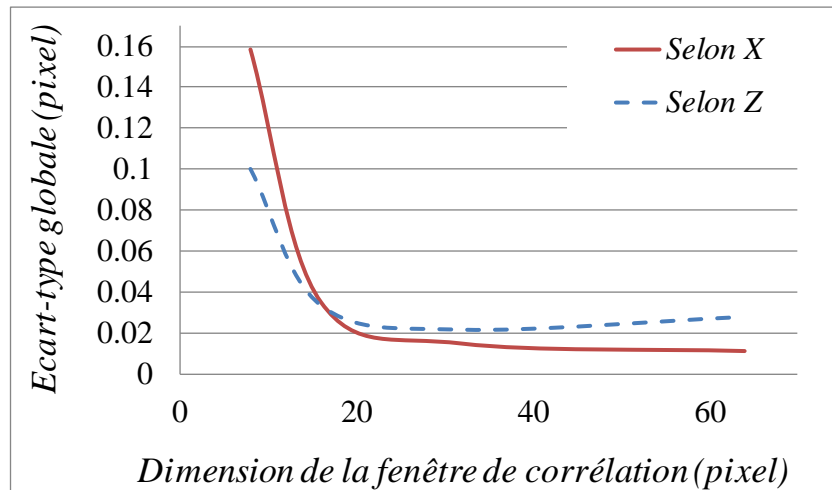


Figure II-16 Erreur de mesure DIC calculée en fonction de la taille de fenêtre de corrélation

Pour évaluer les erreurs de mesure des trois zones présentées précédemment, une fenêtre de corrélation de taille  $32 \times 32 \text{ pixel}^2$  est utilisée. L'algorithme de corrélation utilisé est la minimisation au premier gradient. Deux types d'interpolations (bilinéaire, bicubique) sont évaluées. Les déplacements sont calculés en fraction de pixels avec la méthode de corrélation selon ces deux types d'interpolations. Des anciens travaux montrent l'effet de ces méthodes sur la mesure des déplacements (Al Hussein, 2006) (Bornert, 2007) (Bornert et al., 2009). Les écarts-types sur le déplacement selon

les deux axes (X, Z) (cf Figure II-12) de l'éprouvette pour chaque zone et pour les deux types d'interpolation sont montrés dans le tableau 2 ci-dessous:

Tableau II-2 : Erreurs en pixel pour les trois zones d'étude ( $32 \times 32 \text{ pixel}^2$ ).

	Bilinéaire		Bicubique (pixel)	
	X	Z	X	Z
Zone1	0.02068	0.01586	0.02159	0.01479
Zone2	0.02406	0.02278	0.02080	0.01931
Zone3	0.01548	0.02105	0.01671	0.02523

Le Tableau II-2 confirme que pour une même zone de mouchetis l'erreur dépend du type d'interpolation choisi. En général l'erreur de mesure DIC est aux alentours de 0.02 pixel selon les deux axes dans notre cas. Ceci correspond à l'incertitude de la méthode DIC pour les mesures de l'ouverture et la longueur du décollement effectuées et présentées dans les prochains chapitres. Cependant, nous constatons, dans la plupart des mesures, que l'erreur de mesure DIC est globalement plus faible par calcul avec l'interpolation bicubique. La zone 1 est celle qui produit selon l'axe des Z (axe sur lequel notre attention est portée pour étudier le décollement en mode I du WST (cf Figure II-12) l'erreur la plus faible par rapport aux deux autres zones.

### c) Détermination de l'ouverture du décollement de l'interface (CMOD : $\delta_{DIC}$ )

Nous utilisons, dans ce travail expérimental décrit dans les chapitres suivants de ce mémoire, la DIC afin de déterminer l'ouverture et la longueur du décollement de l'interface  $\delta_{DIC}$  entre couches de chaussée durant l'essai. L'utilisation de technique qui offre une mesure plus locale telle que la H-DIC présenté en annexe A.I.5 aurait pu être utilisée. Cependant, l'outil n'est pas commercialisé et les mesures obtenues avec le logiciel corréla nous semblent suffisantes dans ce travail de thèse sur nos matériaux hétérogène. L'ouverture ainsi mesurée sur une face de l'éprouvette WST peut être comparée à celle mesurée par les capteurs LVDT placés sur l'autre face. La région d'intérêt ROI est définie autour de l'interface de taille ( $\sim 100 \times 200 \text{ mm}^2$ ) avec un grandissement de  $0.19\text{mm} \pm 0.02/\text{pixel}$  selon l'axe z et de  $0.2\text{mm} \pm 0.02/\text{pixel}$  selon l'axe x.

Ici dans cet exemple, toutes les 10 secondes sur une durée de 32min et 23s, 19495 images sont enregistrées pour être traitées par DIC. Un saut de 150 images est choisi pour la phase d'analyse par la corrélation d'images numériques. Deux fenêtres de corrélation sont fixées. Leur position correspond à celle du premier LVDT positionné au-dessus de l'entaille (voir Figure II-17).



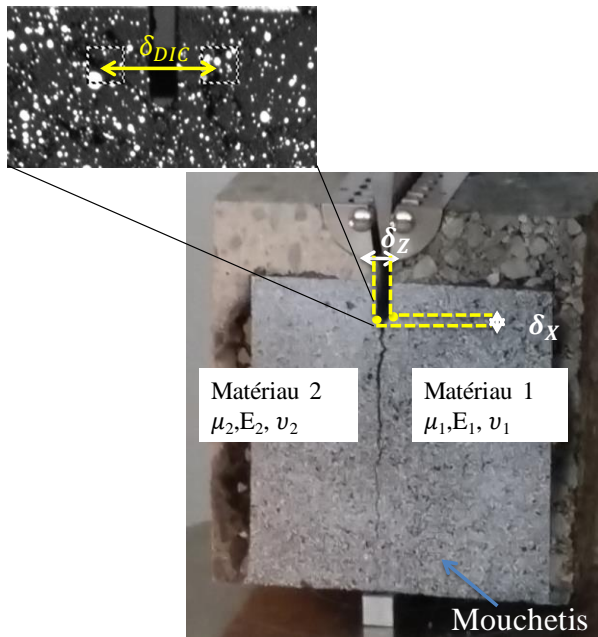


Figure II-17 Détermination de  $\delta_{DIC}$  de part et de d'autre de l'interface (exemple d'une éprouvette B/N)

La Figure II-18 montre un exemple de courbes  $F_s - \delta_{(DIC / LVDT)}$  obtenues avec les deux techniques de mesure de l'ouverture du décollement de l'interface sur chacune des faces de l'éprouvette P7-2b.

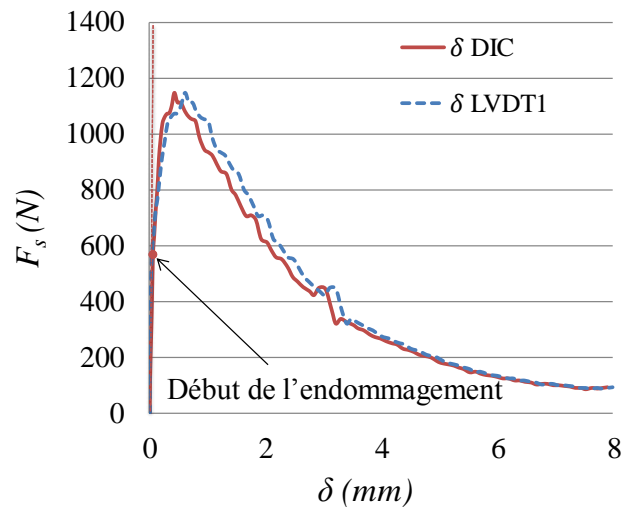


Figure II-18 Exemple d'une courbe avec DIC et LVDT (P7-2b)

D'autres exemples de comparaison sur d'autres types d'interfaces sont donnés dans les annexes B et C.

#### d) Détermination de la longueur du décollement de l'interface ( $a_L$ )

Le WST adapté est réalisé avec une vitesse imposée constante selon le type d'interface à étudier. Comme mentionnée précédemment, la DIC nous permet de suivre la propagation du décollement de cette interface à chaque instant  $t_j$  de l'essai. La Figure II-19 montre la zone d'étude sélectionnée près

de l'interface et la méthode mise en place pour la détermination de la longueur du décollement. La méthode consiste à calculer l'ouverture du décollement  $\delta_{Zi}$  ( $\delta_{DIC}$ ) de part et d'autre de l'interface pour chaque point ( $i \in [0, n]$ ) situé à 32 pixel par rapport au point ( $i - 1$ ) sur toute la longueur de la zone d'étude à chaque instant  $t_j$  ( $j \in [0s, \text{temps de fin de l'essai}]$ ) jusqu'à atteindre une ouverture critique  $\delta_{Zi} = \delta_{Zic}$  ( $\sim \delta_{Zi, \min} > 0$ ). Nous déterminons par la suite à l'aide de la position du point correspondant à ce  $\delta_{Zi, \min}$ , la longueur  $a_{Lj}$  à un instant  $j$ .

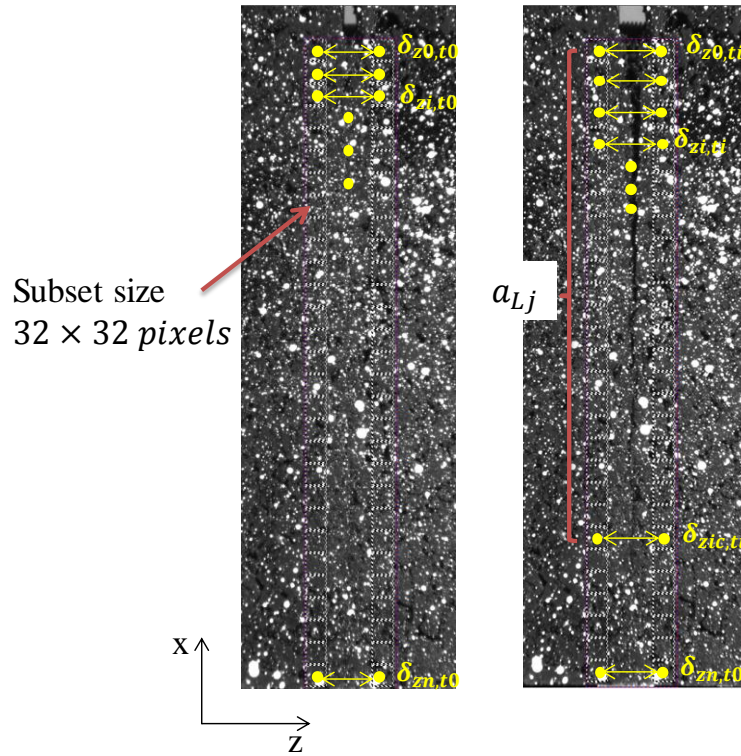


Figure II-19 Méthode de la détermination de la longueur de la fissure par DIC

Pour l'exemple présenté dans la Figure II-18, la courbe  $\delta_Z - a_{Lj}$ , correspondant à l'instant  $t_j$  de la force maximale de fendage, est présentée dans la Figure II-20. Elle illustre l'évolution de l'ouverture du décollement  $\delta_{Zi}$  en fonction de la longueur du décollement  $a_{Lj}$  à cet instant  $t_j$ .

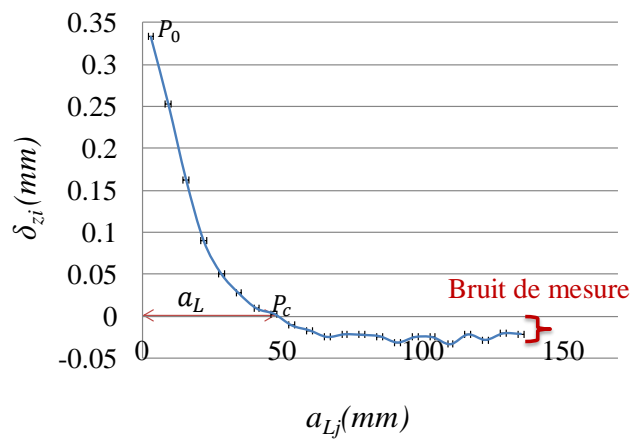


Figure II-20 Courbe  $\delta_{Zi} - a_{Lj}$  à l'instant  $t_j$  de la force maximale (P7-2b, 2mm/min, 20°C)

Pour déterminer plus précisément la taille de cette longueur jusqu'à la pointe du décollement  $a_L$ , nous callons cette courbe en interpolant les valeurs à l'aide d'un polynôme de degré 2 (Figure II-21).

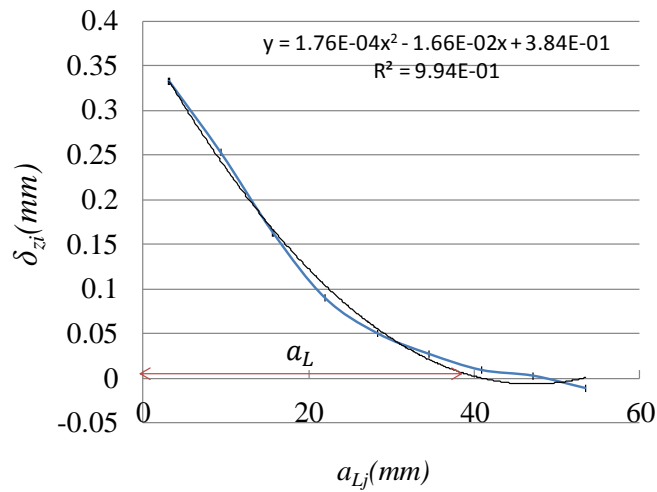


Figure II-21 Calage de la taille  $a_{Lj}$  du décollement avec une interpolation polynomiale (P7-2b, 2mm/min, 20°C)

La taille  $a_{Lj}$  du décollement de l'interface, déterminée par la méthode présentée dans ce paragraphe, est utilisée pour le calcul des différents indicateurs de WST comme illustrée dans les chapitres suivants.

Une tentative pour évaluer la présence du mode II par rapport au mode I d'ouverture est présentée par la suite.

**e) Evaluation du décollement au (Mode II) par rapport au Mode I de rupture du WST**

Comme dit dans le chapitre bibliographique, lorsque l'angle du coin  $2\alpha$  est entre 5 et 15°, le WST est considéré comme un essai en Mode I de rupture pure (Tschegg E. K. et al., 1995). Une précision et qualification de l'essai ainsi adapté ici est effectuée dans ce paragraphe. Le glissement  $\delta_x$  selon l'axe des X est déterminé par la méthode de DIC décrite précédemment. La Figure II-22 présente l'évaluation du Mode I de rupture par rapport au Mode II durant l'essai pour l'exemple étudié précédemment (éprouvette P7-2b).

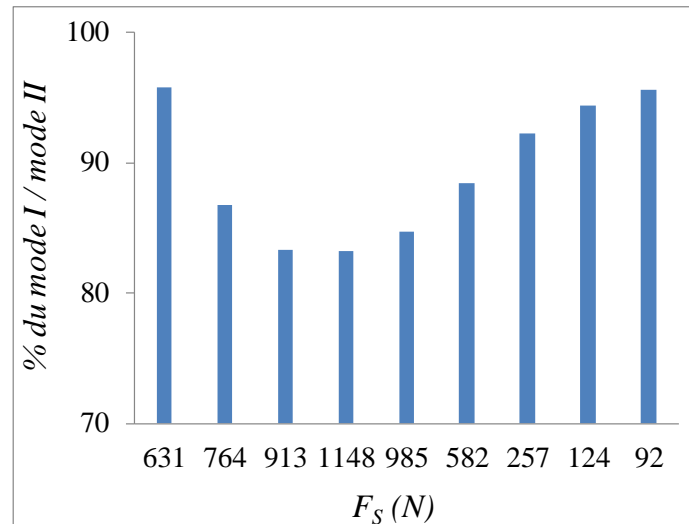


Figure II-22 Evaluation du mode de rupture de l'essai WST (P7-2b, 20°C, 2mm/min)

Nous remarquons que le mode II de rupture est plus présent (17%) au moment de l'initiation de la rupture par décollement de l'interface (force maximale de fendage de 1148N) par rapport aux autres instants d'essai.

Globalement, le mode de rupture de l'essai WST adapté pour des éprouvettes testées dans ce travail est à 90% en mode I de rupture. Ce travail de vérification du mode de rupture du WST est effectué pour un seul type d'interface renforcée avec une grille en fibre de verre.

Après la phase d'instrumentation et la récupération des données (Force de fendage, Ouverture et longueur du décollement), il est alors nécessaire de trouver une méthode d'analyse du WST. Pour cela, trois indicateurs sont choisis et sont décrits dans le paragraphe suivant.

#### II.4 Définition des trois indicateurs d'analyse de l'essai utilisés

Le WST permet de propager de façon stable un décollement de l'interface en un mode I de rupture dans l'éprouvette. Comme évoqué dans le chapitre bibliographique, une force verticale  $F_M$  est générée par la machine d'essai et est transmise via un coin d'angle  $2\alpha$  (ici choisi égal à  $2\alpha = 14^\circ$ ) et des pièces de transmissions de charge sur chacun des bords internes de l'encoche de l'éprouvette. Cette force  $F_M$  se distribue ainsi en une force horizontale  $F_H$  et une force verticale  $F_V$  assez faible ( $F_H = 8F_V$ ) (Figure II-23). La force horizontale  $F_H$  s'exprime en fonction de la moitié de l'angle du coin  $2\alpha$  et de la force de la machine  $F_M$  et égale à :

$$F_H = \frac{F_M}{2 \tan \alpha} \quad \text{II-6}$$

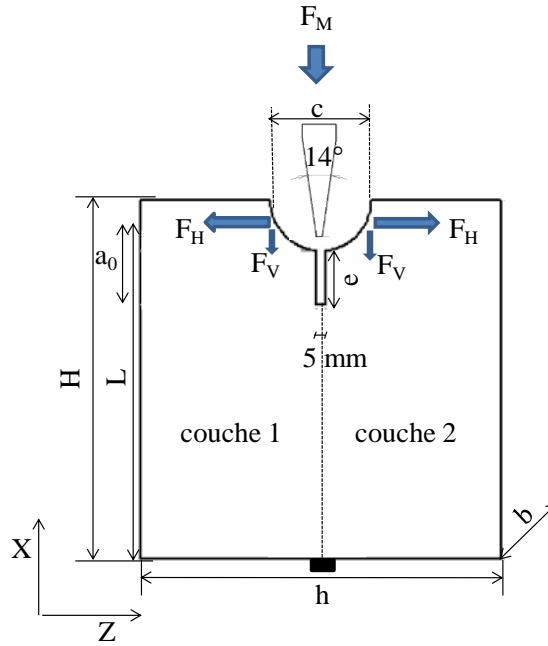


Figure II-23 Principe et notation de distribution des efforts dans l'éprouvette WST

La méthode de l'air (Hashemi et al., 1990) (Davidson and Lee, 1995) permet d'évaluer directement le taux de restitution d'énergie en mode I,  $G_F$ , d'un matériau élastique linéaire à partir des courbes d'essai. Il est défini par le rapport de l'air sous la courbe sur la surface rompue.

$$G_F = \frac{S_A}{S_F} \quad \text{II-7}$$

$S_F = b \times a_{Lj}$  est la surface rompue à l'instant  $t_j$ ,  $S_A = \sum S_{Aj}$  ( $j \in [0s, \text{temps de fin de l'essai}]$ ) est la sommation des aires des triangles  $S_{Aj}$  sous la courbe force de fendage  $F_S$  – Ouverture du décollement à l'instant  $t_j$ , avec  $F_S = 2F_H$  (Figure II-24).  $S_{Aj}$  est calculée selon l'équation II-8.

$$S_{Aj} = \frac{1}{2} (F_j \delta_{j+1} - F_{j+1} \delta_j) \quad \text{II-8}$$

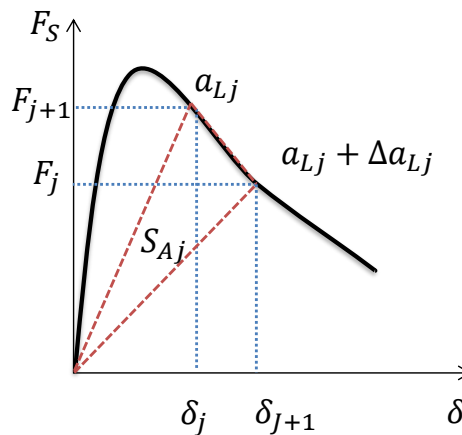


Figure II-24 Détermination  $G_F$  par la méthode de l'air

Le WST avec les différentes instrumentations mises en place sur l'éprouvette telles que décrites précédemment génère un volume de données et d'informations importantes à traiter. Afin d'analyser les résultats expérimentaux de cet essai, trois indicateurs (Figure II-25) sont choisis à partir des courbes Force-Ouverture du décollement. Le premier indicateur est la force maximale du fendage  $F_S^{max}$  qui donne idée sur le niveau d'initiation du délaminage de l'interface. L'énergie de rupture  $G_F$  indique globalement la résistance de l'interface à la propagation de son décollement. Le troisième indicateur, calculé par la valeur maximale de l'ouverture du décollement  $\delta_{max}$ , donne une information du comportement plus au moins ductile de l'interface.

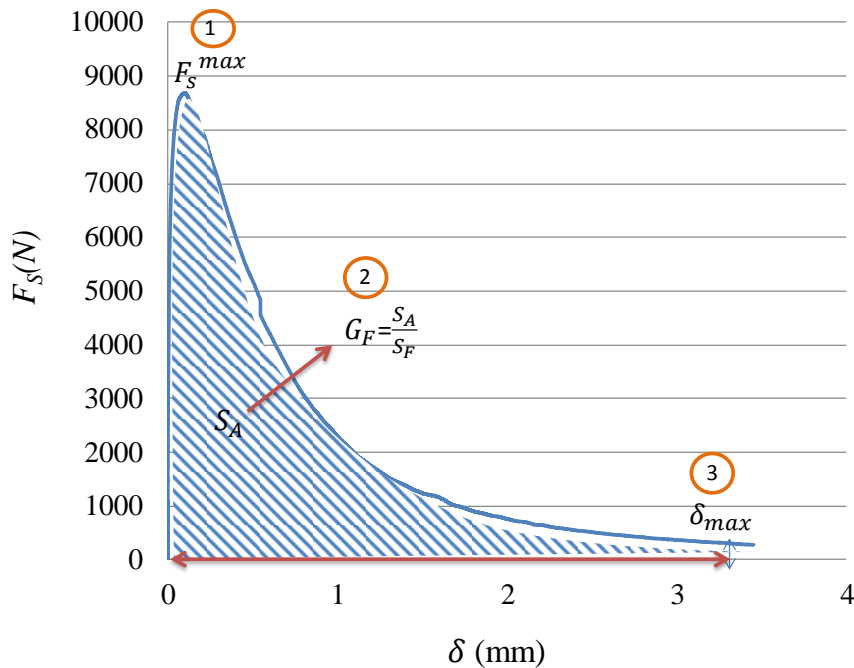


Figure II-25 Trois indicateurs pour l'analyse des résultats du WST test

Durant la thèse, seuls ces indicateurs de courbes d'essais sont commentés à partir des résultats d'essais. Toutefois, en fin de dernière année de la thèse l'application de modèle CZM nous a paru intéressante et l'annexe D présente les premiers calculs d'interpolation des courbes Force-ouverture de décollement de l'interface. L'étude des dimensions de l'éprouvettes WST faites en appliquant la loi de l'interface Visco-Hint implémentée sous Cast3M est présentée dans la section suivant de ce chapitre. Ces calculs sont sources d'analyses diverses prometteuses et mériteraient d'être poursuivis par la suite et discutés plus en détail, ce qui dans les temps impartis, de la thèse n'ont pu être faits.

## II.5 Modélisation du WST par CZM dans Cast3M

Le chapitre bibliographique a montré l'importance de la nature de l'interface sur le bon fonctionnement de chaussée. L'utilisation des formules analytiques de Dundurs (cf Chapitre I paragraphe I.5.1) n'ont pas pu être appliquées avec succès aux interprétations des essais WST pour l'initiation du décollement. En effet, les trop grandes hétérogénéités des matériaux, la difficulté à

associer un comportement élastique équivalent et à mesurer l'initiation du décollement n'ont pas donné des résultats satisfaisants.

Parmi les modèles existants, peu d'entre eux sont implémentés dans Cast3M ([www-cast3m.cea.fr](http://www-cast3m.cea.fr)) pour simuler le délaminage des couches de chaussées. Les modèles de zone cohésive « CZM » sont particulièrement intéressants puisqu'ils peuvent traiter l'amorçage et la propagation de la fissure (le délaminage).

Ce présent paragraphe illustre tout d'abord les éléments d'interfaces qu'il est possible d'utiliser dans Cast3M. Une présentation du modèle CZM et de la loi choisie et attribuée à l'interface est ensuite décrite. L'ensemble des résultats obtenus par application sur les essais de décollement des éprouvettes P8 et P7 du projet SolDuGri permet d'envisager une modélisation numérique des essais effectués (présenté en annexe D). Seule l'étude de la géométrie des éprouvettes WST effectué par le modèle de ZC est illustrée dans ces paragraphes.

### II.5.1 Eléments d'interface

L'interface est généralement modélisée comme une couche avec une épaisseur faible par rapport aux dimensions des autres couches adjacentes (Ghaboussi et al., 1973) ou bien modélisée comme un élément sans épaisseur (Goodman et al., 1968).

Dans Cast3M, le concept d'interface à épaisseur nulle est basé sur un élément joint. C'est une sorte de frontière entre deux couches S1 et S2 (Figure II-26).

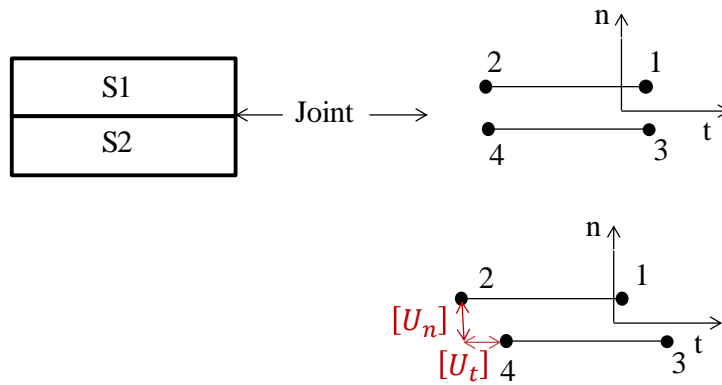


Figure II-26 Représentation de l'interface

Les nœuds du joint sont initialement de géométries confondues. Un saut de déplacement  $[u]$  au niveau de cette interface est décomposé en une composante normale et une tangentielle (Figure II-26). Il est défini selon l'équation II-9 :

$$[U] = [U_n]n + [U_t]t \quad \text{II-9}$$

Différentes lois constitutives de cet élément joint sont proposées et les lois d'interfaces font l'objet de nombreux développements. En élasticité, elle est décrite selon l'équation II-10:

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_n & 0 \\ 0 & k_s \end{pmatrix} \begin{pmatrix} [U_n] \\ [U_t] \end{pmatrix} \quad \text{II-10}$$

Avec  $k_n$  est la raideur normale et  $k_s$  est la raideur tangentielle

Nous avons choisi de travailler avec des éléments d'épaisseur nulle qui sont implémentés dans le code Cast3M sous forme d'éléments joint d'une longueur L. Il existe deux types d'éléments joints sur cast3M : Joi2 qui contient quatre nœuds et Joi3 constitué de 6 nœuds.

### II.5.2 Modèle simplifié

Dans notre cas, l'élément joint Joi2 est utilisé pour la modélisation de l'interface entre les deux couches d'enrobé bitumineux. Le modèle ZC nommé Viscohinte développé par (Ladevèze, 1992) (voir chapitre I paragraphe I.5.4) et implémenté par (Gornet et al., 2000a) dans Cast3M, est utilisé et simplifié pour le délaminage en mode de I de l'interface.

Pour simplifier le modèle, nous supposons que les paramètres de couplage  $\alpha$  et  $\gamma$  sont égaux respectivement à 1 et 0 (afin de négliger le mode II dans le couplage) dans l'équation I-17. La loi d'évolution d'endommagement isotrope s'écrit selon l'équation II-11 :

$$\underline{Y}(t) = \sup|\tau \leq t[Y_{d_n}] \quad \text{II-11}$$

$$Y_I = Y_{d_n} = \frac{1}{2} \frac{\langle \sigma \rangle^2}{k_n^0 (1 - d_n)^2} \quad \text{II-12}$$

Nous avons choisi de fixer  $n = 1$  dans l'équation I-21 pour simplifier le modèle. La fonction de délaminage est alors définie par :

$$D = \omega(\underline{Y}) = \frac{1}{2} \frac{\langle \underline{Y} - Y_0 \rangle}{Y_C - Y_0} \quad \text{II-13}$$

En supposant que  $m = 1$  et  $k = 1$ , l'évolution du décollement isotrope définie dans l'équation I-22 est égale à :

$$\text{si } D < 1 \text{ et } \underline{Y} < Y_R \rightarrow \bar{D} = \langle \omega(\underline{Y}) - \bar{D} \rangle \text{ avec } \dot{D} = \dot{d}_n = \dot{d}_s \text{ sinon } D = d_n = d_s = 1 \quad \text{II-14}$$

Nous définissons une loi de comportement de l'interface selon :

$$\bar{\sigma} = k_n(1 - d_n)[U_n] \quad \text{II-15}$$

Pour les sollicitations en mode I pur la relation entre les énergies de décollement est définie selon :

$$G_{IC} = Y_C \quad \text{II-16}$$

Avec  $G_{IC}$  est déterminée par l'air sous la courbe Force-ouverture.

Le modèle phénoménologique, comprenant initialement 9 paramètres, est simplifié pour le mode I d'ouverture ne contient par la suite que trois paramètres notamment ( $Y_C$ ,  $Y_0$  et  $k_n$ ).

Pour mieux comprendre l'effet de chaque paramètre du modèle, une étude sensibilité sur ces trois paramètres est effectuée et présentée par la suite.

### II.5.3 Maillage et conditions aux limites

Les simulations en 2D sont effectuées à l'aide du code de calcul par éléments finis Cast3M sous l'hypothèse de déformation plane. Le maillage des deux couches d'enrobés bitumineux est constitué



d'éléments finis de type triangulaires à 3 nœuds TRI3. Concernant l'interface, un élément joint de type RAC2 (JOI2) est utilisé.

La Figure II-27 présente le maillage et les conditions aux limites imposées. Le comportement mécanique des couches d'enrobé bitumineux est supposé élastique avec  $E_1 = E_2 = 6600MPa$  à  $20^\circ C$  et  $0.53Hz$  et  $\nu_1 = \nu_2 = 0.35$ . Les hypothèses de détermination du module équivalent sont présentées dans l'annexe D. Le maillage de la Figure II-27 contient 4752 éléments de mailles grossières de 11 mm pour les couches et d'une densité raffinée autour de l'interface de 2 mm.

L'objectif de cette modélisation est d'une part de reproduire la courbe Force –Ouverture trouvée lors des essais expérimentaux par le modèle MZC (voir annexe D), d'autre part de vérifier l'effet de la variation de dimensions de l'éprouvette du WST. Pour ce faire, l'extraction des forces est effectuée aux points A et B d'application de  $F_H$  et  $F_V$  (cf Figure II-27). L'extraction des déplacements est réalisée au niveau du fond de l'entaille (nœuds C et D). Un blocage selon x qui correspond à l'appui est effectué au niveau de la ligne EF en base de l'éprouvette.

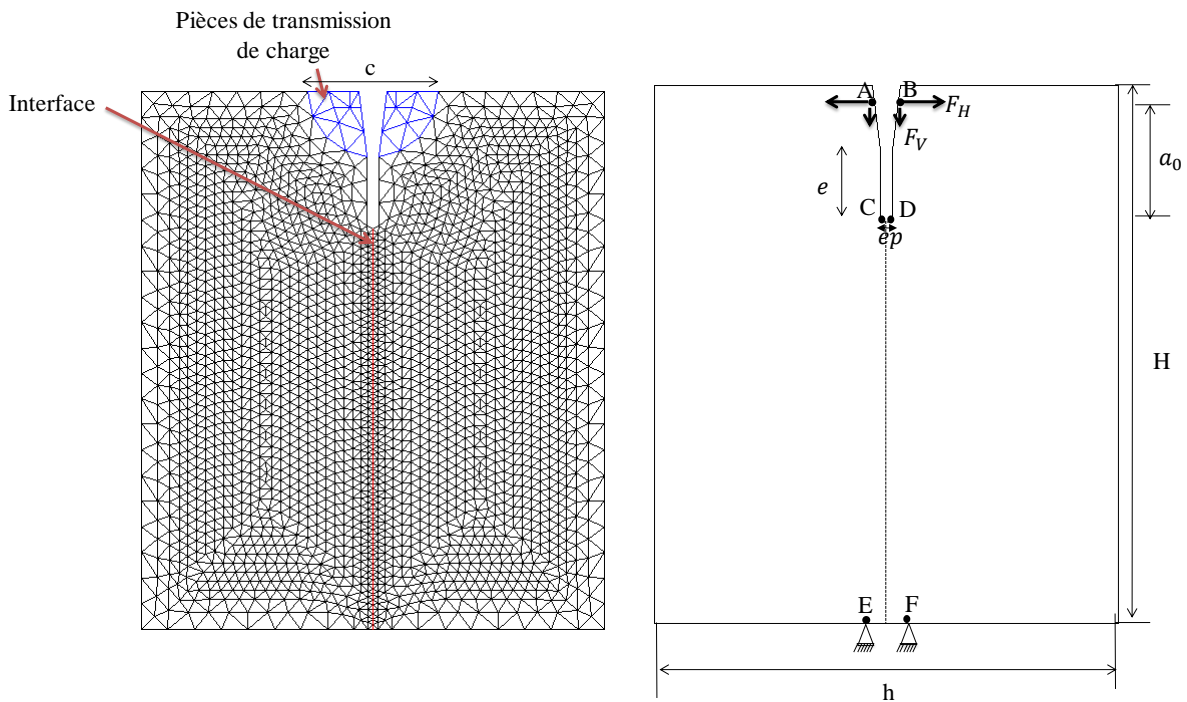


Figure II-27 Maillage et conditions aux limites de l'essai WST

Une étude de sensibilité du modèle est réalisée et présentée par la suite.

L'effet de chaque dimension de l'éprouvette WST sur la courbe Force- ouverture de décollement de l'interface déterminée par CZM (voir annexe D). Cette étude est effectuée sur un exemple d'éprouvettes non renforcée de type P8 testée dans l'air et à 2mm/min.

## II.5.4 Etude de sensibilité vis-à-vis des différents paramètres de loi

### a. Densité du maillage $\Delta x$

L'effet de la discrétisation spatiale est étudié pour trois maillages de différentes densités :

- le premier contient 240 éléments avec une taille de maille des couches  $\Delta x_c$  de 54mm et une taille de maille de l'interface  $\Delta x_i$  de 11mm (Maillage 1 de la Figure II-28),
- le deuxième, composé de 4752 éléments, avec  $\Delta x_c = 11mm$  et  $\Delta x_i = 2mm$  (Maillage 2 de la Figure II-28),
- le troisième, composé de 20164 éléments, avec  $\Delta x_c = 2mm$  et  $\Delta x_i = 1mm$  (Maillage 3 de la Figure II-28),

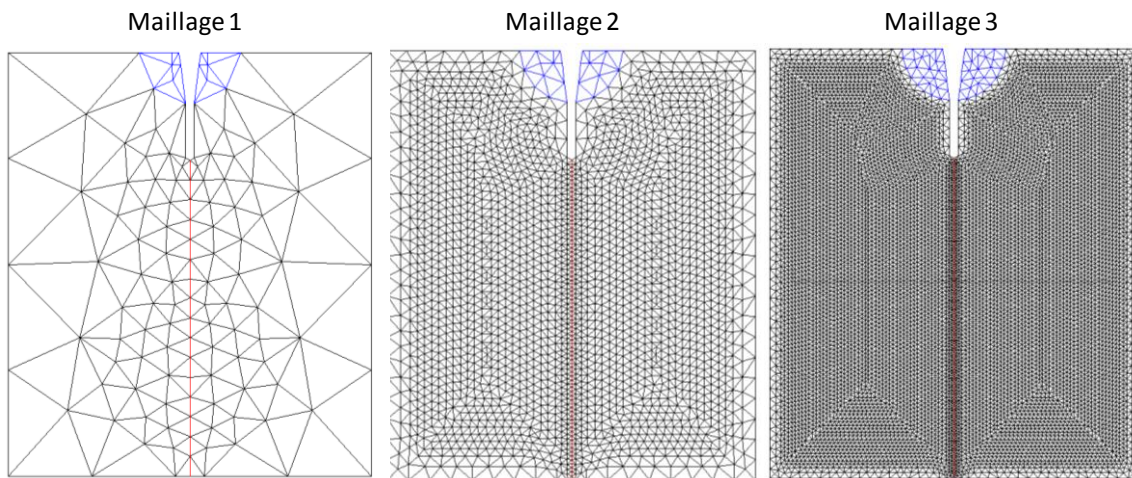


Figure II-28 Trois maillages étudiés pour l'effet de la densité  $\Delta x$

Pour ce premier calcul de sensibilité, le pas de temps est égal à  $\Delta t = 1s$  et les paramètres du modèle (cf II-13 et II-14) sont présentés dans le Tableau II-3.

Tableau II-3 Paramètres du modèle

$k_n$ MPa/ mm	$Y_0$ J/m <sup>2</sup>	$Y_c$ J/m <sup>2</sup>
900	0	300

Nous remarquons de la Figure II-29 que les maillages 2 (fin) et 3 (très fin) donnent la même courbe Force-ouverture par contre le maillage 1 est un peu décalé. Afin d'optimiser le temps de calcul, le maillage 2 est retenu par la suite des calculs.

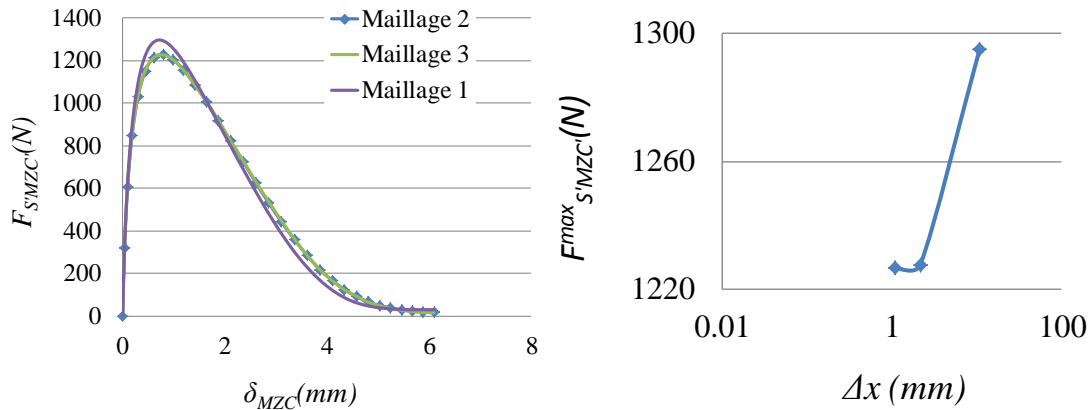


Figure II-29 Effet de la densité du maillage  $\Delta x$  sur la courbe  $F_S^{MZC} - \delta_{MZC}$

### b. Effet du pas de temps $\Delta t$

Une discrétisation temporelle est effectuée afin de résoudre le problème durant le temps de chargement (par la procédure Pas à Pas de Cast3M). Ceci fait intervenir un paramètre de pas de temps  $\Delta t$ . Les paramètres du modèle sont les mêmes que dans le Tableau II-3 précédent. Nous étudions l'effet du pas de temps pour  $\Delta t \in \{0.1s, 1s \text{ et } 10s\}$  et remarquons que les modèles de zones cohésives sont très sensibles au choix de ce pas de temps comme illustré dans la Figure II-30.

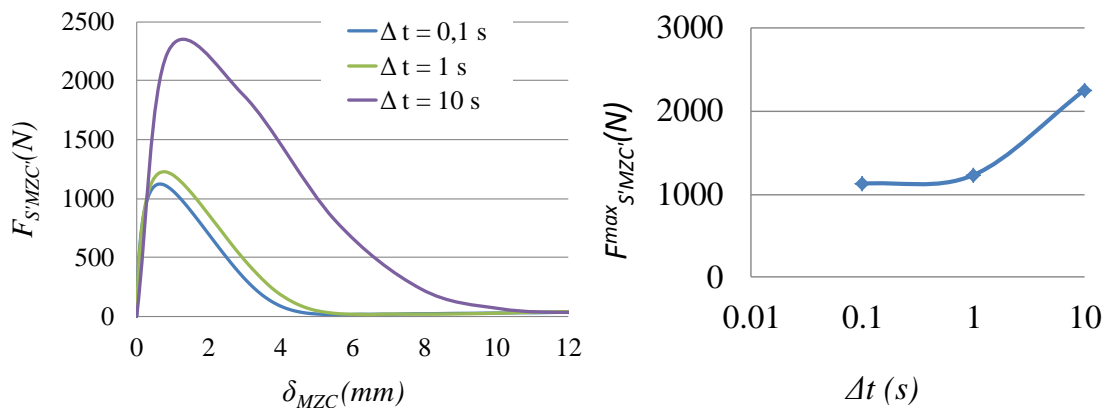


Figure II-30 Effet du pas de temps  $\Delta t$

La valeur de la force maximum du WST converge au pas de temps le plus petit aussi  $\Delta t = 0.1s$  est choisi pour le calage des courbes expérimentales des différents essais et pour étudier l'effet des dimensions des éprouvettes WST sur la courbe Force-ouverture de décollement. Par contre, il est gardé égal à 1s pour gagner du temps de calcul juste dans l'étude de sensibilité du modèle par rapport à ses paramètres.

### c. Effet de $Y_C$

Nous étudions l'effet de la valeur d'entrée de l'énergie de décollement  $Y_C$  en mode I. Le .

Tableau II-4 présente les paramètres du calcul utilisés pour l'effet de la sensibilité du modèle vis-à-vis la valeur de  $Y_C$ .

Tableau II-4 Paramètres de calcul

$k_n$ MPa/mm	$Y_0$ J/m <sup>2</sup>	$\Delta t$ s
900	0	1

La Figure II-31 illustre bien la sensibilité du modèle à la valeur de  $Y_C$ . En effet, quand  $Y_C$  augmente la force maximale de fendage (MZC) augmente également par contre la forme de l'allure de la courbe ne change pas.

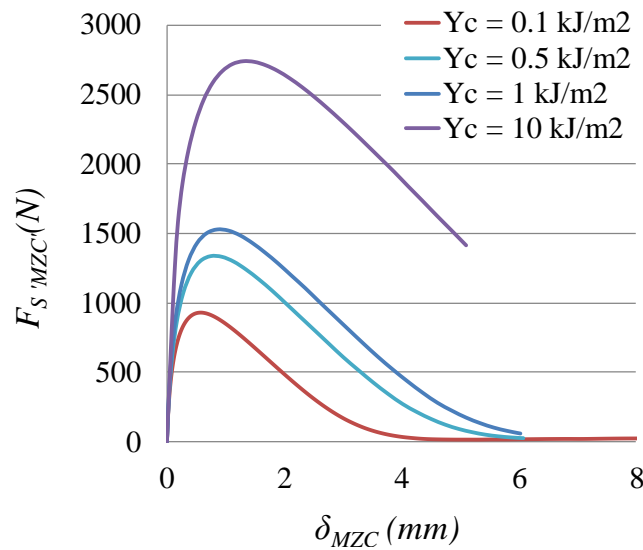


Figure II-31 Sensibilité du modèle à la valeur de  $Y_C$ .

#### d. Effet de $Y_0$

Pour évaluer la sensibilité du modèle à la valeur de  $Y_0$ , les paramètres du calcul sont présentés dans le Tableau II-5.

Tableau II-5 Paramètres de calcul

$k_n$ MPa/mm	$Y_C$ J/m <sup>2</sup>	$\Delta t$ s
900	300	1

En effet, la Figure II-32 ne montre aucun effet remarquable de  $Y_0$  sur les résultats du modèle. C'est pour cela  $Y_0$  est choisie égale à 0 J/m<sup>2</sup> dans la suite de cette étude.

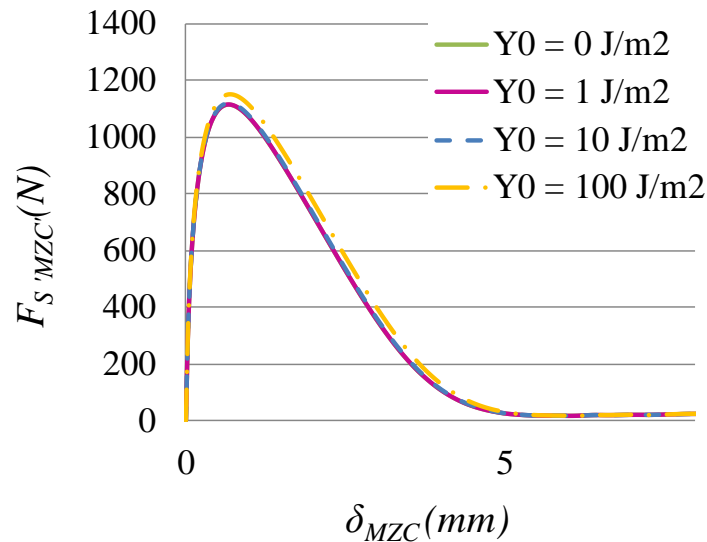


Figure II-32 Sensibilité du modèle à la valeur de  $Y_0$

**e. Effet de  $k_n$**

Une étude de la sensibilité du modèle par rapport à la raideur normale est effectuée pour des valeurs de  $k_n \in \{100, 1000, 5000 \text{ et } 10000 \text{ MPa/mm}\}$ . Les paramètres du modèles sont :  $Y_C = 300 \text{ J/m}^2$ ,  $Y_0 = 0 \text{ J/m}^2$  et un pas de temps égale à 1s. La Figure II-33 illustre clairement la sensibilité de ce modèle à ce paramètre lié à l'interface.

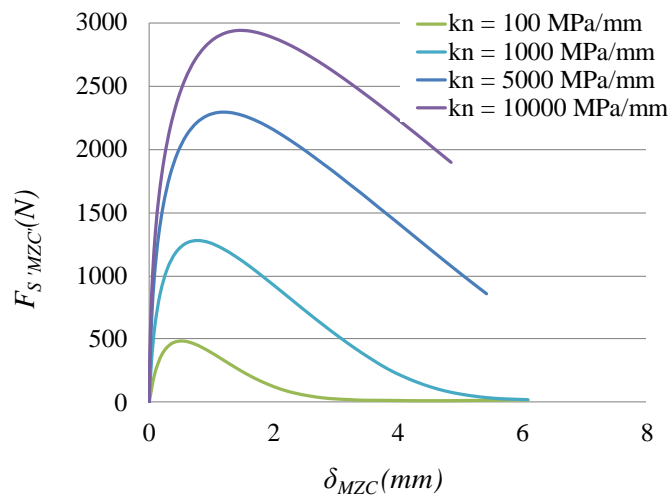


Figure II-33 Sensibilité du modèle à la valeur de  $k_n$

**f. Effet du module de Young E**

Les matériaux bitumineux sont de nature thermo-susceptible et viscoélastique. Leurs modules d'Young dépendent de la température et de la fréquence de sollicitation de l'essai (cf chapitre I paragraphe I.2.1). Pour cela une vérification de la sensibilité du modèle vis-à-vis ce paramètre de matériaux est réalisée et présentée dans la Figure II-34.

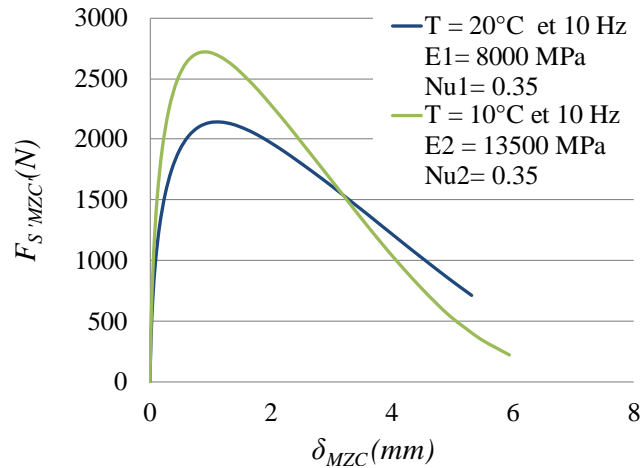


Figure II-34 Sensibilité du modèle aux paramètres de matériaux E

Cette étude de sensibilité des différents paramètres du modèle et de matériaux a permis de mieux comprendre le fonctionnement du modèle ZC. Ceci nous facilite l’étape de calage du modèle par rapport aux résultats expérimentaux (présentés en annexe D).

Nous proposons par la suite l’étude de la géométrie du WST effectuée par le présent modèle.

### II.5.5 Etude de la géométrie

Une évaluation de l’effet des dimensions des éprouvettes WST pour un exemple d’essai est proposée dans cette section. L’étude de la géométrie du WST est effectuée pour l’exemple de la courbe moyenne des éprouvettes en enrobé bitumineux non renforcée P8’’ du projet SolDuGri testée dans l’air à 20°C et présenté dans l’annexe D.

La Figure II-27 de ce chapitre présente le détail de la géométrie de l’éprouvette WST. Tout en gardant l’angle du coin à 14° et la largeur d’appui à 16 mm, nous allons étudier principalement l’effet de l’épaisseur « ep » et la longueur de l’entaille « e », du diamètre de l’encoche « c », de la hauteur et largeur de l’éprouvette et finalement l’effet d’échelle.

Les paramètres de calculs sont présentés dans le Tableau II-6.

Tableau II-6 Les paramètres du modèle et de matériau

	E (MPa)	$\nu$	$k_n$ MPa/mm	$Y_C (G_{IC})$ J/m <sup>2</sup>
P8	6600	0.35	7000	400

#### a. Effet de l’épaisseur « ep » et la longueur de l’entaille « e »

Le choix de l’épaisseur de l’entaille « ep » (voir Figure II-27) est expliqué dans le chapitre II de ce mémoire. Nous essayons de faire varier l’épaisseur de l’entaille et de voir son effet sur la courbe Force- ouverture de décollement aux cours de l’essai numérique WST.

Trois épaisseurs d'entaille sont étudiées ( $ep = 3\text{mm}, 5\text{mm}$  et  $8\text{mm}$ ). Les résultats présentés dans la Figure II-35, ne montrent aucun effet d'épaisseur d'entaille sur l'allure de la courbe numérique Force ouverture de décollement.

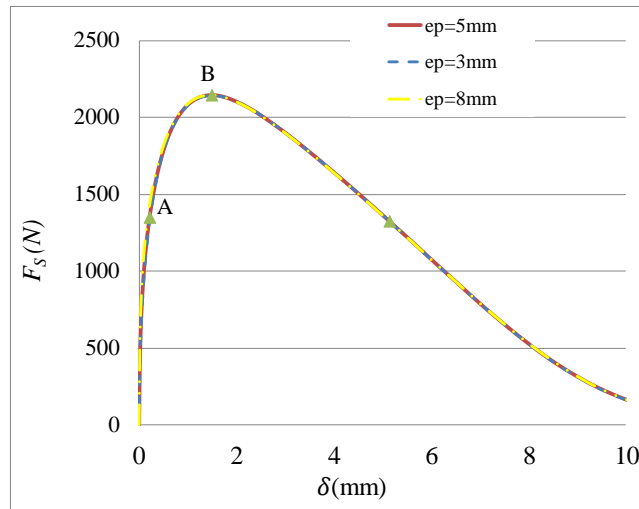


Figure II-35 Effet de la taille  $ep$  d'entaille sur la courbe  $F_S(\delta)$

Sur les Figure II-36 et Figure II-37, les cartographies de champs de contraintes Von Mises, de déformation  $\varepsilon_{xx}$  et d'endommagement aux deux points A et B respectivement (cf Figure II-35) pour des épaisseurs d'entaille de 5mm et 3mm.

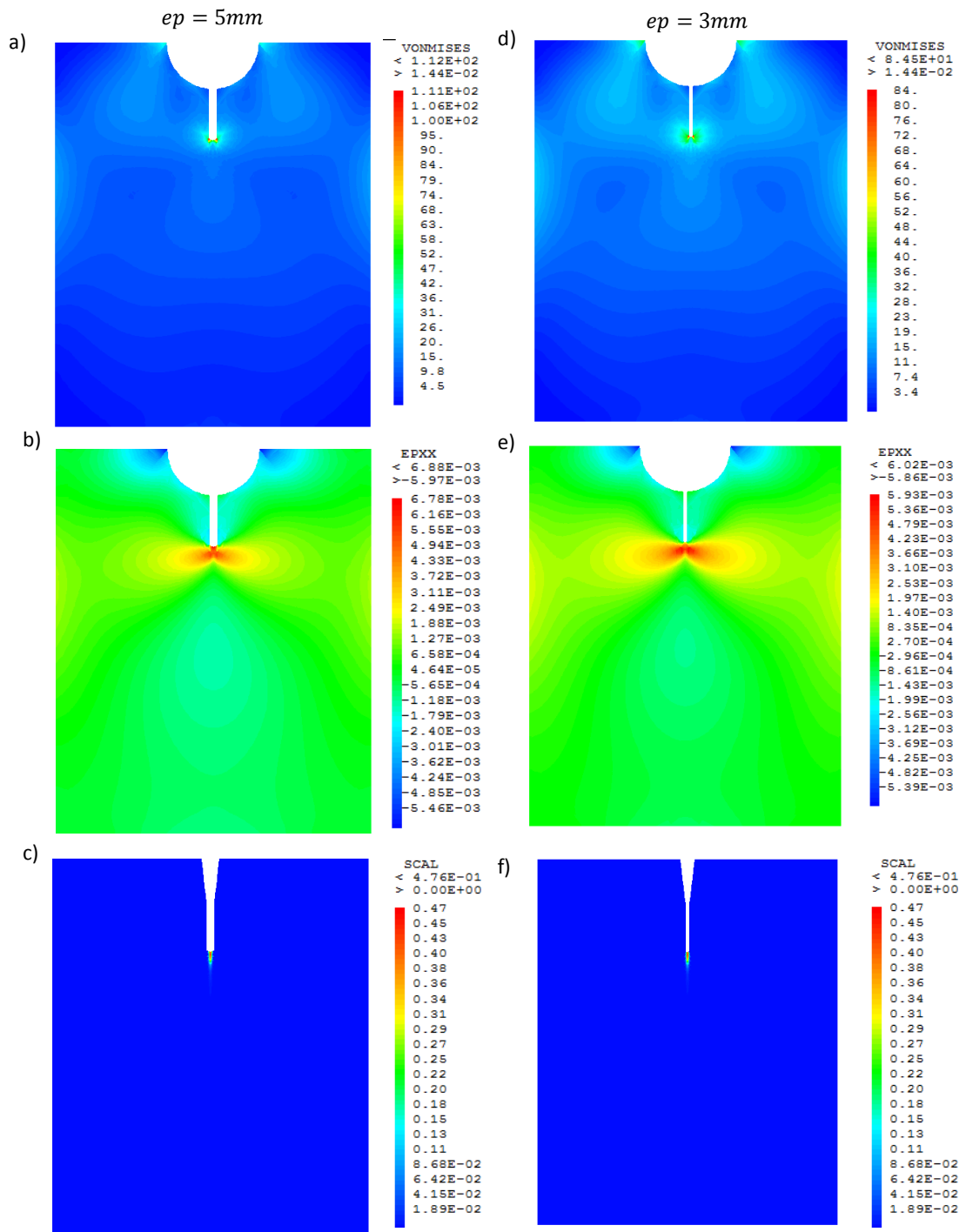


Figure II-36 Pour la valeur de la force au point A: a) et d) Champs de contraintes de Von Mises b) et e) Champs de déformation  $\epsilon_{xx}$  c) et f) Evolution de l'endommagement



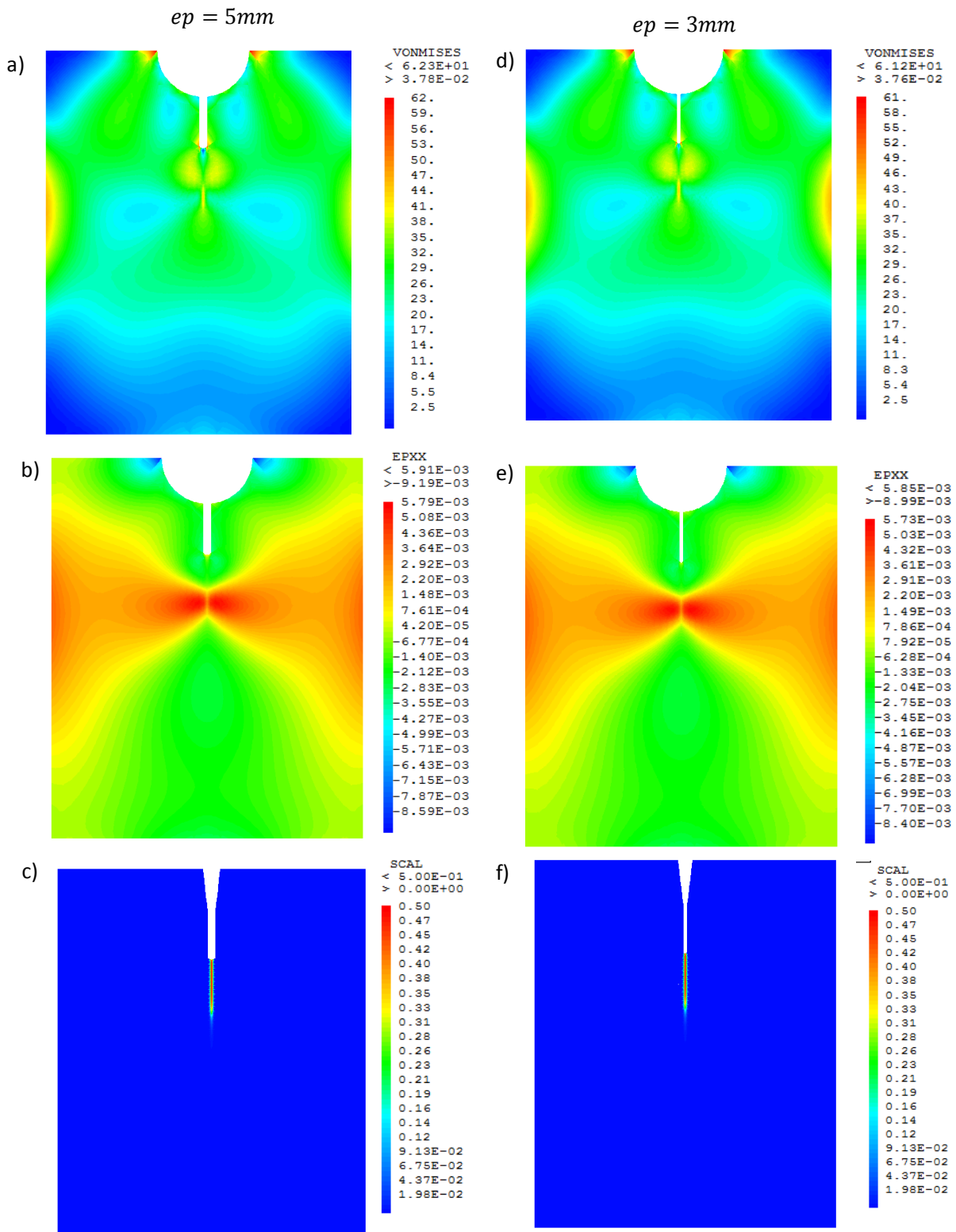


Figure II-37 Pour la valeur de la force maximale au point B : a) et d) Champs de contraintes de Von Mises b) et e) Champs de déformation  $\epsilon_{xx}$  c) et f) Evolution de l'endommagement

L'effet de la longueur d'entaille « e » du WST est évalué ainsi avec le MZC. Comme mentionné dans le chapitre II, elle est choisie égale à 30 mm pour les essais expérimentaux. Avec l'outil numérique, nous pouvons vérifier l'effet de cette dimension sur la courbe Force ouverture. Les résultats présentés

sur la Figure II-38 montrent que, la longueur de l'entaille choisie entre 30 mm, 50 mm et 70 mm, influe d'une manière significative la loi de l'interface modélisée. La force maximale de fendage augmente avec la diminution de la longueur de l'entaille.

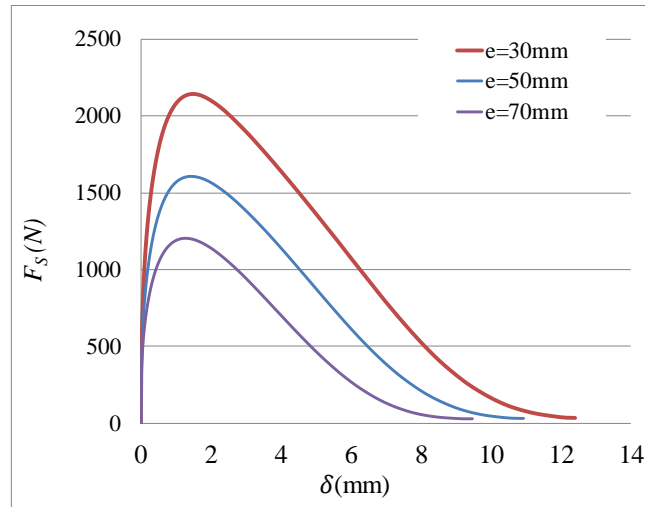


Figure II-38 Effet de la longueur « e » d'entaille sur la courbe  $F_s(\delta)$

### b. Diamètre de l'encoche c

Le diamètre de l'encoche c est choisie égale à 56 mm pour l'essai WST adapté au cours de ces travaux de thèse. Il y a peu d'information dans la bibliographie concernant le choix de la hauteur de l'encoche (diamètre dans notre cas) pour cela l'étude de ce paramètre est effectuée dans cette section. Le diamètre c est varié entre 56mm, 70mm et 80 mm (Figure II-39). Par contre les éprouvettes sont choisies avec des largeurs suffisamment grandes pour ne pas être affectées par la largeur de l'encoche.

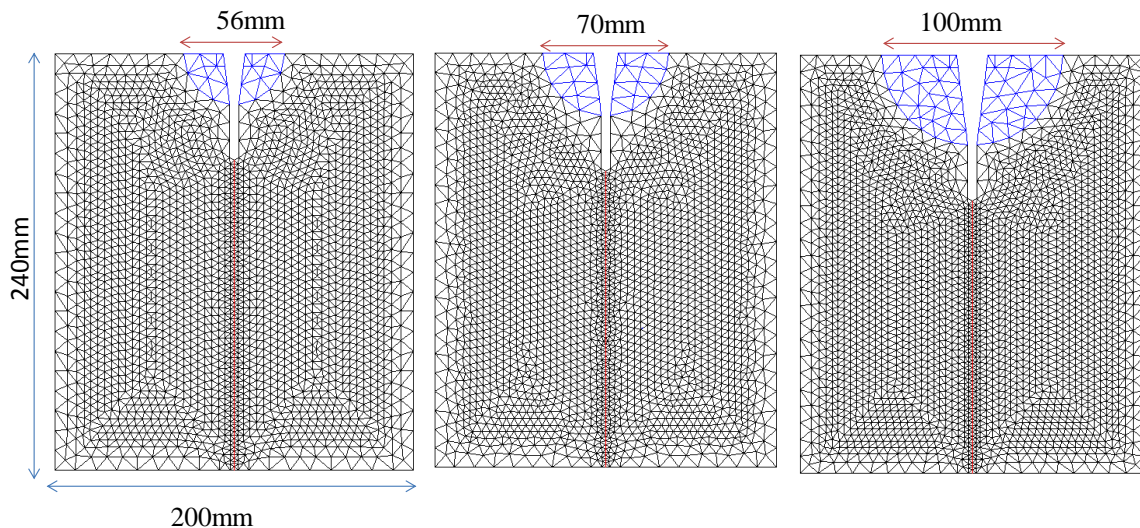


Figure II-39 Maillages correspondants aux différents diamètres l'encoche

Les résultats présentés sur la Figure II-40, montrent également un effet considérable de ce paramètre sur la réponse du modèle ZC choisi ici. La force maximale de fendage augmente avec la diminution du diamètre de l'encoche.

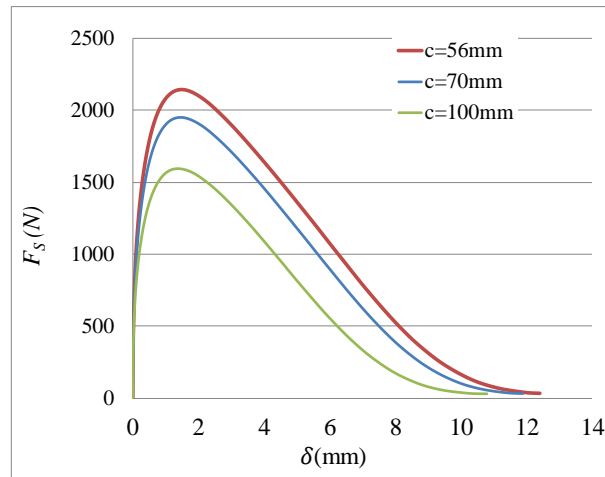


Figure II-40 Effet du diamètre de l'encoche

**c. Effet de la variation de la largeur  $h$  de l'éprouvette**

La largeur de l'éprouvette est choisie égale à 200mm en se basant sur les travaux de (Tschegg E. K. et al., 1995) (Tschegg et al., 2011) (ÖNORM B 3592, 2011). A contrario du paragraphe précédent, Le présent modèle numérique nous permet d'évaluer également l'effet de la largeur de l'éprouvette WST. Nous choisissons une largeur d'éprouvette de 200mm, 150mm et de 100mm (Figure II-41).

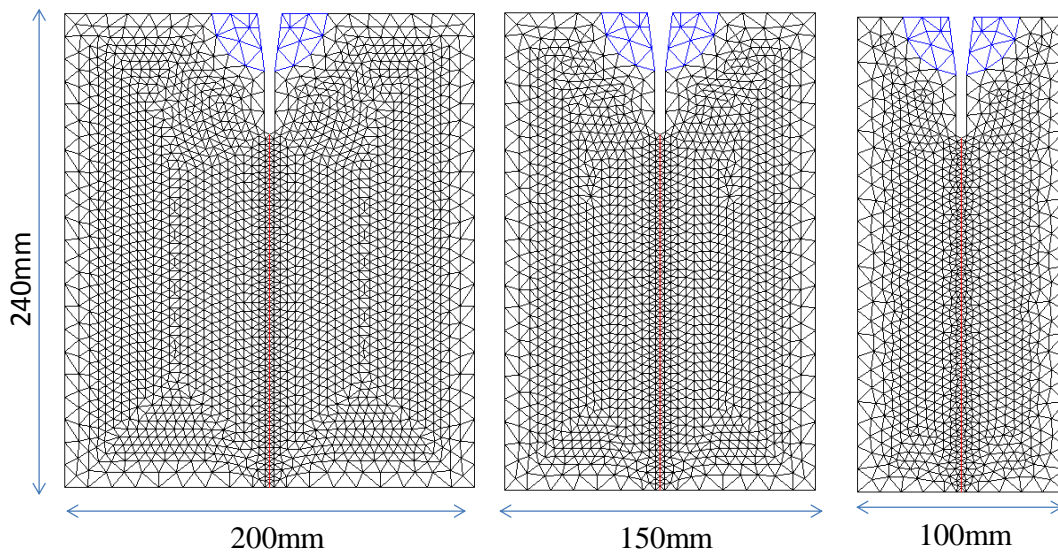


Figure II-41 Maillages correspondants à différentes largeurs  $h$  de l'éprouvette WST

Les résultats de ces trois simulations sont regroupés sur la Figure II-42. Il est intéressant de noter que le choix de cette dimension influe sur la raideur, le pic et sur la propagation de la courbe contrairement aux derniers paramètres géométriques.

Une comparaison des cartographies des champs de contraintes, de déformation et l'évolution de l'endommagement correspondantes au pic (cf points Q et J de la Figure II-42) d'éprouvette WST pour les deux largeurs 100 mm et 200 mm est présentée dans la Figure II-43.

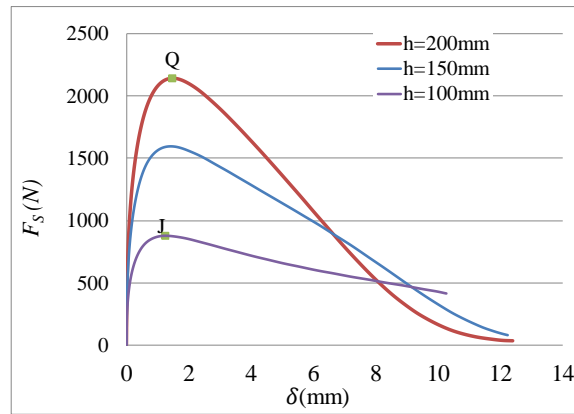


Figure II-42 Effet de la largeur de l'éprouvette de l'essai WST sur la loi de comportement de l'interface

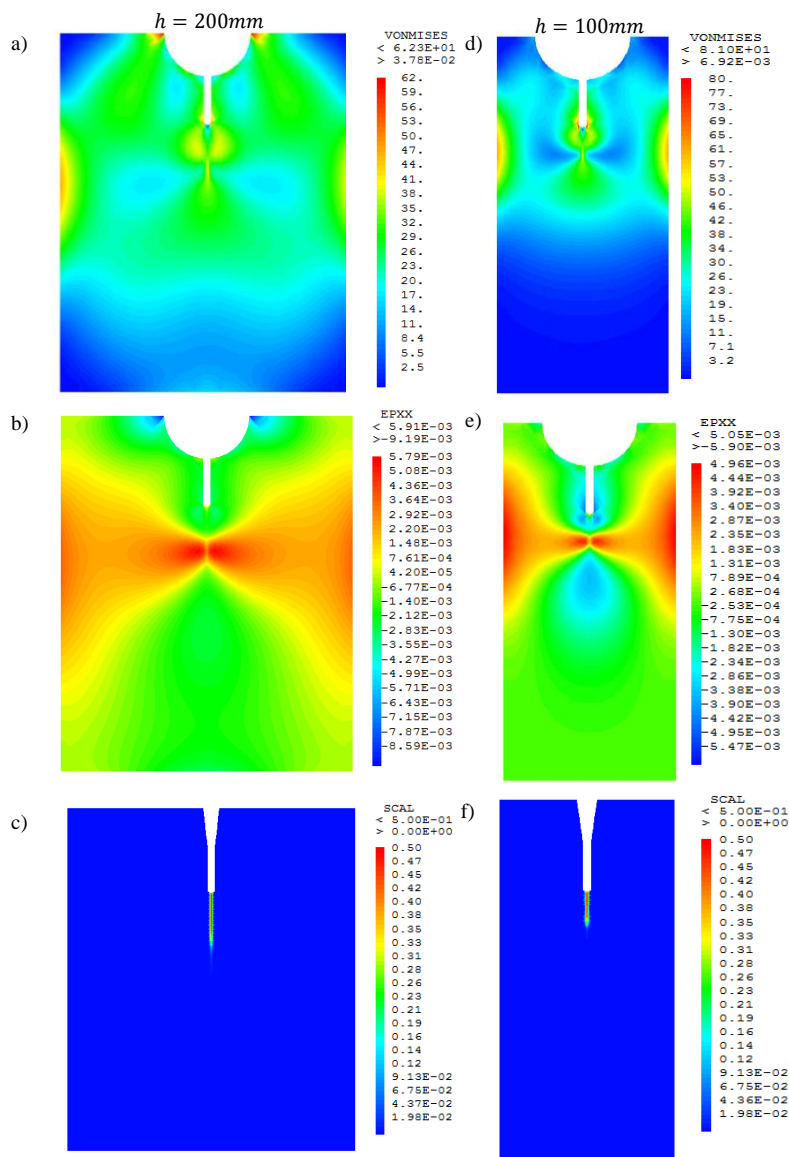


Figure II-43 Pour la valeur de la force maximale aux points Q et J : a) et d) Champs de contraintes de Von Mises b) et e) Champs de déformation  $\epsilon_{xx}$  c) et f) Evolution de l'endommagement

**d. Effet de la variation de la hauteur H**

L'effet de la hauteur de l'éprouvette est étudié à travers trois simulations correspondantes aux trois maillages présentés dans la Figure II-44. Le maillage d'éprouvette d'hauteur 100 mm semble être plus fin que les deux autres (comme dans le Maillage 3 de la Figure II-28). Par contre nous avons montré qu'il n'y a pas un effet considérable de la densité du maillage sur la courbe Force-Ouverture du décollement.

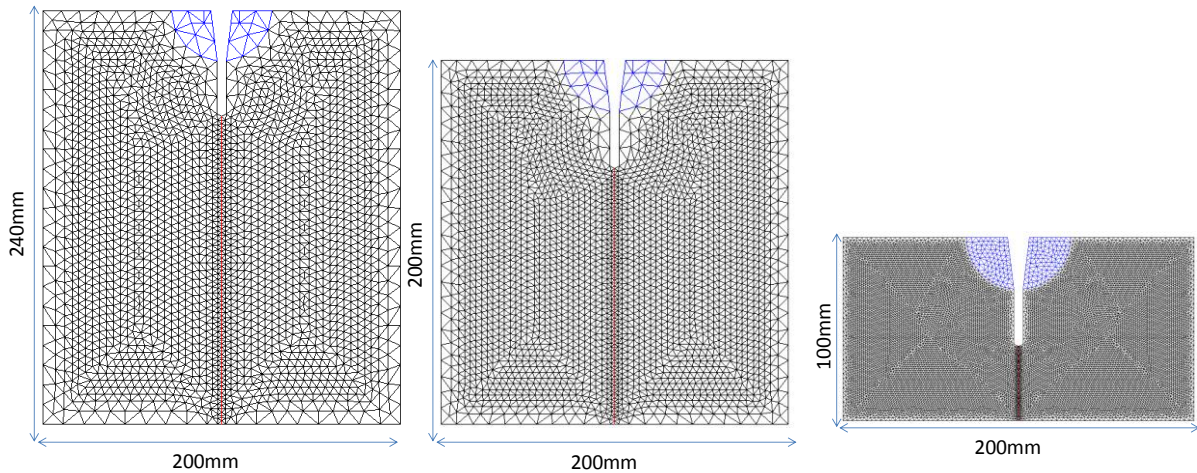


Figure II-44 Maillages correspondants à différentes hauteurs de l'éprouvette WST

Les courbes de la Figure II-45 montrent un effet considérable de la hauteur de l'éprouvette WST en gardant les autres dimensions constantes dans les 3 cas. En faisant varier que H de 24mm à 200mm et 100mm la force maximale de fendage devient plus faible par contre la forme de la courbe ne change pas.

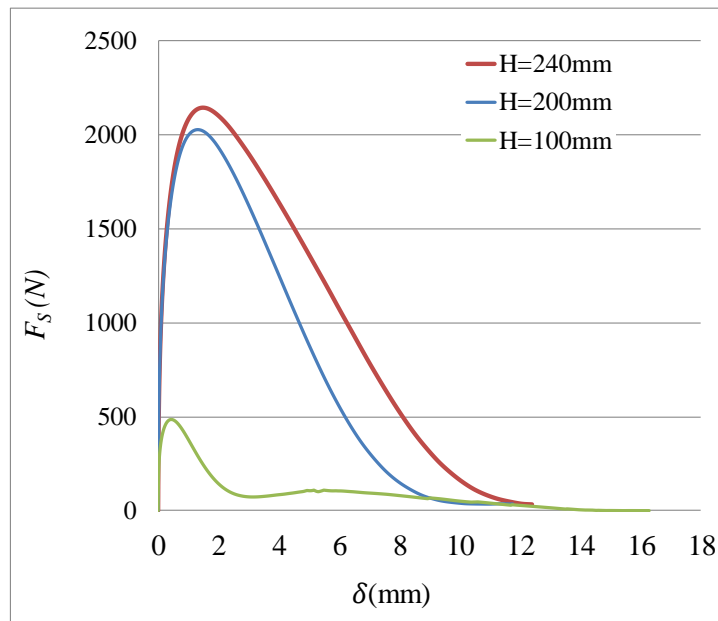


Figure II-45 Effet de la hauteur H de l'éprouvette WST sur la loi de l'interface

**e. Effet d'échelle de l'éprouvette WST**

Ce modèle ainsi programmé dans Cast3M permet également d'évaluer l'effet l'échelle de l'éprouvette WST. Les dimensions de l'éprouvette sont donc variées de 50% par rapport à la taille normale notée 100%. La Figure II-46 présente les dimensions étudiées dans cette section. Les tailles des mailles, la largeur d'appui ainsi que les paramètres de calcul sont gardées identiques dans les deux cas de dimensions d'éprouvette WST.

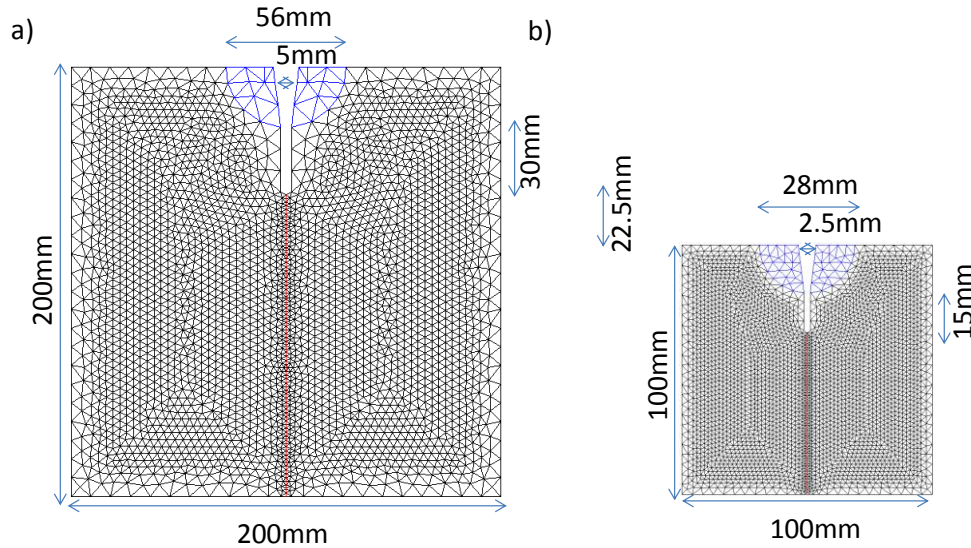


Figure II-46 Effet d'échelle de la géométrie d'éprouvette WST a)100% b) 50%

La Figure II-47 présente les courbes Force ouverture pour chaque cas. Nous pouvons remarquer que une diminution de la géométrie totale de l'éprouvette WST de 50% engendre une diminution de 38 % de la valeur de la force maximale, en revanche la forme de la courbe reste la même pour les 2 cas.

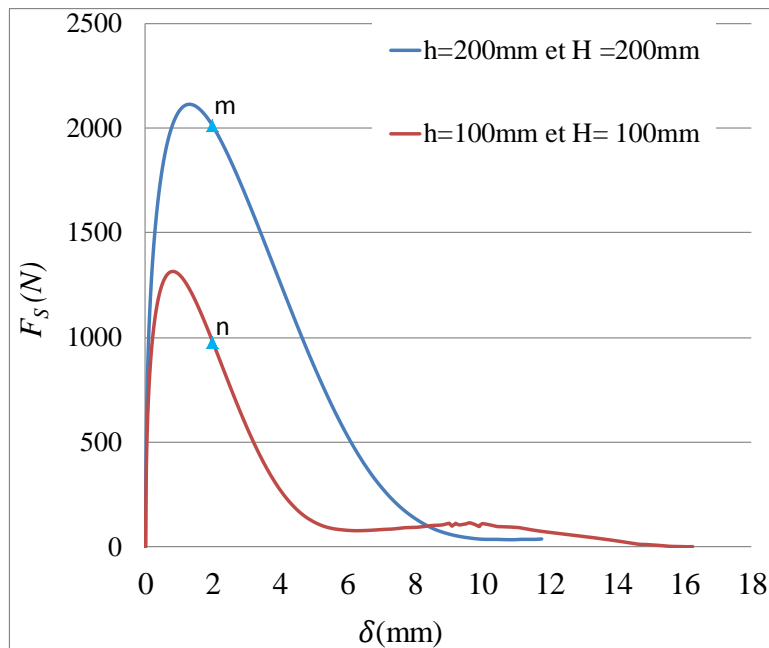


Figure II-47 Effet d'échelle de l'éprouvette WST sur la loi de l'interface

Les cartographies présentées dans les Figure II-48 de l'éprouvette WST de dimensions  $200 \times 200\text{mm}$  et  $100 \times 100\text{mm}$  respectivement montrent la distribution des champs de contraintes, de déformation et l'évolution de l'endommagement après la force maximale de fendage (au point m et n). Les points m et n correspondent à un même niveau d'ouverture du décollement d'interface.

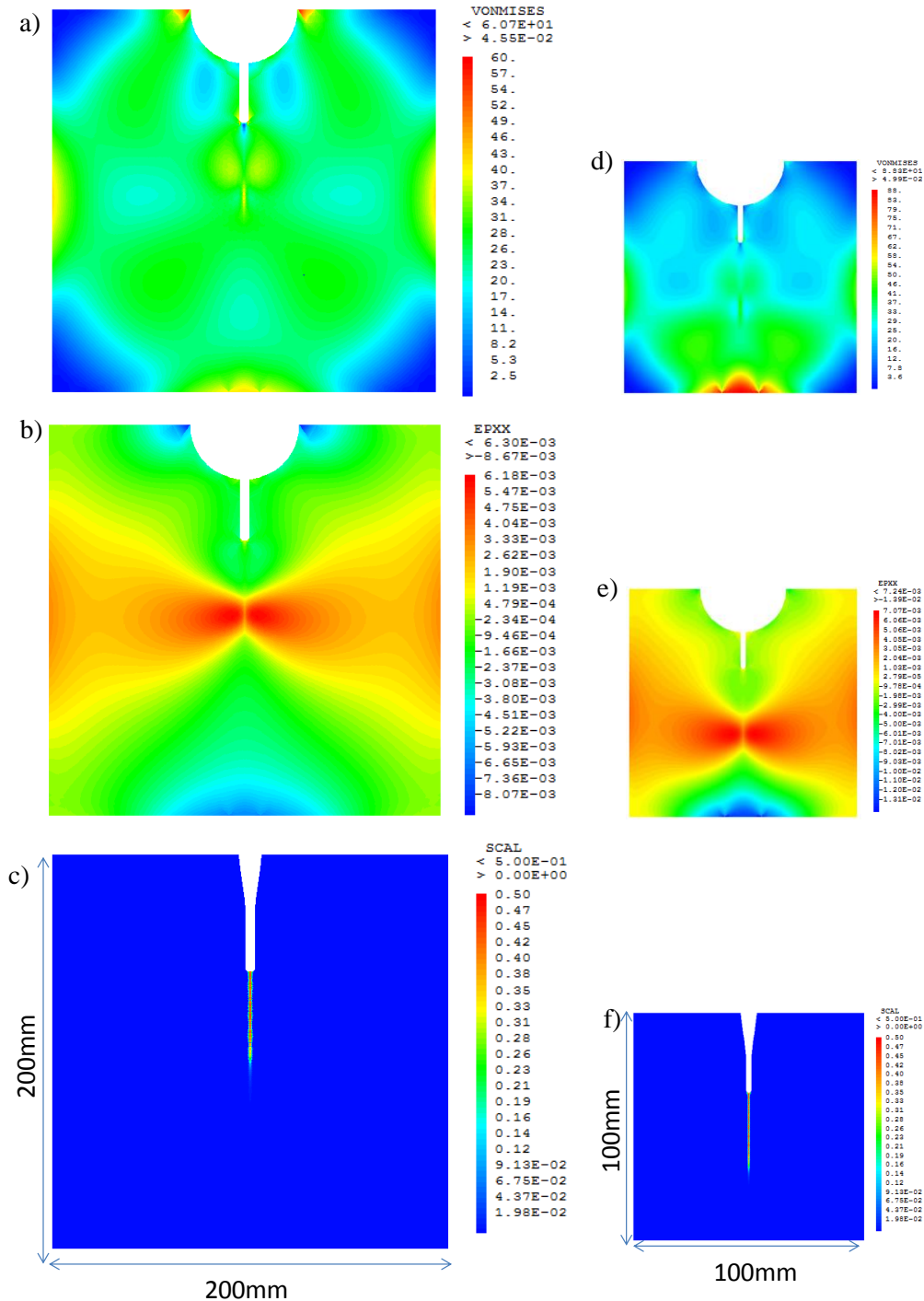


Figure II-48 Pour une même valeur d'ouverture de décollement aux points m et n: a) et d) Champs de contraintes de Von Mises b) et e) Champs de déformation  $\epsilon_{xx}$  c) et f) Evolution de l'endommagement

La variation des dimensions de l'éprouvette WST est abordée dans ce paragraphe et nous montrons l'effet considérable du choix de ces dernières sur la force maximale de fendage ainsi que sur l'allure de la courbe au niveau de la phase de propagation du décollement. Cette application pourra guider ainsi à mieux choisir la géométrie des éprouvettes WST selon le matériau que l'on souhaite étudier.

## **II.6 Bilan**

Dans ce chapitre la géométrie des éprouvettes WST ainsi que l'adaptation des différentes pièces d'essai ont été premièrement décrites. La méthode pour la détermination de la longueur du décollement par DIC utilisé dans cette thèse a été décrite. Le suivi du décollement par corrélation d'image DIC et utilisation des capteurs de déplacement sera utilisé par la suite pour obtenir les valeurs des trois indicateurs finalement choisis. Comme exposé précédemment, ces indicateurs seront utilisés pour interpréter les différents essais réalisés dans ce travail de thèse qu'ils soient faits dans l'air ou sous eau comme décrits dans les chapitres suivants. Le modèle ZC qui dépend de trois paramètres notamment : la raideur et l'énergie de décollement interfaciales (initiale et critique) a été utilisé dans ce travail afin de modéliser le WST et étudier l'effet de la géométrie de l'éprouvette. Cette étude a permis en particulier d'évaluer la sensibilité de l'effet de chaque paramètre du modèle. Elle permet d'optimiser la taille de l'éprouvette afin de favoriser un décollement en mode I au niveau de l'interface.

A l'issue de cette étude, l'essai WST adapté et utilisé dans les différents chapitres de ce manuscrit est bien évalué.



C

## **Chapitre III    Caractérisation du collage des interfaces : enrobé bitumineux percolé par du béton de ciment**

L'évaluation par essai de fendage par coin du collage entre les couches d'une structure de type béton de ciment mince collé (BCMC) (CIMbéton, 2000) (De Larrard et al., 2005) (cf Figure I.29 du chapitre I) est l'objectif de ce chapitre. Dans ce type de structure de chaussée, la présence de joints de pré-fissuration existe de façon à contrôler les apparitions de fissures lors du retrait du matériau cimentaire. Ces joints présentent le point faible de ces structures car les concentrations de contraintes au droit du joint et de l'interface sont telles que de possibles décollements peuvent exister (Chabot et al., 2005) (Chabot et al., 2007). En effet, la plus part des dégradations observées in-situ de fissuration en coin de dalle s'expliquent en raison des effets du retrait du matériau cimentaire, des gradients thermiques et d'éventuels problèmes de durabilité du collage.

Cette solution de chaussée intéressante pour des structures urbaines en France, a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche afin d'analyser le collage des matériaux de béton de ciment mince collés à de l'enrobé bitumineux par percolation de ses vides durant sa fabrication et pour une meilleure connaissance du fonctionnement mécanique de la structure BCMC (Pouteau, 2004) (Hun, 2012) (Pouteau et al., 2004) (Tschegg et al., 2007) (Chabot et al., 2017) (Mateos et al., 2017) (Mu and Vandenbossche, 2017) etc...

Il a été noté que le collage des deux matériaux est assez bon et que l'eau peut favoriser le décollement. Ce chapitre a pour but de présenter les essais WST mis au point sur ce type de collage sur éprouvettes dites B (béton de ciment) /N (enrobé bitumineux). Il est aussi une continuité des précédents travaux effectués au sein de la même équipe sur l'analyse des propriétés mécaniques des interfaces pour les chaussées composites avec des essais de collage en mode mixte réalisés en statique en laboratoire (Hun, 2012) (Hun et al., 2012) et des essais en fatigue réalisés à la fois en laboratoire et lors d'essais accélérés in situ (Pouteau, 2004) (Pouteau et al., 2004). Les essais WST (rupture en mode I) de ce chapitre sont tous effectués à température ambiante d'environ 20°C et à déplacement contrôlé et imposé de 0,7 mm/min conformément à la littérature (Hun et al., 2012; Petit et al., 2018b).

### **III.1 Présentations des différentes éprouvettes testées**

#### **III.1.1 Caractéristiques des matériaux et des interfaces**

Deux traitements d'interfaces B/N sont testés. Ces deux types d'interfaces viennent chacune d'un groupe de matériaux issus des travaux de thèse mentionnés précédemment (Figure III-1).



Figure III-1 a) Planche expérimentale FABAC de la thèse de (Pouteau, 2004) b) Blocs B/N fabriqués en laboratoire lors de la thèse (Hun, 2012)

Le premier groupe de matériaux noté BE est issu d'une construction effectuée en taille réelle durant les travaux de thèse de Pouteau (Pouteau, 2004). Une structure similaire à la structure BCMC est fabriquée sur le site de l'IFSTTAR Nantes en 2003 (Figure III-1(a)) avec une épaisseur de 8 cm du béton de ciment ( $E = 32600$  MPa;  $\nu = 0.25$ ) coulé sur une couche neuve d'enrobé bitumineux GB3 ( $E_{eq} = 13000$  MPa à  $15^{\circ}\text{C}$  et  $10\text{Hz}$ ;  $\nu = 0.35$ ) préalablement traitée par grenailage de l'interface. Ce grenailage a pour but de dénuder les cailloux du bitume résiduel avant le coulage du béton sur la surface de l'enrobé (voir paragraphe I.2 du chapitre I). Au cours de la destruction de cette planche en 2016 un bloc loin de la zone endommagée par l'essai accéléré Fabac a pu être extrait. Nous l'avons utilisé pour tester par WST une telle interface et pouvoir ainsi comparer les résultats des différents essais entre eux.

Le deuxième groupe de matériaux est issu d'une fabrication réalisée en laboratoire en 2011 durant les travaux de thèse de Hun (Hun, 2012) effectués à l'IFSTTAR Nantes. Dans ce cas, le béton de ciment ( $E = 36000$  MPa;  $\nu = 0.25$ ) a été coulé directement sur la couche d'enrobé bitumineux (BBSG) ( $E_{eq} = 13690$  MPa à  $15^{\circ}\text{C}$  et  $10\text{Hz}$ ;  $\nu = 0.35$ ) après un lavage avec de l'eau et séchage de l'interface. Nous avons eu de la chance d'avoir quelques éprouvettes restantes de la thèse de Hun stockées depuis 2012 dans une salle climatisée au sein du LAMES. Au début de la thèse, ces éprouvettes ont servi également à vérifier le bon déroulement de l'essai ainsi équipé des pièces et de l'instrumentation. Ces essais ont permis d'effectuer quelques améliorations sur le système en attendant d'avoir les éprouvettes grilles/enrobé du projet ANR SolDuGri (Godard et al., 2017).

Les caractéristiques des matériaux de ces deux types de blocs de bicouches B/N sont données dans le Tableau III-1. Une faible différence dans la granulométrie ainsi que dans le pourcentage de vide  $y$  est notée (Tableau III-1).

Tableau III-1 Caractéristiques B/N extraits des thèses de Pouteau (Pouteau, 2004) et Hun (Hun, 2012)

	Granulométrie (mm)		% de vide		W/C (Béton)
	Béton	Enrobé	Béton	Enrobé	
BE (Pouteau, 2004)	0/14	0/14	7.0	4.80	0.61
1GT (Hun, 2012)	0/10	0/11	9.6	2.33	0.68

### III.1.2 Préparation des éprouvettes

Aussi, durant la première année de thèse, en attendant l'adaptation et la mise au point des matériels de l'essai WST sur la presse du LAMES, l'ensemble des essais faits sur les éprouvettes Blanc/ Noir ont été effectués sur une presse Zwick au laboratoire GMG de l'IFSTTAR Nantes. Un capteur de force de 2.5 kN est utilisé. L'essai, piloté en déplacement imposé à la vitesse de 0,7 mm/min, est contrôlé à l'aide d'un capteur de déplacement RMS3 L (de course 50mm) (Figure III-2). Cette vitesse d'essai est choisie afin de pouvoir comparer nos résultats avec ceux de Hun (Hun, 2012), Pouteau (Pouteau, 2004) ainsi que potentiellement les travaux du groupe 3 (TG3) du comité technique 241 international de la RILEM (Petit et al., 2018b) (Petit et al., 2018a) (voir paragraphe I.6 du chapitre I). Afin de suivre l'ouverture du décollement à l'interface, d'une part deux capteurs LVDT (de course 10 mm ± 50µm) sont collés au-dessous et au-dessus du fond de l'entaille sur une des deux faces de l'éprouvette (Voir Figure II.9 chapitre II). Sur l'autre face une zone de mouchetis est préparée pour la DIC (voir Figure II.19 du chapitre II). L'éprouvette est placée sur un appui linéaire de largeur 16 mm.

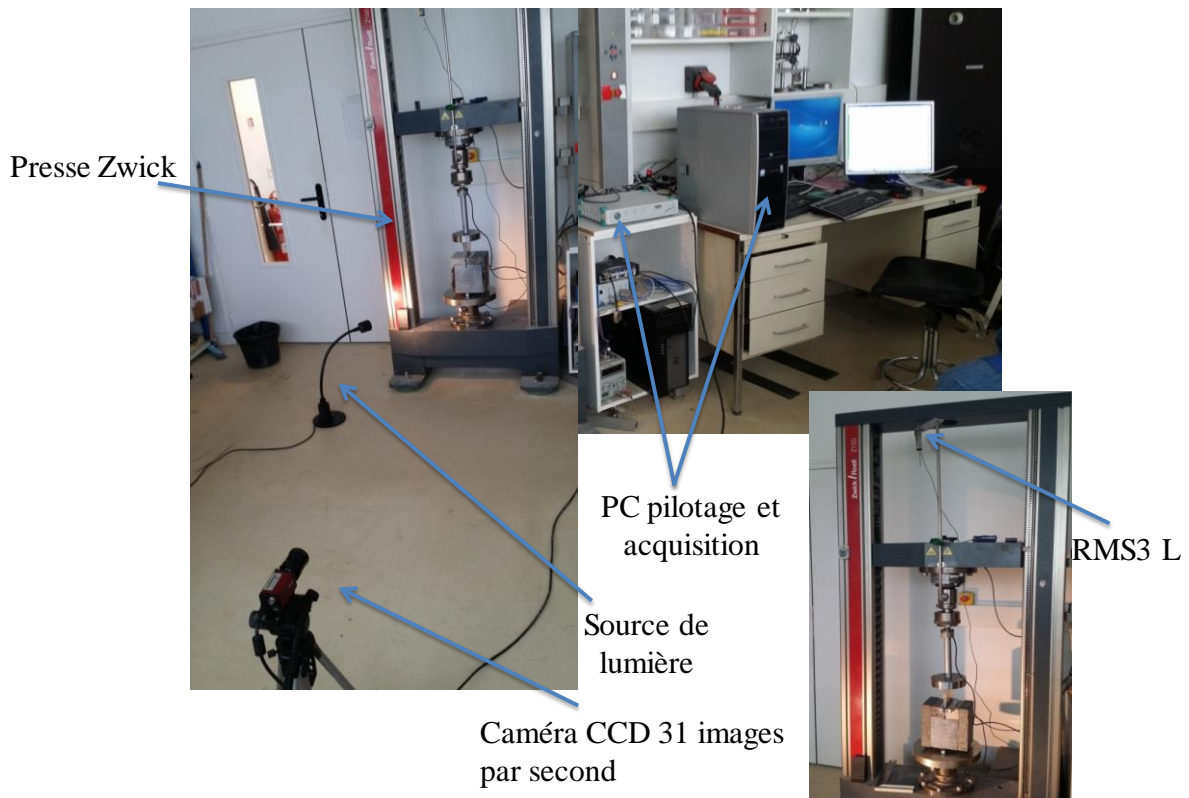


Figure III-2 Dispositif expérimental du GMG de l'IFSTTAR utilisé en début de thèse

A partir des blocs récupérés comme présentés précédemment des éprouvettes sont découpées et préparées de façon identique (cf annexe A.I). À partir de ce qui est récupéré des deux travaux précédents, seulement quatre éprouvettes nommées BE avec un traitement par grenailage de l'interface (Pouteau, 2004) et six éprouvettes nommées 1GT sans traitement de l'interface (Hun, 2012) sont fabriquées et testées. En remarque, le sens de découpage respecte normalement le sens du

compactage de l'enrobé bitumineux. Pour les éprouvettes BE, aucune indication de ce sens n'a pu être donnée par l'équipe lors du prélèvement des blocs voués à la destruction. Concernant les éprouvettes 1GT quatre éprouvettes supplémentaires ont été découpées par inadvertance dans le sens perpendiculaire à celui du compactage. Les résultats intéressants de ces derniers essais sont présentés dans la section III.5.

Le Tableau III-2 et Tableau III-3 présentent les dimensions  $h \times b \times H$  pour chaque éprouvette testée. Ces dimensions dépendent essentiellement, pour la valeur de la largeur  $h$ , des épaisseurs des matériaux utilisés dans ces thèses.

Les éprouvettes BE ont toutes les mêmes dimensions de  $186 \times 150 \times 200 \text{ mm}^3$  (Tableau III-2).

Tableau III-2 Dimensions et résultats des éprouvettes BE testées par le WST ( $\sim 20^\circ\text{C}$ ,  $0.7\text{mm/min}$ ) (avec un traitement d'interface)

Eprouvettes	h (m)	b (m)	H (m)	T $^\circ\text{C}$	S <sub>F</sub> <sup>max</sup> (m <sup>2</sup> )	F <sub>S</sub> <sup>max</sup> (N)
BE1	0.187	0.151	0.201	19.95	0.020	8686
BE2	0.185	0.151	0.201	20.60	0.020	7699
BE3	0.186	0.150	0.204	20.40	0.019	9130
BE4	0.186	0.150	0.205	20.25	0.020	8319
Valeur moyenne					0.020	8459 ± 605

Pour les éprouvettes 1GT, quatre ont une même dimension de  $120 \times 121 \times 204 \text{ mm}^3$  et deux ont une même autre dimension de  $120 \times 150 \times 200 \text{ mm}^3$  (voir Tableau III-3). Cette différence dépend de la dimension des blocs de taille inégale récupérés initialement.

Tableau III-3 Dimensions et résultats des éprouvettes 1GT testées par le WST ( $\sim 20^\circ\text{C}$ ,  $0.7\text{mm/min}$ ) (sans traitement d'interface)

Eprouvettes	h (m)	b (m)	H (m)	T $^\circ\text{C}$	S <sub>F</sub> <sup>max</sup> (m <sup>2</sup> )	F <sub>S</sub> <sup>max</sup> (N)
1GT2-1b	0.121	0.122	0.204	20.70	0.017	3833
1GT2-1a	0.119	0.121	0.203	20.60	0.016	4345
1GT3-2b	0.121	0.121	0.204	20.70	0.016	3598
1GT3-2a	0.120	0.121	0.204	20.60	0.017	3779
1GT5-2a	0.120	0.150	0.200	19.30	0.020	4136
1GT5-2b	0.120	0.150	0.2003	20.00	0.018	3937
Valeur moyenne					0.017	3938 ± 267

Ainsi une différence de profondeur (b) et de largeur (h) entre les éprouvettes de type 1GT et les éprouvettes BE est notée.

### III.2 Observation des surfaces de rupture

Alors que dans ces éprouvettes le béton de ciment vient percoler les vides du matériau bitumineux créant ainsi une zone de type interphase (voir section I.1 du chapitre I), comme pour les résultats obtenus avec des essais de rupture en mode mixte (Chabot et al., 2013), nous notons un délaminage quasi total de l'interface B/N obtenu avec le WST quel que soit le traitement de ce type d'interfaces (Figure III-3).

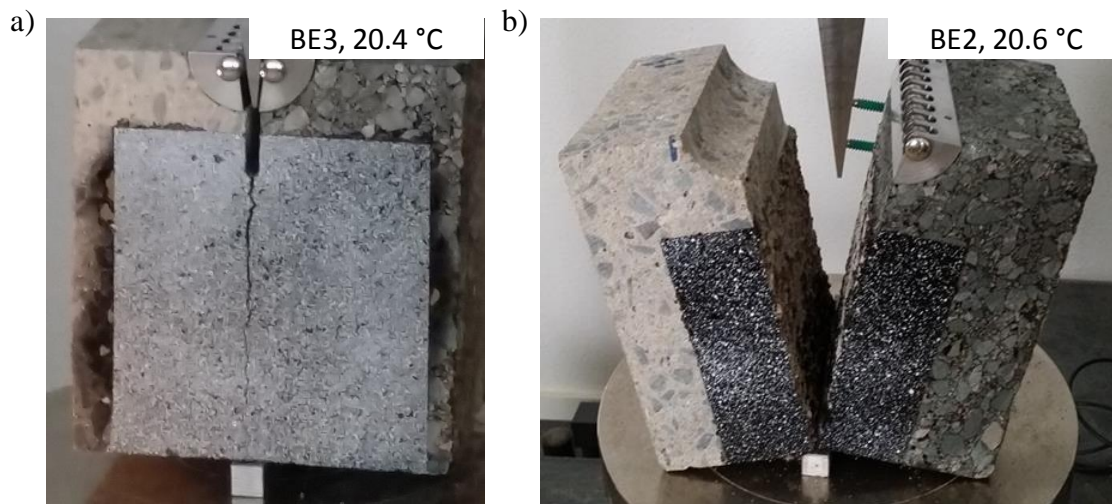


Figure III-3 Exemples de la rupture de l'interface pour les matériaux composites a) propagation du décollement à un moment pendant l'essai; b) décollement total de l'éprouvette

L'observation de l'état de la surface de rupture finale des éprouvettes BE et 1GT testées (Figure III-4) permet de constater que :

- Pour les deux jeux d'éprouvettes, des tâches du béton de ciment sont présentes sur les deux surfaces rompues.
- Les éprouvettes BE présentent quelques traces de bitume sur la surface du béton de ciment ainsi rompue (Figure III-4 (a, c)).

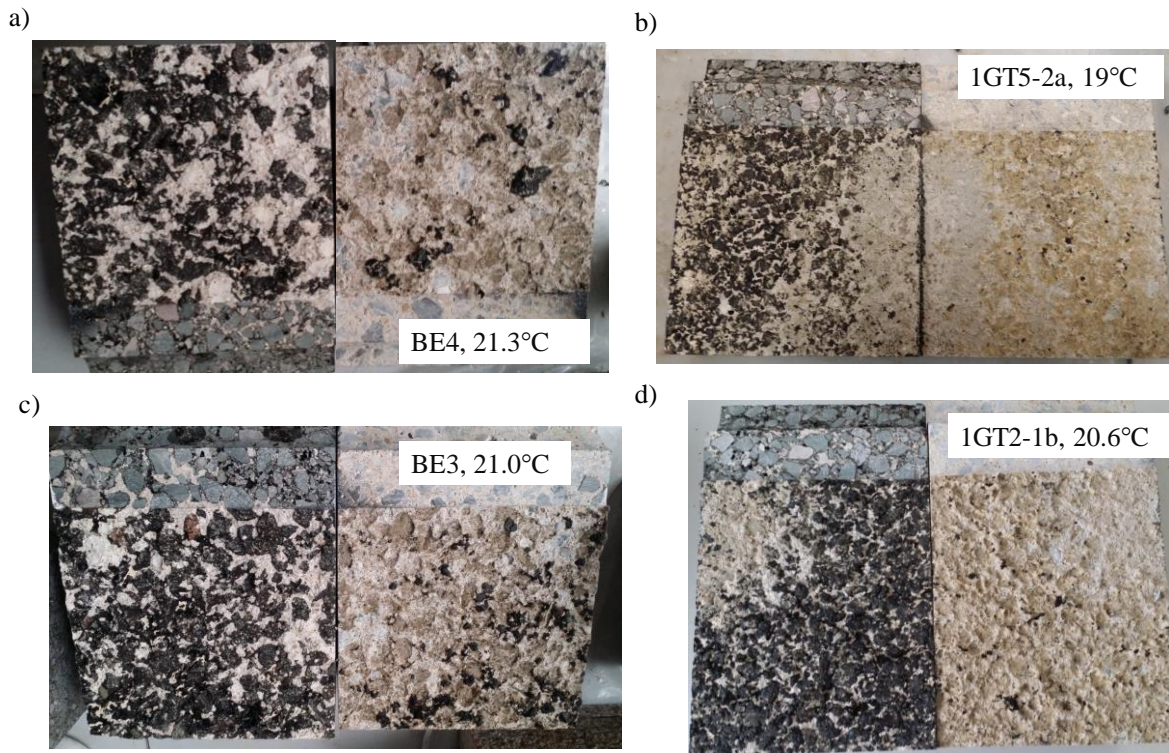


Figure III-4 Etat de surface de rupture des interfaces des a, c) éprouvettes BE; b, d) éprouvettes 1GT (Gharbi et al., 2017b)

Les éprouvettes BE issues d'une construction réelle en vraie grandeur contenant un traitement d'interface, qui a priori, améliore l'accrochage entre les deux couches (Pouteau, 2004) (Pouteau et al., 2004), peut expliquer cette observation. En revanche, pour les éprouvettes 1GT fabriquées en laboratoire avec seulement un simple nettoyage de l'interface par de l'eau, l'interface rompue semble plus nette comme également constaté lors d'essais accéléré FABAC (Chabot et al., 2008).

### III.3 Analyse des courbes force – ouverture du décollement

Après chaque essai, la surface de rupture finale  $S_F^{max}$ , calculée ainsi par la profondeur de l'éprouvette multipliée par la longueur finale rompue ( $b \times a_L$ ), est déterminée pour chaque essai. Ces surfaces sont reportées dans les Tableau III-2 et Tableau III-3. En considérant que cette longueur  $a_L$ , mesurée à la fin de chaque essai par les techniques DIC, est constante de part et d'autre de l'éprouvette. La Figure III-5 illustre la moyenne des valeurs maximales de la surface de rupture  $S_F^{max}$  pour chaque type de traitement d'interface B/N. Les éprouvettes ont plus ou moins la même hauteur mais présentent comme mentionné précédemment une différence d'épaisseur ( $b_{1GT} \approx 87\% b_{BE}$ ), d'où la différence observée dans la Figure III-5. Cette différence est moindre au regard de la dispersion des résultats des éprouvettes 1GT.

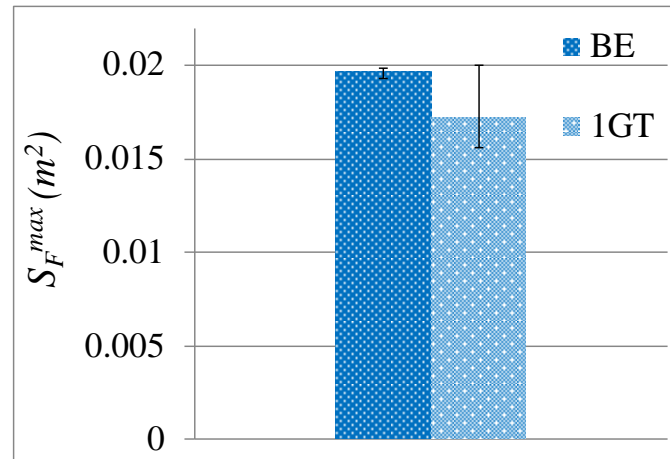


Figure III-5 Surface totale de rupture pour les éprouvettes BE et 1GT (valeurs moyennes et barres d'erreur)

L'ouverture du décollement notée  $\delta$  est mesurée par les deux techniques le LVDT et DIC. La Figure III-6 présente un exemple de courbe  $F_S - \delta$  tracé avec ces deux mesures.

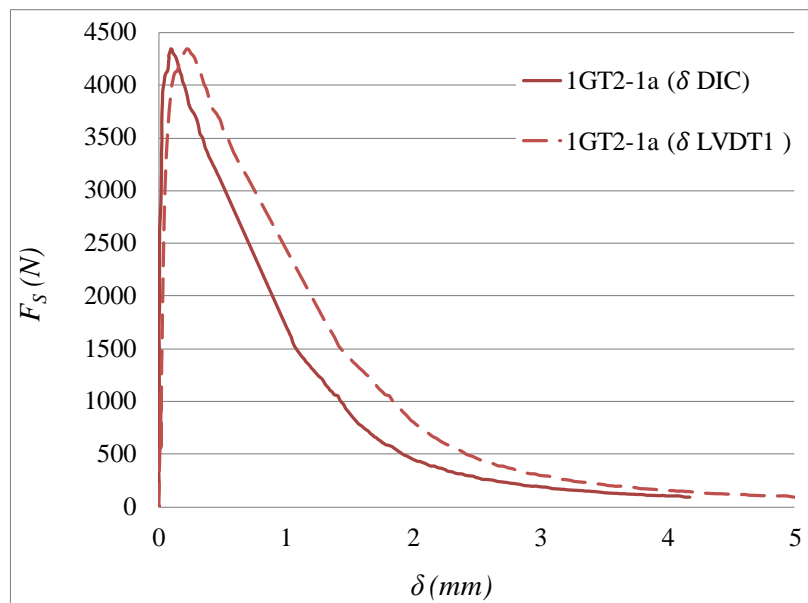


Figure III-6 Exemple de courbes  $F_S - \delta$  pour une des éprouvettes composites de type 1GT (0.7mm/min ; 20°C)

Généralement les courbes déterminées respectivement de part et d'autre de la surface de rupture avec la DIC et les LVDT sont en décalage par rapport à l'une et l'autre (Figure III-6). En effet, outre la précision des mesures qui n'est pas la même, et les rugosités, porosités plus au moins disposées de façon non homogène sur l'interface, l'ouverture du décollement peut ne pas s'effectuer finalement de part et d'autre de la même manière sur les deux faces de l'éprouvette. La longueur du décollement  $a_L$  peut ne pas être la même. En effet, pour une même valeur de force de fendage  $F_S$  si nous avons une ouverture nommée  $\delta_{LVDT1}$  mesurée sur une face qui est plus grande que celle  $\delta_{DIC}$  mesurée sur l'autre



face nous allons avoir une longueur du décollement  $a_{L,1}$  plus grande que  $a_{L,2}$  respectivement (Figure III-7). Ceci veut dire que le décollement de l'interface dans la profondeur de l'éprouvette ne présente pas une surface rectangulaire mais plutôt globalement un trapèze rectangle comme illustré dans la Figure III-7.

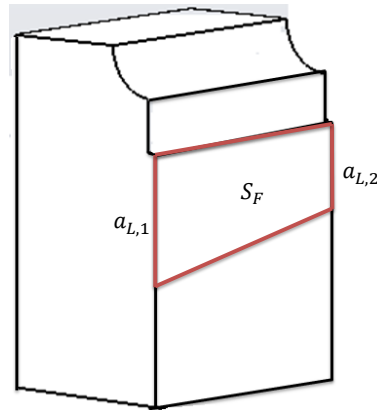


Figure III-7 L'état de la surface de rupture au cours du décollement pour un matériau hétérogène

Par contre, l'incertitude des mesures effectuées par le LVDT ( $\sim \pm 30$  à  $50\mu m$ ) est plus élevée que celle obtenue par la DIC ( $\sim \pm 3\mu m$ ). Nous n'utilisons par la suite ainsi que les courbes tracées en fonction de  $\delta_{DIC}$  pour l'analyse des résultats à partir des trois indicateurs décrites dans le chapitre II (paragraphe II.4). De plus, nous n'avons pas accès à la longueur du décollement à chaque fin de l'essai sur la face instrumentée par les deux LVDT car ceux-ci sont placés uniquement dans les 20 premiers mm sur la face de la rupture. La peinture blanche en blanc de Meudon appliquée sur cette face nous permet seulement de visualiser à l'œil la longueur du décollement et d'en mesurer sa longueur finale. Par la suite et pour la comparaison des deux types de matériaux composites BE et 1GT, seulement les courbes obtenues à partir des mesures d'ouverture du décollement  $\delta_{DIC}$  sont choisies. Toute fois le lecteur intéressé peut trouver le détail de l'ensemble des courbes  $F_S - \delta$  tracées avec les  $\delta_{LVDT1}$  et  $\delta_{DIC}$  présentées dans l'annexe B.I.

La Figure III-8 présente les courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  pour les quatre éprouvettes BE et cinq éprouvettes 1GT au lieu de six. En effet, un problème d'acquisition des images durant l'essai pour l'éprouvette 1GT-2a est rencontré, d'où l'absence de sa courbe  $F_S - \delta_{DIC}$  dans la Figure III-8. Ces figures sont obtenues après traitement important d'une grande quantité de données enregistrées durant chaque essai. Une étape de traçage des courbes brutes sur Excel (ou scilab dans le cas des chapitres IV et V) est faite tout d'abord. Ensuite, il s'agit de fusionner les données capteurs et les informations déterminées par DIC à l'aide d'un programme réalisé sur scilab.

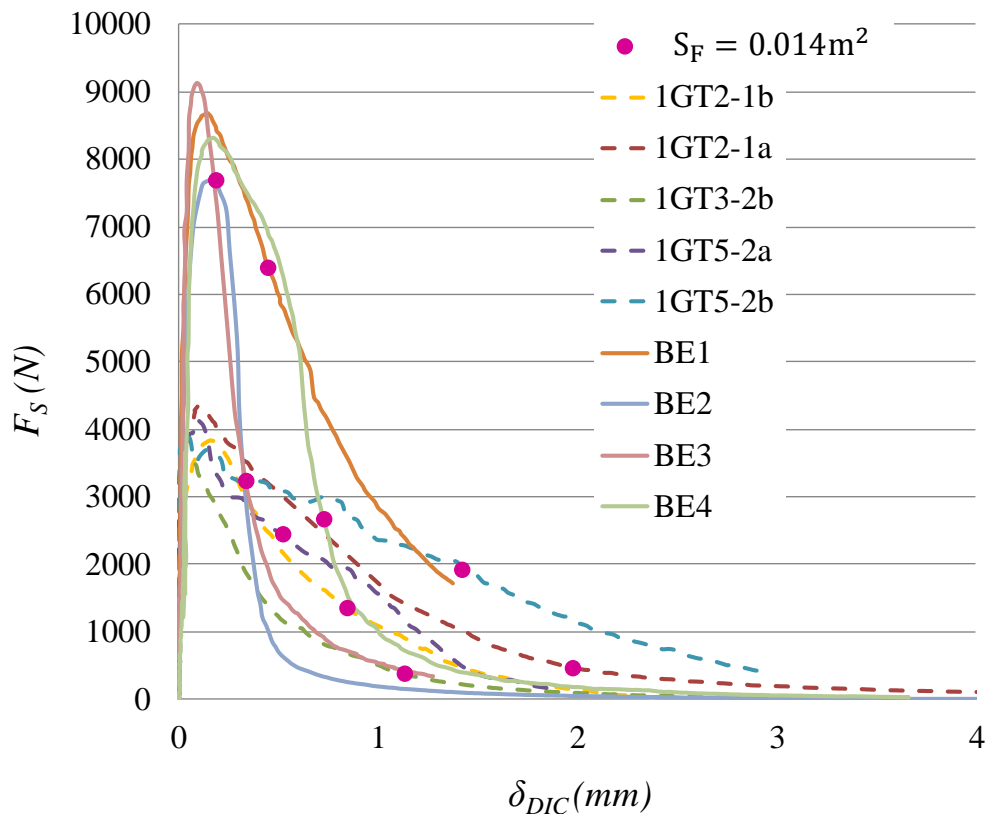


Figure III-8 Courbes  $F_S$ – $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes BE et 1GT ( $0,7 \text{ mm/min}$  ;  $20^\circ\text{C}$ )

Malgré la dispersion des résultats, deux différences sont observées sur ces deux jeux de résultats. La valeur maximale de la force de fendage est à peu près le double pour les éprouvettes BE par rapport à celles des éprouvettes 1GT (Figure III-8). Nous notons que, globalement, la rupture est plus fragile pour l'interface de type BE que pour celle de type 1GT. En effet, la phase de propagation du décollement après le pic de la force est plus rapide pour le matériau BE.

### III.4 Discussion sur les résultats d'essais

La Figure III-9 présente les valeurs moyennes des valeurs maximales de la force de fendage en pourcentage pour les éprouvettes BE et 1GT. Ainsi, l'analyse détaillée du premier indicateur d'essai donne une valeur moyenne de la force maximale pour les cinq éprouvettes 1GT à peu près égale à 47% de celle des quatre éprouvettes BE (avec de faibles barres d'erreur pour les deux jeux d'éprouvettes). La différence des pourcentages de vide des enrobés bitumineux utilisés, la méthode de compactage, le traitement de l'interface ainsi que l'âge entre les deux types d'éprouvettes composites peuvent expliquer ce résultat.

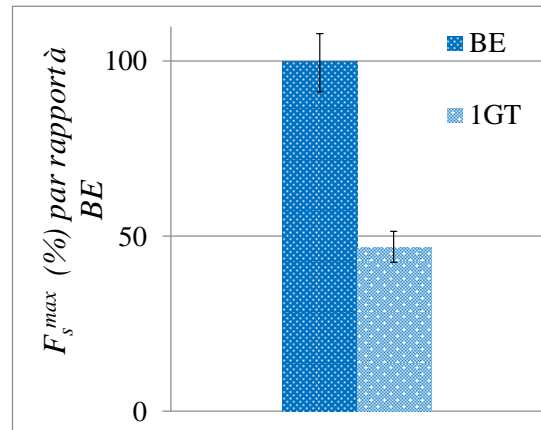


Figure III-9 Comparaison des valeurs moyennes de  $F_s^{max}$  en % pour les éprouvettes B/N de type BE (interface grenillée) et 1GT (sans grenailage) testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

L'énergie de rupture pour ces échantillons formés de matériaux hétérogènes dépend de la surface de rupture. Cette surface dépend-elle même de la profondeur  $b$  de l'éprouvette et de la longueur du décollement comme indiqué dans les Tableau III-2 et Tableau III-3. Ces deux dernières varient légèrement d'une éprouvette à l'autre. La Figure III-10 présente une comparaison des valeurs moyennes de l'énergie de rupture  $G_F$  déterminées selon l'équation II.7 (paragraphe II.4 du chapitre II) avec les deux techniques de mesure DIC et LVDT d'ouverture du décollement. Comme noté dans la Figure III-7, l'ouverture du décollement «  $\delta_{DIC}$  » ainsi que sa longueur «  $a_L$  » n'est pas la même sur les deux faces de l'éprouvette WST. Globalement les différences sont minimales sur cet indicateur pour les deux types d'éprouvettes. En effet, nous notons que la valeur moyenne des énergies déterminées par LVDT pour les cinq éprouvettes de type 1GT est de plus de 20% plus grande que celle des quatre éprouvettes de type BE, mais que la moitié de cette différence est renversée et très réduite avec les mesures obtenues par la DIC sur l'autre face de l'éprouvette.

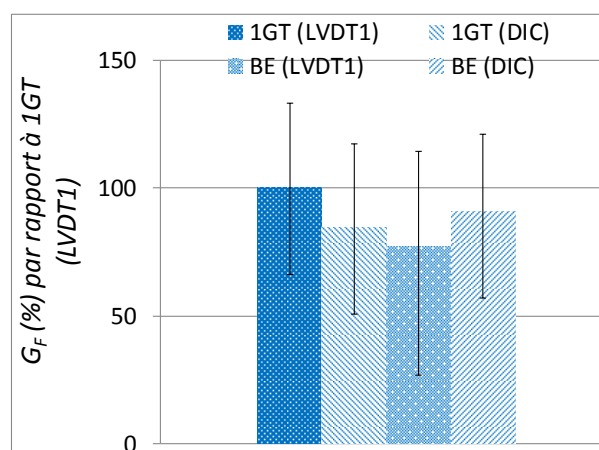


Figure III-10 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % déterminées avec la DIC et le LVDT1 pour les différentes éprouvettes B/N testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

Afin d'avoir une comparaison plus fine à partir d'une même surface de rupture  $S_F$ , une valeur minimale possible à atteindre par toutes les éprouvettes est choisie. Cette valeur correspondante  $S_F = 0.014m^2$  est calculée par rapport à une valeur moyenne minimale de la profondeur  $b = 121mm^2$ . Cette surface de  $0.014m^2$  présente environ 71% et 81% de la surface finale de rupture (Figure III-11) respectivement pour les éprouvettes BE et 1GT. Les énergies de rupture calculées en % pour cette valeur de surface de rupture sont présentées dans la Figure III-11. Nous remarquons que malgré la dispersion des résultats, l'énergie moyenne de rupture ( $G_F = 140 J/m^2 \pm 95 J/m^2$ ) pour les quatre éprouvettes BE est quasi-équivalent à 4% près par rapport à celle des cinq éprouvettes 1GT (voir Figure III-11). Ceci signifie que le traitement d'interface par grenailage ne semble pas avoir d'effet sur l'énergie de rupture durant la propagation du décollement.

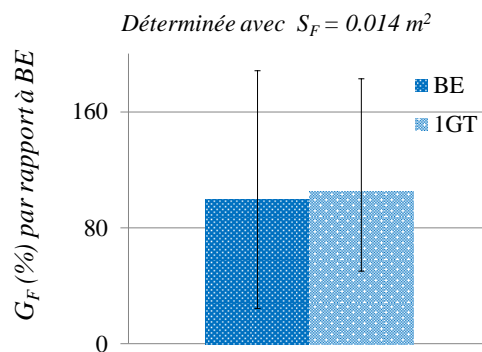


Figure III-11 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % pour  $S_F = 0.014m^2$  pour les matériaux BE et 1GT testées sans eau à  $0.7mm/min$  et  $20^\circ C$

Afin d'avoir plus de précisions sur les résultats, nous comparons les valeurs des énergies de rupture pour une même ouverture de décollement identifiée par analyse d'image à la valeur moyenne de  $\delta_{DIC} = 1.27mm$  (Figure III-12). Nous constatons alors que l'énergie de rupture est légèrement plus grande, à la dispersion près, pour les éprouvettes BE avec traitement d'interface. En effet, pour atteindre un même niveau du décollement, les éprouvettes de type BE ont besoin de 20% de plus d'énergie que les éprouvettes de type 1GT ( $G_F = 166 J/m^2 \pm 60J/m^2$ ) sans traitement de l'interface.

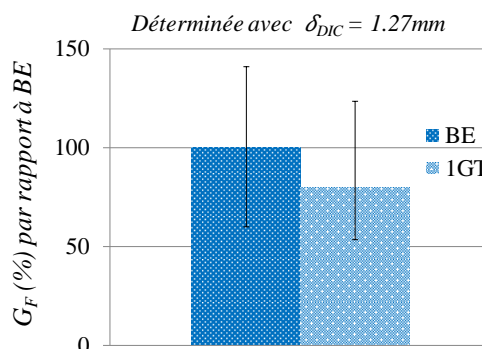


Figure III-12 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % pour  $\delta_{DIC} = 1.27 mm$  pour les matériaux BE et 1GT testées sans eau à  $0.7mm/min$  et  $20^\circ C$

Les résultats du 3<sup>ème</sup> indicateur reposant sur l'ouverture du décollement obtenue pour une surface de rupture constante et égale à  $S_F = 0.014m^2$  sont présentés dans la Figure III-13 et sont plus marqués. Les résultats confortent l'idée que plus la valeur de ce troisième indicateur est faible plus la rupture du décollement va vers un comportement brutal et fragile. De ce fait, l'interface des éprouvettes de type BE (avec grenailage) est rompue avec une force maximale plus grande également. Pour une surface de rupture de  $0.014 m^2$  l'ouverture du décollement mesurée pour les éprouvettes BE est à peu près de 57% plus petite que celle mesurée pour les éprouvettes 1GT (Figure III-13).

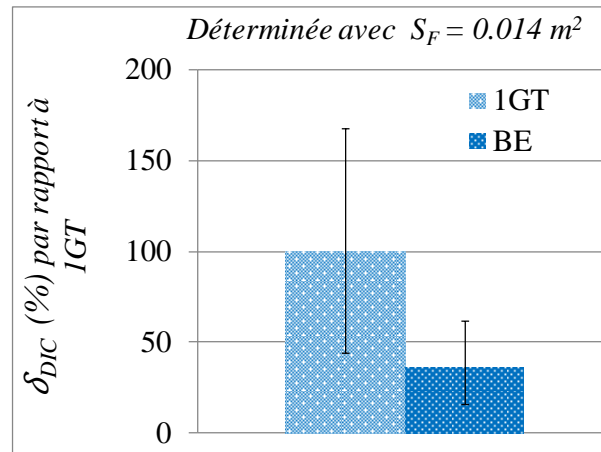


Figure III-13 Comparaison des valeurs moyennes de  $\delta_{DIC}$  en % pour  $S_F = 0.014m^2$  pour les éprouvettes B/N de type BE et 1GT testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

Sur les Figure III-14 et Figure III-15 nous présentons respectivement les résultats de la variation de l'énergie de rupture  $G_F$  en fonction de l'ouverture  $\delta_{DIC}$  du décollement pour les éprouvettes BE et 1GT (courbes déterminées selon la méthode indiquée dans l'exemple de l'annexe C.I.3). Au début de l'ouverture du décollement une chute de l'énergie est notée pour les deux types de matériaux testés. Cette chute est suivie par une phase de stabilisation de l'énergie qui correspond à la propagation du décollement. Ce phénomène a été aussi observé durant les travaux de thèse de Hun (Hun, 2012) sur l'analyse du décollement des éprouvettes B/N avec un essai en mode mixte de rupture (Chabot et al., 2017). Elle peut s'expliquer peut-être par une grande résistance de l'interface dû à la percolation du béton de ciment dans les vides de l'enrobé existant avant l'initiation du décollement. Après cette première phase, l'initiation de rupture prend place avec une chute en énergie et est accompagnée par une phase de résistance à l'ouverture du décollement par l'enrobé ainsi percolé plus constante jusqu'à la rupture totale.

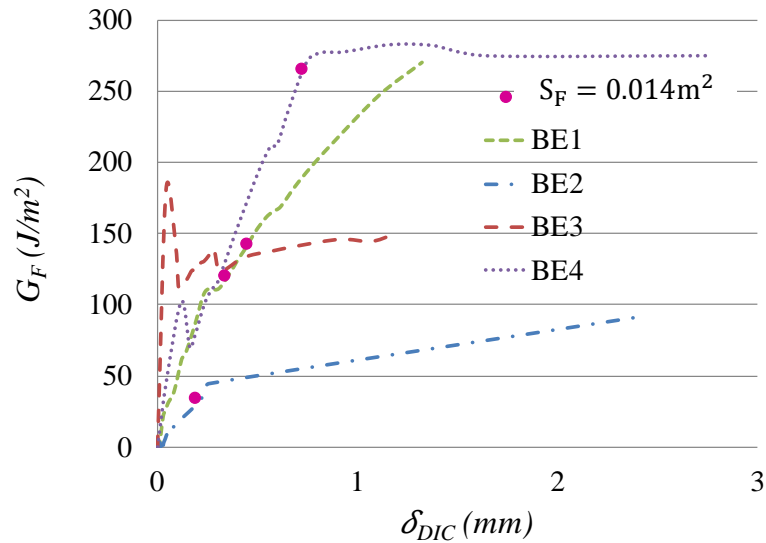


Figure III-14 Variation de  $G_F$  en fonction de  $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes BE testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

En conclusion, même s'il existe une réserve que les interfaces des éprouvettes BE aient réellement été testées dans le sens du compactage (une doute subsiste pour l'éprouvette BE4), nous remarquons que le grenailage semble améliorer la résistance de l'interface à l'initiation du décollement mais qu'il ne semble pas intervenir dans la résistance à sa propagation. Malgré le faible nombre d'échantillons testés au regard de la dispersion des résultats, ces résultats sont en accord avec ceux obtenus à l'aide d'essais accélérés sur planche FABAC sur le site du LCPC de Nantes durant la thèse de Pouteau (Chabot et al., 2008; Pouteau et al., 2004, 2006) .

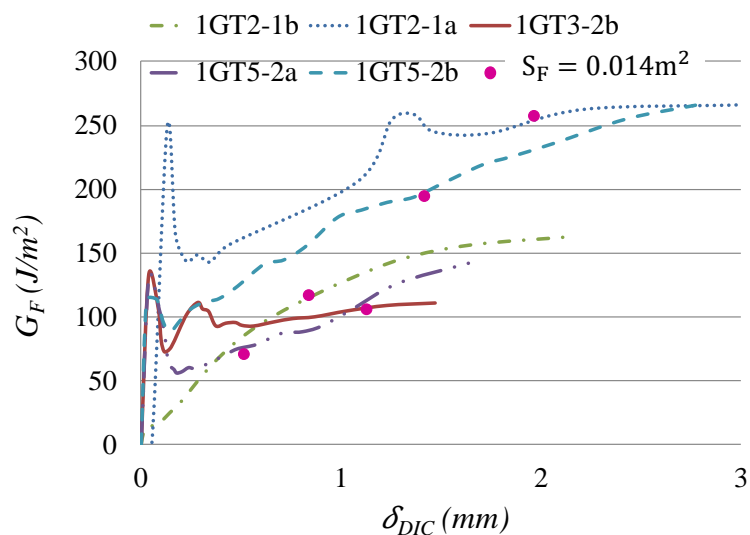


Figure III-15 Variation de  $G_F$  en fonction de  $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes 1GT testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

### III.5 Effet du sens de compactage sur les résultats WST B/N

Dans ce travail de thèse nous avons eu l'occasion d'évaluer l'effet de la direction du compactage sur les résultats du WST (sous chargement monotone avec un déplacement imposé de  $0.7\text{mm}/\text{min}$  et à température ambiante  $\sim 20^\circ\text{C}$  dans une salle climatisée) pour des éprouvettes de type BCMC sur les échantillons fabriqués en laboratoire de (Hun, 2012).

#### III.5.1 Préparation des éprouvettes

Quatre éprouvettes ont pu être ainsi préparées dans une plaque Blanc/Noir récupérée de la thèse de Hun (Hun, 2012) Figure III-16. Les interfaces de ces éprouvettes ne sont pas traitées par grenailage et sont nommées  $1GTi \perp$  ( $i \in \{1,2,3,4\}$ ). Elles sont découpées dans le sens perpendiculaire à celui du sens de compactage.



Figure III-16 Préparation des éprouvettes  $1GT \perp$

Le Tableau III-4 présente les dimensions ( $h \times b \times H$ ) de chaque éprouvette testée et la température d'essai correspondante. Les quatre éprouvettes ont à peu près toutes les mêmes tailles :  $200 \times 120 \times 200 \text{ mm}^3$ .

Tableau III-4 Dimensions et résultats d'essais des éprouvettes N/B de type  $1GT \perp$  dans le sens perpendiculaire de compactage (sans un traitement de l'interface)

Eprouvettes	h(m)	b(m)	H(m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
1GT1 $\perp$	0.202	0.117	0.203	19.36	0.015	5987
1GT2 $\perp$	0.200	0.121	0.200	19.45	0.015	1757
1GT3 $\perp$	0.202	0.120	0.202	20.00	0.014	5111
1GT4 $\perp$	0.201	0.120	0.200	19.56	0.016	6179
Valeur moyenne					0.015	4759 $\pm$ 2054

### III.5.2 Observations des surfaces de rupture

Un bon déroulement du WST est noté pour les quatre éprouvettes 1GT  $\perp$  testées avec un délaminage final total de l'interface (Figure III-17). Sur les états de surface de rupture de part et d'autre de l'interface ainsi rompue, nous remarquons peu de résidus de bitume sur la face supérieure en béton de ciment et nous n'observons que quelques taches de béton de ciment sur la face inférieure de la couche d'enrobé bitumineux. La rupture des interfaces semble dans ce cas, encore plus que dans les essais précédents réalisés dans le sens du compactage, s'être produite de façon adhésive entre l'enrobé et le béton.

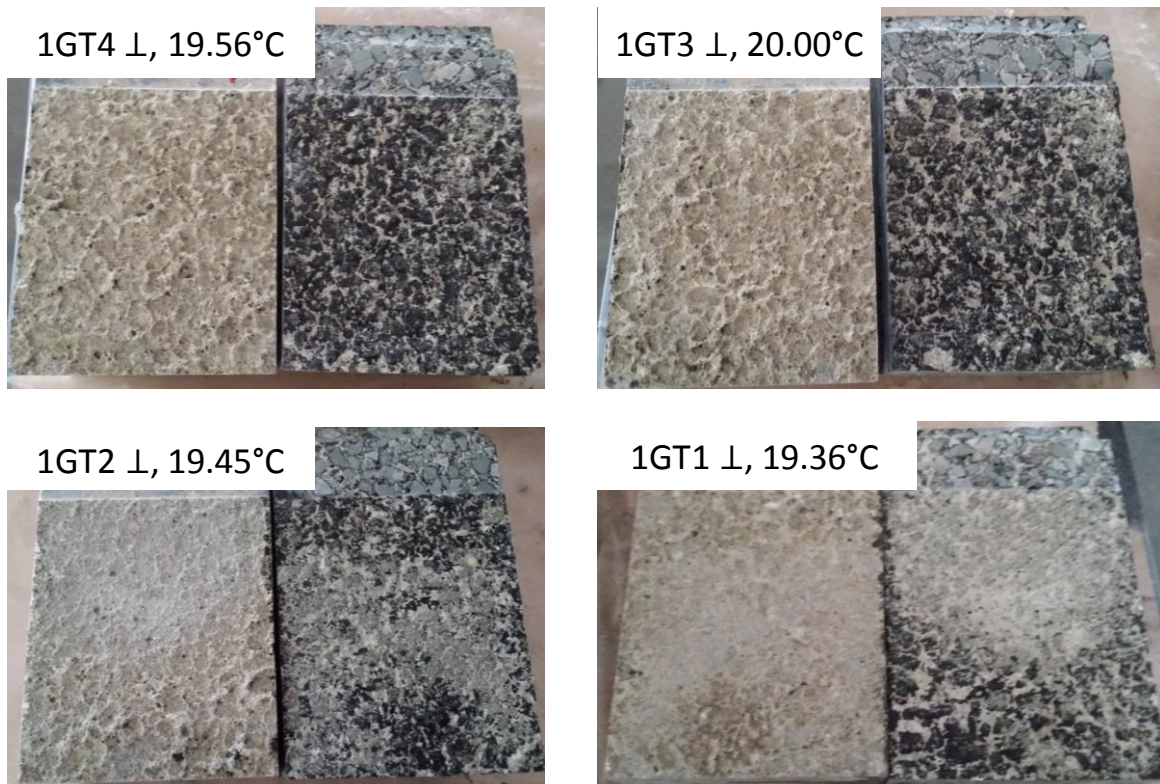


Figure III-17 Etat de surface de rupture des interfaces des éprouvettes de type 1GT  $\perp$

En fin d'essai, il peut rester une toute petite partie d'interface encore collée avant démontage de l'éprouvette, aussi la surface de rupture ( $b \times a_l$ ) est calculée exactement par la DIC (Cf. Tableau III-4). La Figure III-18 présente la moyenne des valeurs maximales de la surface de rupture  $S_F^{max}$  de ces éprouvettes de type 1GT  $\perp$  comparées à celles (notées 1GT) présentées dans le paragraphe III.1 de ce chapitre III. Nous notons qu'avec la dimension des éprouvettes 1GT  $\perp$  leur  $S_F^{max}$  est plus faible de 12% par rapport à celui des éprouvettes 1GT.



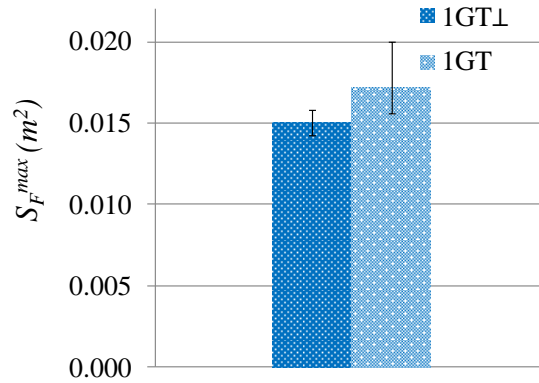


Figure III-18 Comparaison des valeurs moyennes de  $S_F^{max}$  en % pour les éprouvettes B/N de type 1GT et 1GT ⊥ testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

### III.5.3 Analyse des courbes Force-Ouverture du décollement

La Figure III-19 ci-dessous illustre les courbes forces-ouverture  $F_S - \delta_{DIC}$  obtenues par WST pour les éprouvettes 1GT testées au décollement dans le sens du compactage et les éprouvettes 1GT ⊥ testées au décollement dans le sens perpendiculaire à celui du compactage. Nous observons que les valeurs de la force maximale de fendage sont plus importantes avec des chutes d'effort plus brutales pour les éprouvettes de type 1GT ⊥ que pour les éprouvettes de type 1GT. La rupture des interfaces 1GT ⊥ semble moins ductile de fait dans ce sens. Dans ce cadre, il semble ainsi que le comportement de ce type d'interface ne soit pas isotrope mais plus de tests mériteraient d'être faits pour confirmer cette hypothèse.

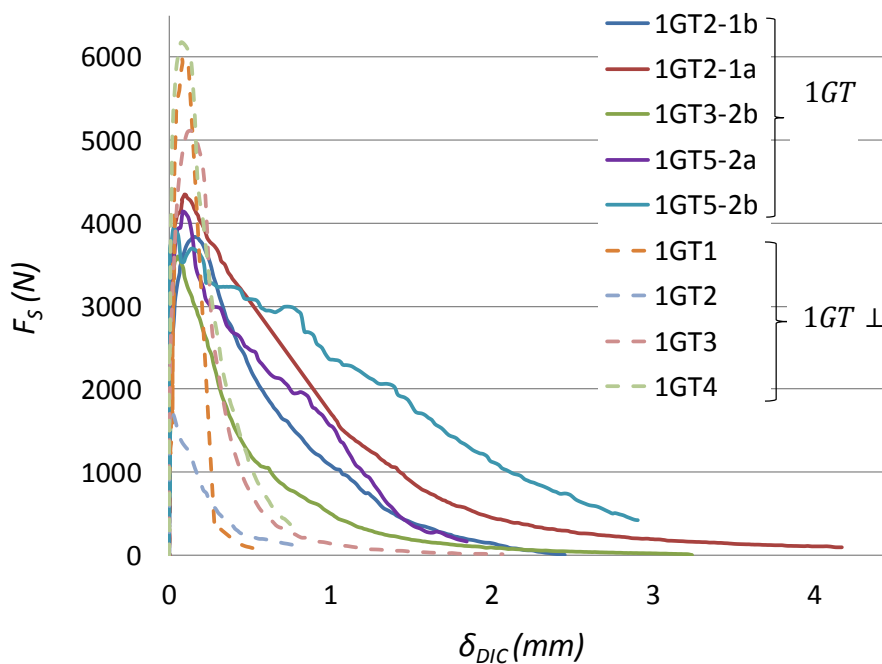


Figure III-19 Courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes B/N de type 1GT et 1GT ⊥ (0.7mm/min ; 20°C)

### III.5.4 Discussion sur les résultats d'essais

Les résultats observés sur les courbes forces-déplacements précédentes sont ici confirmés plus précisément, dans ce paragraphe, par les trois indicateurs définis dans le chapitre II.

Ainsi dans la Figure III-20 nous notons tout d'abord que la valeur moyenne de la force maximale de fendage est plus importante d'environ 17% pour les quatre éprouvettes 1GT  $\perp$  par rapport aux cinq éprouvettes 1GT, sachant que l'éprouvette 1GT2  $\perp$  trouble les résultats en augmentant les dispersions.

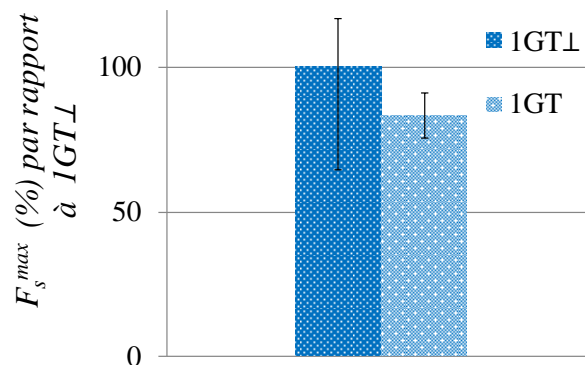


Figure III-20 Comparaison des valeurs moyennes de  $F_s^{max}$  en % pour les éprouvettes B/N de type 1GT et 1GT  $\perp$  testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

Nous remarquons ensuite sur la Figure III-21, que les valeurs moyennes des énergies de rupture, à même surface de rupture de 0.014m<sup>2</sup>, baissent de 53% dans le cas des éprouvettes 1GT  $\perp$  ( $G_F = 70 \text{ J/m}^2 \pm 39 \text{ J/m}^2$ ) par rapport aux éprouvettes 1GT et confirment ainsi le caractère plus fragile de la tenue de l'interface à son décollement.

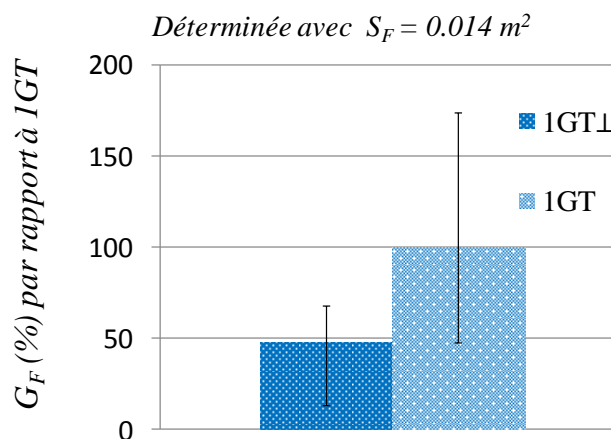


Figure III-21 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % pour  $S_F = 0.014\text{m}^2$  pour les éprouvettes 1GT et 1GT  $\perp$  ( $S_F = 0.014\text{m}^2$ ) testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

Enfin nous notons que pour cette même surface de rupture de  $S_F = 0.014\text{m}^2$ , l'ouverture du décollement  $\delta_{DIC}$  est plus faible de 31% pour les éprouvettes 1GT  $\perp$  comparées aux éprouvettes 1GT (Figure III.22).

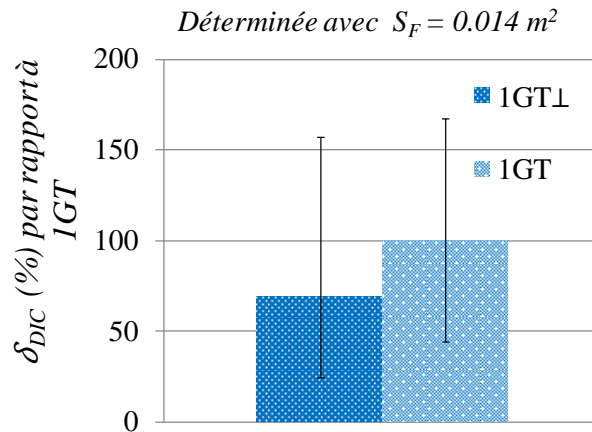


Figure III-22 Comparaison des valeurs moyennes de  $\delta_{DIC}$  en % pour  $S_F = 0.014 \text{ m}^2$  pour les éprouvettes B/N de type 1GT et 1GT  $\perp$  testées sans eau à 0.7mm/min et 20°C

La rupture du décollement semble ainsi plus fragile dans le sens perpendiculaire à celui du compactage que dans le sens du compactage pour les interfaces Blanc/Noir non traités et ainsi testé par le WST à 0.7mm/min et à température ambiante d'environ 20°C. Plus d'essais mériteraient d'être faits pour confirmer cette tendance.

### III.6 Bilan

Dans ce chapitre, nous avons testé en statique (0,7 mm/min,  $\approx 20^\circ\text{C}$ ) le collage des interfaces d'échantillons Blanc (béton de ciment) sur Noir (enrobé bitumineux) fabriqués lors de thèses antérieures à ce travail (Pouteau, 2004) (Hun, 2012). Malgré une très grande résistance à l'initiation de ce type d'interface, due probablement à la percolation du béton de ciment dans les vides de l'enrobé bitumineux, l'essai de rupture en mode I, tel que redéfini sur les éprouvettes WST à géométries modifiées (Cf. chapitre II), a montré avec succès sa capacité à décoller et propager la rupture sur l'interface entre ces deux matériaux de caractéristiques mécaniques différentes. Les conclusions des tests WST ainsi réalisés semblent de plus confirmer celles obtenues lors d'essais de collage en mode mixte réalisés en statique en laboratoire (Hun et al., 2012) (Chabot et al., 2013) et lors d'essais en fatigue de laboratoire et d'essai accélérés in situ de type FABAC à différentes températures (Pouteau et al., 2004) (Chabot et al., 2008). On confirme ainsi le fait que le grenailage de l'interface semble retarder l'initiation du décollement mais semble avoir un effet mineur sur sa propagation. Ce chapitre III valide ainsi l'intérêt de pouvoir disposer d'un essai de caractérisation du collage type WST en monotone sur échantillons prélevés du chantier.

Par ailleurs, nous avons montré que, si, le décollement d'interface est perpendiculaire à la direction du compactage du matériau bitumineux, alors, il semble fragiliser son comportement à la rupture en mode I. Cependant pour affirmer plus fermement ces résultats, malgré une taille de surface de rupture des interfaces relativement importante au regard des hétérogénéités des matériaux utilisés, la dispersion des résultats en terme d'énergie de rupture confirme également qu'il est nécessaire de tester plus

d'échantillons par type d'interface. Nous proposons par la suite, comme également recommandé dans les travaux internationaux de la RILEM (Petit et al., 2018b) de tester le collage des interfaces Grille de verre/ Enrobés bitumineux avec le WST sur au moins dix éprouvettes par type de configuration.



*S'il n'y avait pas d'hiver, le printemps ne  
serait pas si agréable : si nous ne goûtions  
pas à l'adversité, la réussite ne serait pas  
tant appréciée.*

*Anne Bradstreet (1612-1672)*



## **Chapitre IV Caractérisation du collage des interfaces : enrobé bitumineux renforcé par grille de verre**

Comme décrit dans le chapitre I de ce mémoire, le renforcement des chaussées par grille en fibre de verre est une solution utilisée depuis de nombreuses années pour leur réhabilitation. Cette solution permet d'une part de limiter la remontée des fissures de bas en haut de la structure et ainsi d'allonger leur durée de vie. D'autre part, par l'ajout de grilles, la résistance des couches supérieures peut être augmentée et leurs épaisseurs réduites pour peu que l'on sache dimensionner ces structures et qu'un bon collage soit avéré entre le renfort et les matériaux bitumineux. L'utilisation de ce type de matériau répond à des problématiques actuelles économique et environnementale.

Dans ce chapitre, nous tentons d'évaluer le collage à l'interface des renforts de ces couches bitumineuses à partir d'éprouvettes extraites de planches d'essais du projet ANR SolDuGri (ANR- 14-CE22- 0019 France) (Godard et al., 2017). Les planches expérimentales du projet sont fabriquées tout d'abord en 2015 puis renouvelées en 2016. Comme précédemment, les essais statiques sont réalisés à la température de l'air ambiant d'environ 20°C. Pour ce type d'interface, comme la littérature le propose, le WST adapté est utilisé avec une vitesse de déplacement constante de 2 mm/min (Tschegg E. K. et al., 1998). Le chapitre suit le plan du chapitre III précédent. Tout d'abord nous présentons les caractéristiques des matériaux et éprouvettes testées avant d'analyser les résultats d'essais à l'aide des trois indicateurs WST présentés dans le chapitre II.

### **IV.1 Présentation des différentes éprouvettes testées**

La caractérisation du collage par essai de fendage par coin de ce chapitre concerne ainsi les interfaces d'éprouvettes d'enrobés sans grille comparées à celles d'éprouvettes enrobé/grille de verre/enrobé utilisant une grille notée G1 pour la planche construite en 2015 et deux autres différentes grilles notées G3 et G4 pour la planche construite en 2016.

#### **IV.1.1 Caractéristiques des matériaux et des interfaces**

L'enrobé bitumineux utilisé dans le projet ANR SolDuGri est un béton bitumineux semi-grenu (BBSG) 0/10 de classe III doté d'un bitume pur 35/50 formulé conformément aux normes EN 13 108-1 et EN 13 108-20. Son module à 15°C et 10Hz est mentionné dans les deux paragraphes IV.2 et IV.3. Les pourcentages des différents composants du mélange sont présentés dans le Tableau IV-1.



Tableau IV-1 Formule BBSG SolDuGri

Composants	Pourcentage
6.3 /10	44.4%
2/6.3	17%
0/2	31%
Filler calcaire	2%
Bitume 35/50	5.6%

La grille en fibre de verre utilisée se compose d'un réseau en fibre de verre en trame et en chaîne et d'un voile non-tissé en fibre de polyester. Les mailles des grilles ont une géométrie carrée de dimension  $40 \times 40 \text{ mm}^2$  (cf Figure IV-1). Les grilles utilisées et testées dans cette thèse sont notées G1, G3 et G4 par le partenaire du projet. La grille G1 est caractérisé par une résistance à la rupture de ses fils en traction de  $50 \text{ kN/m}$ , alors que, pour les grilles G3 et G4, ils ont une résistance à la rupture de  $100 \text{ kN/m}$ . La couche de polyester entre le réseau tram et chaîne facilite la fixation de la grille sur la couche de base, via une couche d'accrochage en bitume, lors de la mise en place de grilles en chantier. Les grilles G3 (grille désignée finalement par le projet comme grille de référence) et G1 sont fabriquées avec une même résine de type SB (Styrène/Butadiène) associée à un léger non-tissé de polyester. Ces grilles G1 et G3, fabriquées par une entreprise externe au projet, sont utilisées par le partenaire du projet SolDuGri dans de nombreux ouvrages depuis des années (Voir le paragraphe I.3.3 chapitre I). A la différence des grilles G1 et G3, la grille G4 contient un autre type de résine associé à un non-tissé de polyester d'un poids supérieur à celui de CIDEX SB et est fabriquée directement par le partenaire.

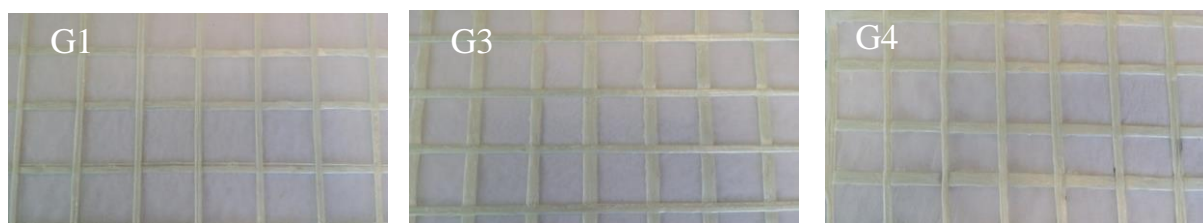


Figure IV-1 Allure des mailles des différentes grilles en fibre de verre testées

#### IV.1.2 Présentation des planches expérimentales

L'objectif principal de ce travail est d'évaluer le collage entre les deux couches d'enrobés bitumineux (ancienne ou nouvelle) et une grille en fibre de verre à l'interface utilisée pour le renforcement. Travailler avec des éprouvettes extraites d'une construction réelle est notre premier intérêt. Au cours de la thèse, deux planches expérimentales ont été fabriquées sur le site de l'IFSTTAR Nantes. La Figure IV-2 montre les détails et les plans de chaque planche avec les différentes dimensions ainsi que le type de grille utilisée. Une première planche nommée planche-2015 est construite entre le 23 et 25

Novembre 2015. Nous notons que pour cette planche lors de la construction effectuée sur 2 jours, les températures ont avoisiné 0°C et les sols étaient imprégnés d'eau. La deuxième, nommée planche-2016 est construite en Novembre 2016 suite à des défauts de fabrication de la planche-2015 nous imposant la reconstruire pour les essais de ce travail. Ces deux planches sont présentées par la suite ainsi que les différents essais effectués et résultats obtenus pour les éprouvettes qui en sont issues.

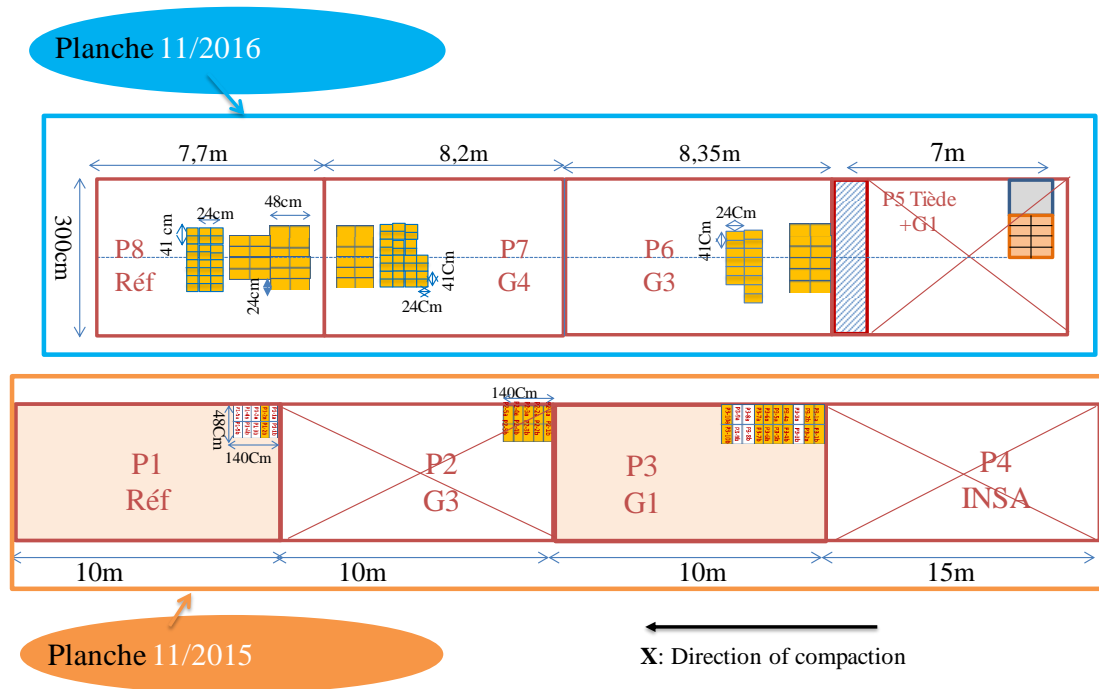


Figure IV-2 Détails des deux planches expérimentales SolDuGri et les emplacements des blocs extraits de celle-ci

## IV.2 Caractérisation du collage des interfaces de la Planche-2015

La planche-2015 contient quatre sections de structures différentes (Figure IV-2): une première section sans grilles, notée P1, joue le rôle de section de référence ; une deuxième section, notée P2, contient la grille G3, une troisième section notée P3 contient la grille G1 et une dernière est dédiée aux essais d'évaluation de l'endommagement des grilles à la mise en œuvre effectués par le partenaire l'INSA Strasbourg (Chazallon et al., 2018). La planche de 2015 est construite en deux jours et dans les conditions réelles du chantier. Les conditions météorologiques étaient généralement plus au moins satisfaisantes pour les différentes interventions. Il y eu de la pluie au début des deux journées du 24/11/2015 et 25/11/2015 avec des précipitations d'eau de 3% et 2% respectivement. La température minimale du premier et deuxième jour de la construction était à environ 2.2°C et 1.8°C respectivement.

Les grandes dimensions des éprouvettes WST imposent (voir le chapitre II) d'avoir une largeur si possible de 200 mm. De fait, afin de pouvoir extraire de ces planches des épaisseurs de couche de part et d'autre de l'interface de 100mm et avoir un bon compactage des matériaux, la planche est effectuée

en quatre sous-couches de 50 mm d'épaisseur chacune. La Figure IV-3 présente les quatre sous-couches de la planche qui contiennent les mêmes matériaux. Le module d'Young du BBSG est de  $\sim 11000$  MPa à 15°C et 10 Hz ( $\nu = 0.35$ ).

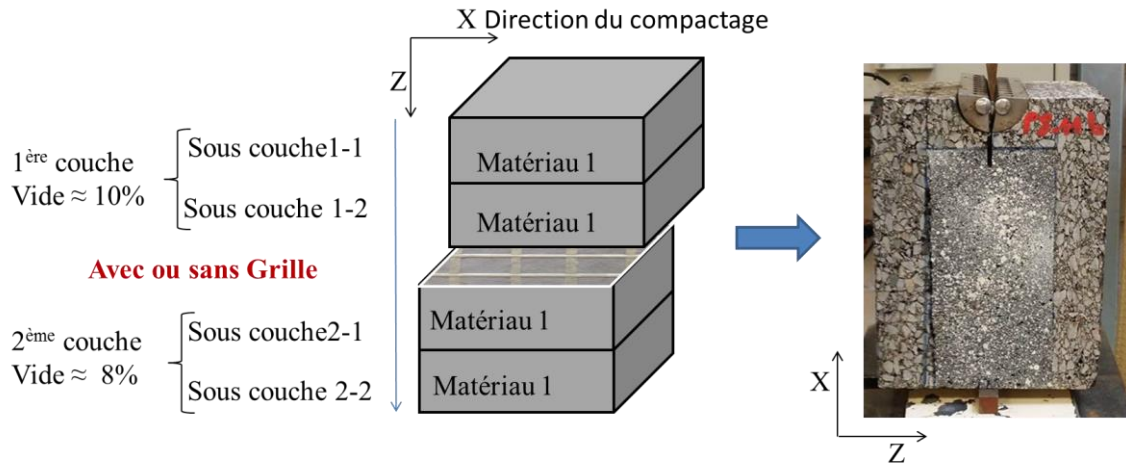


Figure IV-3 Les différentes couches des éprouvettes WST SolDuGri extraites à partir des planches-2015

Les étapes de la construction de la planche sont présentées dans la Figure IV-4. Les éprouvettes sont prélevées en février 2016 pour la planche-2015.

Etape 1

Couche d'accrochage (300g/m<sup>2</sup> résiduelle)  
Reprofilage BBSG 0/10: 5 à 8 cm



Etape 2

1ère couche de BBSG 0/10: 5 cm



Etape 3

Couche d'accrochage (300g/m<sup>2</sup> résiduelle)



Etape 4

2ème couche de BBSG 0/10: 5 cm



Etape 5

Couche d'accrochage (500g/m<sup>2</sup> résiduelle)  
Pose de la grille



Etape 6

3ème couche de BBSG 0/10: 5 cm



Etape 7

4ème couche de BBSG 0/10: 5 cm



Figure IV-4 Etapes de construction de planche expérimentale 2015 du projet SolDuGri

Comme nous allons le voir par la suite, les essais effectués sur les éprouvettes enrobé/grille/enrobé extraites de cette planche-2015 ont permis de vérifier le bon déroulement de l'essai pour ce type de multicouche et sont publiés dans un papier de conférence au BCRRA 2017 (Gharbi et al., 2017c). Cependant, contrairement aux fabrications en laboratoire, extraire des éprouvettes à partir de planches expérimentales réelles peut mettre en lumière plusieurs défauts de construction.



Figure IV-5 Défaut de granulométrie d'une des sous-couches BBSG lors de la construction de la planche-2015

En particulier, on constate, à l'extraction et découpe des éprouvettes sur ces planches-2015, que : la granulométrie de la deuxième sous-couche d'enrobé BBSG est de 0/6 au lieu de 0/10 (Figure IV-5) ; pour les éprouvettes prélevées peut-être trop près des bords de la planche (cf Figure IV-2), que deux sous-couches ont un pourcentage de vide plus important (environ 10%) que les deux autres (environ 8%) (Figure IV-3) ; le dosage en couche d'accrochage, de  $300g/m^2$  sans grille et de  $500g/m^2$ , n'est ni respecté, ni maîtrisé. En effet, comme le montre la Figure IV-6, un ajout d'une quantité inconnue d'émulsion trop important sur les planches contenant des grilles en fibre de verre afin de noircir la grille est fait.



Figure IV-6 Application de la couche d'accrochage

### IV.2.1 Préparation des éprouvettes

Selon le protocole de fabrication donné dans l'Annexe A.I, 25 des plaques de dimensions  $280 \times 480 \times 250 \text{ mm}^3$  sont sciées et extraites de l'extrémité de chaque section (Figure IV-2) puis stockés. La section P3 qui contient la grille G1 présente une quantité inconnue supplémentaire de couche d'accrochage (Figure IV-6). A partir de chaque plaque, deux cubes de dimension  $H \times 200 \times 150 \text{ mm}^3$  sont découpés pour réaliser ultérieurement deux éprouvettes WST. Le minimum de neuf mailles au niveau de l'interface impose ce choix de dimension assez importante (Voir Chapitre II). Les éprouvettes sont nommées selon le nom de chaque section, accompagnées par un indice a ou b selon leur position sur la planche. L'indice « a » est donné aux éprouvettes situées au plus proche de l'extrémité de la planche et « b » pour les éprouvettes un peu plus loin de l'extrémité (Gharbi et al., 2017c). Les éprouvettes sont préparées selon les étapes de fabrication et d'instrumentation présentées dans le chapitre II. Les essais sont effectués avec le dispositif présenté dans la Figure III-2. Les caractéristiques des éprouvettes renforcées et non renforcées extraites de cette première planche-2015 et testées avec le WST sont données respectivement dans les Tableau IV-2 et Tableau IV-3. Le nombre d'essais de quatre par type éprouvette a volontairement été réduit dû finalement à la malfaçon de fabrication des matériaux. Nous notons que ce nombre limité est celui généralement fixé par les normes des essais de traction ou de cisaillement (Petit et al., 2018a).

Tableau IV-2 Dimensions et résultats d'essais des éprouvettes P1 (non renforcées)

Eprouvettes	h (m)	b (m)	H (m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P1-1b	0.197	0.150	0.199	20.30	0.013	1619
P1-3b	0.202	0.152	0.235	20.60	0.014	1673
P1-4a	0.200	0.151	0.239	21.30	0.017	1136
P1-4b	0.201	0.152	0.238	21.90	0.011	1471
Valeur moyenne					0.014	1475 ± 243

Tableau IV-3 Dimensions et résultats d'essais des éprouvettes P3 (renforcées avec la grille G1)

Eprouvettes	h (m)	b (m)	H(m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P3-8a	0.179	0.151	0.200	20.70	0.022	279
P3-8b	0.176	0.150	0.200	19.80	0.022	1101
P3-9a	0.182	0.150	0.200	19.90	0.021	684
P3-9b	0.183	0.150	0.201	20.10	0.021	1452
Valeur moyenne					0.022	879 ± 509

### IV.2.2 Observation des surfaces de rupture par WST

Un bon déroulement des essais WST à la vitesse de déplacement constante de 2 mm/min et sous température ambiante ( $\sim 20^\circ\text{C}$ ) est globalement noté. Cependant, en raison de limitations de la course maximum du capteur de déplacement de la presse ou de blocage du coin dans l'entaille, l'essai est arrêté avant délaminage total des éprouvettes P1 non renforcées (Figure IV-7) au contraire des quatre éprouvettes P3 renforcée par la grille G1.



Figure IV-7 Etat de l'interface des éprouvettes P1 non renforcées testées par le WST

En effet, sur ces premières séries d'essais, on note que la phase de découpage de l'encoche par carottage et de l'entaille par sciage (cf Annexe A.I) est très importante pour un bon déroulement de l'essai. Dans le cas d'un défaut de carottage et de sciage, il peut arriver que les pièces mécaniques aient du mal à se positionner et que le coin se bloque dans l'entaille durant l'essai (Figure IV-8) mettant ainsi un terme à l'essai qui ne peut être exploité par la suite. Ce problème est constaté pour quelques éprouvettes de la section P1.



Figure IV-8 Blocage du coin durant l'essai des éprouvettes P1 non renforcées

La Figure IV-9 présente les différentes surfaces de rupture des éprouvettes P3 renforcées après chaque essai. Nous remarquons trois types de surface de rupture. Soit la grille G1 est collée sur la surface inférieure de la première couche (sous couche 1-2, Figure IV-9a, b), soit elle est collée sur la surface supérieure de la deuxième couche (sou couche 2-1) (Figure IV-9 d), soit des bouts de grilles sont retrouvés de part et d'autres de ces deux surfaces (Figure IV-9c).

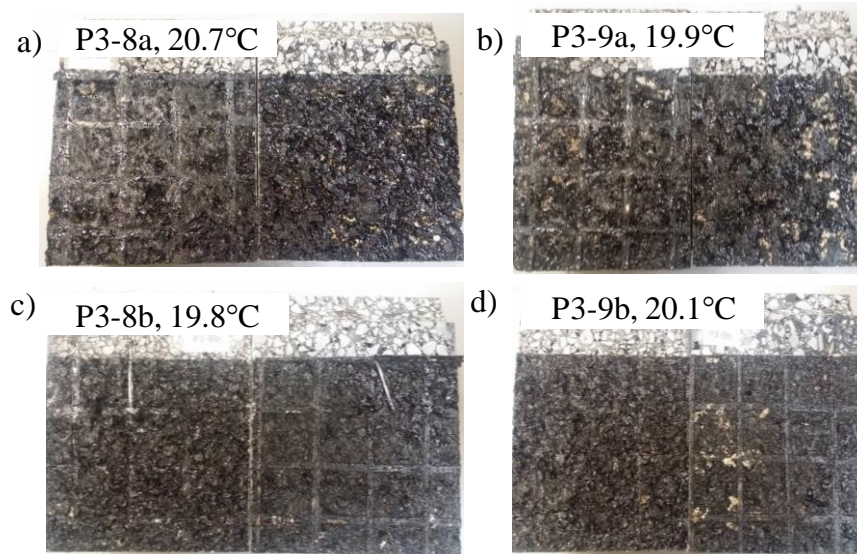


Figure IV-9 Etat des surfaces de rupture interraciales des éprouvettes P1 renforcées avec la grille G1

### IV.2.3 Analyses des courbes force – ouverture du décollement

Les premiers résultats WST obtenus et présentés dans ce paragraphe sont publiés dans le papier de conférence internationale BCRRA 2017 (Gharbi et al., 2017c). Comme expliqué dans le chapitre III, seules les courbes tracées avec les mesures DIC sont données et exploitées dans ce paragraphe. L'ensemble des autres mesures comprenant les LVDT sont données dans l'annexe C.I.

Les courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  des éprouvettes P1 non renforcées et celles des éprouvettes P3 renforcées avec la grille G1 sont présentées dans les Figure IV-10 et Figure IV-11 respectivement. La Figure IV-11 contient seulement trois courbes parmi quatre éprouvettes testées à cause de l'absence d'acquisition des images au cours de l'essai pour la P3-9a. Sa courbe tracée avec le LVDT est présentée dans l'annexe C.I. Nous notons une grande dispersion des essais sur seulement quatre éprouvettes par type d'essai. Différents paramètres peuvent être à l'origine de la dispersion des résultats obtenus à partir d'éprouvettes dont les matériaux hétérogènes sont fabriqués en conditions réelles d'un chantier. En particulier, outre les problèmes de granulométrie évoqués précédemment, la quantité des couches d'accrochage non contrôlées dans cette planche et l'indice des vides des matériaux non constants peuvent en être la cause. En effet, la littérature dont par exemple (Hakimzadeh et al., 2012), montre que la qualité ainsi que la quantité de la couche d'accrochage jouent un rôle important sur les performances du collage de l'interface pour les matériaux bitumineux. Dû aux problèmes de blocage du coin, la Figure IV-10 montre des courbes relatives aux essais sur éprouvettes P1 non renforcées qui ne tendent pas vers zéro signifiant ainsi que la délamination de l'interface n'est pas totale. En revanche, la Figure IV-11 présente des courbes relatives aux essais sur éprouvettes P3 renforcées qui s'approchent de zéro. La délamination de l'interface est ainsi totale pour ces éprouvettes P3 renforcées. Nous notons par ailleurs sur les Figure IV-10 et Figure IV-11 que les éprouvettes avec l'indice b, situées à une certaine distance du bord de la planche, présentent des valeurs maximales de

fendage plus importantes que les deux autres éprouvettes nommées a. Ceci peut être expliqué par des compactages moins maîtrisés aux bords des planches durant la construction avec les machines du chantier. Nous convenons par la suite du projet, pour les planches reconstruites en 2016, d'éviter d'extraire des éprouvettes si près des bords afin que leur indice de vide soit plus homogène et constant entre elle (cf Figure IV-2). Malgré la dispersion des résultats, nous constatons par comparaison des courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  tracées dans les Figure IV-10 et Figure IV-11, que la force maximale de fendage obtenue lors des essais WST sur les éprouvettes P1 renforcées est plus importante que celle des éprouvettes P3 renforcées avec la grille G1.

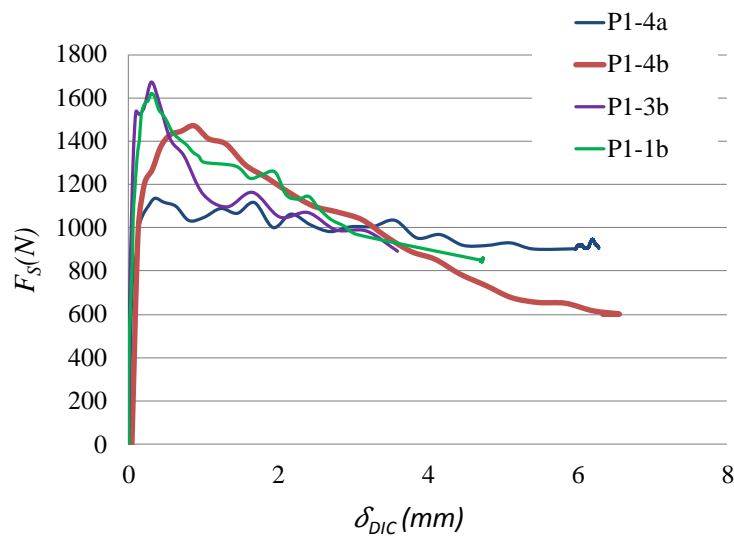


Figure IV-10 Courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P1 non renforcées (Gharbi et al., 2017c)

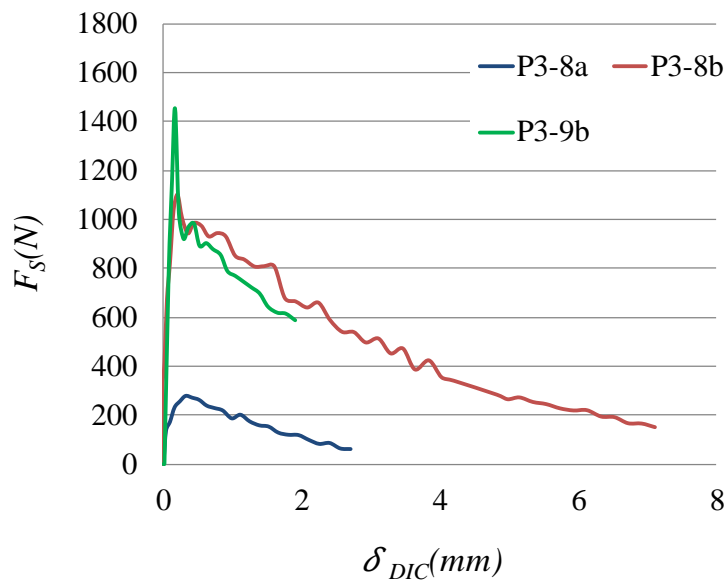


Figure IV-11 Courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P3 renforcées par la grille G1 (Gharbi et al., 2017c)



#### IV.2.4 Discussion sur les résultats d'essais WST

Les résultats du premier et deuxième indicateur sont présentés dans les Figure IV-12 et Figure IV-13. Le troisième indicateur n'est pas pris en compte ni même étudié pour ces premiers essais. Les résultats initialement observés sur les courbes d'essais pour seulement quatre éprouvettes par type d'essai montrent que l'usage de la grille G1 réduit de 40% le premier indicateur « Force max ».

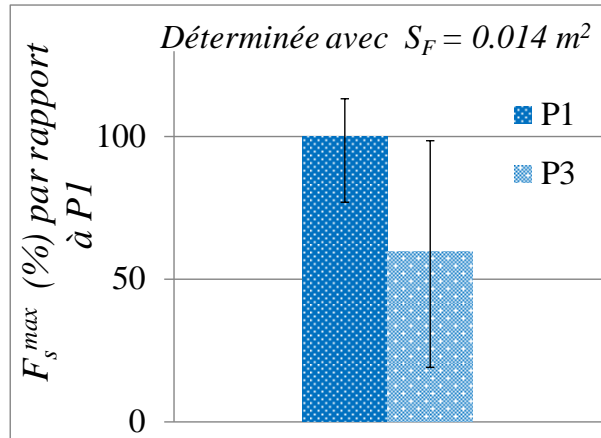


Figure IV-12 Comparaison des valeurs moyennes de  $F_s^{max}$  en % pour les différentes éprouvettes SolDuGri de la planche 2015 testées sans eau à 2mm/min et 20°C

Les énergies de rupture sont déterminées selon l'équation II.10 et avec les mesures DIC. Sur les courbes WST obtenues, l'usage de la grille G1 réduit de 67% l'énergie de rupture par rapport à celle des éprouvettes non renforcées ( $G_F^{moy} \cong 294 \pm 92 J/m^2$ ). Nous confirmons ainsi que l'usage d'une grille semble à la fois réduire les performances de son collage avec les couches d'enrobés bitumineux tant à l'initiation qu'à la propagation d'un décollement entre elles.

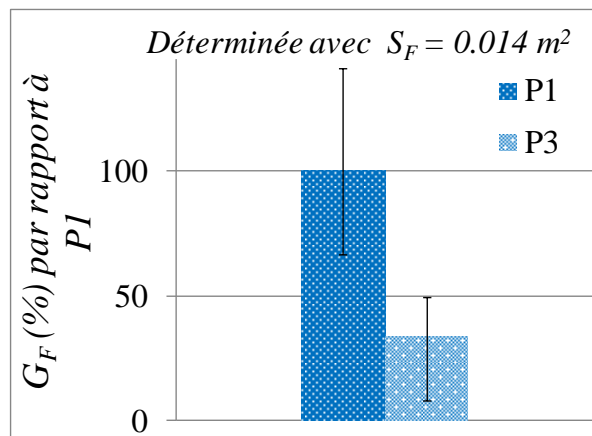


Figure IV-13 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % pour  $S_F = 0.014m^2$  pour les différentes éprouvettes SolDuGri de la planche 2015 testées sans eau à 2mm/min et 20°C

Nous considérons finalement que le nombre d'éprouvettes testées par type de matériau est trop faible pour conclure sur ces essais de rupture et aller au-delà des analyses. Néanmoins, ces premiers essais réalisés en début de thèse montrent à la fois qu'il est nécessaire de bien :

1. contrôler la réalisation des planches expérimentales qui nécessitent d'être faites sur un jour seulement,
2. choisir d'extraire les matériaux au cœur des planches expérimentales pour éviter les trop grandes dispersions des indices de vides des matériaux,
3. réaliser et contrôler les étapes de carottage et de sciage de l'entaille des éprouvettes WST afin d'éviter les blocages du coin dans l'entaille,
4. Avoir suffisamment d'échantillons testés avant de conclure sur les résultats.

### IV.3 Caractérisation du collage des interfaces de la Planche-2016

Afin d'obtenir des résultats plus certains, une deuxième planche expérimentale est donc construite en Novembre 2016 (Figure IV-14). Cette planche contient les mêmes matériaux que la planche-2015. Un contrôle strict est réalisé durant tout le chantier afin de garantir des compacités et granulométries des matériaux visées pour chaque couche. Les conditions météorologiques sont relativement clémentes durant la réalisation de cette planche. Ainsi, la suite des essais effectués durant mes travaux de thèses est effectuée sur des éprouvettes extraites de cette nouvelle planche-2016 et est présentée par la suite. Les détails de la nouvelle planche sont montrés dans les Figure IV-2 et Figure IV-15. La planche expérimentale est divisée en trois sections (Figure IV-2). La section P6 contient la grille G3 dite finalement de référence par les partenaires du projet. La planche P7 contient la nouvelle grille G4 et la section P8 représente la section de référence sans grille. Les étapes de construction sont les mêmes que celles de la première planche. La Figure IV-15 montre que le pourcentage de vide pour chaque couche s'approche le plus de ce qui est visé et indiqué dans le cahier des charges. La couche de base ainsi que la couche de surface sont fabriquées avec un BBSG 35/50 de module d'Young de 11300 MPa à 15°C et 10 Hz ( $\nu = 0.35$ ). L'annexe C.1 présente les caractéristiques mécaniques du module de BBSG 0/10 de la planche 2016.



Figure IV-14 Planche Novembre 2016 du projet SolDuGri

Une couche d'émulsion classique dosée à  $300\text{g/m}^2$  est appliquée entre les différentes couches sans grille de chaque partie de la planche. Une couche d'émulsion dosée à  $500\text{g/m}^2$  ( $T^\circ \sim 100^\circ\text{C}$ ) est appliquée sur la couche d'enrobé ( $T^\circ \sim 160^\circ\text{C}$ ) avant la pose de la grille (Figure IV-15). En effet, dans cette planche le dosage en couche d'accrochage est respecté et est estimé suffisant pour noircir la totalité de la grille posé sur la couche d'enrobé après l'application de ce dernier. L'enrobé bitumineux chaud mis en œuvre au-dessus de la surface de la grille permet normalement d'assurer et renforcer le collage entre les deux matériaux.

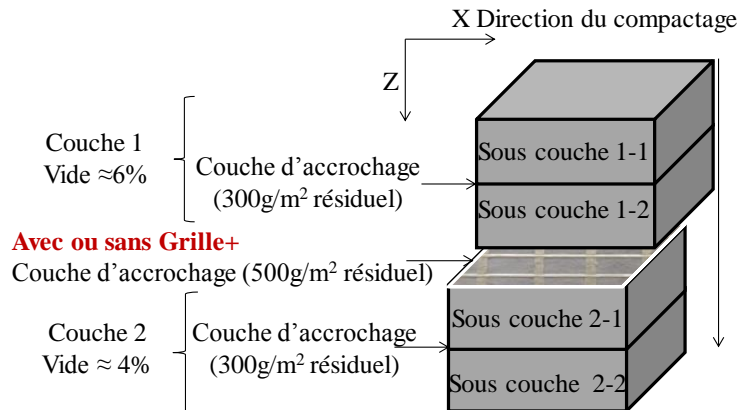


Figure IV-15 Les différentes couches des éprouvettes WST extraites des planches-2016

### IV.3.1 Préparation des éprouvettes

De ces planches-2016, 57 plaques de dimension  $310 \times 240 \times 250 \text{ mm}^3$  sont extraites (Figure IV-16) avant de passer par les différentes étapes de fabrication relatées dans l'annexe A.I. Deux éprouvettes de dimensions  $H \times 200 \times 150 \text{ mm}^3$  sont sciées à partir de chaque plaque. Chaque éprouvette a un poids minimal de 15 kg. 102 éprouvettes sur les 114 éprouvettes disponibles sont préparées et testées pour sept configurations différentes avec pour objectif est de tester un minimum de dix éprouvettes par configuration.

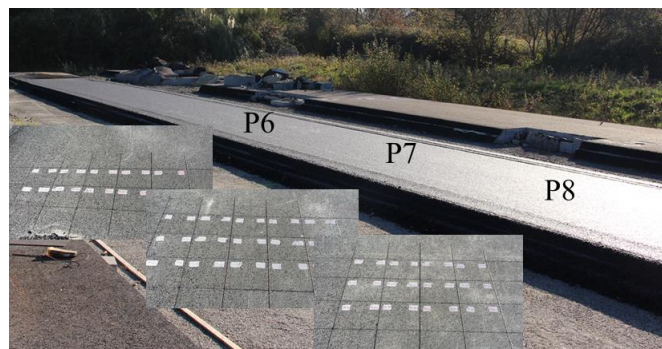


Figure IV-16 Plan d'extraction et de plaques sciées

Trois groupes d'éprouvettes sont testés : un premier de 21 éprouvettes provenant de la section P8 sans renforcement, un deuxième de 12 éprouvettes issu de la section P6 renforcée par la grille référence G3 et un dernier de 15 éprouvettes extrait de la section P7 renforcée avec une nouvelle grille G4. Les

Tableau IV-4, Tableau IV-5 et Tableau IV-6 présentent les différents détails des dimensions et résultats d'essai des éprouvettes finalement sélectionnées pour chaque groupe. Dû à certains arrêts intempestifs du système d'acquisition et à des formes finales des éprouvettes non conformes durant le sciage comme expliqué précédemment, sur le nombre initial des éprouvettes testées, nous rejetons certains essais non conformes. Ainsi le nombre final d'éprouvettes retenu varie entre six et dix pour chaque configuration (Tableau IV-4, Tableau IV-5, Tableau IV-6). Les dimensions sont également notées (Tableau IV-4). Pour les éprouvettes non renforcées nommées P8' et P8'', profitant de blocs à largeurs inégales, deux profondeurs différentes d'éprouvettes sont testées ( $b \approx 0.11$  pour les P8' et  $b \approx 0.15$  pour P8'').

Tableau IV-4 Dimensions et résultats d'essais des éprouvettes P8 (non renforcées)

Eprouvettes	h(m)	b(m)	H(m)	T°C	S <sub>F</sub> <sup>max</sup> (m <sup>2</sup> )	F <sub>S</sub> <sup>max</sup> (N)
P8''-6a	0.185	0.157	0.226	19.95	0.010	1832
P8''-8a	0.192	0.152	0.217	20.60	0.010	2684
P8''-8b	0.190	0.155	0.245	20.40	0.020	2511
P8''-7a	0.192	0.157	0.245	20.25	0.010	2112
Valeur moyenne des P8''					0.010	2285 ± 385
P8'-1a	0.183	0.110	0.227	20.00	0.009	1842
P8'-3b	0.178	0.111	0.244	19.80	0.008	1940
P8'-5a	0.187	0.100	0.244	20.00	0.009	1723
P8'-5b	0.187	0.095	0.247	19.80	0.008	2104
P8'-7b	0.178	0.108	0.245	20.00	0.008	2209
P8'-8a	0.191	0.109	0.216	19.80	0.009	2211
Valeur moyenne des P8'					0.009	2005 ± 202

Tableau IV-5 Dimensions et résultats d'essais des éprouvettes P6 (renforcées avec la grille G3)

Eprouvettes	h(m)	b(m)	H(m)	T°C	S <sub>F</sub> <sup>max</sup> (m <sup>2</sup> )	F <sub>S</sub> <sup>max</sup> (N)
P6-1b	0.201	0.151	0.244	19.70	0.024	1122
P6-2b	0.200	0.152	0.243	21.10	0.026	1135
P6-8a	0.186	0.151	0.241	19.70	0.026	2038
P6-3b	0.201	0.151	0.240	19.70	0.026	1133
P6-9b	0.200	0.148	0.240	20.00	0.025	1764
Valeur moyenne					0.025	1438

Tableau IV-6 Dimensions et résultats d'essais des éprouvettes P7 (renforcées avec la grille G4)

Eprouvettes	h(m)	b(m)	H(m)	T°C	S <sub>F</sub> <sup>max</sup> (m <sup>2</sup> )	F <sub>S</sub> <sup>max</sup> (N)
P7-1a	0.188	0.155	0.220	20.30	0.023	1146
P7-1b	0.180	0.152	0.242	20.30	0.024	1080
P7-2b	0.183	0.150	0.243	20.70	0.025	1148
P7-3b	0.187	0.150	0.241	20.80	0.024	1602
P7-3a	0.190	0.155	0.242	20.60	0.023	1223
P7-2a	0.185	0.152	0.220	20.70	0.022	993
P7-7a	0.185	0.143	0.243	19.90	0.023	2201
P7-7b	0.184	0.152	0.240	19.90	0.024	1774
P7-8a	0.180	0.144	0.241	18.90	0.023	1864
Valeur moyenne					0.024	1448 ± 425

La Figure IV-17 présente la valeur moyenne de la force maximale de fendage pour les éprouvettes P8' et P8''. Comme attendu, cette figure montre que la force maximale du WST pour ces éprouvettes non renforcées,  $F_{smax}$ , est 12% plus grande pour les éprouvettes P8'' à plus grande largeur que pour les P8' à plus petite largeur. Cependant, les barres d'erreurs montrent une grande dispersion des résultats. En effet, le coefficient de variation COV est de 17 % pour les P8'' et de 10% pour les P8'. Ces résultats sont en accord avec ceux de la bibliographie (Zhao et al., 1991) montrant que la largeur a un effet moindre sur les résultats au regard de la dispersion des essais. Par la suite, on ne prend pas en compte ces deux géométries dans les comparaisons. Les éprouvettes renforcées et les éprouvettes sont considérées d'un même type nommé P8.

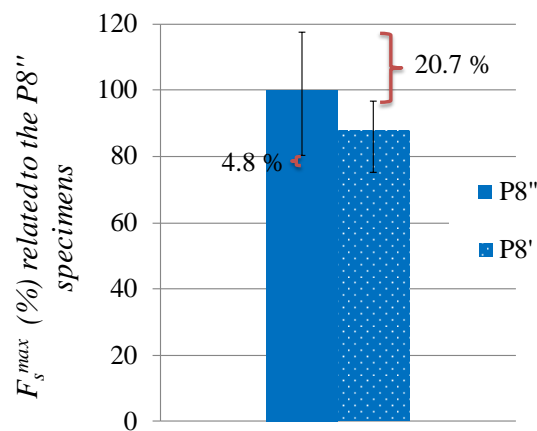


Figure IV-17 Valeurs moyennes de la force maximale de fendage pour P8' et P8'' (20°C, 2mm/min)

### IV.3.2 Observation des surfaces de rupture par WST

Après chaque essai la surface totale de rupture est observée et déterminée. La Figure IV-18 présente les valeurs moyennes de la surface de rupture maximale pour les éprouvettes P6 et P7 renforcées respectivement par la grille G3 et G4 et pour les éprouvettes de la section P8 non renforcées. Cette surface est déterminée à partir des mesures DIC en fin d'essai limité par la course du capteur de déplacement de la presse et avant démontage de l'essai.

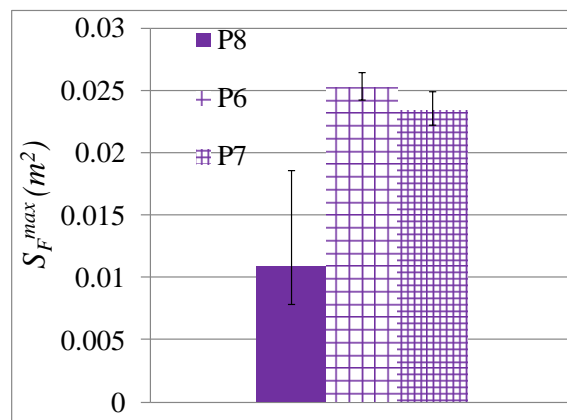


Figure IV-18 Valeurs moyennes des surfaces de rupture

Nous pouvons noter que la résistance au décollement de l'interface des éprouvettes non renforcées est meilleure que celle pour les éprouvettes renforcées avec une grille en fibre de verre quelle que soit sa nature. C'est pour cela et à cause des limites d'instrumentations (courses de capteurs de pilotage de la presse...) qu'une délamination partielle de l'interface seulement est notée pour les éprouvettes de type P8 (Figure IV-19). Par contre, le WST permet de délaminer une longueur assez importante d'un minimum de cinq fois la taille des granulats (hétérogénéité présente dans le matériau) pour ces éprouvettes non renforcées.

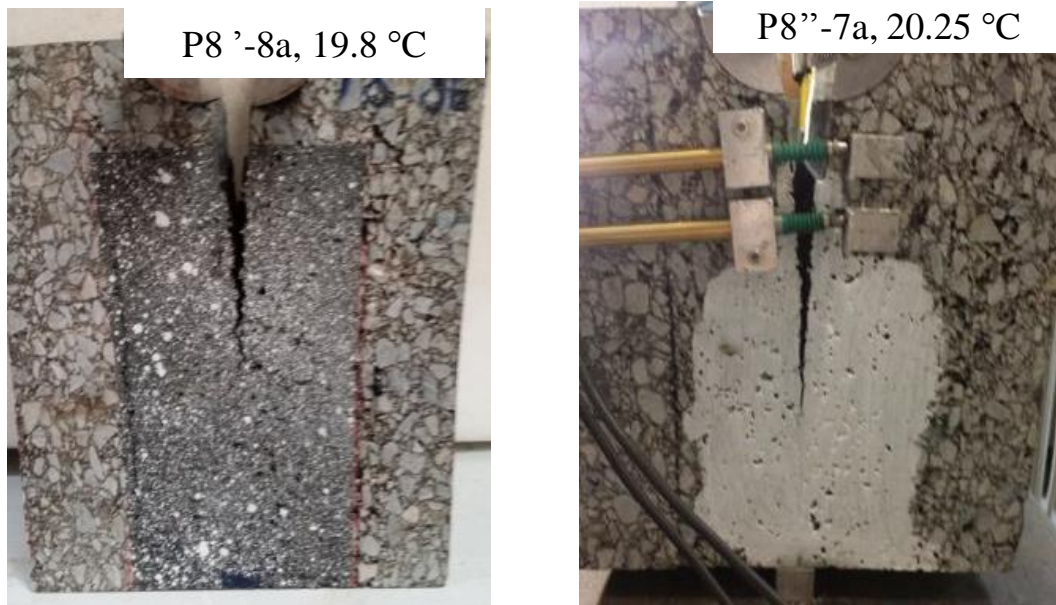


Figure IV-19 État de l'interface des éprouvettes P8 non renforcées testées par le WST ( $\sim 20^{\circ}\text{C}$ ,  $2\text{mm}/\text{min}$ )

Par ailleurs, concernant les éprouvettes non renforcées de la planche P8, un phénomène répété est remarqué pour la majorité des éprouvettes. En effet, un décollement entre la première 1-1 et la deuxième 1-2 sous-couche est observé durant l'essai (Figure IV-20). Ceci perturbe le déroulement de l'essai et engendre un déséquilibre durant l'avancement du coin. Aussi en réalité, le nombre des éprouvettes testées (21 éprouvettes) est plus élevé que celui présenté dans ce document.

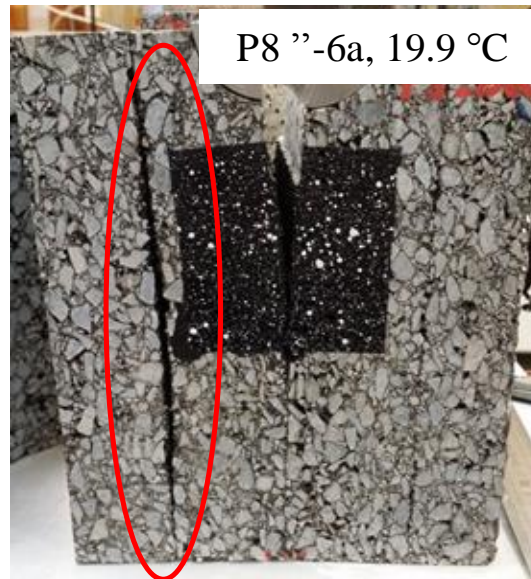


Figure IV-20 Exemple d'un décollement entre les deux premières sous-couches 1-1 et 1-2 des éprouvettes P8 non renforcées

En revanche, une délamination totale des éprouvettes de type P6 et P7 est atteinte au démontage de l'essai (Figure IV-21a, b) (Figure IV-22a, b).

Le phénomène de décollement entre la première sous couche 1-1 et la deuxième 1-2 est moins marqué pour les éprouvettes issues des deux parties P6 et P7. Pour les éprouvettes P6 renforcées par la grille G3, deux types de surface de rupture sont observées. La grille G3 est soit collée sur la surface supérieure de la deuxième couche (sous couche 2-1) (Figure IV-21c, e, g) soit collée sur la surface inférieure de la première couche (sous couche 1-2) (Figure IV-21d, f). Nous n'observons pas de collage de part et d'autre des surfaces inter-faciales comme notées précédemment sur les éprouvettes P3 (G1) de la planche-2015. La grille G4 présente quant à elle, un seul et unique type de surface de rupture. La grille est toujours rompue à l'intérieur d'elle-même en deux et chaque bout reste collée de part et d'autre de l'interface (Figure IV-22c, d, e, f, g, h, i, j). Nous constatons ainsi que l'état de surface de rupture est la première différence notable entre les grilles testées par WST.

Ces différentes observations du comportement et de l'état des surfaces de rupture pour chaque type d'éprouvette permettent de mieux comprendre les résultats par la suite.

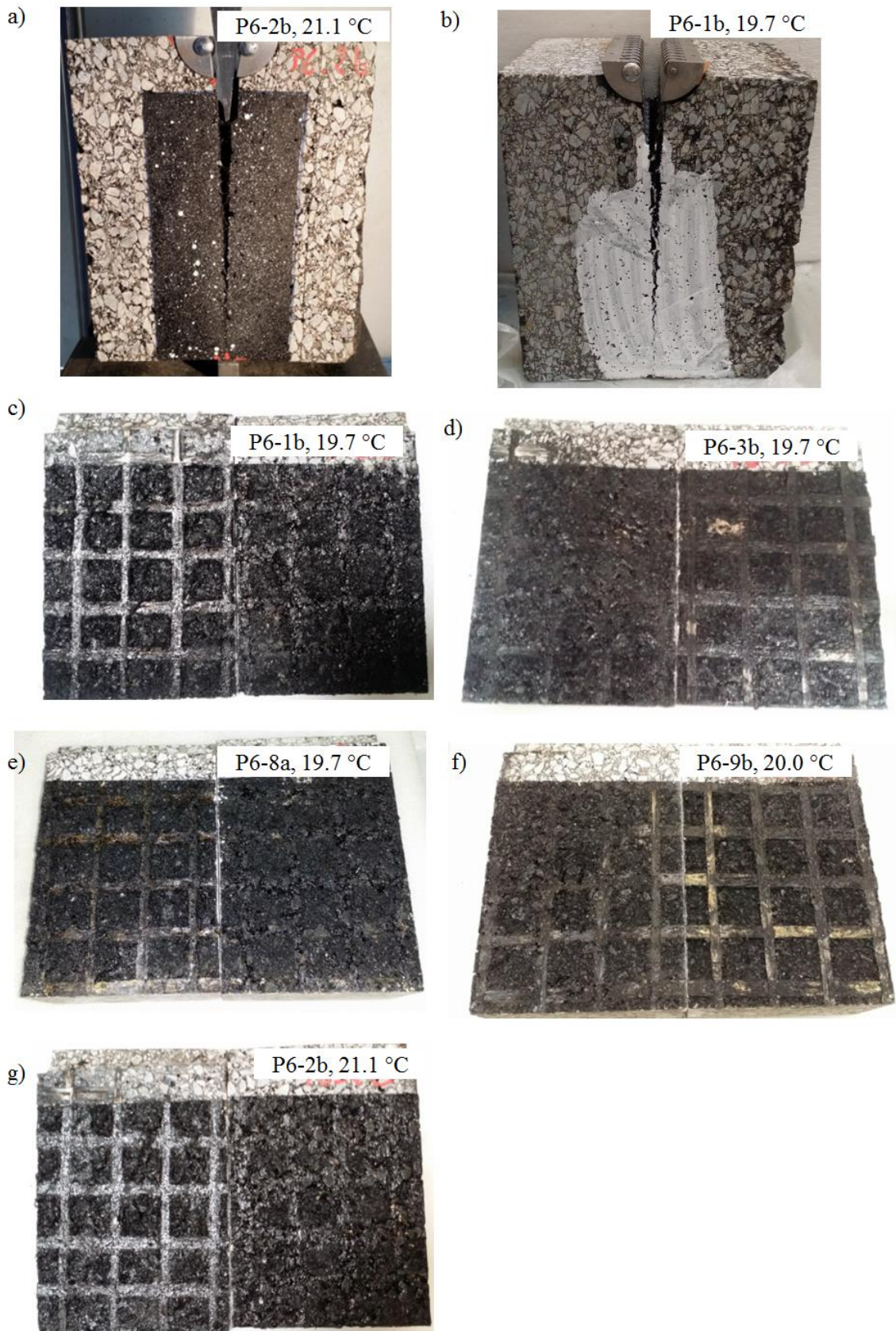


Figure IV-21 Etat des surfaces de ruptures des interfaces des éprouvettes P6 renforcées avec la grille G3



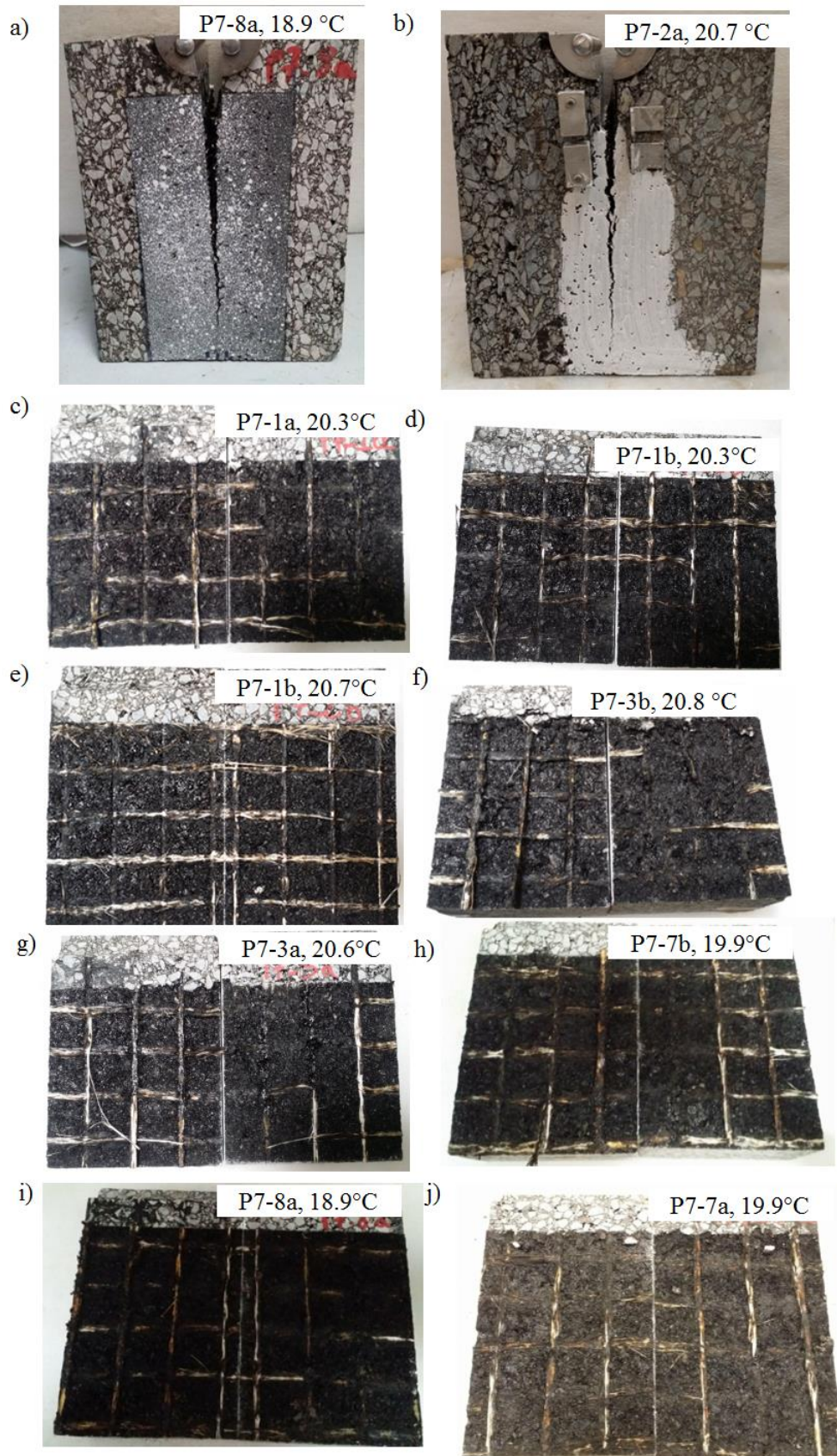


Figure IV-22 Etat des surfaces de ruptures des interfaces des éprouvettes P7 renforcées avec la grille G4

### IV.3.3 Analyses des courbes force – ouverture du décollement

Pour la suite de l'analyse, seules les courbes tracées en fonction de l'ouverture déterminée par la DIC sont étudiées. Les différentes courbes  $F_S-\delta$  tracées avec les données du capteur LVDT1 pour l'ensemble des éprouvettes testées sont présentées dans l'annexe C I. Les courbes  $F_S-\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P8 non renforcées, les éprouvettes P6 et P7 renforcées respectivement par la grille G3 ou G4 sont ainsi tracées respectivement dans les Figure IV-23, Figure IV-24 et Figure IV-25.

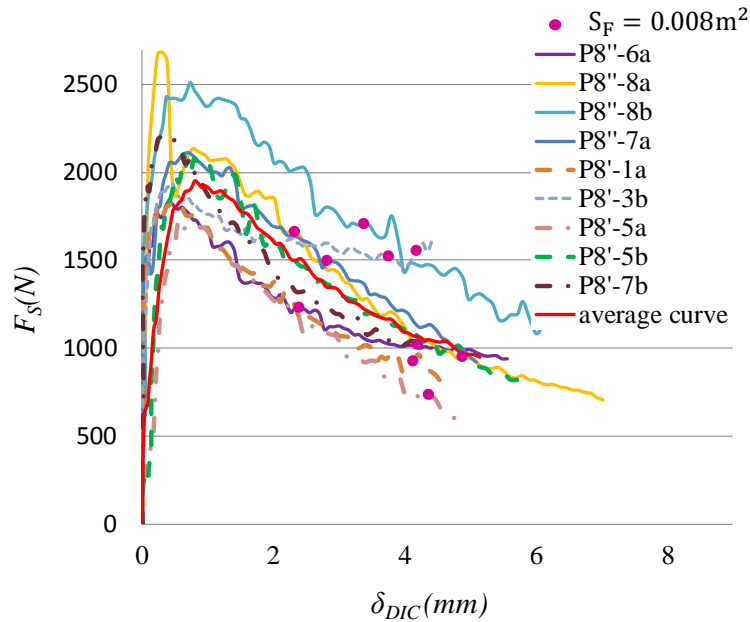


Figure IV-23 Courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P8 non renforcées

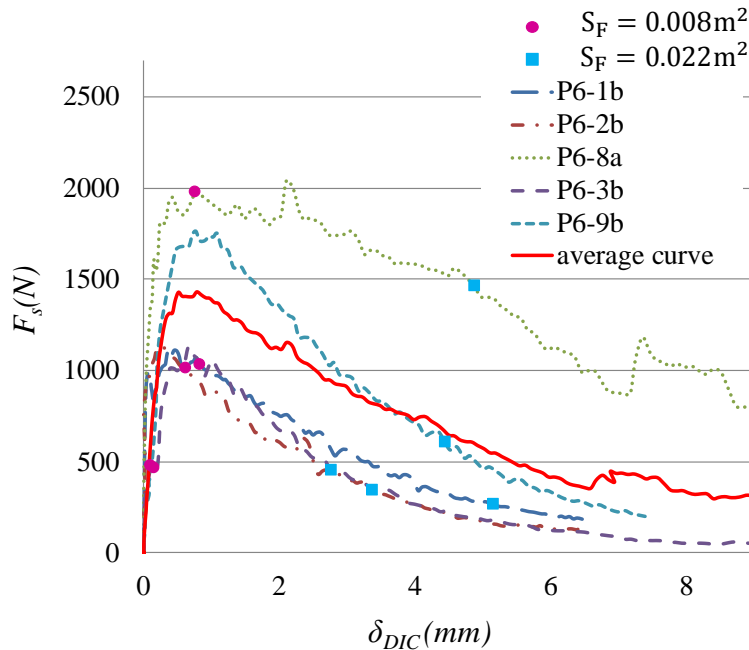


Figure IV-24 Courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P6 renforcées par la grille G3

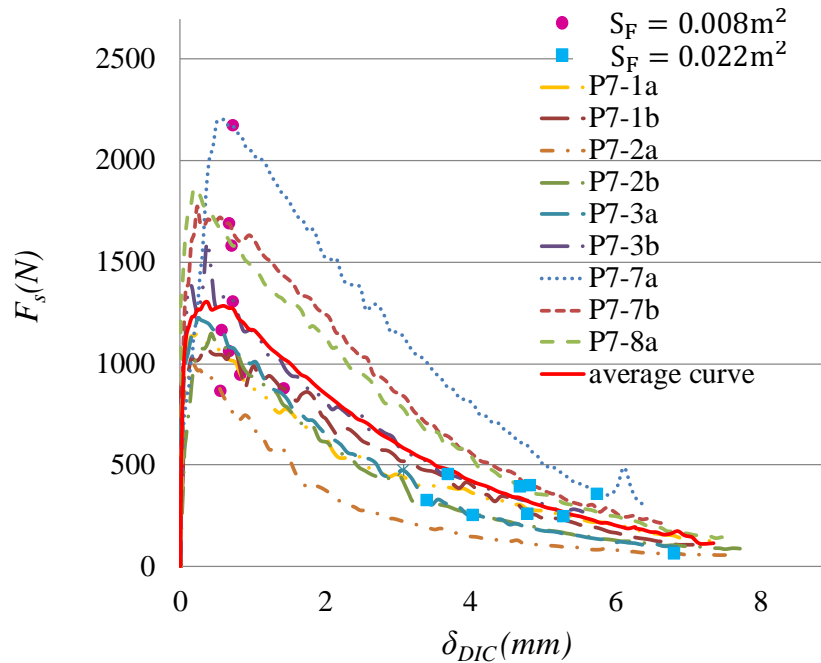


Figure IV-25 Courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 (2 mm/min ; 20°C)

Les forces maximales de fendage pour les éprouvettes non renforcées extraites de la section P8 de la deuxième planche sont plus importantes que celles des éprouvettes renforcées avec les grilles G3 et G4. Par contre pour les éprouvettes de type P8, les courbes de la Figure IV-23 montrent que les courbes n'atteignent pas 0 à la fin des essais. Ceci signifie que la délamination de l'interface n'est pas totale pour ce genre d'éprouvettes. En effet, pour les éprouvettes non renforcées l'interface résiste bien au décollement et donc l'essai prend plus du temps et nécessite une course plus importante du capteur de déplacement pour le pilotage de la presse. Notre capteur est limité à un déplacement de 60 mm, ce qui est insuffisant pour pouvoir délaminer toute l'interface pour les éprouvettes sans renforcement. Néanmoins, pour les éprouvettes renforcées nous atteignons plus ou moins une délamination totale de l'interface et les courbes de la Figure IV-24 et la Figure IV-25 s'approchent beaucoup plus à l'axe 0. Des marques circulaires sont présentes dans chaque courbe  $F_s - \delta_{DIC}$  des différentes figures. Elles correspondent à la position de la pointe du décollement pour chaque surface de rupture fixe.

#### IV.3.4 Discussion sur les résultats d'essais WST

Sur l'histogramme de la Figure IV-26 présentant les valeurs moyennes de la force maximale de fendage reportées en pourcentage pour chaque groupe d'éprouvettes, nous confirmons en pourcentage que cette force moyenne maximale de fendage est réduite de 32% et 33% avec l'usage des grilles G3 et G4 respectivement comparé à celle obtenue pour les éprouvettes P8 non renforcées. Malgré les fortes dispersions existantes sur ces valeurs, nous pouvons conclure, comme précédemment sur la planche-2015 et conformément à la bibliographie, que l'usage de la grille en fibre de verre peu

importe son type, influence négativement sur l'initiation du décollement. En revanche, la comparaison entre les deux types de grille ne peut pas se baser sur cet indicateur qui a à peu près la même valeur pour les deux types de matériaux renforcés P7 et P6. Les barres d'erreurs présentes dans la Figure IV-26 illustrent une dispersion des résultats malgré le nombre assez important d'éprouvettes testées. Ceci peut être dû à la nature des éprouvettes testées qui sont toutes extraites d'une construction réalisée dans les conditions réelles de chantier.

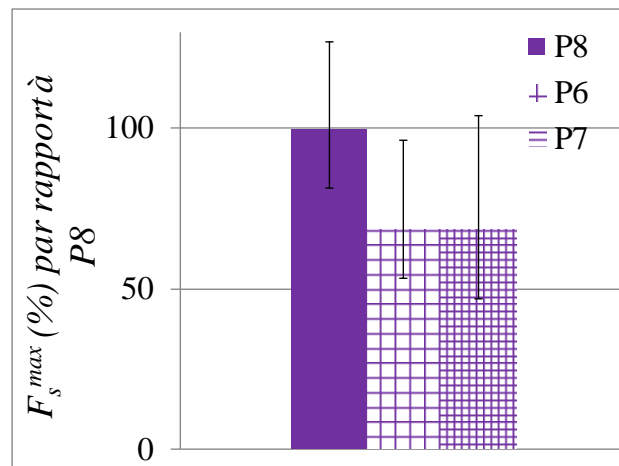


Figure IV-26 Comparaison des valeurs moyennes de  $F_s^{max}$  en % des éprouvettes SolDuGri P6, P7 et P8 de la planche-2016 testées sans eau à 2mm/min et 20°C

Pour mieux comprendre les différents résultats et afin de pouvoir qualifier l'effet de l'usage de la grille en fibre de verre sur le collage entre couches, une surface de rupture constante fixe est choisie égale à  $0.008 \text{ m}^2$ . Cette valeur correspond à la valeur de la longueur du décollement la plus faible atteinte par la totalité des éprouvettes renforcées ou non renforcées testées et sélectionnées (cette valeur est légèrement supérieure à la taille d'une maille délaminée selon l'axe de propagation du décollement).

Les graphes (Figure IV-27(a)) montrent que l'énergie de rupture (eq. II.10)  $G_F \cong 440 \pm 91 \text{ J/m}^2$  pour les éprouvettes sans renforcement est réduite de 87% et de 92 % avec l'usage de la grille G3 et la grille G4 respectivement. Cette valeur commune minimum de  $0.008 \text{ m}^2$  (calculée avec une  $a_L = 0.066 \pm 0.013 \text{ mm}$ ) (contrainte par les éprouvettes P8) ne représente que 34% et 31% de la surface totale de la rupture des éprouvettes de type P7 et P6 respectivement (cf les marques rouges dans les courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  qui correspond à une rupture d'environ une maille et demi selon l'axe de propagation du décollement). Elle ne peut servir pour les distinguer. En revanche, pour une valeur fixe d'ouverture du décollement  $\delta_{DIC}$  de 4 mm correspondant à une surface de rupture assez représentative pour P7 et P6 (cf marques bleus dans les courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  qui correspond à une rupture des 3 mailles souhaitées au total selon l'axe de propagation du décollement), nous remarquons à partir de la Figure IV-27 (b) que l'énergie de la rupture pour rompre par décollement cette surface ( $G_F \cong 473 \pm 70 \text{ J/m}^2$  pour les éprouvettes sans renforcement) est réduite de 73% lorsqu'elle contient des grilles G3 et G4.

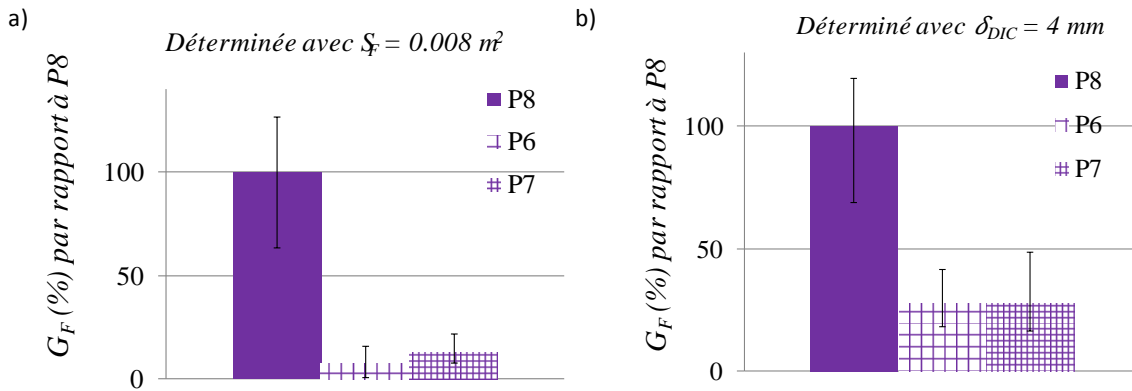


Figure IV-27 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % des différentes éprouvettes SolDuGri de la planche 2016, renforcés (P6 et P7) et non renforcés (P8) testées sans eau à 2mm/min et 20°C pour: a)  $S_F = 0.008m^2$  b)  $\delta_{DIC} = 4mm$

Afin d'évaluer les performances des grilles G3 et G4 entre elles, une valeur commune de surface de rupture maximum (incluant un minimum de 3x3 mailles) est choisie et est égale à  $0.022 m^2$ .

La Figure IV-28 (a) illustre les valeurs moyennes en pourcentage des énergies moyennes de rupture pour ces éprouvettes P6 et P7 renforcées respectivement avec les grilles G3 et G4. Ces énergies, malgré les dispersions, sont quasi équivalentes (96% pour les éprouvettes P7 comparée à 100% pour les P6) et ne permettent pas de distinguer les grilles entre elles durant la propagation du décollement. Par contre, sur le troisième indicateur d'essai relatif à la taille d'ouverture du décollement mesuré par analyse d'image " $\delta_{DIC}$ " présenté dans la Figure IV-28b, nous notons un peu plus d'effet. L'ouverture maximale du décollement pour les éprouvettes de type P6 renforcées avec la grille G3 est à peu près à 86% de celle mesurée sur les éprouvettes renforcées avec la grille G4 qu'elle présente plus de dispersion. Cet indicateur semble relier les observations des états de surface de rupture laissant penser que la grille G4 colle relativement mieux à l'enrobé que les grilles G1 (planche-2015) et G3 (planche-2016), expliquant ainsi que sa rupture soit finalement réalisée en son sein par essai WST (Cf. Figure IV-23).

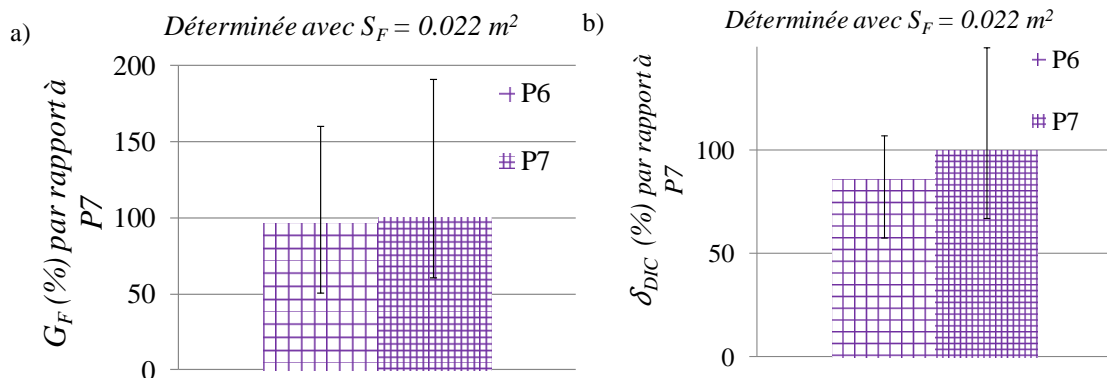


Figure IV-28 Comparaison en % des moyennes à  $S_F = 0.022m^2$  de : a)  $G_F$  b)  $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P6 et P7 renforcées testées sans eau à 2mm/min et 20°C

Les Figure IV-29 et Figure IV-30 ci-dessous illustrent, tout au long de l'essai WST, la variation de l'énergie de rupture en fonction de l'ouverture du décollement des éprouvettes de type P6 et P7 respectivement. Ces courbes, montrent que la grille G4 semble résister plus longtemps à l'ouverture du décollement deux couches d'enrobé bitumineux que la grille G3 dont les résultats sont plus dispersés sur 5 essais retenus seulement. Autrement dit, pour un même niveau d'énergie de rupture, l'ouverture du décollement semble légèrement plus faible pour les éprouvettes renforcées par la grille G4 que pour la grille G3.

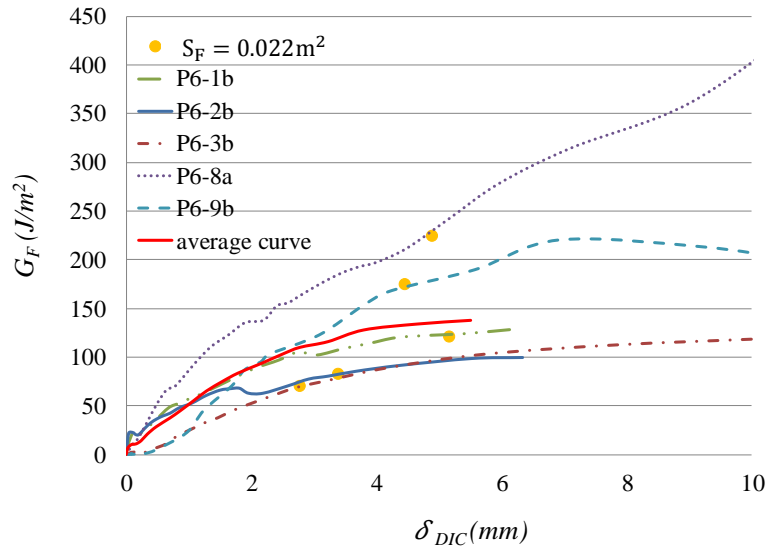


Figure IV-29 Variation de  $G_F$  en fonction de  $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P6 renforcées par la grille G3 testées sans eau à 0.2 mm/min et 20°C

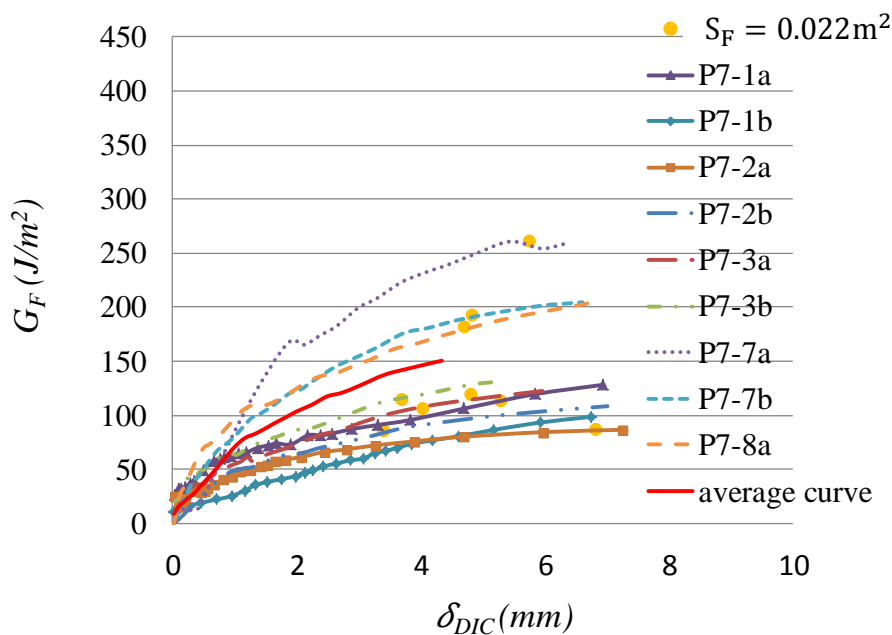


Figure IV-30 Variation de  $G_F$  en fonction de  $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées sans eau à 0.2 mm/min et 20°C

Finalement, il sera intéressant de savoir comment la grille G4 s'est comportée durant les essais manège du projet ANR SolDuGri (cf Annexe C.I.3).

Les observations des surfaces de rupture des interfaces pour les éprouvette renforcées par la grille G3 testées par l'essai TAT effectué par le partenaire du projet (cf Annexe C.3), montre que la grille reste collée à la surface supérieure de la deuxième couche (sous- couche 2-1) ce que nous avons aussi remarqué pour quelques éprouvettes testées par le WST. La grille G4 testées par l'essai TAT présente également le même et unique type de surface de rupture comme observé avec le WST. Malgré le faible nombre d'éprouvettes testées par l'essai TAT, les deux essais montrent que l'usage de la grille engendre une chute à peu près de 50% du premier indicateur  $F_S^{max}$ .

#### IV.4 Bilan

Pour le projet ANR SolDugri, à différentes périodes de la thèse, nous avons ainsi réalisé 56 essais à l'air ambiant sur 5 groupes d'éprouvettes : non renforcées, notées P1 de la planche-2015 et P8 de la planche-2016 ; renforcées par grille G1, notées P3 de la planche-2015 ; renforcées par grille G3, notées P6 de la planche-2016 et renforcées par grille G4, notées P7 de la planche-2016.

Les premières planches et essais WST expérimentaux ont permis de retenir tout d'abord qu'un soin tout particulier doit être donné aux différentes étapes de construction réelles de chantier pour tester des matériaux en laboratoire par essai WST. En effet, il est souhaitable de :

1. réaliser les planches expérimentales en un jour seulement avec plus de contrôle et vérification des matériaux,
2. contrôler le taux de couche d'accrochage avant pose de la grille et après pose si ajout,
3. extraire les matériaux au cœur des planches expérimentales et non sur les bords,
4. prendre bien le soin dans la méthode d'extraction des blocs pour éviter de les abimer,
5. contrôler le sens du compactage lors de la découpe des éprouvettes et les étapes de carottage et de sciage de l'entaille et bien noter le nom de chaque éprouvette,
6. avoir un minimum de dix éprouvettes WST à tester par types de matériaux avant de conclure,
7. s'assurer que l'extraction des blocs de la planche expérimentale devrait se fasse sans tirer sur la surface supérieure de ce dernier,
8. réduire les dimensions des blocs à scier de la planche pour simplifier les étapes de préparation des éprouvettes WST en laboratoire,
9. stocker les éprouvettes dans un local à température ambiante si possible contrôlée,
10. utiliser la DIC pour déterminer l'ouverture et la longueur du décollement en chaque instant de l'essai.

Cependant, il est nécessaire de :

1. pouvoir disposer d'un capteur de déplacement d'une course assez suffisante pour réaliser un essai plus long que 25 min, et des capteurs LVDT de mesure de l'ouverture de décollement avec une bonne course et précision dans les mesures,
2. utiliser un programme sur Scilab est réalisé afin de faciliter le traitement de ces données volumineuses enregistrées par essai. En effet, le WST dure en moyenne 25 min pour les différentes configurations, pour cela 10 images par seconde (environ 15000 images par essai) sont largement suffisantes pour la corrélation d'image numérique (DIC).

Pour l'interprétation des essais WST en monotone, les trois indicateurs de rupture en mode I utilisés (force max, énergie de rupture à surface donnée et énergie de rupture à ouverture du décollement donné ainsi que l'ouverture maximale de décollement) nous ont semblé utiles et suffisants pour classer les essais entre eux. Nous avons confirmé et précisé en %, dans ce chapitre, que l'usage de la grille en fibre de verre réduit les performances du collage entre les deux couches d'enrobés bitumineux. Les observations des surfaces de rupture interfaciales nous semblent intéressantes à mettre en lien avec les valeurs du troisième indicateur.

Les résultats WST sur matériaux B/N ont montré par ailleurs de bonnes corrélations de résultats comparés à d'autres essais de la littérature. Nous espérons que les résultats WST sur éprouvettes enrobés/grille/enrobé, confirmés par ailleurs par les résultats TAT fourni par un des partenaires du projet ANR SolDuGri, pourront de fait avoir la même lecture lors de l'analyse des essais manège en cours à l'Ifsttar au moment de la rédaction de ce document.

Ainsi que rappelé dans le chapitre I bibliographique, la durabilité d'une chaussée peut être affectée également par les conditions hydriques de l'environnement (Buttlar et al., 2018). Aussi dans la suite du document, s'inspirant des travaux de thèse de Hun (2012) sur les interfaces B/N par essai de rupture en mode mixte (Chabot et al., 2017), nous tentons d'examiner l'effet de l'eau sur les résultats de décollement WST des interfaces enrobé/grille/enrobé.





## **Chapitre V Effet de l'eau sur le collage des enrobés renforcés par grille de verre**

### **V.1 Introduction**

Outre les effets des chargements roulants sur les structures et la température, les dégradations rencontrées dans les chaussées peuvent être également due à la présence d'eau dans les matériaux dont un des phénomènes bien visible en France ces dernières années sont les nids de poule (Mauduit et al., 2010) (Vu et al., 2018). La pénétration de l'eau dans les vides des matériaux fatigués et entre les granulats et le bitume diminue l'adhésion du mélange (Voir chapitre I paragraphe I.2.3). Les interfaces peuvent être ainsi affectées par un cumul d'eau en base des couches (Vulcano Greullet et al., 2010).

L'étude de l'effet de l'eau sur le collage des interfaces entre les couches de chaussée est étudiée ainsi depuis quelques dernières années (Petit et al., 2018a). Dans la thèse de Hun (Hun, 2012) (Chabot et al., 2016b) cet effet a été analysé sur les interfaces de structures BCMC à l'aide d'un essai en laboratoire en mode mixte de rupture. La prise en compte des conditions hydriques des matériaux a été réalisée en comparant les tests effectués sur matériaux secs et ceux réalisés sous eau par l'intermédiaire d'un aquarium spécifiquement construit pour ce faire (Chabot et al., 2017).

En l'absence de données de l'effet de l'eau sur les interfaces entre les couches d'enrobé bitumineux des chaussées renforcées avec grille en fibre de verre du projet ANR SolDuGri, nous proposons dans ce chapitre de reprendre la démarche de la thèse de Hun (Hun, 2012) sur les matériaux de la planche 2016. Avant de donner les résultats des essais WST effectués sous eau et les comparer avec ceux effectués dans l'air, nous présentons tout d'abord la méthode de préparation (de saturation) des éprouvettes pour les tests sous eau. Les essais sont tous effectués en monotone sous une même vitesse de déplacement imposée de 2mm/min et avec la même presse d'essai (Figure II.10).

### **V.2 Préparation des éprouvettes et conditions expérimentales**

Les éprouvettes testées sont toutes extraites de la planche 2016 présentée dans la partie IV.1.4. Au total 53 éprouvettes parmi les 102 éprouvettes extraites sont testées sous eau. Deux températures (20°C et 7°C) sont choisies pour cette campagne expérimentale. Les éprouvettes testées à 20°C et sous eau sont réparties entre : 20 éprouvettes de la planche P8 sans grille, 13 éprouvettes de la planche P6 renforcée par la grille G3 et 10 éprouvettes de la planche P7 renforcées par la grille G4. Pour la condition de basse température, par manque de temps, nous n'avons choisi de tester qu'un seul type de grille. Le choix s'est fixé sur la nouvelle grille G4 de la planche P7 et un total de 10 éprouvettes a été testé sous eau à 7°C. Parmi tous les essais effectués, seuls sont présentés ici ceux qui n'ont pas rencontrés d'incidents majeurs durant l'essai comme des problèmes de sciage non conforme des éprouvettes ou des soucis d'acquisition des données. Aussi seules 8 éprouvettes P8, 6 éprouvettes P6,

8 éprouvettes P7 pour les essais à 20°C et 5 éprouvettes P7 pour les essais à 7°C, sont finalement analysées par la suite dans ce chapitre.

Les éprouvettes sélectionnées pour cette campagne expérimentale suivent toutes la même procédure de préparation supplémentaire pour être saturées en eau et testées sous eau. Cette procédure est la même que celle utilisée dans la thèse de Hun (Hun, 2012). Tout d'abord, afin de saturer au maximum les pores des matériaux bitumineux (dont l'indice des vides des matériaux bitumineux de la planche 2016 est compris entre 4 et 6%), les éprouvettes passent par le protocole de saturation sous vide de Duriez avant la réalisation des essais. Pour ce faire, par série de trois, les éprouvettes sont toutes d'abord placées dans une cloche à vide soumise à une pression résiduelle de 67 kPa pendant 15 min. Après la mise en pression sous vide des éprouvettes, de l'eau (~20°C) est injectée dans le récipient jusqu'à une immersion totale des éprouvettes tout en maintenant la pression de 67 kPa pendant 2h. Cette pression est choisie afin de s'assurer d'un degré maximum de saturation comme indiquée par la littérature (Mauduit et al., 2010) qui, en particulier, a étudié l'influence de la pression résiduelle sur le degré de saturation des éprouvettes. Ensuite, les éprouvettes extraites de la cloche sont toutes conservées dans un bac rempli d'eau potable placé dans une salle climatisée (~20°C). La Figure V-1 illustre les différentes étapes de saturation des éprouvettes.



Figure V-1 Protocole de saturation des éprouvettes pour les essais WST sous eau

Le poids avant et après la saturation est pesé pour l'ensemble des éprouvettes testées. Le degré de saturation  $S_r$  des éprouvettes est déterminé selon l'équation :

$$S_r = \frac{V_w}{V_v} \quad V-1$$

Avec

- $V_v$  est le volume des vides avec  $V_v = \%vide \times V_{matériau}$
- $V_w$  est le volume d'eau absorbée avec  $V_w = \frac{m_w}{\rho_w}$ ;  $m_w$  est la masse de l'eau ;  $\rho_w$  est la densité de l'eau à température ambiante.

Les Tableau V-1, Tableau V-2, Tableau V-3 et Tableau V-4 donnent le degré de saturation et temps d'attente dans un bac à eau des éprouvettes renforcées et non renforcées avant essais WST sous eau.

Tableau V-1 Degré de saturation des éprouvettes P8 non renforcées pour essais WST à 20°C

Eprouvettes	Masses sèche (g)	Masses humide (g)	Vv (cm <sup>3</sup> )	Vw (cm <sup>3</sup> )	S <sub>r</sub> (%)	Temps passé dans l'eau (h)
P8-6b	16124	16716	341	144	42	26
P8-4a	15313	15459	318	146	46	74
P8-19a	15607	15845	337	238	71	50
P8-13a	14443	14590	320	147	46	55
P8-21b	15451	15598	329	147	45	52
P8-21a	-	15540	-	-	-	50
P8-13b	15213	15316	327	103	31	26
P8-19b	15077	15254	327	177	54	27

Tableau V-2 Degré de saturation des éprouvettes P6 (avec grille G3) pour essais WST à 20°C

Eprouvettes	Masses sèche (g)	Masses humide (g)	Vv (cm <sup>3</sup> )	Vw(cm <sup>3</sup> )	S <sub>r</sub> (%)	Temps passé dans l'eau
P6-5b	16934	17076	368	142	39	26
P6-6b	16643	16893	379	250	66	28
P6-13b	15070	15188	320	118	37	21
P6-10a	15086	15159	319	184	58	27
P6-7b	15080	15264	329	184	56	28
P6-4b	17013	17216	367	203	55	26

Tableau V-3 Degré de saturation des éprouvettes P7 (avec grille G4) pour essais WST à 20°C

Eprouvettes	Masses sèche (g)	Masses humide (g)	Vv (cm <sup>3</sup> )	Vw(cm <sup>3</sup> )	S <sub>r</sub> (%)	Temps passé dans l'eau (h)
P7-6a	16157	16346	309	189	61	74
P7-6b	14911	15038	268	127	47	76
P7-5a	14485	14615	316	130	41	96
P7-5b	13859	13977	291	118	40	7
P7-13b	13467	13581	291	115	39	22
P7-13a	13967	14070	302	103	34	16
P7-15b	14727	14852	314	125	40	17
P7-16a	14840	14980	317	140	44	24

Tableau V-4 Degré de saturation des éprouvettes P7 (avec grille G4) pour essais WST à 7°C.

Eprouvettes	Masses sèche (g)	Masses humide (g)	Vv (cm <sup>3</sup> )	Vw(cm <sup>3</sup> )	S <sub>r</sub> (%)	Temps passé dans l'eau (h)
P7-9a	-	15767	336	-	-	25
P7-10a	14976	15070	317	94	30	18
P7-8b	14513	14779	320	265	83	22
P7-15a	14152	14235	301	83	28	98
P7-10b	14565	14657	321	92	29	20

Les éprouvettes sortent du bac juste 3 à 5 min avant l'essai, le temps nécessaire pour coller les roulements à bille de l'essai WST et pour positionner les capteurs. Les échantillons sont mis directement par la suite dans un aquarium rempli d'eau et hydrostaté à la température souhaitée pour effectuer les essais du WST.

Les Tableau V-5, Tableau V-6, Tableau V-7 et Tableau V-8 présentent les différentes caractéristiques des éprouvettes finalement sélectionnées parmi les 53 éprouvettes initialement testées. Les dimensions ( $H \times h \times b$ ) des éprouvettes varient légèrement d'une éprouvette à l'autre. Pour rappel, les pourcentages moyens de vide de la première et de la deuxième couche (voir Figure IV.3) sont respectivement de 6% et 4%.

Tableau V-5 Résultats WST sous eau à 20°C pour les éprouvettes P8 non renforcées

Eprouvettes	h(m)	b(m)	H(m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P8-6b	0.185	0.157	0.244	20.39	0.015	2209
P8-4a	0.191	0.152	0.226	19.53	0.017	1798
P8-19a	0.187	0.151	0.246	20.60	0.013	2275
P8-13a	0.188	0.145	0.242	20.90	0.013	2653
P8-21b	0.184	0.151	0.244	20.60	0.018	4645
P8-21a	0.189	0.146	0.242	19.37	0.014	2954
P8-13b	0.186	0.150	0.242	19.36	0.017	3083
P8-19b	0.186	0.146	0.242	19.40	0.014	2490
Valeur moyenne					0.024	2763 ± 866

Tableau V-6 Résultats WST sous eau à 20°C pour les éprouvettes P6 renforcées par la grille G3.

Eprouvettes	h(m)	b(m)	H(m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P6-5b	0.204	0.152	0.244	19.80	0.024	1551
P6-6b	0.210	0.154	0.241	19.40	0.026	543
P6-13b	0.188	0.147	0.239	20.00	0.023	2219
P6-10a	0.186	0.147	0.241	20.20	0.024	2925
P6-7b	0.186	0.151	0.242	19.60	0.023	2607
P6-4b	0.202	0.155	0.241	19.26	0.026	368
Valeur moyenne					0.023	1702 ± 1070

Tableau V-7 Résultats WST sous eau à 20°C pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4

Eprouvettes	h(m)	b(m)	H(m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P7-6a	0.175	0.150	0.243	19.60	0.023	1388
P7-6b	0.170	0.149	0.220	19.70	0.023	1525
P7-5a	0.180	0.150	0.242	20.07	0.024	1334
P7-5b	0.182	0.148	0.224	19.80	0.021	1378
P7-13b	0.180	0.144	0.232	19.40	0.023	1317
P7-13a	0.179	0.152	0.230	19.70	0.023	1803
P7-15b	0.179	0.153	0.237	19.70	0.024	1293
P7-16a	0.183	0.151	0.237	20.00	0.025	1571
Valeur moyenne					0.023	1451 ± 173

Tableau V-8 Résultats WST sous eau à 7°C pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4

Eprouvettes	h(m)	b(m)	H(m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P7-9a	0.191	0.153	0.237	6.80	0.026	6441
P7-10a	0.188	0.147	0.237	7.30	0.025	5578
P7-8b	0.182	0.152	0.239	7.50	0.026	6421
P7-15a	0.182	0.145	0.236	6.70	0.024	5556
P7-10b	0.183	0.153	0.237	7.40	0.025	6499
Valeur moyenne					0.023	6099±486

### V.3 Observation des surfaces de rupture

Après chaque essai, la surface de rupture est observée et mesurée pour les différentes éprouvettes testées. Les images de ce paragraphe sont toutes prises juste après la fin des essais sous eau.

Pour les éprouvettes non renforcées P8, comme précédemment, en raison d'une course insuffisante du capteur de déplacement de la presse, les essais sont arrêtés avant la fin du décollement total de l'interface et certaines éprouvettes sont exclues de l'analyse. En effet, de même que pour les essais dans l'air, un décollement entre les sous couche (1-1 et 1-2) (voir Figure IV.15) perturbe le bon déroulement de l'essai WST (Figure V-2).

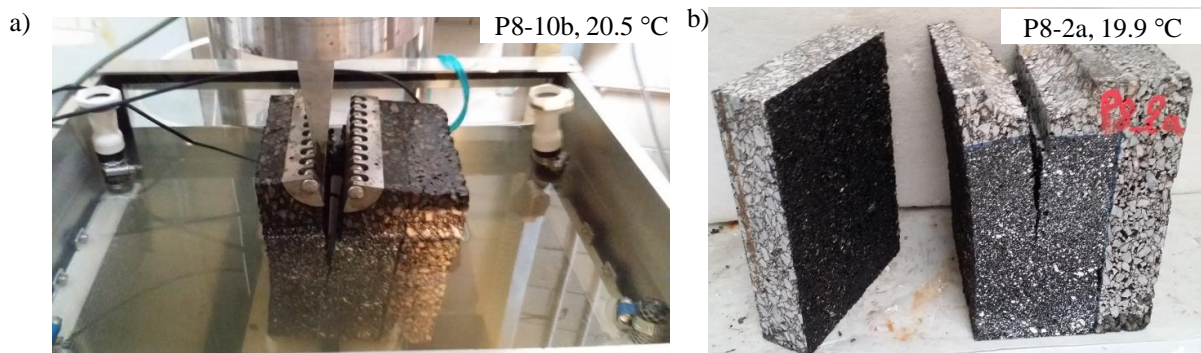


Figure V-3 Décollement parasite durant l'essai WST à 20°C sous eau entre les sous-couches (1-1 et 1-2) pour les éprouvettes P8 non renforcées

Pour les éprouvettes P8 conservées dans les analyses, la Figure V-4 illustre les délaminations partielles de ces interfaces.

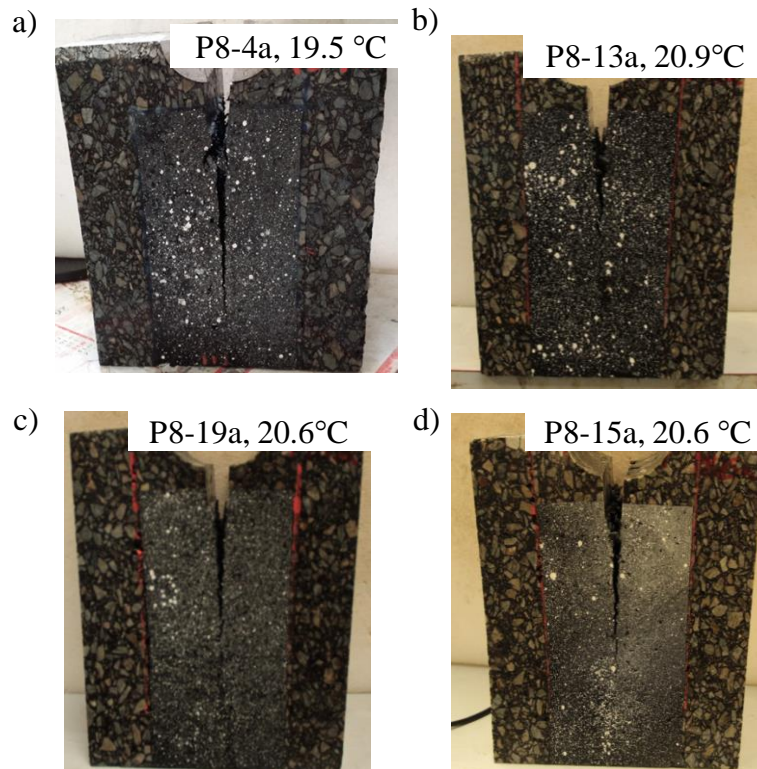


Figure V-4 Décollement des éprouvettes P8 non renforcées testées par WST à 20°C

Pour les éprouvettes P6 et P7 renforcées respectivement par la grille G3 et par la grille G4, en revanche, comme pour les essais dans l'air une délamination presque totale (à quelques millimètres près) de l'interface est obtenue par l'essai WST.

Pour les éprouvettes P6 renforcées par la grille G3, un seul et unique type de surface de rupture est noté. La grille reste toujours collée à la surface inférieure de la première couche (Figure V-5) alors que ces éprouvettes testées dans l'air ont soit la grille collée à la surface inférieure de la première couche ou soit collée à la surface supérieure de la couche inférieure du bas de la structure (voir chapitre IV). Nous notons ainsi que l'eau semble fragiliser le collage entre la grille G3 et la surface de la couche au-dessous là où la couche d'accrochage (en bitume) est appliquée. Pour ces éprouvettes P6 nous ne remarquons pas d'effet de désenrobage des granulats de leur film de bitume et les grilles restent noircies. La rupture semble être faite de façon cohésive (voir Figure I-18 chapitre I) dans le bitume proche de l'interface grille couche d'accrochage.

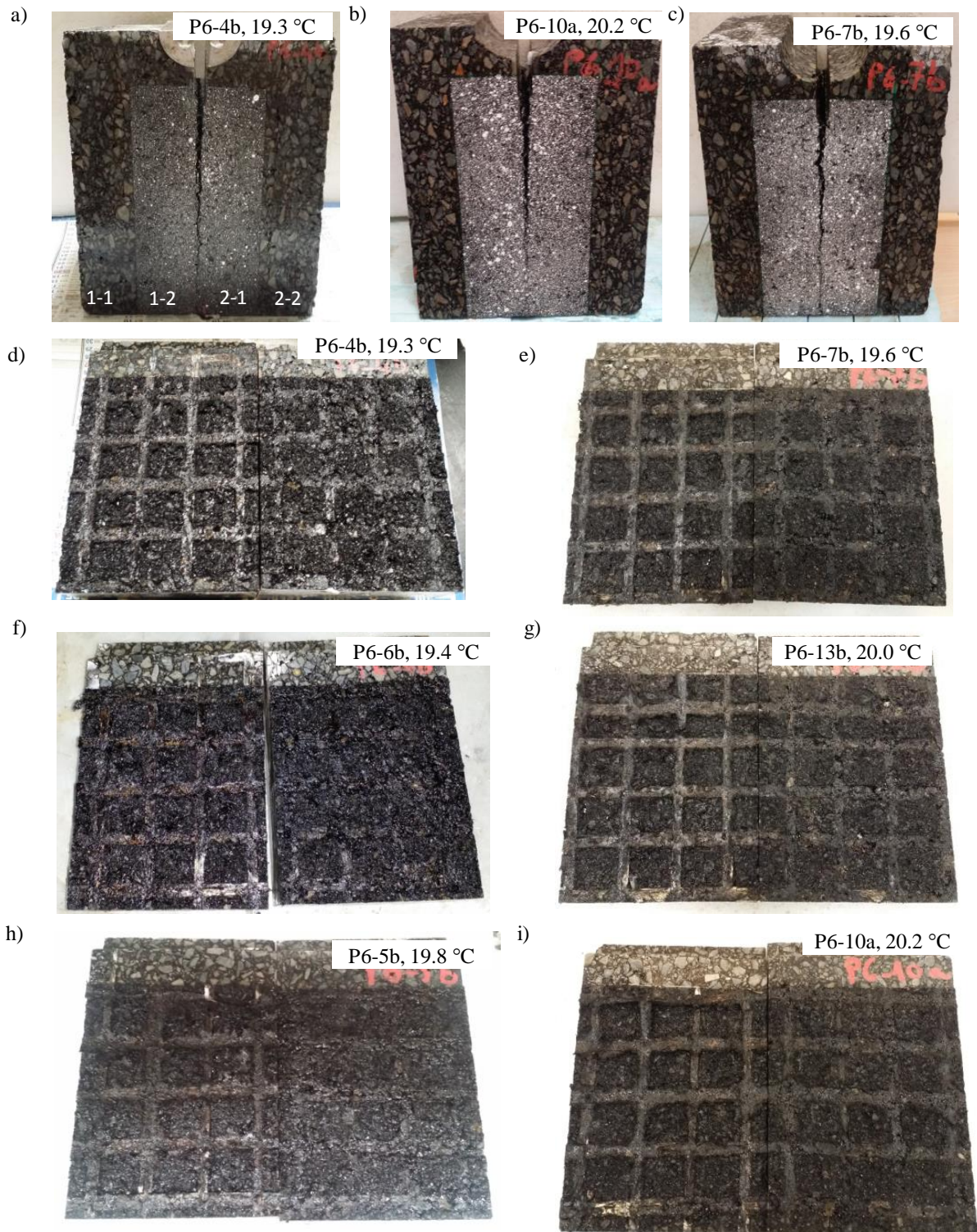


Figure V-5 Surfaces de ruptures des éprouvettes P6 renforcées par la grille G3 testées à 20°C sous eau

Pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées à 20°C sous eau, comme observé dans l'air, un seul type de surface de rupture est noté. La grille se divise en deux parties en son sein et chaque bout reste de fait collé de part et d'autre sur chaque face délamérée de l'éprouvette (Figure V-6).



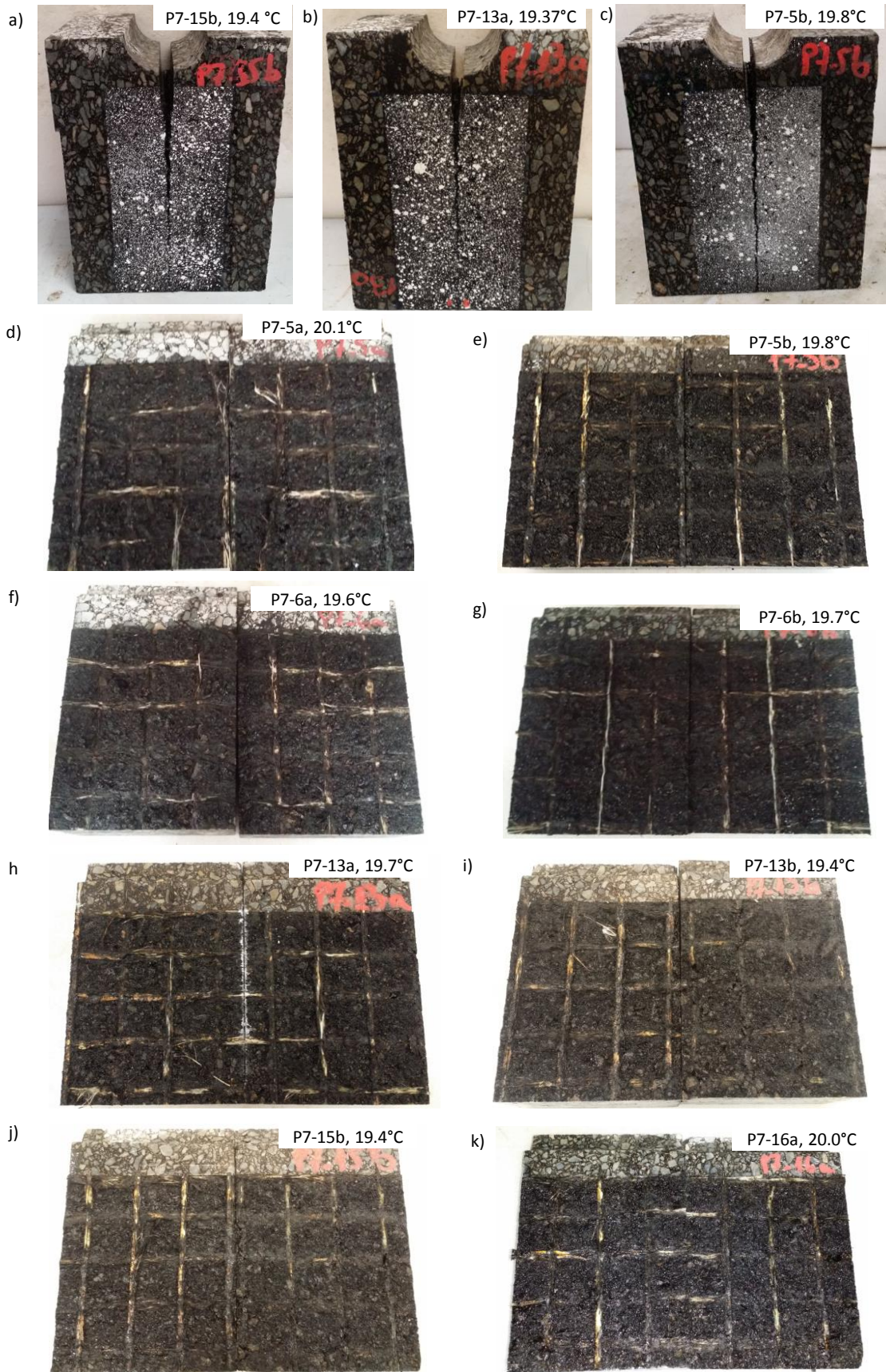


Figure V-6 Surfaces de ruptures des éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées à 20°C sous eau

La résine présente sur les fils de cette grille semble résister à décollement du bitume quel que soit les conditions d'essai.

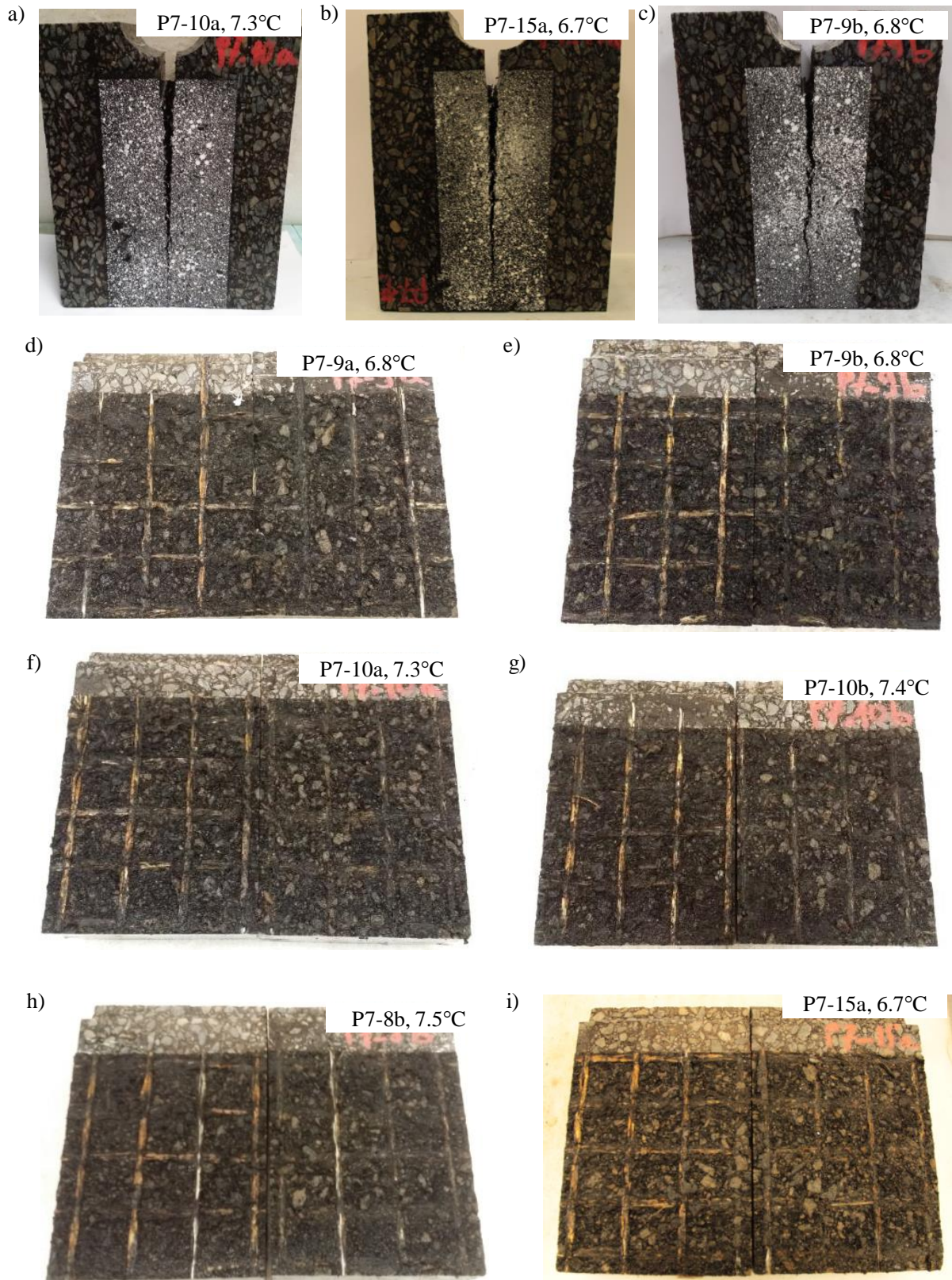


Figure V-7 Surfaces de ruptures pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées à 7°C sous eau

Concernant les essais sur les éprouvettes renforcées par la grille G4 testées à 7°C, la grille se divise en deux aussi et reste ainsi collée des deux côtés de la surface rompue de l'éprouvette (Figure V-7). Les images montrent que la couleur des granulats est moins noire que ce qui peut être observé dans la Figure V-6 pour le même type de matériaux testé à 20°C. Un désenrobage des granulats de leur film de bitume est visible. À ces conditions d'essais sous eau à température froide à 7°C, la rupture semble être adhésive entre les granulats et le liant de bitume (voir Figure I-15), contrairement aux mêmes essais à 20°C.

#### **V.4 Analyse des courbes Force-ouverture du décollement**

Les résultats des mesures  $F_S - \delta$ , durant l'essai, sont tracées en fonction de l'ouverture du décollement mesurée avec les deux techniques LVDT et DIC utilisées. En raison d'un manque de précision et perte d'information des capteurs LVDT sous eau qu'il a fallu remplacer par ailleurs, comme pour les chapitres précédents, nous faisons le choix ici de ne présenter que les courbes tracées en fonction des mesures obtenues par la technique d'analyses d'images. Celles obtenues à l'aide de mesures LVDT sont toutes reportées dans l'annexe C.I.

Sur la Figure V-8, nous notons une grande dispersion des essais sur éprouvettes P8 non renforcées. Comme observés plusieurs raisons peuvent en être la cause dont des délaminages parasites des sous-couches non complètement visibles à l'œil nu. Les forces finales n'arrivant pas à zéro, ces courbes illustrent bien par ailleurs que le décollement de l'interface ne se réalise que partiellement.

En revanche le décollement est obtenu presque totalement pour les éprouvettes Grille / enrobé P6 et P7 comme illustré respectivement dans les Figure V-9 et Figure V-10. Nous notons une très grande dispersion des résultats sur les éprouvettes P6. Ni la largeur  $h$ , non complètement constante d'une éprouvette à l'autre (Tableau V-6), ni le degré de saturation de ces éprouvettes (Tableau V-2), ne peuvent expliquer ce résultat. Par contre, les éprouvettes extraites de plaques sur lesquels ont été notés des défauts de construction (Cf Figure C-19 de l'annexe C) sont celles qui ont les plus petites valeurs de force maximum. Pour les éprouvettes P6 testées sous eau, le nombre d'essais restant à analyser n'est malheureusement pas satisfaisant sur ce point.

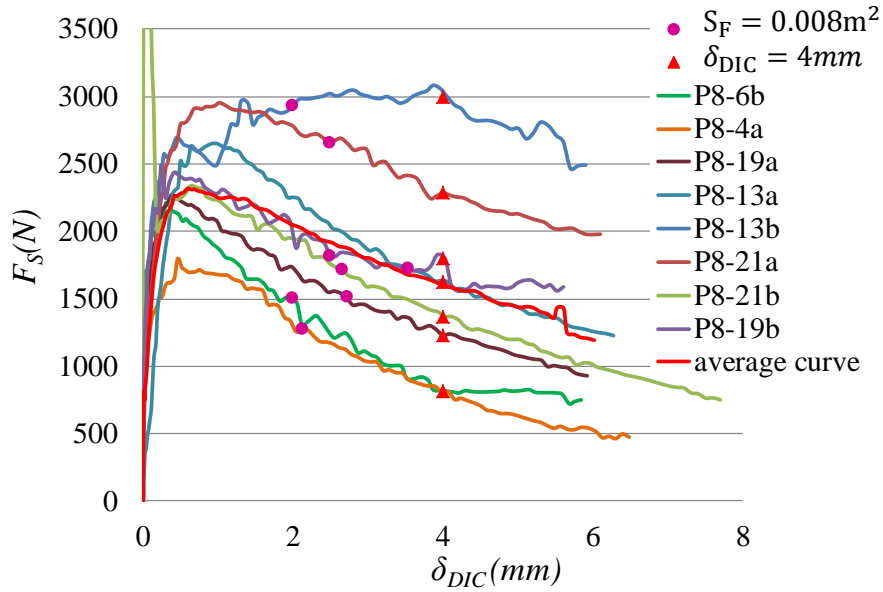


Figure V-8 Courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P8 non renforcées testées sous eau (2 mm/min ; 20°C)

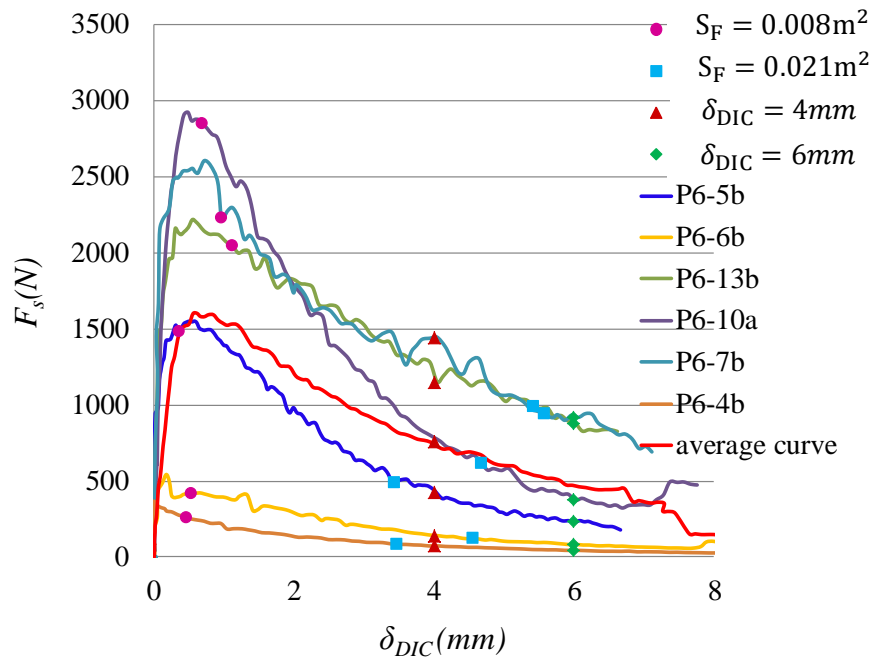


Figure V-9 Courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P6 renforcées par la grille G3 testées sous eau (2 mm/min ; 20°C)

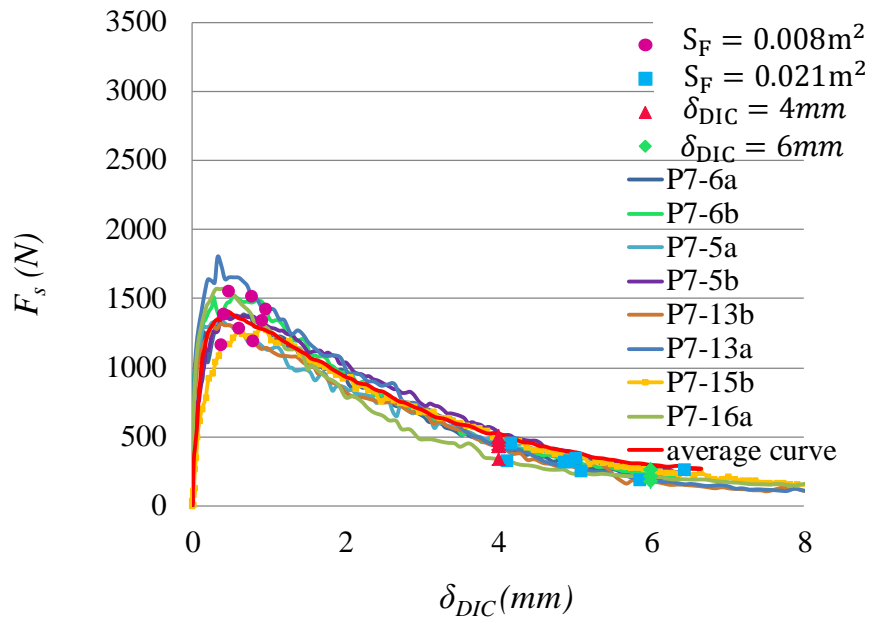


Figure V-10 Courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées sous eau (2 mm/min ; 20°C)

Globalement sur les valeurs moyennes, on note que les forces maximales de fendage pour les éprouvettes non renforcées de type P8 sont toujours plus importantes que celles obtenues sur les éprouvettes renforcées avec les deux types de grilles en fibre de verre même en présence de l'eau à 20°C. Celles-ci seront qualifiées dans le paragraphe suivant.

Par ailleurs, les enrobés bitumineux étant susceptibles thermiquement, il est intéressant de pouvoir évaluer l'effet de la température combiné avec l'effet de l'eau sur le collage de l'interface entre les couches d'enrobés bitumineux renforcées avec une grille en fibre de verre.

La Figure V-11 présente les courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P7 testées à 7°C et P7 testées à 20°C. Nous notons bien que, plus la température est basse, plus la valeur maximale de fendage  $F_s^{max}$  est grande, et que le comportement ductile de l'interface diminue. A 7°C les courbes sont plus dispersées qu'à 20°C.

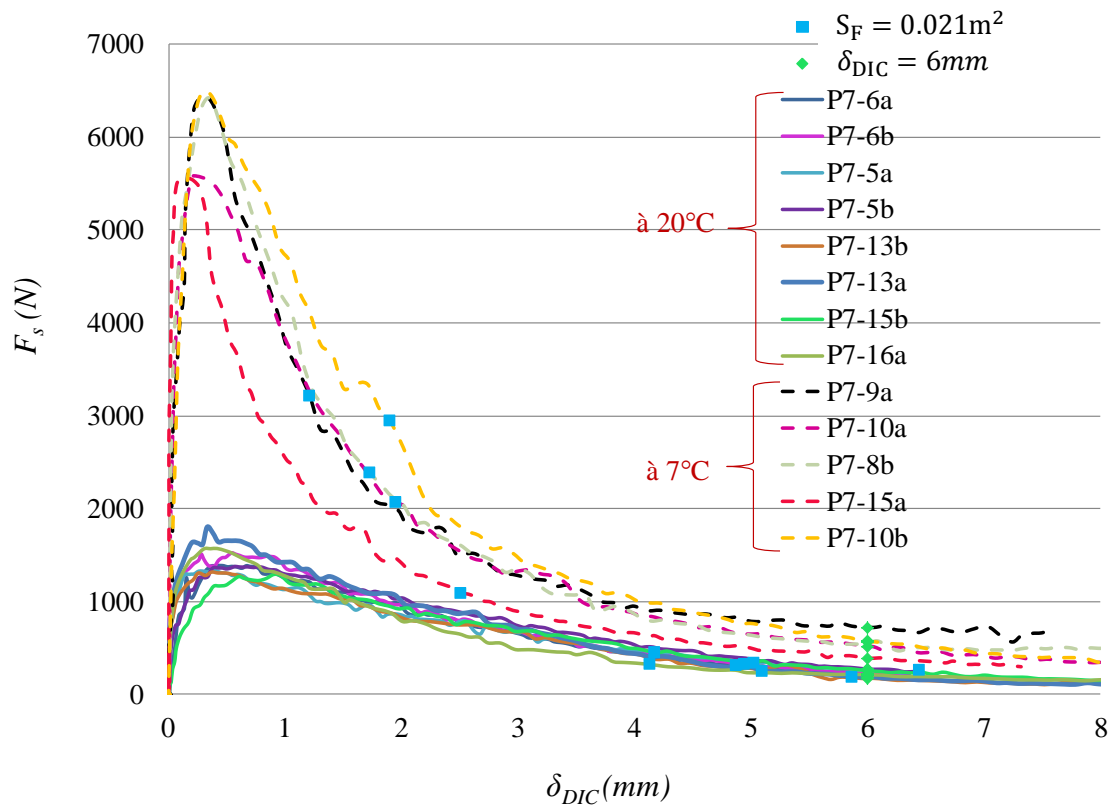


Figure V-11 Effet de la température (7°C et 20°C) sur les courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées sous eau à 2mm/min

### V.5 Discussion sur les résultats d'essais

La Figure V-12 présente la synthèse des valeurs moyennes de la force maximale du fendage pour chaque type d'éprouvettes non renforcées et renforcées testées sous eau et sans eau à 20°C.

Comme montré dans le chapitre IV.5, comparé aux valeurs moyennes obtenues sur les éprouvettes P8 non renforcées ( $F_{S moy}^{max} = 2763N$ ), l'usage de la grille G3 et la grille G4 réduit la force d'initiation du décollement. Cette réduction est plus grande que le tiers noté pour les essais dans l'air. Elle est réduite de 38 % et 47% pour les essais réalisés sous eau avec l'usage de la grille G3 et G4 respectivement.

Par contre, nous notons que l'eau augmente la dispersion des valeurs obtenues sous eau pour les éprouvettes P8 non renforcées et P6 renforcées avec la grille G3 qui ont eu une rupture dans la couche d'accrochage. La valeur moyenne des forces maximales de fendage ( $F_s^{max}$ ) est plus élevée pour les matériaux testés sous eau que pour ceux testés sans eau. En revanche, concernant les éprouvettes P7 renforcées avec la grille G4 qui ont rompu finalement dans la grille, l'eau n'agit pas sur le premier indicateur.

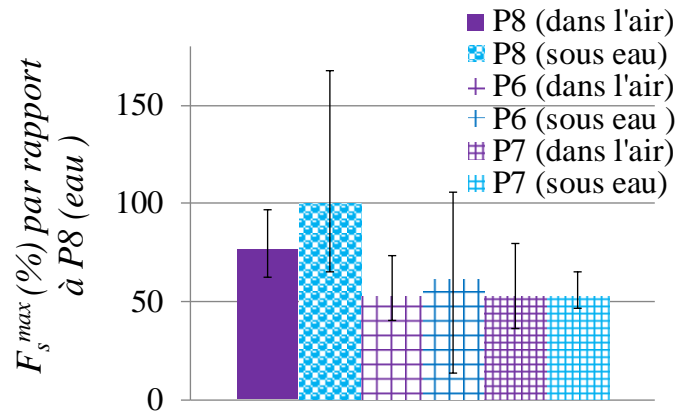


Figure V-12 Comparaison des valeurs moyennes de  $F_s^{max}$  en % pour les différentes éprouvettes SolDuGri de la planche 2016 testées sans et sous eau à 2mm/min et 20°C

Comme attendu, l'effet de la température sur ce premier indicateur est bien visible comme illustrée sur la Figure V-13 qui présente les valeurs moyennes des forces maximales de fendage en % pour les éprouvettes de type P7 testées sans eau et sous eau à 20°C et à 7°C. Ces résultats montrent que la résistance à l'initiation au décollement par WST augmente de 76% avec la chute de température de 13°C indépendamment de l'effet de l'eau qui est presque absent pour ce type d'éprouvette renforcée avec la grille G4.

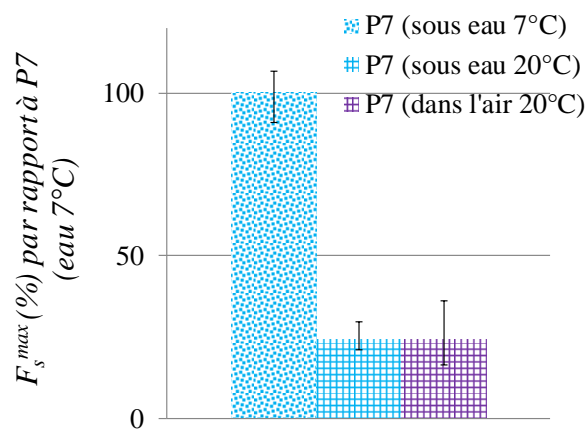


Figure V-13 Comparaison des valeurs moyennes de  $F_s^{max}$  en % pour les éprouvettes P7 renforcées (grille G4) testées à 2mm/min sans eau à 20°C et sous eau à 20°C et 7°C

Afin de pouvoir mieux comprendre l'effet de l'eau sur le collage de l'interface entre les différentes couches de chaque type de matériau, une première surface fixe de rupture est choisie égale à  $0.008 m^2$ . Elle est illustrée par des carrés bleus dans les différentes figures  $F_s - \delta_{DIC}$  présentées précédemment (cf Figure V-8, Figure V-9 et Figure V-10). Le deuxième indicateur d'essai WST liés aux énergies de rupture,  $G_F$ , est initialement calculée avec cette valeur fixe de  $S_F$  pour toutes les éprouvettes testées.  $0.008 m^2$  correspond à seulement 23 % et 21% de la surface totale des éprouvettes P7 et P6 respectivement (soit un décollement sur un peu plus d'une maille en hauteur seulement). Bien que cette valeur, pour les éprouvettes renforcées de type P6 et P7, ne soit pas assez

représentative d'une surface de rupture de taille raisonnable par rapport à la taille des hétérogénéités (ici les mailles des grilles), elle permet seulement d'avoir une première idée sur l'effet de l'eau sur les énergies de rupture.

Les résultats présentés dans la Figure V-14 montrent que l'énergie moyenne de rupture des éprouvettes P8 non renforcées est réduite de 16% pour les essais effectués sous eau par rapport aux résultats obtenus dans l'air. Cet effet est petit au regard de la dispersion des résultats. Concernant les éprouvettes renforcées, nous notons que l'usage combiné de l'eau et de la grille G3 et de la grille G4 réduit  $G_F$  de 84% et de 89% respectivement l'énergie moyenne de rupture des éprouvettes P8 non renforcées testées dans l'air.

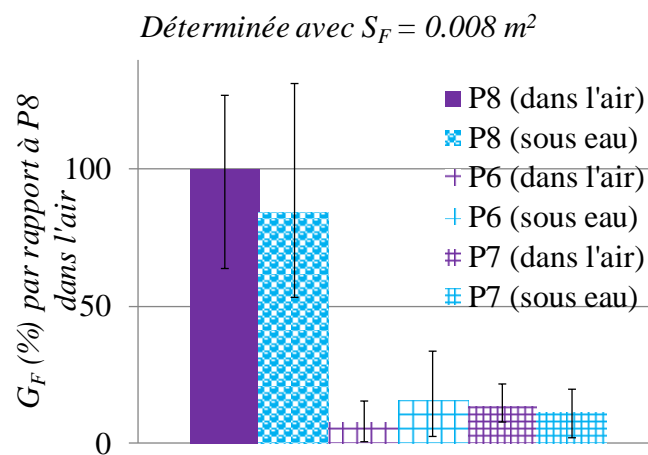


Figure V-14 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % pour  $S_F = 0.008 \text{ m}^2$  pour les différentes éprouvettes SolDuGri de la planche 2016 testées sans et sous eau à 2mm/min et 20°C

Pour tenter d'analyser les résultats autrement à l'aide du troisième indicateur, une ouverture du décollement fixe est choisie égale à 4mm ( $\delta_{DIC} = 4\text{mm}$ ). Les triangles rouges dans les courbes  $F_S - \delta_{DIC}$  (cf Figure V-8, Figure V-9 et Figure V-10) représentent la position des points correspondant à cette ouverture fixe du décollement. Elle correspond à une surface moyenne de rupture d'environ 0.020 m<sup>2</sup> et de 0.021 m<sup>2</sup> pour les éprouvettes P7 et P6 respectivement.

La Figure V-15 présente les énergies de rupture calculées pour cette valeur fixe d'ouverture. Comme précédemment, les résultats montrent de plus grandes dispersions des résultats sous eau sur les échantillons P8 non renforcés et P6 renforcés par grille G3 au contraire de ceux obtenus sur les P7 renforcés par grille G3. Il semble que l'eau affecte plus sensiblement ces interfaces où la rupture se produit dans couche d'accrochage (en bitume). En revanche concernant les éprouvettes P7 renforcées avec la grille G4, nous ne remarquons pas d'effet de l'eau sur les résultats d'essais analysés à l'aide des trois indicateurs d'essai WST.



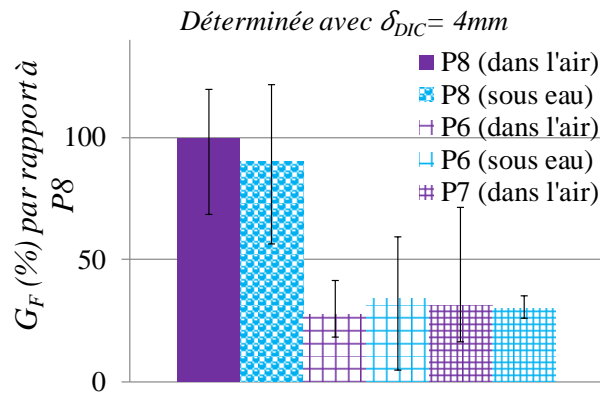


Figure V-15 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % pour  $\delta_{DIC} = 4mm$  pour les différentes éprouvettes SolDuGri de la planche 2016 testées sans et sous eau à 2mm/min et 20°C

Pour tenter d'analyser plus avant cet effet de l'eau, bien que la forte dispersion des résultats des tests sur les éprouvettes de type P6 gêne les comparaisons, une deuxième surface de rupture de  $S_F = 0.021m^2$  est choisie. A cette valeur de surface, nous sommes plus proches à la surface finale de rupture pour les deux types d'échantillons renforcés P6 et P7 comme illustrés par les carrés bleus dans les (Figure V-9 et Figure V-10). Cette valeur de surface correspond en moyenne à 61% de l'interface totale des éprouvettes P7 et à 58 % de l'interface totale des éprouvettes P6 (soit une surface de rupture contenant  $3 \times 3$  mailles).

Les énergies de rupture ainsi que les ouvertures du décollement des essais WST réalisés sur les éprouvettes renforcées P6 et P7 correspondantes sont relatés respectivement dans les histogrammes des Figure V-17 et Figure V-18. Malgré les fortes dispersions, les résultats présentés dans la Figure V-17 montrent que l'eau semble faire augmenter très légèrement les énergies de rupture des éprouvettes renforcées par grille de verre (-24% et -9% pour les éprouvettes P6 et P7 testées dans l'air respectivement).

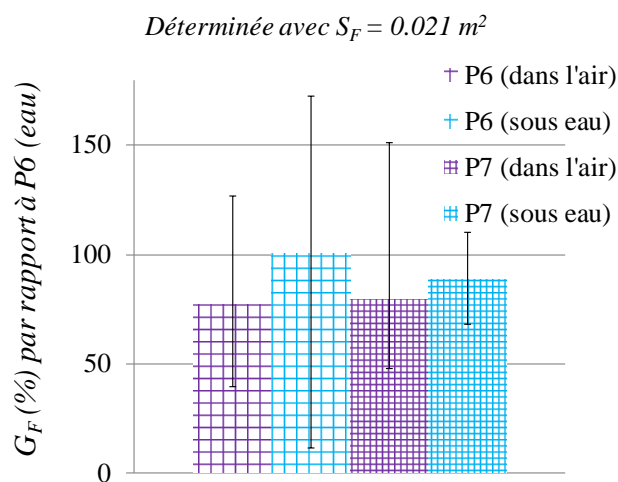


Figure V-16 Comparaison des valeurs moyennes de  $G_F$  en % pour  $S_F = 0.021m^2$  pour les éprouvettes renforcées P6 (grille G3) et P7 (grille G4) testées sans et sous eau à 2mm/min et 20°C

Alors que sur la Figure V-17, nous remarquons que l'eau semble faire diminuer légèrement le troisième indicateur " $\delta_{DIC}$ " d'ouverture du décollement pour les éprouvettes P7 renforcées avec la grille G4.

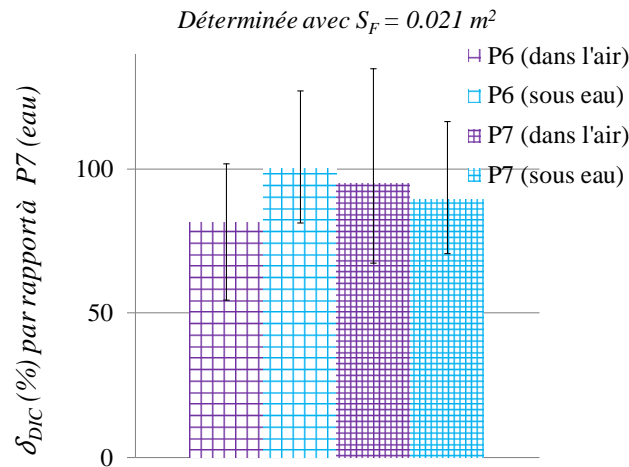


Figure V-17 Comparaison des valeurs moyennes de  $\delta_{DIC}$  en % pour  $S_F = 0.021 \text{ m}^2$  pour les éprouvettes renforcées P6 (grille G3) et P7 (grille G4) testées sans et sous eau à 2mm/min et 20°C

Afin de pouvoir tenter de comparer le comportement des deux types de grilles comme souhaité par notre partenaire, une deuxième valeur fixe plus grande de  $\delta_{DIC} = 6 \text{ mm}$  est choisie comme indiqué par les losanges verts dans les Figure V-9 et Figure V-10.

Cette surface de rupture correspond à une moyenne de surface de rupture 63% de l'interface des éprouvettes P7 et de 62% de l'interface des éprouvettes de type P6. La Figure V-18 présente les résultats de l'énergie de rupture pour cette valeur d'ouverture du décollement. On constate également que sous eau les résultats sur les éprouvettes P7 renforcées avec la grille G4 sont beaucoup moins dispersés que dans l'air et que l'eau (avec les Figure V-16 et Figure V-18) semble également renforcer très légèrement la résistance de cette interface au décollement.

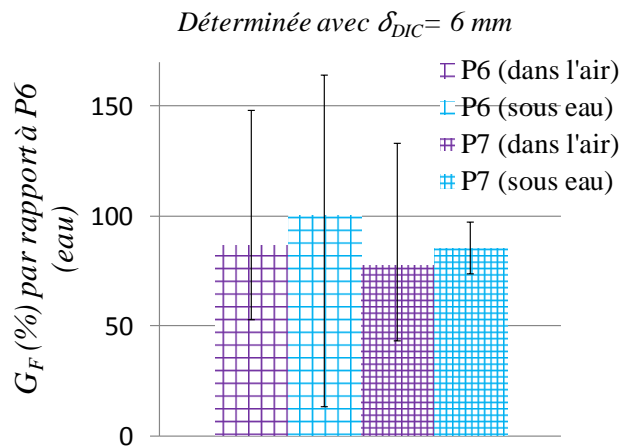


Figure V-18 Comparaison des valeurs moyennes en % de  $G_F$  pour  $\delta_{DIC} = 6 \text{ mm}$  pour les éprouvettes renforcées P6 (grille G3) et P7 (grille G4) testées sans et sous eau à 2mm/min et 20°C

Concernant les effets de la température sur le collage de l'interface de ces éprouvettes P7 renforcées par la grille G4, les résultats WST des énergies de rupture et les ouvertures moyennes du décollement à 20°C et à 7°C sont présentés sur les Figure V-19 et Figure V-20. La surface de rupture fixe de 0.021m<sup>2</sup> (Cf. losanges verts dans la Figure V-11) correspond à 59% de la surface de l'interface des éprouvettes P7 testées à 7°C. La Figure V-19 montre que la température basse de 7°C fait augmenter l'énergie de rupture de 35% par rapport à celle obtenue sur les essais à 20°C. Rappelons que nous n'avons pas remarqué un effet important de l'eau pour les éprouvettes P7 testées à 20°C sur le premier et le deuxième indicateurs.

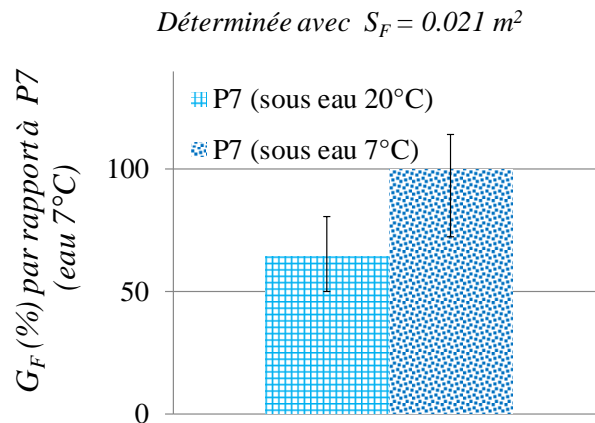


Figure V-19 Effet de la température (20°C et 7°C) sur les valeurs moyennes de  $G_F$  en % pour  $S_F = 0.021\text{m}^2$  pour les éprouvettes renforcées P7 (grille G4) testées sous eau à 2mm/min

Le troisième indicateur lié à l'ouverture du décollement présenté dans la Figure V-20, est plus important de 63% pour les essais effectués à 20°C qu'à 7°C. Comme illustré sur la Figure V-11, à basse température la résistance à l'initiation et à la propagation de la fissure est plus grande et le comportement de l'interface armé avec la grille G4 est moins ductile à 7°C.

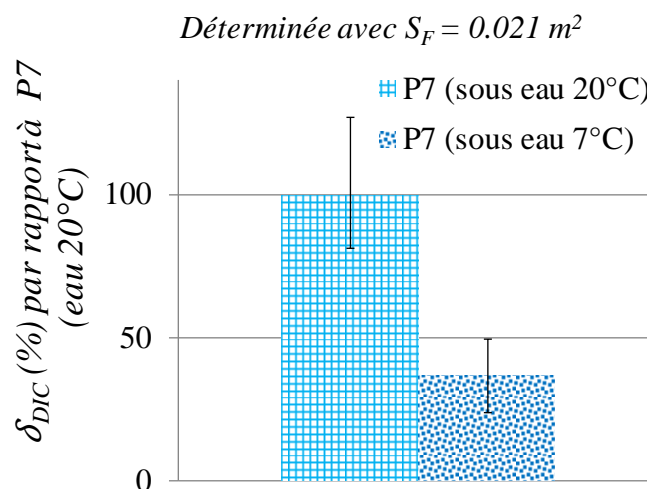


Figure V-20 Effet de la température (20°C et 7°C) sur les valeurs moyennes de  $\delta_{DIC}$  en % pour  $S_F = 0.021\text{m}^2$  pour les éprouvettes renforcées P7 (grille G4) testées sous eau à 2mm/min

Pour une ouverture du décollement égale à 6mm, 69% de l'interface est rompue pour les éprouvettes testées à 7°C et 63% pour les éprouvettes P7 testées à 20°C. Sur la Figure V-21, nous notons que la différence des énergies de rupture est plus importante à cette valeur de décollement,  $\delta_{DIC} = 6mm$ , que pour une surface fixe de rupture de  $S_F = 0.021m^2$ . L'énergie de rupture est réduite de 59% avec la baisse de la température de 20°C à 7°C.

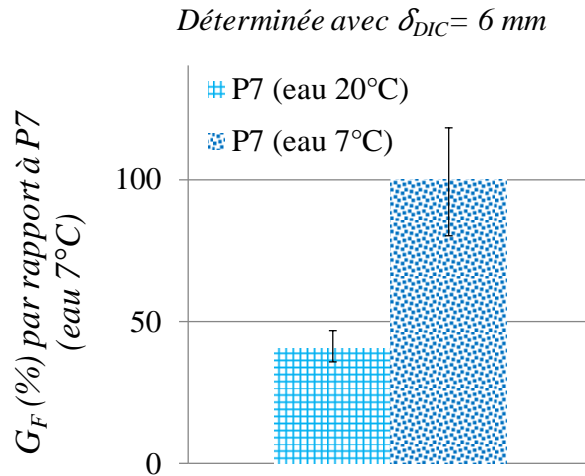


Figure V-21 Effet de la température (20°C et 7°C) sur les valeurs moyennes en % de  $G_F$  pour  $\delta_{DIC} = 6mm$  pour les éprouvettes renforcées P7 (grille G4) testées sous eau à 2mm/min

Afin de compléter l'analyse sur les Figure V-22, Figure V-23 et Figure V-24 les variations d'énergie de rupture en fonction de l'ouverture du décollement  $\delta_{DIC}$  tout au long de l'essai est reporté pour ces éprouvettes renforcées P6 (20°C), P7 (20°C) et P7 (7°C) respectivement, et testées sous eau. Dans ces courbes, l'initiation du décollement est visible aux alentours du point zéro et la propagation du décollement semble se stabilise plus ou moins selon les éprouvettes aux alentours de la valeur maximale de  $G_F$ .

Sur la Figure V-22 la forte dispersion des résultats pour les d'éprouvette P6 renforcée par la grille G3 est également visible et rend difficile les comparaisons avec les éprouvettes P7 testées également sous eau à 20°C tant les écarts sont grands d'un groupe à un autre. En effet, trois groupes de résultats d'éprouvettes P6 testés sous eau peuvent être faits. Un premier groupe de courbe donne une énergie maximale très faible d'environ  $50 J/m^2$  correspondant aux éprouvettes des plaques extraites de la planche 2016 sur lesquels les grilles semblent avoir été mal collées (cf. commentaires donnés dans le paragraphe V.4 et la Figure C-19 de l'annexe C), sur un deuxième groupe d'éprouvette P6 on obtient une énergie d'environ  $150 J/m^2$  ainsi comparable à celle obtenue en moyenne sur les éprouvettes P7 testées sous eau à 20°C (Figure V-23) et pour un troisième groupe d'éprouvettes P6 testée sous eau à 20°C, la moyenne de l'énergie de rupture de  $300 J/m^2$  obtenue sur trois échantillons est le double.

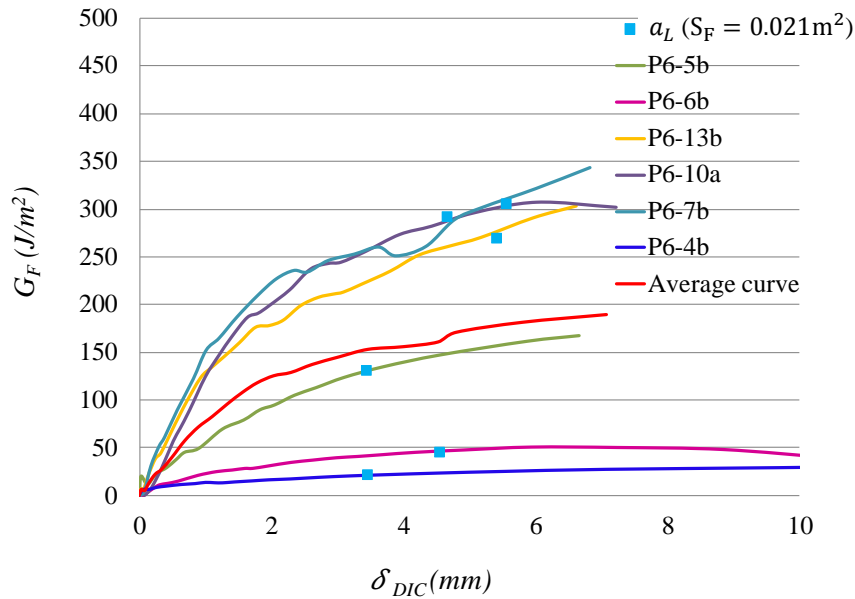


Figure V-22 Variation de  $G_F$  en fonction de  $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P6 renforcées par la grille G3 testées sous eau à 2mm/min et 20°C

Comme dit précédemment, en revanche pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 les courbes d'essais sous eau à 20°C (Figure V-23) sont bien moins dispersées que les précédentes. On note que l'énergie de rupture obtenue sur ces surfaces ainsi rompues converge vers une valeur asymptotique démontrant que la taille des éprouvettes semble relativement suffisante pour ces essais de rupture sur échantillons ainsi renforcés.

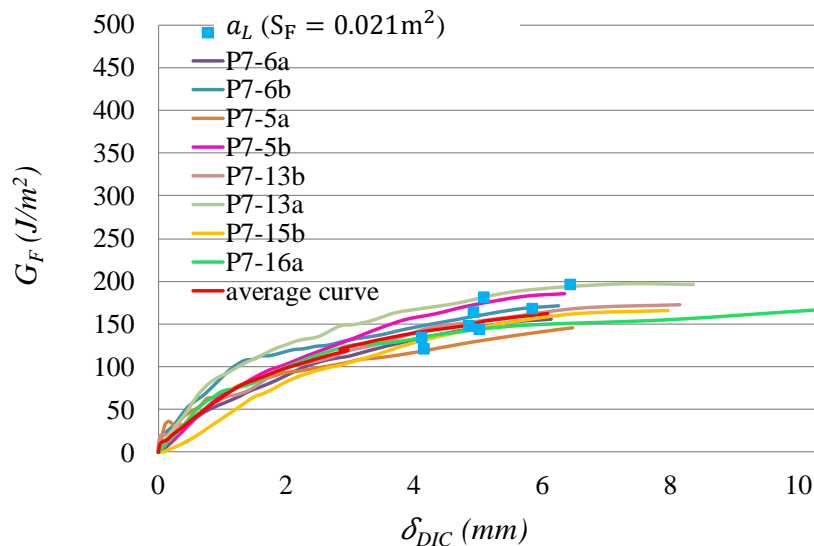


Figure V-23 Variation de  $G_F$  en fonction de  $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées sous eau à 2mm/min et 20°C

Sous eau à 7°C (Figure V-24), plus de dispersion des résultats sont observées pour ces éprouvettes P7 renforcées. Sur ces tests, les surfaces de rupture des interfaces de ces éprouvettes ont montré de la rupture adhésive entre les granulats et le bitume en dehors des mailles des grilles elles-mêmes

rompues en leur sein. Ces essais à température plus froide semblent également moins bien se stabiliser vers une énergie de rupture type.

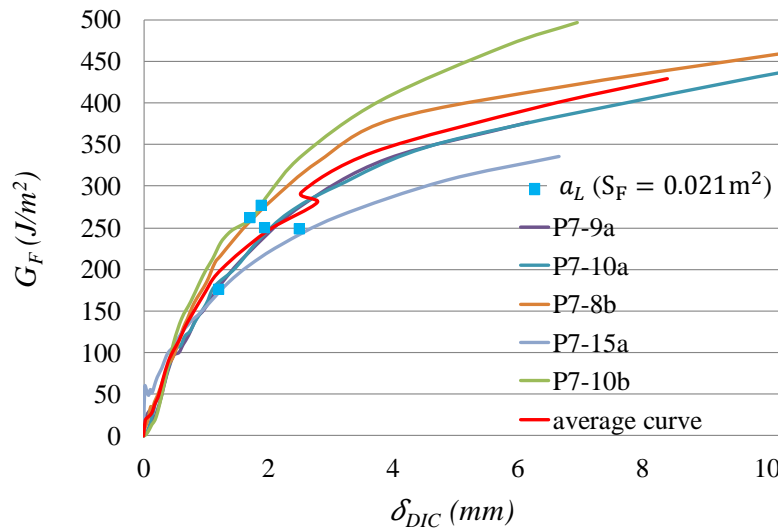


Figure V-24 Variation de  $G_F$  en fonction de  $\delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées sous eau à 2mm/min et 7°C

## V.6 Bilan

Dans ce chapitre, nous avons présenté les principaux résultats des essais sous eau effectués sur les éprouvettes non renforcées P8 renforcées (P6 et P7) saturées en eau et extraites de la planche 2016 du projet ANR SolDuGri.

A l'aide des mesures effectuées par l'analyse d'images pour obtenir tout au long de l'essai WST les valeurs d'ouverture et de longueur de décollement nous avons noté sur les échantillons P8 non renforcés que l'eau disperse les essais et augmente la résistance à l'initiation au décollement a contrario de sa propagation au décollement cohésif dans la couche d'accrochage bitumineuse.

Pour les éprouvettes P6 renforcées avec la grille G3, la trop grande dispersion des résultats empêche d'analyser finement les courbes d'essais. Il est souhaitable d'effectuer des essais supplémentaires pour ces échantillons dont les ruptures se sont toutes produites sur la face du dessous dans la grille là où le taux de la couche d'accrochage est le plus important. Les dispersions pourraient s'expliquer par un dosage de cette couche en bitume réalisée de façon non homogène pour cette planche 2016.

Concernant, les éprouvettes P7 renforcées avec la grille G4, il n'existe pas d'effet remarquable de l'eau à 20°C sur les ruptures d'interface comparé aux essais effectués dans l'air et relatés dans le Chapitre IV précédent. Que ce soit sous eau ou dans l'air, à chaque fois les fibres de verre restent collées au bitume et la rupture se produit dans la grille elle-même et, de plus sous eau, entre les granulats et le liant de bitume.

Seul l'effet de basse température à 7°C sur les trois indicateurs a été montré pour les éprouvettes renforcées P7. Comme attendu, à cette température basse, les ruptures s'initient à des forces plus

élevées et sont moins ductiles. Les observations des surfaces de rupture montrent que l'eau réduit encore plus l'adhésivité entre les granulats et le liant au niveau de l'interface à 7°C.

En conclusion, nous pouvons constater que l'eau a un effet sur la rupture des échantillons testés. Malgré la dispersion des résultats notamment pour les éprouvettes P6 renforcés avec la grille de référence G3 du projet ANR, le WST nous permet de différencier les deux types de grille dans l'ensemble par observation des surfaces de ruptures observées lors des essais WST.

## **Conclusion générale et perspectives**

Le décollement partiel ou non de l'interface, particulièrement entre les couches du haut d'une chaussée, est un des mécanismes de rupture qui accélère leur ruine (Buttlar and Chabot, 2018) (Petit et al., 2018a). Comme le montre la littérature et ce présent document, dépendant de la méthode d'assemblage optée au moment de la construction ou de la réparation de ces ouvrages, de l'état de surface des couches existantes, de l'utilisation d'un matériau adapté ou d'un bon dosage de couche d'accrochage, du trafic, des conditions environnementales lors de la fabrication de ces structures multicouches, une attention toute particulière doit être portée sur la compréhension du comportement des interfaces dans un ouvrage (Grellet et al., 2012; Ktari et al., 2017).

Inscrit dans le cadre du projet ANR SolDuGri (ANR- 14- CE22- 0019 France) et faisant suite à différents travaux existants sur le sujet (Cf chapitre I), ce travail de thèse a pour objectif d'étudier la caractérisation du collage entre couches de matériaux de chaussée construites dans les conditions réelles de chantier par un essai de rupture en statique et en laboratoire. En particulier la caractérisation du collage d'interfaces bitumineuses armées de grille de verre est visée. En lien avec les autres essais prévus dans ce projet démarré fin 2014 (Godard et al., 2017) (Godard et al., 2017) (Chazallon et al., 2018) (Chazallon et al., 2019), nous cherchons ici à caractériser expérimentalement à la rupture le collage des interfaces entre couches de chaussées sur des surfaces de relativement grandes dimensions par rapport à la taille des hétérogénéités. L'essai de fendage par coin (Wedge Splitting Test ou WST) de rupture en mode I, développé initialement par (Tschegg, 1986), est choisi. Le chapitre II de ce manuscrit rapporte la méthodologie mise au point durant la thèse. L'adaptation de la géométrie des éprouvettes WST ainsi que les différentes pièces mécaniques conçues pour réaliser les essais (y compris sous eau) sur la presse hydraulique du LAMES ont pu être faites avec succès. Une pré-analyse des effets du point d'appui des éprouvettes est réalisée sous Cast3M afin d'en discerner les effets. Il y est également présenté que le décollement de l'interface de part et d'autres des faces externes de l'éprouvette est suivi à la fois par la corrélation d'image numérique (DIC) et des capteurs de déplacement. Ces mesures sur chacune des faces montrent par la suite que le décollement de l'interface ne se fait pas forcément tout à fait de façon homogène selon la même longueur et permet dans l'avenir de préciser les surfaces de ruptures. Les courbes d'essais Force – ouverture du décollement sont proposées d'être analysées à l'aide de trois indicateurs définis dans ce chapitre. Une méthode de détermination de la longueur du décollement par DIC est mise en place et montre son efficacité. Les résultats d'observation DIC sur le mode dit « pur » de l'essai ainsi que l'analyse des dimensions des éprouvettes WST par utilisation de modélisation CZM sous le code éléments finis Cast3M sont reportées synthétiquement dans le chapitre II.

Afin de valider le bon fonctionnement de l'essai WST ainsi conçu en début de thèse, des essais sont réalisés sur des matériaux contenant une interface très résistante à l'initiation du décollement (Cf



chapitre III). Ces bicouches « béton de ciment mince coulé sur de l'enrobé bitumineux » sont utilisées ponctuellement dans les techniques de réparation et d'adaptation de chaussées bitumineuses urbaines en France (De Larrard et al., 2005). L'assemblage entre la couche de béton et la couche d'enrobé se fait naturellement par percolation du béton de ciment, lors de son coulage dans son état frais, dans les vides de l'enrobé. Deux traitements de surface de l'enrobé (grenailage, et non grenailage) avant le coulage de béton de ciment sont testés par le WST à température ambiante, et une vitesse de déplacement de  $0.7 \text{ mm/min}$ , sur quelques échantillons Blanc/Noir fabriqués lors de travaux de thèses précédents (éprouvettes *BE* de Pouteau (2004) et 1GT de Hun (2012)). Sur ces tous premiers tests, les essais WST ainsi réalisés montrent avec succès leur capacité à décoller les interfaces Blanc/Noir et évaluer l'effet des deux types de traitements d'interface sur leur résistance au décollement. Par ailleurs, les observations des états de surface des interfaces rompues montrent des différences entre les deux types de traitement d'interface de ces éprouvettes. Leur conclusion est confortée notamment par la suite par l'analyse du troisième indicateur d'essai reposant sur l'ouverture du décollement. A l'aide également des deux autres indicateurs d'essais (force maximum à rupture et énergie de rupture), il est conclu que le grenailage de la surface de l'enrobé bitumineux avant le coulage du béton semble n'améliorer la résistance de l'interface que pour retarder l'initiation de son décollement. Malgré le faible nombre d'échantillons testés au regard de la dispersion des résultats, les conclusions de ces essais WST confirment celles obtenues lors d'essais de collage en mode mixte réalisés en statique en laboratoire (Hun et al., 2012) (Chabot et al., 2013) et lors d'essais en fatigue de laboratoire et d'essai accélérés in situ de type FABAC à différentes températures (Pouteau et al., 2004) (Chabot et al., 2008). Par ailleurs le sens de compactage sur le décollement d'interface par WST semble également jouer un rôle sur les décollements observés. La rupture du décollement est légèrement plus fragile au délaminage en mode I de rupture dans le sens perpendiculaire à celui du compactage que dans le sens du compactage pour les interfaces Blanc/Noir non traités. Plus d'essais sont nécessaires pour conforter néanmoins cette hypothèse. Les effets de l'eau observés sur quelques essais préliminaires (cf Annexe B.I.2) pour mettre au point un dispositif adéquat pour le projet SolDuGri vont également dans le sens des résultats obtenus dans les travaux de thèse de Hun (2012) (Chabot et al., 2017). De plus, il est établi dans ce chapitre II, comme également indiqué dans les recommandations RILEM du TC241-MCD (Petit et al., 2018) que pour cet essai de rupture en mode I le nombre de quatre éprouvettes testées par type d'échantillon n'est pas suffisant. Un minimum de dix éprouvettes par type de configuration est visé par la suite.

Les chapitres IV et V font état des résultats d'essai WST pour la caractérisation du collage de trois différentes grilles G1, G3 et G4 grille de verre du projet ANR SolDuGri sur du béton bitumineux semi-grenu (BBSG). Les échantillons testés, à une vitesse de déplacement constante de  $2 \text{ mm/min}$ , sont tous issus de planches expérimentales construites en 2015 puis 2016 par les partenaires du projet ANR SolDuGri durant la thèse. Leur interface contient au moins  $3 \times 3$  mailles. Les tous premiers tests réalisés à  $20^\circ\text{C}$  (P1 non renforcés et P3 renforcés avec la grille G1 de la planche 2015) et présentés

dans le chapitre IV permettent de vérifier la bonne capacité de l'essai WST à décoller les grilles de verre sur l'enrobé même si, dû à des défauts de construction de la planche 2015, les tests n'ont pu être nombreux (quatre maximum par type).

Sur la deuxième planche construite en 2016, afin d'obtenir environ dix résultats par type de configuration (3 essais WST et 3 interfaces différentes), un total de 102 essais WST en statique sont effectués:

- P8 (non renforcées), P6 (renforcées avec la grille G3) et P7 (renforcées avec la grille G4) testées à l'air ambiant à environ 20°C ;
- P8 (non renforcées), P6 (renforcées avec la grille G3) et P7 (renforcées avec la grille G4) testées sous eau à environ 20°C;
- P7 (renforcées avec la grille G4) testées sous eau à environ 7°C.

Sur ces deux planches, malgré la dispersion des résultats des éprouvettes P1 et P3 de la planche 2015, on montre également dans le chapitre IV par les essais WST menés à l'air ambiant que, quel que soit le type de la grille (G1, G3 et G4) utilisée, la résistance au décollement en mode I de rupture de l'interface pour les éprouvettes non renforcées est toujours meilleure. Ce résultat est par ailleurs confirmé par un des partenaires du projet utilisant les essais de traction TAT (Chazallon et al., 2019) (Doligez et al., 2019). Les surfaces de rupture des interfaces armées de la grille G1 présentent trois résidus de collage de grilles différents sur chaque face ainsi rompue. Sur les éprouvettes P6 renforcées avec la grille G3, on observe deux résidus de collage de grilles différents sur chaque face: la grille G3 reste uniquement collée soit d'un côté ou de l'autre de chaque face rompue. En revanche pour les éprouvettes P7 renforcées avec la grille G4, après essai WST, le décollement se produit dans la grille qui se divise ainsi en deux et reste collée aux deux surfaces résultantes rompues. Le premier indicateur montre que l'usage d'une grille de verre du projet ANR SolDuGri réduit de plus d'un tiers la force maximum des essais de rupture par décollement global de l'interface à température ambiante (et donc la résistance à l'initiation du décollement en mode I). Sur cette configuration d'essais, les résultats liés au deuxième indicateur du WST concernant les énergies de rupture montre que l'usage des grilles en fibre de verre les réduit de plus de deux tiers comparées à celles obtenues sur interface non armées de grilles. Sur ce deuxième indicateur, la résistance à la propagation du décollement semble quasi égale d'une grille à l'autre. En revanche les analyses menées à l'aide du troisième indicateur reposant sur les mesures DIC d'ouverture du décollement, éclairées par les constats faits sur les observations des états de surfaces rompues semble conduire à conclure que, même si in fine la grille a rompu en son sein, les performances de collage de la grille G4 sur l'enrobé bitumineux soient meilleures que celles de la grille G3 et G1. Il sera intéressant par la suite d'analyser si les résultats des essais de trafic accélérés en cours sur le site de l'Ifsttar (cf annexe C.1.4) conduisent à savoir comment ces différences de rupture (adhésive entre la grille et l'enrobé ou cohésive à l'intérieur de la grille) agissent dans le classement des performances des grilles testées dans les sections en grandeur réelle ainsi testées.

Sachant que les conditions environnementales, telles que la température et l'eau affectent, de façon non négligeable également, la tenue des chaussées, le chapitre V rapporte les essais WST effectués sous eau pour les échantillons de la planche 2016. On constate tout d'abord globalement que la dispersion des résultats semble être plus faible pour les éprouvettes P7 testées dans l'eau que pour les éprouvettes de type P6 et P8. Nous notons dans ce chapitre que, pour les éprouvettes P8 non renforcées, l'eau augmente uniquement la résistance à l'initiation au décollement, mais fragilise sa résistance à la propagation. Concernant les éprouvettes renforcées P6 par la grille G3, l'eau augmente légèrement la résistance de l'interface à la propagation du décollement malgré la dispersion des résultats. Il n'existe pas d'effet remarquable de l'eau sur le comportement de la grille G4 des échantillons P7 testés sous eau à 20°C. En revanche, les observations des surfaces de rupture des éprouvettes P7 montrent que l'eau réduit les adhésions entre les granulats et le liant à leur interface à 7°C.

Afin de poursuivre éventuellement ses travaux sur des éprouvettes extraites de chantier, quelques conseils et renseignements sont donnés à la fin du chapitre IV aux potentiels utilisateurs du WST. Il est également possible d'utiliser ce test en fatigue (Tschegg et al., 2011) et d'étudier le comportement de l'interface lors d'une propagation de fissure dans l'enrobé.

Dans une étape ultérieure, la quantité des résultats expérimentaux ainsi produits et livrés (soient 110 éprouvettes SolDuGri et 14 éprouvettes B/N testées) durant ce travail de thèse devrait pouvoir maintenant servir à la mise au point de modèles de comportement d'interface en vue d'aider l'interprétation de résultats d'essais en vraie grandeur. Pour les essais WST, sous réserve que l'hypothèse 2D soit respectée et que l'on sache bien déterminer des modules élastiques équivalents des matériaux mis en jeu, il est possible théoriquement de modéliser l'interface entre deux couches d'enrobé bitumineux et de caler la courbe force ouverture de décollement par un modèle de zone cohésive (MZC). Sur des résultats d'essais WST, le chapitre II montre qu'il est possible d'effectuer une étude de la géométrie des éprouvettes WST afin de porter des réponses complémentaires sur le choix de leurs dimensions. Le modèle Viscohinte de Cast3M basé sur le modèle de ZC (Ladevèze, 1992) est ici simplifié et ses paramètres réduits de 9 à 3 paramètres physiques. La viscosité des matériaux est introduite par effet de retard lors de l'évolution de leur endommagement. Dans l'annexe D il semble possible de caler l'amorçage et la propagation du délaminage de l'interface. Une étude de la sensibilité sur les trois paramètres du modèle ZC conduit à faire ce calage sur les courbes moyennes expérimentales  $F_G - \delta$  des éprouvettes P8 non renforcées testées dans l'air et dans l'eau à 20°C et des éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées dans l'air à 20°C. Pour ces différents cas, le modèle reproduit bien la courbe moyenne jusqu'à la force maximale de rupture. La phase de propagation de la fissure est moyennement callée par rapport à celle des essais expérimentaux et mériterait d'être travaillé au-delà de cette thèse. Il serait en effet intéressant d'identifier les autres paramètres de modèle dans la suite ainsi que d'étudier comment une interface armée de grille de verre pourrait être modélisée. Ces quelques calculs 2D effectués en éléments finis sur Cast3M pour l'essai WST sont

prometteurs à condition cependant de savoir comment les utiliser pour justifier leur intérêt dans le calcul d'une structure de chaussée 3D en vraie grandeur.



**Références :**

- Al Hakim, B., Cheung, L.W., Armitage, R.J., 2000. Use of fwd data for prediction of bonding between pavement layers. *Int. J. Pavement Eng.* 1, 49–59.
- Al Husseini, H., 2006. Adaptation de la méthode de corrélation d'images numériques pour la gestion des discontinuités du milieu et de la transformation (Thèse de doctorat). Université de Poitiers.
- Aldea, C.M., Darling, J.R., 2004. Effect of coating on fiberglass geogrid performance, in: Fifth International RILEM Conference on Reflective Cracking in Pavements. C. Petit, I.L. Al-Qadi and A. Millien, pp. 81–88.
- Allen, D.H., Jones, R.H., Boyd, J.G., 1994. Micromechanical analysis of a continuous fiber metal matrix composite including the effects of matrix viscoplasticity and evolving damage. *J. Mech. Phys. Solids* 42, 505–529. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(94\)90029-9](https://doi.org/10.1016/0022-5096(94)90029-9)
- Allen, D.H., Searcy, C.R., 2001. A micromechanical model for a viscoelastic cohesive zone. *Int. J. Fract.* 107, 159–176. <https://doi.org/10.1023/A:1007693116116>
- Allix, O., Feissel, P., Thévenet, P., 2003. A delay damage mesomodel of laminates under dynamic loading: basic aspects and identification issues. *Comput. Struct., Advanced Computational Models and Techniques in Dynamics* 81, 1177–1191. [https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(03\)00035-X](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(03)00035-X)
- Allix, O., Ladevèze, P., 1992. Interlaminar interface modelling for the prediction of delamination. *Compos. Struct.* 22, 235–242. [https://doi.org/10.1016/0263-8223\(92\)90060-P](https://doi.org/10.1016/0263-8223(92)90060-P)
- Al-Qadi, I.L., Carpenter, S.H., Leng, Z., Ozer, H., Trepanier, J., 2008. Tack Coat Optimization for HMA Overlays: Laboratory Testing. Illinois Center for Transportation Report ICT-09-035.
- Arraigada, M., Perrotta, F., Raab, C., Tebaldi, G., Partl, M.N., 2016. Use of APT for Validating the Efficiency of Reinforcement Grids in Asphalt Pavements, in: Aguiar-Moya, J.P., Vargas-Nordbeck, A., Leiva-Villacorta, F., Loría-Salazar, L.G. (Eds.), *The Roles of Accelerated Pavement Testing in Pavement Sustainability*. Springer International Publishing, pp. 509–521.
- Arsenie, I.M., Chazallon, C., Duchez, J.-L., Hornych, P., 2017. Laboratory characterisation of the fatigue behaviour of a glass fibre grid-reinforced asphalt concrete using 4PB tests. *Road Mater. Pavement Des.* 18, 168–180.
- Arsenie, I.M., Chazallon, C., Themeli, A., Duchez, J.L., Doligez, D., 2012. Measurement and Prediction Model of the Fatigue Behavior of Glass Fiber Reinforced Bituminous Mixture, in: 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements, RILEM Bookseries. Springer, Dordrecht, pp. 653–664. [https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7\\_64](https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7_64)
- ASTM D3433-99, 2012. Standard Test Method for Fracture Strength in Cleavage of Adhesives in Bonded Metal Joints. ASTM Int.
- Balay, J.M., Kerzrého, J.P., Michaut, J.P., 2004. Programme Européen FORMAT, comparaison des techniques d'entretien. 2ème partie. *Rev. Générale Routes Aérodr.* 830, 77–82.
- Barenblatt, G.I., 1962. The Mathematical Theory of Equilibrium Cracks in Brittle Fracture, in: Dryden, H.L., von Kármán, T., Kuerti, G., van den Dungen, F.H., Howarth, L. (Eds.), *Advances in Applied Mechanics*. Elsevier, pp. 55–129. [https://doi.org/10.1016/S0065-2156\(08\)70121-2](https://doi.org/10.1016/S0065-2156(08)70121-2)
- Barenblatt, G.I., 1959. The formation of equilibrium cracks during brittle fracture. General ideas and hypotheses. Axially-symmetric cracks. *J. Appl. Math. Mech.* 23, 622–636. [https://doi.org/10.1016/0021-8928\(59\)90157-1](https://doi.org/10.1016/0021-8928(59)90157-1)
- Bassil, A., Chapeleau, X., Leduc, D., Abraham, O., 2018. Quantification of cracks in reinforced concrete structures using distributed fibre optic sensors. Presented at the The 9th European Workshop on Structural Health Monitoring Series, Manchester, UK, pp. 10–13.
- Bathias, C., 2009. *Matériaux composites*. Dunod, L'Usine Nouvelle.
- Besnard, G., Hild, F., Leclerc, H., Périé, J.-N., Réthoré, J., 2010. La corrélation d'images : un outil de mécanique expérimentale. *Aussois 2010 - Colloq. Natl. MECAMAT « Nouv. Approch. En Mécanique Matér. » Aussois Fr.* 38, 30–45.

- Besnard, G., Hild, F., Roux, S., 2006. “Finite-Element” Displacement Fields Analysis from Digital Images: Application to Portevin–Le Châtelier Bands. *Exp. Mech.* 46, 789–803. <https://doi.org/10.1007/s11340-006-9824-8>
- Bhutta, S.A., 1998. Mechanistic-Empirical Pavement Design Procedure For Geosynthetically Stabilized Flexible Pavements (Thèse de doctorat). Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- Bhuyan, H., Scheuermann, A., Bodin, D., Becker, R., 2017a. Use of Time Domain Reflectometry to Estimate Moisture and Density of Unbound Road Materials. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board* 2655, 71–81. <https://doi.org/10.3141/2655-10>
- Bhuyan, H., Scheuermann, A., Bodin, D., Becker, R., 2017b. Estimation of Moisture and Density of Unbound Road Materials Using Time Domain Reflectometry: Laboratory Calibration and Real Field Investigation. Transportation research board, Washing DC USA.
- Blaber, J., Adair, B., Antoniou, A., 2015. Ncorr: Open-Source 2D Digital Image Correlation Matlab Software. *Exp. Mech.* 55, 1105–1122. <https://doi.org/10.1007/s11340-015-0009-1>
- Bodin, D., 2002. Modèle d’endommagement par fatigue : application aux enrobés bitumineux (Thèse de doctorat en Génie civil). Ecole Centrale de Nantes, Nantes.
- Bodin, D., Chabot, A., De La Roche, C., Piau, J.-M., Pijaudier-Cabot, G., 2001. Essais de fatigue sur enrobés bitumineux et perspectives de modélisation par la mécanique de l’endommagement, in: 15ème Congrès Français de Mécanique. Nancy, France.
- Bodin, D., Pijaudier, C.G., Chantal, de L.R., Piau, J.-M., Chabot, A., 2004. Continuum Damage Approach to Asphalt Concrete Fatigue Modeling. *J. Eng. Mech.* 130, 700–708. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(2004\)130:6\(700\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(2004)130:6(700))
- Bornert, M., 2007. Évaluation métrologique d’algorithmes de corrélation d’images numériques, in: Congrès Français de Mécanique. Grenoble, France.
- Bornert, M., Brémand, F., Doumalin, P., Dupré, J.-C., Fazzini, M., Grédia, M., Hild, F., Mistou, S., Molimard, J., Orteu, J.-J., ROBERT, L., Surrel, Y., Vacher, P., Wattrisse, B., 2009. Assessment of digital image correlation measurement errors: methodology and results. *Exp. Mech.* 49, 353–370. <https://doi.org/10.1007/s11340-008-9204-7>
- Bourdin, F., Stinville, J.C., Echlin, M.P., Callahan, P.G., Lenthe, W.C., Torbet, C.J., Texier, D., Bridier, F., Cormier, J., Villechaise, P., Pollock, T.M., Valle, V., 2018. Measurements of plastic localization by heaviside-digital image correlation. *Acta Mater.* 157, 307–325. <https://doi.org/10.1016/j.actamat.2018.07.013>
- Brémand, F., Cottron, M., Doumalin, P., Dupré, J.C., Germaneau, A., Valle, V., 2011. Mesures en mécanique par méthodes optiques. R1850 Ed. Tech. L’Ingénieur.
- Brühwiler, E., 1988. Bruchmechanik von Staumauerbeton unter Quasi-Statistischer und Erdbebendynamischer Belastung (Thèse de doctorat). EPFL N° 739, Lausanne.
- Brühwiler, E., Wittmann, F.H., 1990a. The wedge splitting test, a new method of performing stable fracture mechanics tests. *Eng. Fract. Mech., Special Issue Fracture and Damage of Concrete and Rock* 35, 117–125. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(90\)90189-N](https://doi.org/10.1016/0013-7944(90)90189-N)
- Brühwiler, E., Wittmann, F.H., 1990b. Failure of dam concrete subjected to seismic loading conditions. *Eng. Fract. Mech., Special Issue Fracture and Damage of Concrete and Rock* 35, 565–571. [https://doi.org/10.1016/0013-7944\(90\)90231-5](https://doi.org/10.1016/0013-7944(90)90231-5)
- Bui, H.D., 1978. Mécanique de la rupture fragile, Edition Masson. ed. Paris.
- Burmister, D.M., Palmer, L.A., Barber, E.S., Middlebrooks, T.A., 1944. The theory of the stress and displacements in layered systems and applications of design of airport runway. *Highw. Res. Board Proc.* 23, 126–148.
- Buttlar, W.G., Chabot, A., 2018. Introduction: chapter 1., in: In: Mechanisms of Cracking and Debonding in Asphalt and Composite Pavements: State of the Art of the RILEM TC 241-MCD, RILEM State-of-the-Art Reports Bookseries V. 28. pp. 1–31.
- Buttlar, W.G., Chabot, A., Dave, E.V., Petit, C., Tebaldi, G. (Eds.), 2018. Mechanisms of Cracking and Debonding in Asphalt and Composite Pavements: State-of-the-Art of the RILEM TC 241-MCD, RILEM State-of-the-Art Reports Bookseries V. 28. Springer International Publishing.
- Buttlar, W.G., Hill, B.C., Kim, Y.R., Kutay, M.E., Millien, A., Montepara, A., Paulino, G.H., Petit, C., Pop, I.O., Romeo, E., Roncella, R., Safavizadeh, S.A., Tebaldi, G., Wargo, A., 2014. Digital

- image correlation techniques to investigate strain fields and cracking phenomena in asphalt materials. *Mater. Struct.* 1373–1390. <https://doi.org/10.1617/s11527-014-0362-z>
- Camacho, G.T., Ortiz, M., 1996. Computational modelling of impact damage in brittle materials. *Int. J. Solids Struct.* 33, 2899–2938. [https://doi.org/10.1016/0020-7683\(95\)00255-3](https://doi.org/10.1016/0020-7683(95)00255-3)
- Canestrari, F., Belogi, L., Ferrotti, G., Graziani, A., 2013. Shear and flexural characterization of grid-reinforced asphalt pavements and relation with field distress evolution. *Mater. Struct.* <https://doi.org/10.1617/s11527-013-0207-1>
- Canestrari, F., D’Andrea, A., Ferrotti, G., Graziani, A., Partl, M.N., Petit, C., Raab, C., Sangiorgi, C., 2018. Advanced Interface Testing of Grids in Asphalt Pavements, in: *Testing and Characterization of Sustainable Innovative Bituminous Materials and Systems, RILEM State-of-the-Art Reports Bookseries V. 28*. Springer, Cham, pp. 127–202. [https://doi.org/10.1007/978-3-319-71023-5\\_4](https://doi.org/10.1007/978-3-319-71023-5_4)
- Caron, J.F., Carreira, R.P., Diaz, A., 1999. Critère d’initiation de délaminage dans les stratifiés. *Comptes Rendus Académie Sci. - Ser. IIB - Mech.-Phys.-Astron.* 327, 1291–1296. [https://doi.org/10.1016/S1287-4620\(99\)90004-2](https://doi.org/10.1016/S1287-4620(99)90004-2)
- Castaneda Pinzon, A.E., 2007. Contribution de methodes non destructives a l’évaluation de l’effet de l’eau sur les enrobés bitumeux, Etudes et recherches des laboratoires des ponts et Chaussées, série routes (ISSN: 1160-9761). Laboratoire Centrale des Ponts et Chaussées (LCPC).
- Castañeda Pinzon, A.E., 2004. Contribution de méthodes non destructives à l’évaluation de l’effet de l’eau sur les enrobés bitumineux (Thèse de doctorat). Ecole Centrale de Nantes et de l’Université de Nantes.
- Castaneda Pinzón, A.E., Such, C., 2004. Evaluation of Moisture Sensitivity of Bituminous Mixtures by a Complex Modulus Approach. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board* 1891, 62–67. <https://doi.org/10.3141/1891-09>
- Chabot, A., 1997. Analyse des efforts à l’interface entre les couches des matériaux composites à l’aide de modèles multiparticulaires de matériaux multicouches (M4) (Thèse de doctorat). Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Chabot, A., Balay, J.M., Pouteau, B., De Larrard, F., 2008. FABAC accelerated loading test of bond between cement overlay and asphalt layers, in: *6th RILEM International Conference on Cracking in Pavements*. Taylor & Francis, Chicago, United States, pp. 671–680.
- Chabot, A., Buttlar, W.G., Dave, E.V., Petit, C., Tebaldi, G. (Eds.), 2016a. *8th RILEM International Conference on Mechanisms of Cracking and Debonding in Pavements, RILEM Bookseries 13*. Springer Netherlands.
- Chabot, A., Cantournet, S., Ehrlacher, A., 2000. Analyse de taux de restitution d’énergie par un modèle simplifié pour un quadricouche en traction fissuré à l’interface entre 2 couches. Presented at the 12ème Journées Nationales sur les Composites (JNC12), Cachan, pp. 775–784.
- Chabot, A., Chupin, O., Deloffre, L., Duhamel, D., 2010. Viscoroute 2.0: a tool for the simulation of moving load effects on asphalt pavement. *Road Mater. Pavement Des.* 11, 227–250. <https://doi.org/10.1080/14680629.2010.9690274>
- Chabot, A., Ehrlacher, A., 1998. Modèles Multiparticulaires Des Matériaux Multicouches M4-5n et M4-(2n+1)M Pour L’Analyse Des Effets De Bord. Presented at the 11 ème Journées Nationales sur les Composites (JNC11), Arcachon, pp. 1389–1397.
- Chabot, A., Hammoum, F., Hun, M., 2017. A 4pt Bending Bond Test Approach to Evaluate Water Effect in a Composite Beam. *Eur. J. Environ. Civ. Eng., Mechanisms of Cracking and Debonding in Pavements: debonding mechanisms in various interfaces between layers* 21, 54–69. <https://doi.org/10.1080/19648189.2017.1320237>
- Chabot, A., Hammoum, F., Hun, M., 2016b. Mixed-mode debonding approach to evaluate water sensibility in bi-layer composite pavement, in: *8th RILEM, International Conference on Mechanisms of Cracking and Debonding in Pavements (RILEM Bookseries 13)*. Springer, NANTES, France, pp. 613–618. [https://doi.org/10.1007/978-94-024-0867-6\\_86](https://doi.org/10.1007/978-94-024-0867-6_86)
- Chabot, A., Hun, M., Hammoum, F., 2013. Mechanical analysis of a mixed mode debonding test for “composite” pavements. *Constr. Build. Mater.* 40, 1076–1087. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.11.027>



- Chabot, A., Tran, Q., D., Ehrlacher, A., 2007. A modeling to understand where a vertical crack can propagate in pavements. CRC Press, International Conference on Advanced Characterization of Pavement and Soil Engineering Materials, Athens, Greece, pp. 431–440.
- Chabot, A., Tran, Q., D., Ehrlacher, A., 2005. A simplified modeling for cracked pavements. Bull. Lab. Ponts Chaussées 105–120.
- Chailleux, E., 2007. User Manual of Visco-Analysis Software. LCPC.
- Chapeleau, X., Blanc, J., Hornych, P., Gautier, J.-L., Carroget, J., 2014. Use of Distributed Fiber Optic Sensors to Detect Damage in a Pavement. Presented at the EWSHM - 7th European Workshop on Structural Health Monitoring.
- Chazallon, C., Barazzutti, C., Pelletier, H., Nguyen, M.-L., Hornych, P., Doligez, D., 2018. Laboratory evaluation and reproduction of geogrid in situ 1 damage used in 2 asphalt concrete pavement. 13th ISAP Conference on Asphalt Pavements.
- Chazallon, C., Godard, E., Doligez, D., Gharbi, M., Hornych, P., Chabot, A., Nguyen, M.L., Pelletier, H., 2019. Pour une solution durable du renforcement des infrastructures par grilles en fibre de verre, in: 12èmes Rencontres Géosynthétiques. Nancy.
- Chazallon, C., Nguyen, T., Nguyen, M.L., Hornych, P., Doligez, D., Brissaud, L., Godard, E., 2017. In situ damage evaluation of geogrid used in asphalt concrete pavement, in: 10th International Conference on Bearing Capacity of Roads, Railways and Airfields. Athens.
- Chen, H.-J., Frederick, D.A., 1992. Interlayers on Flexible Pavements. Transp. Res. Rec.
- Chen, J., Xia, Ganmin, Zhou, K., Xia, Guisuo, Qin, Y., 2005. Two-step digital image correlation for micro-region measurement. Opt. Lasers Eng. 43, 836–846. <https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2004.09.002>
- Chen, Y., Tebaldi, G., Roque, R., Lopp, G., Su, Y., 2012. Effects of interface condition characteristics on open-graded friction course top-down cracking performance. Road Mater. Pavement Des. 13, 56–75. <https://doi.org/10.1080/14680629.2012.657051>
- Choi, Y.K., Collop, A., Airey, G.D., Elliot, R.C., 2005a. Comparison between interface properties measured using the Leutner test and the torque test. Asp. Paving Technol. 74E.
- Choi, Y.K., Sutanto, M.H., Collop, A., Airey, G.D., 2005b. Bond between Asphalt Layers. Project Report to the UK Highways Agency. Scott Wilson Pavement Eng. Ltd.
- Chupin, O., Chabot, A., Piau, J.-M., Duhamel, D., 2010. Influence of sliding interfaces on the response of a layered viscoelastic medium under a moving load. Int. J. Solids Struct. 47, 3435–3446. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2010.08.020>
- CIMbéton, 2000. Le Béton de Ciment Mince Collé “BCMC.” Collection Technique CIMbéton.
- Collop, A.C., Thom, N.H., Sangiorgi, C., 2003. Assessment of bond condition using the Leutner shear test. Proc. Inst. Civ. Eng. - Transp. 156, 211–217. <https://doi.org/10.1680/tran.2003.156.4.211>
- Coppens, T., Doligez, D., 1993. Comportement d’un enrobé renforcé d’une armature en fibre de verre: vieillissement par fatigue. RGRA N°710, pp. 58–59.
- Cribb, J.L., Tomkins, B., 1967. On the nature of the stress at the tip of a perfectly brittle crack. J. Mech. Phys. Solids 15, 135–140. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(67\)90023-3](https://doi.org/10.1016/0022-5096(67)90023-3)
- D’Andrea, A., Tozzo, C., Boschetto, A., Bottini, L., 2013. Interface Roughness Parameters and Shear Strength. Mod. Appl. Sci. 7, 1–10. <https://doi.org/10.5539/mas.v7n10p1>
- Darling, J.R., Woolstencroft, J.H., 2004. Fibreglass pavement reinforcements used in dissimilar climatic zones for retarding reflective cracking in asphalt overlays, in: Fifth International RILEM Conference on Reflective Cracking in Pavements. C. Petit, I.L. Al-Qadi and A. Millien, pp. 435–442.
- Darque-Ceretti, E.F., 2003. Adhésion et adhérence, CNRS. ed, Sciences et techniques de l’ingénieur. Paris.
- Dave, E.V., Behnia, B., 2017. Cohesive zone fracture modelling of asphalt pavements with applications to design of high-performance asphalt overlays. Int. J. Pavement Eng. 19, 319–337. <https://doi.org/10.1080/10298436.2017.1353393>
- Dave, E.V., Song, S.H., Buttlar, W.G., Paulino, G.H., 2007. Reflective and thermal cracking modeling of asphalt concrete overlays | Viscoelasticity | Fracture. Presented at the Proceedings of the International Conference on Advanced Characterization of Pavement and Soil Engineering Materials, Taylor and Francis, pp. 1241–1252.

- Davidson, R., Lee, R.J., 1995. Experimental methodologies to determine the fracture properties of adhesive joints (Research programme No. MTS Adhesives Project 2: Failure Modes and Criteria-Report No 2), The Performance of Adhesive Joints.
- De Bondt, A.H., 2012. 20 Years of Research on Asphalt Reinforcement – Achievements and Future Needs, in: 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements, RILEM Bookseries. Springer, Dordrecht, pp. 327–335. [https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7\\_32](https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7_32)
- De Bondt, A.H., 1999. Anti-reflective cracking design of (reinforced) asphaltic overlays (Thèse de doctorat). TU Delft.
- De Larrard, F., Chabot, A., Sedran, T., Pouteau, B., Vincent, M., 2005. Recent developments in French concrete pavement technology, in: Global Construction: Ultimate Concrete Opportunities. Dundee, Scotland, United Kingdom.
- Denarié, E., 2000. Etude expérimentale des couplages viscoélasticité-croissance des fissures dans les bétons de ciment (Thèse de doctorat). Ecole polytechnique fédérale de Lausanne EPFL.
- Deneuvillers, C., Thouret, D., Clarac, A., 2006. Des bioproduits sur nos routes. Rev. Générale Routes L'Aménagement 67–69.
- Destrée, A., De Visscher, J., Vanelstraete, A., 2012. Evaluation of tack coat performance for thin and ultra-thin asphalt pavements, in: 5th Eurasphalt & Eurobitume Congress. Istanbul.
- Destrée, A., Visscher, J., Brichant, P.-P., Vanelstraete, A., 2013. L'importance des couches de collage et de l'adhésion Inter-couches pour la durabilité des voiries, in: Cent. Rech. Routières 10. Presented at the 22ème Congrès Belge de la Route (CBR), Liège, Belgique.
- Destrée, A., Visscher, J.D., 2017. Impact of tack coat application conditions on the interlayer bond strength. Eur. J. Environ. Civ. Eng. 21, 3–13. <https://doi.org/10.1080/19648189.2017.1285252>
- Di Benedetto, H., Corté, J.-F., 2005. Matériaux routiers bitumineux. 2, Constitution et propriétés thermomécaniques des mélanges. Hermes science publications, impr. 2004, Paris, France.
- Diakhaté, M., 2007. Fatigue et comportement des couches d'accrochage dans les structures de chaussée (Thèse de doctorat). Université de Limoges.
- Diakhaté, M., Phelipot-Mardelé, A., Millien, A., Petit, C., 2006. Shear Fatigue Behaviour of Tack Coats in Pavements. Road Mater. Pavement Des. 7, 201–222. <https://doi.org/10.3166/rmpd.7.201-222>
- Didier, L., Jürgen, H., Alexandra, D., Joëlle, D., 2013. Lait de chaux en protection des couches de collage : impact sur l'adhésion inter-couches, in: Presented at the congrès belge de la route., Presented at the 22ème Congrès Belge de la Route, Liège, Belgique.
- Doumalin, P., 2000. Microextensométrie locale par corrélation d'images numériques. Application aux études micromécaniques par microscopie électronique à balayage. (Thèse de doctorat). Ecole Polytechnique X.
- Dugdale, D.S., 1960. Yielding of steel sheets containing slits. J. Mech. Phys. Solids 8, 100–104. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(60\)90013-2](https://doi.org/10.1016/0022-5096(60)90013-2)
- Dundurs, J., 1969. Edge-Bonded Dissimilar Orthogonal Elastic Wedges Under Normal and Shear Loading. J. Appl. Mech. 36, 650–652. <https://doi.org/10.1115/1.3564739>
- Espeche, A.D., León, J., 2011. Estimation of bond strength envelopes for old-to-new concrete interfaces based on a cylinder splitting test. Constr. Build. Mater. 25, 1222–1235. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.09.032>
- Espinosa, H.D., Zavattieri, P.D., 2003. A grain level model for the study of failure initiation and evolution in polycrystalline brittle materials. Part I: Theory and numerical implementation. Mech. Mater. 35, 333–364. [https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(02\)00285-5](https://doi.org/10.1016/S0167-6636(02)00285-5)
- Fauchille, A.-L., Hedan, S., Valle, V., Pret, D., Cabrera, J., Cosenza, P., 2016. Multi-scale study on the deformation and fracture evolution of clay rock sample subjected to desiccation. Appl. Clay Sci. 132–133, 251–260. <https://doi.org/10.1016/j.clay.2016.01.054>
- Geubelle, P.H., Baylor, J.S., 1998. Impact-induced delamination of composites: a 2D simulation. Compos. Part B Eng. 29, 589–602. [https://doi.org/10.1016/S1359-8368\(98\)00013-4](https://doi.org/10.1016/S1359-8368(98)00013-4)
- Ghaboussi, J., Wilson, E.L., Isenberg, J., 1973. Finite Element for Rock Joints and Interfaces. J. Soil Mech. Found. Div. 99, 849–862.
- Gharbi, M., Nguyen, M.L., Chabot, A., 2018. Mode I interlaminar fracture behavior of asphalt and composite pavements. Soumis À Constr. Build. Mater.

- Gharbi, M., Nguyen, M.L., Chabot, A., 2017a. Experimental evaluation of the interface fracture energy for composite pavements, in: 7th International EATA Conference. Zurich, Switzerland.
- Gharbi, M., Nguyen, M.L., Chabot, A., 2017b. Characterization of debonding at the interface between layers of heterogeneous materials coming from roads, in: CFM 2017, 24ème Congrès Français de Mécanique. Association Française de Mécanique, LILLE, France, p. 7.
- Gharbi, M., Nguyen, M.L., Trichet, S., Chabot, A., 2017c. Characterization of the bond between asphalt layers and glass grid layer with help of a Wedge Splitting Test, in: Andreas Loizos, Imad Al-Qadi. 10th International Conference on Bearing Capacity of Roads, Railways and Airfields (BCRRA 2017). In CRC Press (Verlag) -Taylor & Francis Group proceedings, Athènes, Greece, pp. 1517–1524.
- Gileni, F., Godard, E., 2014. COLGRILL R dans l’Aude: 15 ans de retour d’expérience sur l’enrobé armé 45–51.
- Godard, E., Chazallon, C., Hornych, P., Chabot, A., Nguyen, M.L., Doligez, D., Pelletier, H., 2017. SolDuGri project : For sustainable reinforcements of infrastructures with glass fiber grids. *Rev. Générale Routes L’Aménagement* 949 24–33.
- Godard, E., Van Rompu, J., Brissaud, L., Gileni, F., 2019. Renforcement des chaussées bitumineuses par grille de verre : bilan de 25 ans d’expérience, derniers développements, in: 12èmes Rencontres Géosynthétiques. Nancy, p. 10.
- Gonzalez-Torre, I., Calzada-Perez, M.A., Vega-Zamanillo, A., Castro-Fresno, D., 2015. Experimental study of the behaviour of different geosynthetics as anti-reflective cracking systems using a combined-load fatigue test. *Geotext. Geomembr.* 43, 345–350. <https://doi.org/10.1016/j.geotexmem.2015.04.001>
- Goodman, R.E., Taylor, R.L., Brekke, T.L., 1968. A Model for the Mechanics of Jointed Rock. *J. Soil Mech. Found. Div.* 94, 637–660.
- Gornet, L., 1999. Finite element damage prediction of composite structures. 12th Int. Conf. Compos. Mater. ICCM12.
- Gornet, L., 1996. Simulation des endommagements et de la rupture dans les composites stratifiés (Thèse de doctorat). Université Pierre et Marie Curie Paris 6.
- Gornet, L., Lévêque, D., Perret, L., 2000a. Modelling, identification and finite element predictions of delamination in laminated composite structures. *Mécanique Ind. Mécanique Ind., Numéro Spécial Matériaux Composites*, 1, 267–276.
- Gornet, L., Lévêque, D., Perret, L., 2000b. Modélisation, identification et simulations éléments finis des phénomènes de délaminage dans les structures composites stratifiées. *Mécanique Ind.* 1, 267–276.
- Grellet, D., Dore, G., Kerzreho, J.-P., Piau, J.-M., Chabot, A., Hornych, P., 2012. Experimental and theoretical investigation of three dimensional strain occurring near the surface in asphalt concrete layers, in: 7th Rilem International Conference on Cracking in Pavements, RILEM Bookseries. Springer, France, pp. 1017–1027. [https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7\\_97](https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7_97)
- Griffith, A.A., 1920. The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. *Philos. Trans. R. Soc. Lond. Ser. A* 221, 163–198.
- Guan, J.F., Hu, X.Z., Xie, C.P., Li, Q.B., Wu, Z.M., 2018. Wedge-splitting tests for tensile strength and fracture toughness of concrete. *Theor. Appl. Fract. Mech.* 93, 263–275. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2017.09.006>
- Guillon, D., 1995. Fibre de verre de renforcement. A2 110 Taité Plast. Compos. Tech. Ing.
- Haddad, M., Sepehrnoori, K., 2015. Simulation of hydraulic fracturing in quasi-brittle shale formations using characterized cohesive layer: Stimulation controlling factors. *J. Unconv. Oil Gas Resour.* 9, 65–83. <https://doi.org/10.1016/j.juogr.2014.10.001>
- Hakimzadeh, S., Kebede, N.A., Buttlar, W.G., Ahmed, S., Exline, M., 2012. Development of fracture-energy based interface bond test for asphalt concrete. *Road Mater. Pavement Des.* 13, 76–87. <https://doi.org/10.1080/14680629.2012.657059>
- Harmuth, H., Rieder, K., Krobath, M., Tschegg, E., 1996. Investigation of the nonlinear fracture behaviour of ordinary ceramic refractory materials. *Mater. Sci. Eng. A* 214, 53–61. [https://doi.org/10.1016/0921-5093\(96\)10221-5](https://doi.org/10.1016/0921-5093(96)10221-5)

- Hashemi, S., Kinloch, A.J., Williams, J.M., 1990. The analysis of interlaminar fracture in uniaxial fibre-polymer composites. *Proc R Soc Lond A* 427, 173–199. <https://doi.org/10.1098/rspa.1990.0007>
- Hattali, M., Auradou, H., François, M., Lazarus, V., 2013. Numerical and experimental approaches for the determination of two-parameter fracture mechanics in wedge splitting loading. 21ème Congrès Français de Mécanique, Bordeaux.
- He, Y., Zhang, Xiong, Hooton, R.D., Zhang, Xiaowei, 2017. Effects of interface roughness and interface adhesion on new-to-old concrete bonding. *Constr. Build. Mater.* 151, 582–590. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.05.049>
- Hild, F., Raka, B., Baudequin, M., Roux, S., Cantelaube, F., 2002. Multiscale displacement field measurements of compressed mineral-wool samples by digital image correlation. *Appl. Opt.* 41, 6815–6828. <https://doi.org/10.1364/AO.41.006815>
- Hild, F., Roux, S., 2006. Digital Image Correlation: from Displacement Measurement to Identification of Elastic Properties. *Strain* 42, 69–80. <https://doi.org/10.1111/j.1475-1305.2006.00258.x>
- Hillerborg, A., Modéer, M., Petersson, P.-E., 1976. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. *Cem. Concr. Res.* 6, 773–781. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(76\)90007-7](https://doi.org/10.1016/0008-8846(76)90007-7)
- Hodicky, K., Hulin, T., Schmidt, J.W., Stang, H., 2014. Wedge Splitting Test and Inverse Analysis on Fracture Behaviour of Fiber Reinforced and Regular High Performance Concretes. *J. Civ. Eng. Archit.* 8, 595–603.
- Hodicky, K., Hulin, T., Schmidt, J.W., Stang, H., 2013. Wedge Splitting Test on Fracture Behaviour of Fiber Reinforced and Regular High Performance Concretes. *Proc. 13th Int. Conf. Fract.*
- Holst, G.C., 1998. CCD arrays, cameras, and displays. JCD Publishing, Bellingham, Wash., USA.
- Hornych, P., Kerzreho, J.P., Chabot, A., Trichet, S., Sohm, J., Joutang, J.-L., Bastard, N., 2012. Full scale tests on grid reinforced flexible pavements on the French fatigue carousel, in: Scarpas A., Kringos N., Al-Qadi I., A. L. (Eds) 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements. RILEM Bookseries, RILEM Bookseries. SPRINGER, France, pp. 1251–1260, [ill.bibliogr.](https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7_6)
- Hua, T., Xie, H., Wang, S., Hu, Z., Chen, P., Zhang, Q., 2011. Evaluation of the quality of a speckle pattern in the digital image correlation method by mean subset fluctuation. *Opt. Laser Technol.* 43, 9–13. <https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2010.04.010>
- Hun, M., 2012. Influence de l'eau sur le décollement d'une interface par flexion d'un bicouche de chaussée urbaine (Thèse de doctorat). Ecole Centrale de Nantes (ECN), Nantes, France.
- Hun, M., Chabot, A., Hammoum, F., 2012. A four-point bending test for the bonding evaluation of composite pavement, in: Scarpas A., Kringos N., Al-Qadi I., A. L. (Eds) 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements (RILEM Bookseries 4). Springer, Dordrecht, pp. 51–60. [https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7\\_6](https://doi.org/10.1007/978-94-007-4566-7_6)
- Hutchinson, J.W., Mear, M.E., Rice, J.R., 1987. Crack Paralleling an Interface Between Dissimilar Materials. *J. Appl. Mech.* 54, 828–832. <https://doi.org/10.1115/1.3173124>
- Hutchinson, J.W., Suo, Z., 1991. Mixed Mode Cracking in Layered Materials, in: Hutchinson, John W., Wu, T.Y. (Eds.), *Advances in Applied Mechanics*. Elsevier, pp. 63–191. [https://doi.org/10.1016/S0065-2156\(08\)70164-9](https://doi.org/10.1016/S0065-2156(08)70164-9)
- Irwin, G.R., 1958. Fracture, in: *Elasticity and Plasticity / Elastizität Und Plastizität, Handbuch Der Physik / Encyclopedia of Physics*. Springer, Berlin, Heidelberg, pp. 551–590. [https://doi.org/10.1007/978-3-642-45887-3\\_5](https://doi.org/10.1007/978-3-642-45887-3_5)
- Jamaoui, A., Octavian, P., Frédéric, D., Costa, G., 2017a. Wedge Splitting Test on Douglas genotypes using an integrated mixed-mode approach. *Theor. Appl. Fract. Mech., Mixed Mode Fracture: Recent Developments* 91, 44–51. <https://doi.org/10.1016/j.tafmec.2017.03.012>
- Jamaoui, A., Pop, O., Ktari, R., Millien, A., Petit, C., 2017b. Analyzing of Wedge Splitting Test on Asphalt Pavement Using Optical Measurements. *J. Test. Eval.* 45, 1959–1970. <https://doi.org/10.1520/JTE20160588>
- Jamek, M., Tschegg, E.K., Lugmayr, R., 2012. Mechanical and fracture–mechanical properties of geosynthetic reinforced asphalt systems. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 35, 648–657. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2011.01659.x>

- Jenq, Y.-S., Liaw, C.-J., Lieu, P., 1993. Analysis of crack resistance of asphalt concrete overlays--a fracture mechanics approach. *Transp. Res. Rec.* 160–166.
- Jenq, Y.-S., Perng, J.-D., 1991. Analysis of crack propagation in asphalt concrete using cohesive crack model. *Transp. Res. Rec.* 90–99.
- Jolicoeur, C., Otis, N., 2006. Etude du mécanisme d'adhésion entre un liant bitumineux et un granulat (Ministère des Transports du Québec).
- Kachanov, L.M., 1958. Time of the Rupture Process under Creep Conditions. *Izv. Akad. Nauk SSSR Otd. Technicheskikh Nauk* 8, 26–31.
- Keer, L.M., 1964. Stress distribution at the edge of an equilibrium crack. *J. Mech. Phys. Solids* 12, 149–163. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(64\)90015-8](https://doi.org/10.1016/0022-5096(64)90015-8)
- Kerzhero, J.P., Michaud, J.P., Hornych, P., 2010. Enrobé armé de fibres de verre - Test sur le manège de fatigue de l'IFSTTAR. *RGRA* 890, 48–51.
- Khweir, K., Fordyce, D., 2003. Influence of layer bonding on the prediction of pavement life. *Proc. Inst. Civ. Eng. - Transp.* 156, 73–83. <https://doi.org/10.1680/tran.2003.156.2.73>
- Kim, H., Buttlar, W.G., 2005. Micromechanical Fracture Modeling of Asphalt Mixture Using the Discrete Element Method, in: *Advances in Pavement Engineering*. Presented at the Geo-Frontiers Congress. [https://doi.org/10.1061/40776\(155\)17](https://doi.org/10.1061/40776(155)17)
- Kim, Y.-R., 2011. Cohesive zone model to predict fracture in bituminous materials and asphaltic pavements: state-of-the-art review. *Int. J. Pavement Eng.* 12, 343–356. <https://doi.org/10.1080/10298436.2011.575138>
- Ktari, R., 2016. Mécanismes et modélisations de dégradation et décollement des interfaces de couches de chaussées (Thèse de doctorat). Limoges.
- Ktari, R., Fouchal, F., Millien, A., Petit, C., 2017. Surface roughness: a key parameter in pavement interface design. *Eur. J. Environ. Civ. Eng.* 21, 27–42. <https://doi.org/10.1080/19648189.2017.1304284>
- Ktari, R., Millien, A., Fouchal, F., Pop, I.-O., Petit, C., 2016. Pavement interface damage behavior in tension monotonic loading. *Constr. Build. Mater.* 106, 430–442. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.12.020>
- Ladevèze, P., 1992. A damage computational method for composite structures. *Comput. Struct.* 44, 79–87. [https://doi.org/10.1016/0045-7949\(92\)90226-P](https://doi.org/10.1016/0045-7949(92)90226-P)
- LCPC-SETRA, 1998. Catalogue des structures types de chaussées neuves.
- LCPC-SETRA, 1994. Conception et dimensionnement des structures de chaussée. Ministère de l'Équipement des Transports et du Tourisme, Paris.
- Lefeuvre, Y., 2001. Contribution à l'étude du comportement en fatigue des enrobés bitumineux: Etude de l'allongement des éprouvettes comme manifestation de l'endommagement diffus (Expérimentation - Modélisation) (Thèse de doctorat). Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Lemaître, J., Chaboche, J.L., Desmorat, J., 2009. *Mécanique des matériaux solides*, Physique, Dunod.
- Leutner, R., 1979. Investigation of the adhesion of bituminous pavements. *Bitumen* 3, 84–91.
- Linsbauer, H., Tschegg, E., 1986. Fracture energy determination of concrete with cube-shaped specimens. *Zem. Betón* 38–40.
- Lövgren, I., 2004. The wedge splitting test – a test method for assessment of fracture parameters of FRC? *Fract. Mech. Concr. Struct. Vol 2 Proc. Fifth Int. Conf. Fract. Mech. Concr. Concr. Struct. Vail Color.* 12-16 April 2004 2, 1155–1162.
- Malyshev, B.M., Salganik, R.L., 1965. The strength of adhesive joints using the theory of cracks. *Int. J. Fract. Mech.* 1, 114–128. <https://doi.org/10.1007/BF00186749>
- Mateos, A., Harvey, J., Paniagua, J., Paniagua, F., Liu, A.F., 2017. Mechanical characterisation of concrete-asphalt interface in bonded concrete overlays of asphalt pavements. *Eur. J. Environ. Civ. Eng.* 21, 43–53. <https://doi.org/10.1080/19648189.2017.1311808>
- Mauduit, C., Hammoum, F., Piau, J.-M., Mauduit, V., Ludwig, S., Hamon, D., 2010. Quantifying Expansion Effects Induced by Freeze-Thaw Cycles in Partially Water Saturated Bituminous Mix. *Road Mater. Pavement Des.* 11, 443–457. <https://doi.org/10.1080/14680629.2010.9690341>

- Merta, I., Tschegg, E.K., 2013. Fracture energy of natural fibre reinforced concrete. *Constr. Build. Mater., Special Section on Recycling Wastes for Use as Construction Materials* 40, 991–997. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2012.11.060>
- Mohammad, L., Raqib, M., Huang, B., 2002. Influence of Asphalt Tack Coat Materials on Interface Shear Strength. *Transp. Res. Rec.* 1789, 56–65. <https://doi.org/10.3141/1789-06>
- Mohammad, L.N., Bae, A., Elseifi, M.A., 2009a. Effect of Tack Coat Materials and Application Rate on the Interface Shear Strength. Presented at the Sixth International Conference on Maintenance and Rehabilitation of Pavements and Technological Control (MAIREPAV6), Turin, Italy.
- Mohammad, L.N., Bae, A., Elseifi, M.A., Button, J.W., Scherocman, J.A., 2009b. Interface Shear Strength Characteristics of Emulsified Tack Coats, in: *Asphalt Paving Technology: Association of Asphalt Paving Technologists - Proceedings of the Technical Sessions 78*. pp. 249–278.
- Mohammad, L.N., Wu, Z., Raqib, A., 2005. Investigation of the Behavior of Asphalt Tack Interface Layer (No. 394). Louisiana Transportation Research Center, Baton Rouge, LA, USA.
- Mostovoy, S., 1967. Use of crack-line-loaded specimens for measuring plane-strain fracture toughness. *J. Mater.* 2, 661–681.
- Mu, F., 2014. Laboratory and Numerical Investigation of Interface Debonding of Bonded Concrete Overlay of Asphalt and Its Effect on the Critical Stress in the Overlay [WWW Document]. URL <http://d-scholarship.pitt.edu/21000/> (accessed 8.30.18).
- Mu, F., Vandebossche, J., 2017. A superimposed cohesive zone model for investigating the fracture properties of concrete–asphalt interface debonding. *Fatigue Amp Fract. Eng. Mater. Amp Struct.* 40, 496–511. <https://doi.org/10.1111/ffe.12509>
- Nasser, H., 2016. Solving M4-5n by a Mixed Finite Element method for the analysis of pavements with discontinuities (Thèse de doctorat). Ecole Centrale de Nantes (ECN).
- Nasser, H., Chabot, A., 2018. A Half-analytical Elastic Solution for 2D Analysis of Cracked Pavements. *Adv. Eng. Softw.* 117, 107–122. <https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2017.06.008>
- Nasser, H., Chupin, O., Piau, J.-M., Chabot, A., 2018. Mixed FEM for solving a plate type model intended for analysis of pavements with discontinuities. *Road Mater. Pavement Des.* 19, 496–510. <https://doi.org/10.1080/14680629.2018.1418653>
- Nasser, H., Piau, J.-M., Chupin, O., Chabot, A., 2016. M4-5n Numerical Solution Using the Mixed FEM, Validation Against the Finite Difference Method, in: Chabot, A., Buttlar, W.G., Dave, E.V., Petit, C., Tebaldi, G. (Eds.), *8th RILEM International Conference on Mechanisms of Cracking and Debonding in Pavements (RILEM Bookseries 13)*, RILEM Bookseries. Springer Netherlands, pp. 363–369.
- Needleman, A., 1990. An analysis of tensile decohesion along an interface. *J. Mech. Phys. Solids* 38, 289–324. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(90\)90001-K](https://doi.org/10.1016/0022-5096(90)90001-K)
- Needleman, A., 1987. A Continuum Model for Void Nucleation by Inclusion Debonding. *J. Appl. Mech.* 54, 525–531. <https://doi.org/10.1115/1.3173064>
- Nguyen, M.-L., Blanc, J., Kerzreho, J.-P., Hornych, P., 2013. Review of glass fibre grid use for pavement reinforcement and APT experiments at IFSTTAR. *Road Mater. Pavement Des.* 14, 287–308. <https://doi.org/10.1080/14680629.2013.774763>
- Nissoux, 1989. *Chaussées en béton de ciment*. Presses de l'école nationale des Ponts et Chaussées.
- Norambuena-Contreras, J., Gonzalez-Torre, I., 2015. Influence of geosynthetic type on retarding cracking in asphalt pavements. *Constr. Build. Mater.* 78, 421–429. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.12.034>
- O’Flaherty, C.A., 2002. *Highways : The Location, Design, Construction and Maintenance of Road Pavements*, 4 edition. ed. Butterworth-Heinemann.
- ÖNORM B 3592, 2011. Bestimmung der Kerb-Spaltzugfestigkeit und der spezifischen Bruchenergie von Baustoffen, Baustoffverbindungen und Verbundwerkstoffen - Keilspaltmethode.
- Ortiz, M., Pandolfi, A., 1999. Finite-deformation irreversible cohesive elements for three-dimensional crack-propagation analysis. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 44, 1267–1282. [https://doi.org/10.1002/\(SICI\)1097-0207\(19990330\)44:9<1267::AID-NME486>3.0.CO;2-7](https://doi.org/10.1002/(SICI)1097-0207(19990330)44:9<1267::AID-NME486>3.0.CO;2-7)

- Pan, B., Lu, Z., Xie, H., 2010. Mean intensity gradient: An effective global parameter for quality assessment of the speckle patterns used in digital image correlation. *Opt. Lasers Eng.* 48, 469–477. <https://doi.org/10.1016/j.optlaseng.2009.08.010>
- Park, K., Ha, K., Choi, H., Lee, C., 2015. Prediction of interfacial fracture between concrete and fiber reinforced polymer (FRP) by using cohesive zone modeling - ScienceDirect. *Cem. Concr. Compos.* 63, 122–131.
- Partl, M.N., Bahia, H.U., Canestrari, F., Roche, C. de la, Benedetto, H.D., Piber, H., Sybilski, D. (Eds.), 2013. *Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 206-ATB*, RILEM State-of-the-Art Reports Bookseries V. 9. Springer Netherlands.
- Partl, M.N., Canestrari, F., 2008. Characterization of water sensitivity of asphalt mixtures with coaxial shear test. *Road Mater. Pavement Des.* 9, 247–270.
- Pasquini, E., Pasetto, M., Canestrari, F., 2015. Geocomposites against reflective cracking in asphalt pavements: laboratory simulation of a field application. *Road Mater. Pavement Des.* 16, 815–835. <https://doi.org/10.1080/14680629.2015.1044558>
- Paulino, G.H., Song, S.H., Buttlar, W.G., 2004. Cohesive zone modeling of fracture in asphalt concrete. Presented at the Proceedings of the 5th International RILEM Conference—Cracking in Pavements: Mitigation, Risk Assessment, and Preservation, (C. Petit, I. L. Al-Qadi, and A. Millien, eds.), RILEM, Limoges, France, pp. 63 – 70.
- Perez, S.A., 2008. *Approche expérimentale et numérique de la fissuration réfléctive des chaussées : De la chaussée instrumentée au laboratoire en passant par la modélisation* (Thèse de doctorat). Université de Limoges.
- Perez, S.A., Balay, J.M., Tamagny, P., Chabot, A., Petit, C., Millien, A., Wendling, L., 2008. Accelerated pavement cracking testing : Experimental and finite element analysis, in: 6th RILEM International Conference on Cracking in Pavements. TAYLOR & FRANCIS, CHICAGO, United States, pp. 55–65.
- Perez, S.A., Balay, J.M., Tamagny, P., Petit, C., 2007. Accelerated pavement testing and modeling of reflective cracking in pavements. *Eng. Fail. Anal.* 14, 1526–1537. <https://doi.org/10.1016/j.engfailanal.2006.12.010>
- Perfetti, J., 1980. *Propriétés des Géotextiles : description et caractérisation* (Thèse de doctorat). Université de Grenoble.
- Peters, W.H., Ranson, W.F., 1982. Digital Imaging Techniques In Experimental Stress Analysis. *Opt. Eng.* 21, 213427. <https://doi.org/10.1117/12.7972925>
- Petit, C., Chabot, A., Destrée, A., Raab, C., 2018a. Interface debonding behaviour, in: In Buttlar W.G., Chabot A., Dave E.V., Petit C., Tebaldi G. (Eds) *Mechanisms of Cracking and Debonding in Asphalt and Composite Pavements*. Chapter III of the State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 241-MCD Series. Publisher Springer International Publishing, pp. 103–154.
- Petit, C., Chabot, A., Destrée, A., Raab, C., 2018b. Recommendation of RILEM TC 241-MCD on Interface Debonding Testing in Pavements. *Mater. Struct. Press* 51, article 96. <https://doi.org/doi:10.1617/s11527-018-1223-y>
- Petit, C., Laveissiere, D., Millien, A., 2002. Modelling of reflective cracking in pavements : fatigue under shear stress, in: Design and Research. Present. Proceedings 3rd Int. Symp. 3D Finite Elem. Pavement Anslsysis 111–123.
- Piber, H., Canestrari, F., Beer, G., Lu, X., Millien, A., Partl, M.N., 2009. RILEM interlaboratory test on interlayer bonding of asphalt pavements., in: Loizos A, Partl MN, Scarpas T, Al-Qadi I, Editors. *Proceeding of the 7th International RILEM Symposium on Advanced Testing and Characterization of Bituminous Material*. Rhodes, Greece, pp. 1191–1200.
- Pop, O., Meite, M., Dubois, F., Absi, J., 2011. Identification algorithm for fracture parameters by combining DIC and FEM approaches. *Int. J. Fract.* 170, 101–114. <https://doi.org/10.1007/s10704-011-9605-y>
- Pouteau, B., 2004. *Durabilité mécanique du collage blanc sur noir dans les chaussées*. Ecole Centrale de Nantes et de l'Université de Nantes.
- Pouteau, B., Balay, J., Chabot, A., 2004. Fatigue test and mechanical study of adhesion between concrete and asphalt, in: 9th International Symposium on Concrete Road. Istanbul, Turkey.

- Pouteau, B., Chabot, A., De Larrard, F., Balay, J.M., 2006. Mécanique des chaussées Béton sur grave-bitume, étude de la tenue du collage entre béton et enrobé sur chaussée expérimentale (1re partie). *Rev. Générale Routes* No°847 85–90.
- Raab, C., 2011. Development of a framework for standardisation of interlayer bond of asphalt pavements (Thèse de doctorat). Carleton University.
- Raab, C., Abd El Halim, A.O., Partl, M.N., 2012a. Interlayer bond testing using a model material. *Constr. Build. Mater.* 26, 190–199. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.06.009>
- Raab, C., Arraigada, M., Partl, M.N., Schiffmann, F., 2017. Cracking and interlayer bonding performance of reinforced asphalt pavements. *Eur. J. Environ. Civ. Eng.* 21, 14–26. <https://doi.org/10.1080/19648189.2017.1306462>
- Raab, C., Partl, M.N., 2015. In situ service capability of tack coats, in: *The 6th International Conference Bituminous Mixtures and Pavements*. Thessaloniki, Greece, p. 6.
- Raab, C., Partl, M.N., 2004a. Interlayer shear performance: experience with different pavement structures, in: *3rd Eurasphalt & Eurobitume Congress*. Foundation Eurasphalt, Vienna, Austria, pp. 535–45.
- Raab, C., Partl, M.N., 2004b. Effect of tack coats on interlayer shear bond of pavements, in: *Proceedings of the 8th Conference of Asphalt Pavements for Southern Africa (CAPSA'04)*. Sun City, South Africa, pp. 847–855.
- Raab, C., Partl, M.N., 1999. Shear Adhesion between Top Layers of Fresh Asphalt Pavements in Switzerland, in: *Proceedings of the 7th Conf. on Asphalt Pavements for Southern Africa*. CAPSA '99, Victory Falls, Zimbabwe, pp. 5. 130-5.137.
- Raab, C., Partl, M.N., Halim, A.E., O, A., 2012b. Experimental Investigations of Moisture Damage in Asphalt. *Int. J. Pavement Res. Technol.* 5, 133–141.
- Rabotnov, Y.N., 1969. Creep rupture, in: Hetényi, M., Vincenti, W.G. (Eds.), *Applied Mechanics*, International Union of Theoretical and Applied Mechanics. Springer Berlin Heidelberg, pp. 342–349.
- Ramsamooj, D.V., 1994. Fatigue Cracking and Rutting in Flexible Pavements. Presented at the *Fracture Mechanics Applied to Geotechnical Engineering*, ASCE, pp. 132–146.
- Raous, M., 2011. Interface models coupling adhesion and friction. *Comptes Rendus - Mec.* 339, 491–501. <https://doi.org/10.1016/j.crme.2011.05.007>
- Raposeiras, A.C., Vega-Zamanillo, Á., Calzada-Pérez, M.Á., Castro-Fresno, D., 2012. Influence of surface macro-texture and binder dosage on the adhesion between bituminous pavement layers. *Constr. Build. Mater.* 28, 187–192. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.08.029>
- Reiffsteck, P., 1996. Étude du comportement mécanique du géotextile tridimensionnel alvéolaire Armater (Thèse de doctorat). Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II.
- Réthoré, J., Leygue, A., Coret, M., Stainier, L., Verron, E., 2018. Computational measurements of stress fields from digital images. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 113, 1810–1826. <https://doi.org/10.1002/nme.5721>
- Réthoré, J., Roux, S., Hild, F., 2009. An extended and integrated digital image correlation technique applied to the analysis of fractured samples. *Eur. J. Comput. Mech.* 18, 285–306.
- Reyhaneh, R., Dave, D., Daniel, J.S., 2018. Fatigue and Thermal Cracking Analysis of Asphalt Mixtures Using Continuum-Damage and Cohesive-Zone Models. *J. Transp. Eng. Part B Pavements* 144. <https://doi.org/10.1061/JPEODX.0000066>
- Rice, J.R., 1968. A Path Independent Integral and the Approximate Analysis of Strain Concentration by Notches and Cracks. *J. Appl. Mech.* 35, 379–386. <https://doi.org/10.1115/1.3601206>
- Rice, J.R., Suo, Z., Wang, J., 1990. Mechanics and thermodynamics of brittle interfacial failure in bimaterial systems, in: *Metal-Ceramic Interfaces* (Eds. M. Riihle, A. G. Evans, M. F. Ashby and J.P. Hirth), *Acta-Scripta Metallurgica Proceedings Series*. Pergamon Press, New York, pp. 269–294.
- Rice, J.R., Wang, J.-S., 1989. Embrittlement of interfaces by solute segregation. *Mater. Sci. Eng. A*, *Proceedings of the Symposium on Interfacial Phenomena in Composites: Processing Characterization and Mechanical Properties* 107, 23–40. [https://doi.org/10.1016/0921-5093\(89\)90372-9](https://doi.org/10.1016/0921-5093(89)90372-9)
- Rigo, J.M., 1993. General introduction, main conclusions of 1989 conference on reflective cracking in pavements, and future prospects, in: *Reflective Cracking in Pavements: State of the Art and*



- Design Recommendations. Presented at the Proceedings of the 2nd international RILEM conference, liege, belgium, pp. 3–20.
- Ripling, E.J., Mostovoy, S., Corten, H.T., 1971. Fracture Mechanics: A Tool for Evaluating Structural Adhesives. *J. Adhes.* 3, 107–123.
- Ripling, E.J., Mostovoy, S., Patrick, R.L., 1964. Measuring fracture toughness of adhesive joints. *Mater. Res. Stand.* 129–134.
- Romanoschi, S., 1999. Characterization of pavement layer interfaces (Thèse de doctorat). Louisiana State University.
- Rossi, P., Brühwiler, E., Chhuy, S., Jenq, Y.S., Shah, S.P., 1991. Fracture properties of concrete as determined by means of wedge splitting tests and tapered double cantilever beam tests. *Fract. Mech. Test Methods Concr.* 87–128.
- Santagata, F.A., Parti, M.N., Ferrotti, G., Canestrari, F., Flisch, A., 2008. Layer characteristics affecting interlayer shear resistance in flexible pavements, in: *Asphalt Paving Technology: Association of Asphalt Paving Technologists-Proceedings of the Technical Sessions.* pp. 222–256.
- Scarpas, A., Al-Khoury, R., Van Gorp, C., Erkens, S.M.J.G., 1997. Finite element simulation of damage development in asphalt concrete pavements. Presented at the Eighth International Conference on Asphalt Pavements, Seattle, Washington, pp. 673–692.
- Schindel-Bidinelli, E., 1992. *Pratique du collage industriel*, Librairie professionnelle internationale Lavoisier. ed.
- Seitl, S., Knésl, Z., Veselý, V., Řoutil, L., 2009. A refined description of the crack tip stress field in wedge-splitting specimens – a two-parameter fracture mechanics approach. *Appl. Comput. Mech.* 3, 375–390.
- Shih, M.-H., Kuo, J.-C., Sung, W.-P., Tung, S.-H., 2013. Developing digital image correlation techniques for using water immersion to improve strain field measurement in micro-scale. *Indian J. Eng. Mater. Sci.* 20, 237–244.
- Shim, D.-J., Paulino, G.H., Dodds, R.H., 2006. J resistance behavior in functionally graded materials using cohesive zone and modified boundary layer models. *Int. J. Fract.* 139, 91–117. <https://doi.org/10.1007/s10704-006-0024-4>
- Sinn, G., Beer, P., Gindl, M., Stanzl-Tschegg, S., 2008. Wedge splitting experiments on three-layered particleboard and consequences for cutting. *Holz Als Roh- Werkst.* 66, 135–141. <https://doi.org/10.1007/s00107-008-0225-9>
- Smith, E., 1975. A generalization of Elliott’s model of a crack tip. *Int. J. Fract.* 11, 295–299. <https://doi.org/10.1007/BF00038896>
- Soares, J., de Freitas, F., Allen, D., 2003. Considering Material Heterogeneity in Crack Modeling of Asphaltic Mixtures | *Transportation Research Record: Journal of the Transportation Research Board.* *Transp. Res. Rec.* 113–120.
- Song, S.H., Paulino, G.H., Buttlar, W.G., 2006. A bilinear cohesive zone model tailored for fracture of asphalt concrete considering viscoelastic bulk material - *ScienceDirect.* *Eng. Fract. Mech.* 73, 2828–2848.
- Sotton, M., 1981. Différents types de géotextiles. *Matér. Constr.* 14, 233–248. <https://doi.org/10.1007/BF02473943>
- Stanzl-Tschegg, S.E., Tan, D.-M., Tschegg, E.K., 1995. New splitting method for wood fracture characterization | *SpringerLink* 29, 31–50.
- Sutton, M., Wolters, W., Peters, W., Ranson, W., McNeill, S., 1983. Determination of displacements using an improved digital correlation method. *Image Vis. Comput.* 1, 133–139. [https://doi.org/10.1016/0262-8856\(83\)90064-1](https://doi.org/10.1016/0262-8856(83)90064-1)
- Tashman, T., Nam, K., Papagiannakis, T., 2006. Evaluation of the influence of tack coat construction factors on the bond strength between pavement layers (No. WCAT 06-002). Washington Center for Asphalt Technology, Washington State University USA.
- Tebaldi, G., Apeageyi, A., Jelagin, D., Falchetto, A.C., 2018. Advanced Measurement Systems For Crack Characterization, in: Buttlar, W.G., Chabot, A., Dave, E.V., Petit, C., Tebaldi, G. (Eds.), *Mechanisms of Cracking and Debonding in Asphalt and Composite Pavements: State-of-the-Art of the RILEM TC 241-MCD, RILEM State-of-the-Art Reports Bookseries V.* 28.

- Springer International Publishing, Cham, pp. 155–227. [https://doi.org/10.1007/978-3-319-76849-6\\_4](https://doi.org/10.1007/978-3-319-76849-6_4)
- Tran, Q.-D., 2004. Modèle simplifié pour les chaussées fissurées multicouches (Thèse de doctorat). ENPC, Marne-la-vallée.
- Tran, Q.T., Toumi, A., Granju, J.-L., 2006. Experimental and numerical investigation of the debonding interface between an old concrete and an overlay. *Mater. Struct.* 39, 379–389. <https://doi.org/10.1007/s11527-005-9051-2>
- Trunk, B., Wittmann, F.H., 1998. Experimental Investigation into the size dependence of Fracture Mechanics Parameters. *Proc. Fram.-3 FH Wittmann Ed Aedif.* 1937–1948.
- Tschegg E. K., Ehart R. J. A., Ingruber M. M., 1998. Fracture Behavior of Geosynthetic Interlayers in Road Pavements. *J. Transp. Eng.* 124, 457–464. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(1998\)124:5\(457\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(1998)124:5(457))
- Tschegg E. K., Rotter H. M., Roelfstra P. E., Bourgund U., Jussel P., 1995. Fracture Mechanical Behavior of Aggregate–Cement Matrix Interfaces. *J. Mater. Civ. Eng.* 7, 199–203. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(1995\)7:4\(199\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(1995)7:4(199))
- Tschegg, E.K., 1991. New equipments for fracture tests on concrete. *Materialpruefung* 33, 338–342.
- Tschegg, E.K., 1986. Equipment and appropriate specimen shapes for tests to measure fracture values. *Austrian Pat. Off.* AT No. 390328.
- Tschegg, E.K., Jamek, M., Lugmayr, R., 2012. Crack growth behaviour in geosynthetic asphalt interlayer systems. *Road Mater. Pavement Des.* 13, 156–170. <https://doi.org/doi.org/10.1080/14680629.2011.644414>
- Tschegg, E.K., Jamek, M., Lugmayr, R., 2011. Fatigue crack growth in asphalt and asphalt-interfaces. *Eng. Fract. Mech.* 78, 1044–1054. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2011.02.007>
- Tschegg, E.K., Kroyer, G., Tan, D.-M., Stanzl-Tschegg, S.E., Litzka, J., 1995. Investigation of Bonding between Asphalt Layers on Road Construction. *J. Transp. Eng.* 121, 309–316. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-947X\(1995\)121:4\(309\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-947X(1995)121:4(309))
- Tschegg, E.K., Macht, J., Jamek, M., Steigenberger, J., 2007. Mechanical and Fracture-Mechanical Properties of Asphalt-Concrete Interfaces. *Mater. J.* 104, 474–480. <https://doi.org/10.14359/18903>
- Tschegg, E.K., Schneemayer, A., Merta, I., Rieder, K.A., 2015a. Energy dissipation capacity of fibre reinforced concrete under biaxial tension–compression load. Part II: Determination of the fracture process zone with the acoustic emission technique. *Cem. Concr. Compos.* 62, 187–194. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2015.07.003>
- Tschegg, E.K., Schneemayer, A., Merta, I., Rieder, K.A., 2015b. Energy dissipation capacity of fibre reinforced concrete under biaxial tension–compression load. Part I: Test equipment and work of fracture. *Cem. Concr. Compos.* 62, 195–203. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2015.07.002>
- Tschegg, E.K., Tschegg-Stanzl, S.E., Litzka, J., 1996. Fracture behavior and bond strength of bituminous layers, in: *Reflective Cracking in Pavement: Design and Performance of Overlay Systems*. Presented at the Proceeding of the 3rd International RILEM Conference, L. Francken, E. Beuving, A.A.A. Molenaar, Maastricht, The Netherlands, pp. 133–142.
- Tvergaard, V., 1990. Effect of fibre debonding in a whisker-reinforced metal. *Mater. Sci. Eng. A* 125, 203–213. [https://doi.org/10.1016/0921-5093\(90\)90170-8](https://doi.org/10.1016/0921-5093(90)90170-8)
- Tvergaard, V., Hutchinson, J.W., 1992. The relation between crack growth resistance and fracture process parameters in elastic-plastic solids. *J. Mech. Phys. Solids* 40, 1377–1397. [https://doi.org/10.1016/0022-5096\(92\)90020-3](https://doi.org/10.1016/0022-5096(92)90020-3)
- Uzan, J., Levenberg, E., 2001. Strain Measurements in Asphalt Concrete Specimens towards the Development of a Fracture Model. *Int. J. Pavement Eng.* 2, 243–258. <https://doi.org/10.1080/10298430108901730>
- Uzan, J., Livneh, M., Eshed, Y., 1978. Investigation of adhesion properties between asphaltic-concrete layers. *Association of Asphalt Paving Technology*, pp. 495–521.
- Valle, V., Bokam, P., Germaneau, A., Hedan, S., 2018a. New Development of Digital Volume Correlation for the Study of Fractured Materials. *Exp. Mech.* <https://doi.org/10.1007/s11340-018-0415-2>

- Valle, V., Hedan, S., Cosenza, P., Fauchille, A.L., Berdjane, M., 2015. Digital Image Correlation Development for the Study of Materials Including Multiple Crossing Cracks. *Exp. Mech.* 55, 379–391. <https://doi.org/10.1007/s11340-014-9948-1>
- Valle, V., Laou, L., Léandry, I., Yotte, S., Rossignol, S., Hedan, S., 2018b. Crack Analysis in Mudbricks under Compression Using Specific Development of Stereo-Digital Image Correlation. *Exp. Mech.* 58, 475–486. <https://doi.org/10.1007/s11340-017-0363-2>
- Van Rompu, J., Godard, E., Brissaud, L., Loison, E., 2017. Procédé de renforcement d'enrobé Colgrille R: qualification des grilles en laboratoire et exemple de réalisation.
- Vanelstraete, A., Francken, L., RILEM Technical Committee 157 PRC, Systems to Prevent Reflective Cracking in Pavements (Eds.), 1997. Prevention of reflective cracking in pavements: state of the art report of RILEM Technical Committee 157 PRC, Systems to Prevent Reflective Cracking in Pavements, 1st ed. ed, RILEM report 18. E & FN Spon, London ; New York.
- Vargas, R., Neggers, J., Canto, R.B., Rodrigues, J.A., Hild, F., 2016. Analysis of wedge splitting test on refractory castable via integrated DIC. *J. Eur. Ceram. Soc.* 36, 4309–4317. <https://doi.org/10.1016/j.jeurceramsoc.2016.07.007>
- Varveri, K., 2017. Moisture damage susceptibility of asphalt mixtures Experimental characterization and modelling (Thèse de doctorat). Delft University of Technology.
- Vu, V.T., Chupin, O., Piau, J.-M., Hammoum, F., Bouron, S., 2018. Experimental study and modeling of the behavior of partially saturated asphalt concrete under freezing condition. *Constr. Build. Mater.* 163, 169–178. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.12.070>
- Vulcano Greullet, N., Kerzreho, J.P., Chabot, A., Mauduit, V., 2010. Stripping phenomenon in thick pavement top layers, in: 11th International Conference on Asphalt Pavements. 1, Nagoya, Aichi, Japon, pp. 552–561.
- Wagne, B., Roux, S., Hild, F., 2002. Spectral Approach to Displacement Evaluation From Image Analysis. *Eur. Phys. J. Appl. Phys.* 17, 247–252. <https://doi.org/10.1051/epjap:2002019>
- Walsh, I., Williams, J., 2001. Certificates for Procurement of Thin Surfacing. *Highw. Transp.* 48, 7–8.
- Walter, R., Østergaard, L., Olesen, J.F., Stang, H., 2005. Wedge splitting test for a steel–concrete interface. *Eng. Fract. Mech.* 72, 2565–2583. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2005.06.001>
- West, R.C., Zhang, J., Moore, J., 2005. Evaluation of bond strength between pavement layers (No. NCAT Report N° 05-08). Auburn University, USA.
- Wilkins, D.J., Eisenmann, J.R., Camin, R.A., Margolis, W.S., Benson, R.A., 1982. Characterizing Delamination Growth in Graphite-Epoxy. *ASTM Int.* <https://doi.org/10.1520/STP34326S>
- Williams, D.H., Fleming, I., 1995. *Spectroscopic Methods in Organic Chemistry* Dudley H. Williams, Ian Fleming - Dudley H. Williams, Ian Fleming -, 5th Edition. ed. University Press, Cambridge.
- Williams, M.L., Landel, R., Ferry, J., 1955. The Temperature Dependence of Relaxation Mechanisms in Amorphous Polymers and Other Glass-Forming Liquids. *Journal of the American Chemical Society* 77, 3701–3707. <http://dx.doi.org/10.1021/ja01619a008>
- Wu, Y., Xu, S., Li, Q., Ruiz, G., Yu, R.C., 2016. Estimation of real fracture parameters of a dam concrete with large size aggregates through wedge splitting tests of drilled cylindrical specimens. *Eng. Fract. Mech.* 163, 23–36. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2016.06.012>
- Xu, X.-P., Needleman, A., 1993. Void nucleation by inclusion debonding in a crystal matrix. *Model. Simul Mater Sci Eng* 1, 111–132. <https://doi.org/10.1088/0965-0393/1/2/001>
- Yang, Q.D., Thouless, M.D., 2001. Mixed-mode fracture analyses of plastically-deforming adhesive joints. *Int. J. Fract.* 110, 175–187. <https://doi.org/10.1023/A:1010869706996>
- Yoon, C., Allen, D.H., 1999. Damage Dependent Constitutive Behavior and Energy Release Rate for a Cohesive Zone in a Thermoviscoelastic Solid. *Int. J. Fract.* 96, 55–74. <https://doi.org/10.1023/A:1018601004565>
- Zhang, Z. (Jenny), Paulino, G.H., 2005. Cohesive zone modeling of dynamic failure in homogeneous and functionally graded materials. *Int. J. Plast., Plasticity of Multiphase Materials* 21, 1195–1254. <https://doi.org/10.1016/j.ijplas.2004.06.009>
- Zhao, G., Jiao, H., Xu, S., 1991. Study on fracture behaviour with wedge splitting test method. *Proceedings Int. RilemEsis Conf. Fract. Process. Concr.* 2, 789–798.

- Zhao, Z., Kwon, S.H., Shah, S.P., 2008. Effect of specimen size on fracture energy and softening curve of concrete: Part I. Experiments and fracture energy. *Cem. Concr. Res.* 38, 1049–1060. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2008.03.017>
- Zofka, A., Maliszewski, M., Bernier, A., Josen, R., Vaitkus, A., Kleizienė, R., 2015. Advanced shear tester for evaluation of asphalt concrete under constant normal stiffness conditions. *Road Mater. Pavement Des.* 1–24. <https://doi.org/10.1080/14680629.2015.1029690>





***Annexe A***



## Annexe A.I Préparation de l'essai WST

### A.I.1 Conception et fabrication des pièces mécaniques du WST

Les différents essais réalisés dans ce travail sont effectués à partir d'éprouvettes composées de deux couches de même ou de différents matériaux. L'interface entre ces deux matériaux peut ou non contenir une grille de verre avec un film de bitume ou simplement être préparée par coulage du béton sur de l'enrobé. Les Figure A-1,

Figure A-2 et Figure A-3 présente les différentes pièces mécaniques de l'essai que nous avons conçu à l'aide du logiciel SolidWorks. Avec la nouvelle géométrie d'encoche proposée dans ce travail, les pièces de transmission de charge se caractérisent par une forme cylindrique. Ces pièces de transmission de charge contiennent des pièces de roulement à billes afin de minimiser les efforts de frottement et optimiser le mode I d'ouverture de l'interface par fendage.

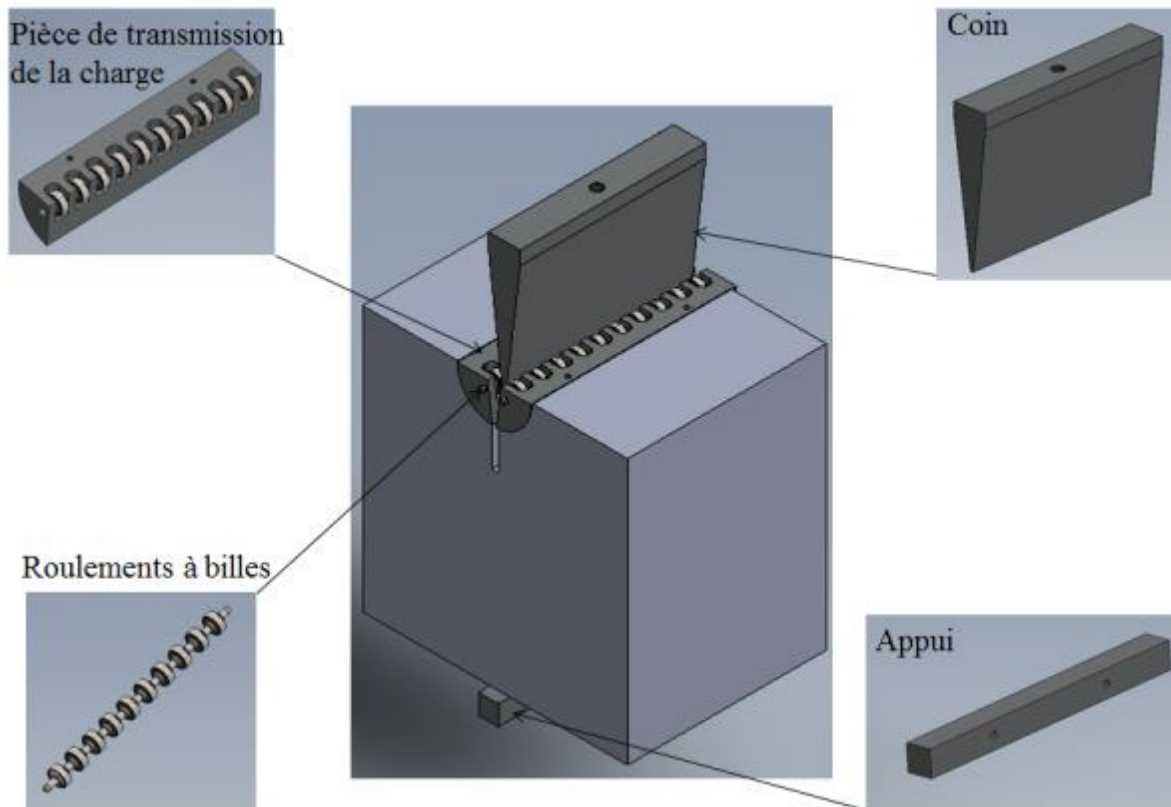


Figure A-1 Conception des différentes pièces par SolidWorks



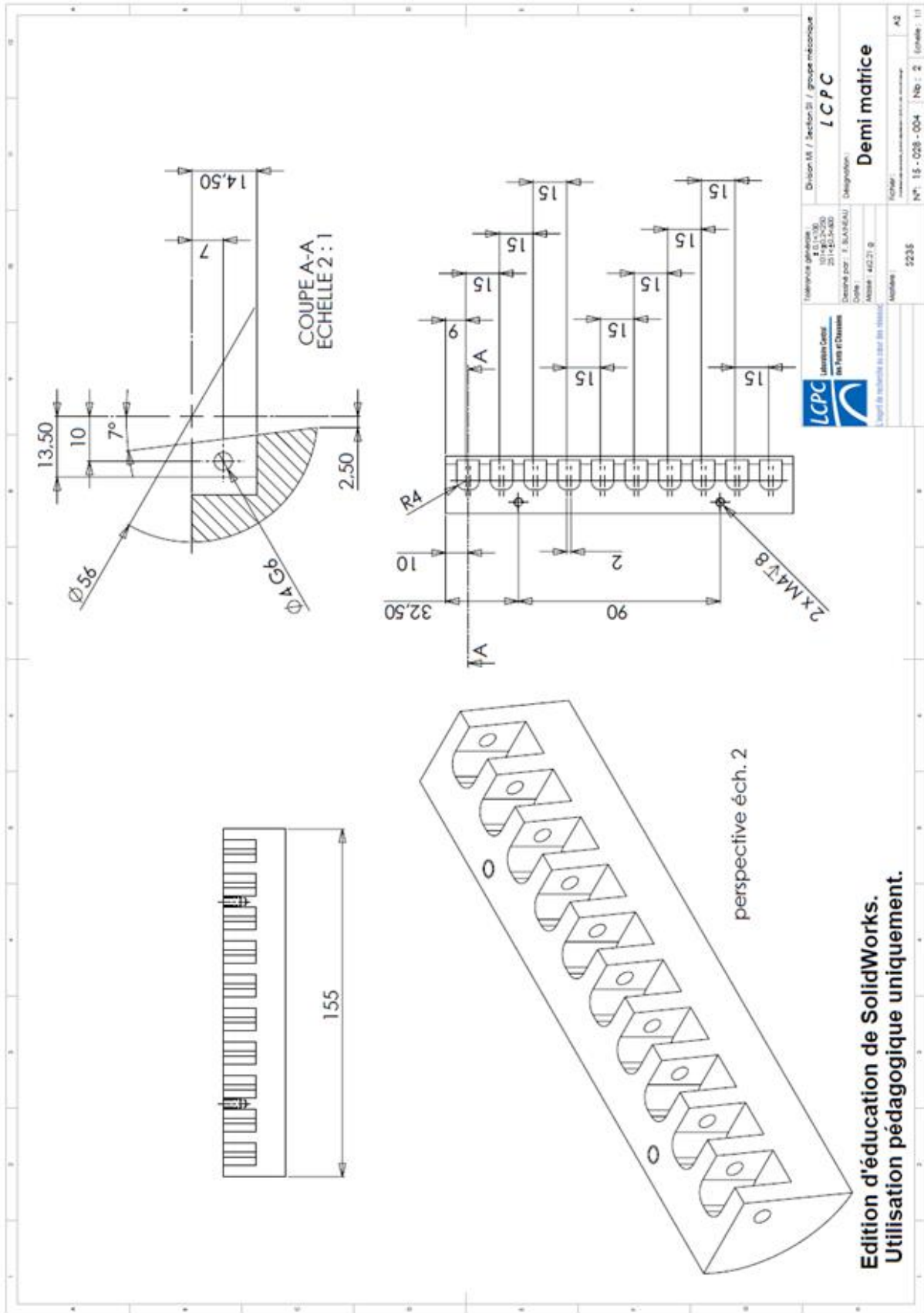


Figure A-2 Plan de conception des pièces de transmission des charges

L'essai WST contient un coin pour le fendage qui se caractérise par son angle et une hauteur suffisante pour délaminer in fine une surface assez grande. D'après la littérature (Tschegg E. K. et al., 1995), l'angle  $\alpha$  doit être entre  $5^\circ$  et  $15^\circ$  pour assurer le mode I de rupture. Nous le choisissons égal à  $14^\circ$ .

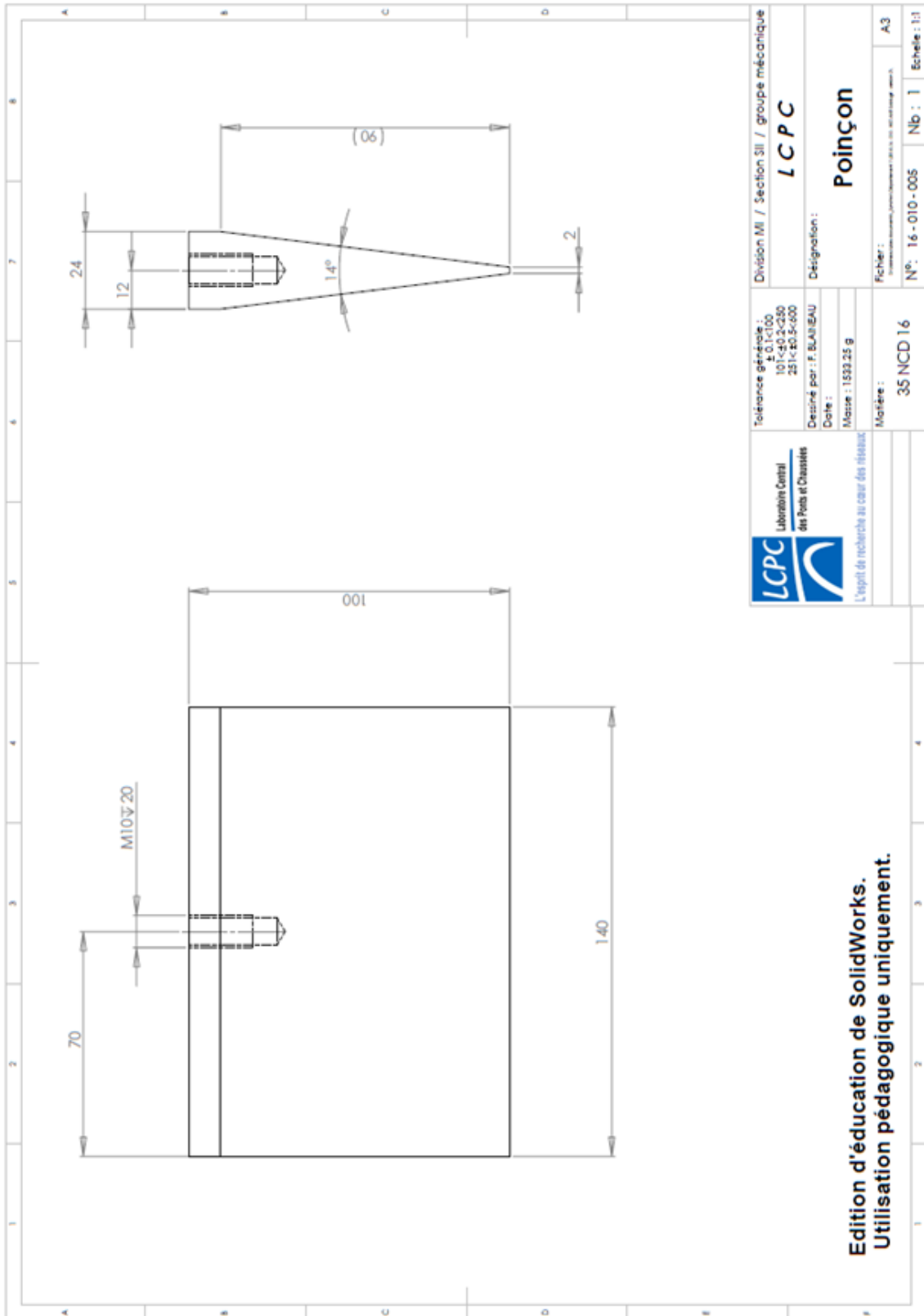


Figure A-3 Plan de conception du coin par SolidWorks

Afin d'évaluer l'effet de l'eau sur le collage entre couches, similairement aux travaux de thèse précédents de (Hun, 2012), les éprouvettes (préalablement saturées en eau) sont testées sous eau dans un aquarium (Figure A-4). Celui-ci est conçu avec des parois en double vitrage (Glace claire 6 mm-Gaz Argon 12 mm –Glace clair 4 mm). L'argon permet de limiter les problèmes de diffraction du verre lors de l'essai. Les parois en verre permettent d'utiliser les techniques d'analyse d'images. Afin de réguler en température les essais sous eau (notamment à basse température), nous utilisons deux radiateurs de scooter.

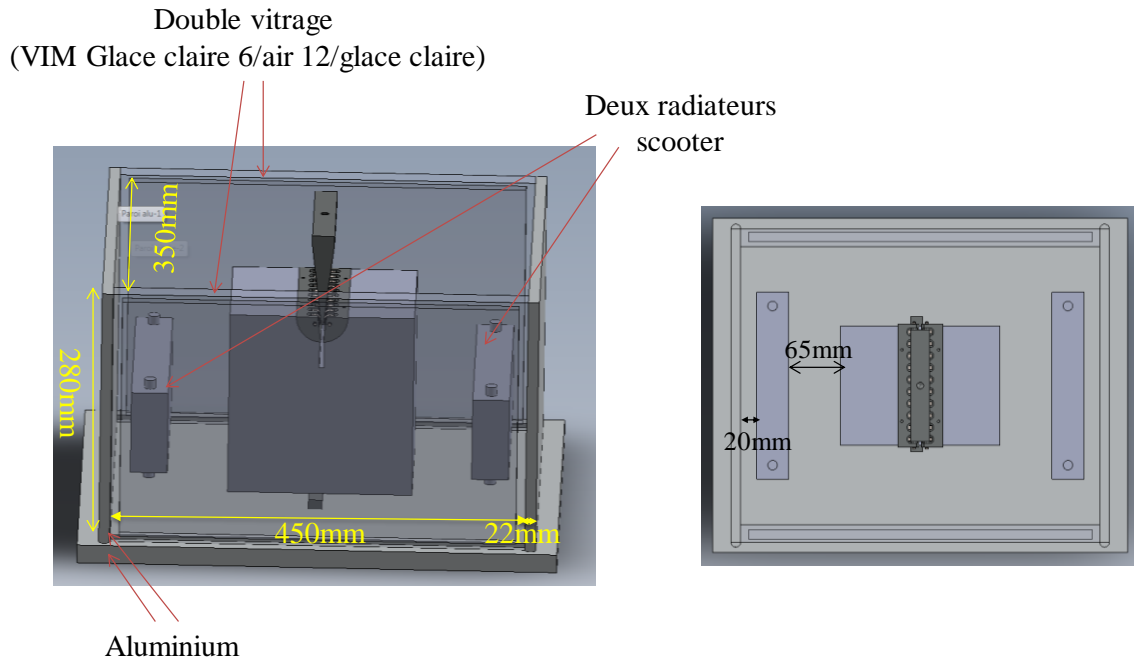


Figure A-4 Détails de conception de l'aquarium permettant de réaliser les essais sous eau

Ci-dessous, la Figure A-5 illustre les différentes étapes de construction de l'aquarium ainsi conçu.



Figure A-5 Etapes de fabrication de l'aquarium

### A.I.2 Procédure de découpe des éprouvettes

La procédure de découpe des éprouvettes du WST, à partir de plaques expérimentales construites dans des conditions de chantier réel, est illustrée dans les Figure A-6 et Figure A-7. Après le traçage in situ des plaques à découper sur la planche expérimentale, une entreprise se déplace à IFSTTAR Nantes pour réaliser le sciage in situ de plaques pour leur prélèvement. Avec l'aide des techniciens du laboratoire LAMES, ces plaques d'environ 50 Kg sont stockées puis envoyées à une deuxième

entreprise afin d'obtenir alors deux cubes de dimension plus ou moins souhaitées. Chacune de ces deux étapes nécessite, entre préparation et réalisation, un délai de 15 jours minimum. Après la réception de l'ensemble des cubes, ces derniers passent par les deux dernières étapes de fabrication sur les bancs de découpe du laboratoire MIT. L'entaille d'épaisseur 5 mm qui représente l'épaisseur de la lame de scie est effectuée par sciage. L'encoche est fabriquée par carottage avec une carotteuse de diamètre 58 mm. Pour gagner du temps et prendre bien soin à ce que l'entaille soit faite au droit de l'interface, conseillée par les techniciens du labo, j'ai finalement préparé moi-même l'entaille et l'encoche d'une partie importante des éprouvettes à tester. Au moment de l'extraction des blocs de la planche expérimentale il est conseillé de bien marquer le sens de compactage afin de réaliser l'encoche et l'entaille dans la bonne position comme indiqué dans la Figure II-1.

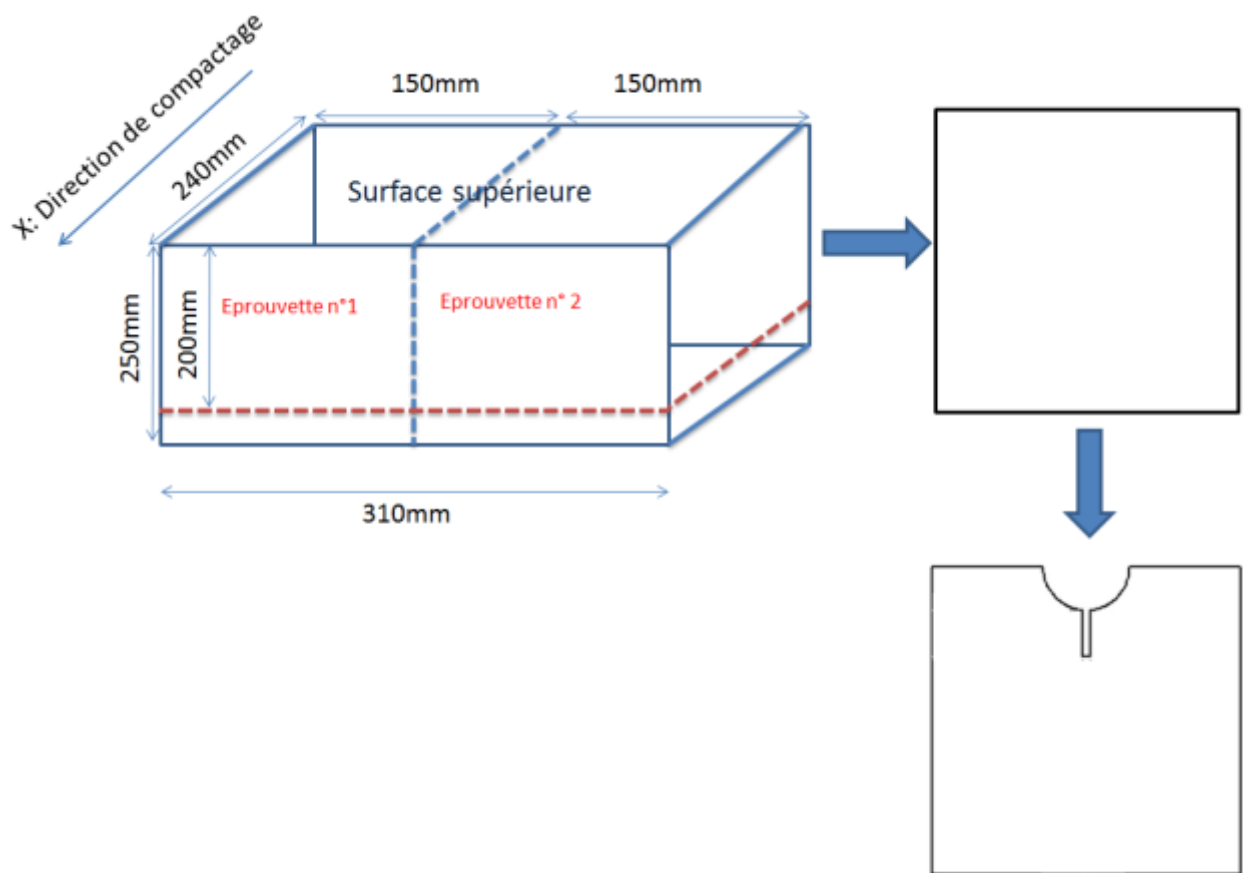
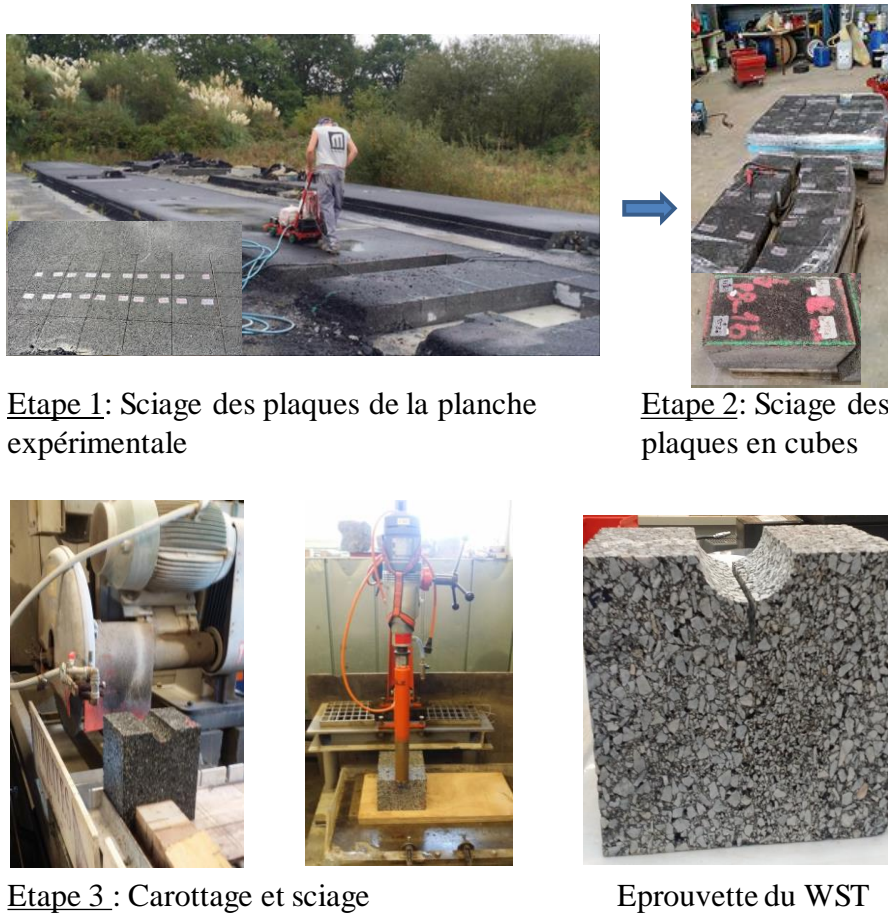


Figure A-6 Préparation des éprouvettes

Par ailleurs, pour son instrumentation, l'éprouvette est finalement préparée avant chaque essai avec, sur une de ses faces, un mouchetis afin de visualiser par les techniques DIC l'initiation et la propagation du décollement ainsi que son ouverture et, sur son autre face, le collage des supports pour fixer les LVDT permettant à deux abscisses de suivre l'ouverture de ce décollement.

Enfin pour les essais sous eau les éprouvettes sont également saturées comme expliqué dans le chapitre II.



Etape 1: Sciage des plaques de la planche expérimentale

Etape 2: Sciage des plaques en cubes



Etape 3 : Carottage et sciage

Eprouvette du WST

*Figure A-7 Prélèvements et étapes de découpe des éprouvettes*

### **A.I 3 Usage des fibres optiques**

Plusieurs techniques sont utilisées dans les constructions des ponts et les routes afin de surveiller et contrôler en temps plein et pour une longue durée les déformations et l'apparition des fissures qui perturbent le bon fonctionnement de ces structures. Les fibres optiques présentent une parmi les nouvelles technologies intéressantes pour le contrôle de ces structures. Ces derniers présentent plusieurs avantages par rapport à d'autres techniques de contrôle tel que le radar GPR (ground penetrating radar). Nous avons eu l'occasion d'instrumenter une des éprouvettes WST « P8-21a » avec des fibres optiques dans le but d'évaluer leurs capacités de mesurer les déformations et détecter l'ouverture de la fissure (Figure A-8). Ceci est dans le cadre d'une collaboration avec Antoine BASSIL (Bassil et al., 2018) doctorant de l'IFSTTAR qui travaille sur ces technologies et leurs performances dans le cadre du projet européen « InfraStar ». L'éprouvette a suivi les mêmes étapes d'instrumentations comme les autres éprouvettes testées dans le cadre de ce travail de thèse en parallèle avec les fibres optiques. Cette dernière est testée sous eau et à 20C.

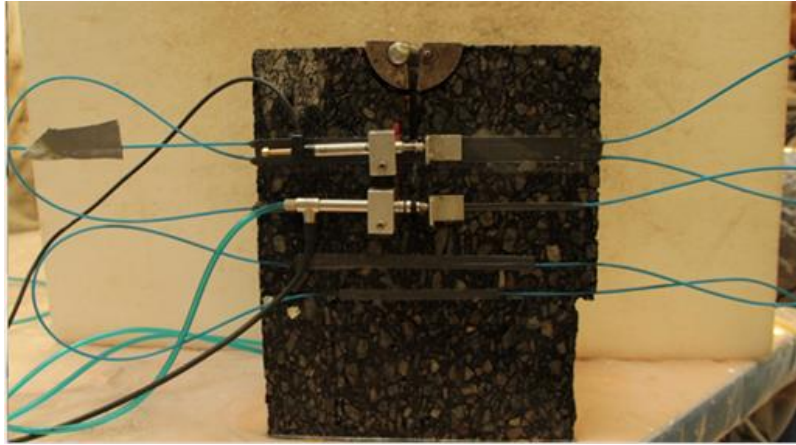


Figure A-8 Eprouvettes WST instrumentée par des fibres optiques « P8-21a sous eau à 20°C »

Antoine a adapté un modèle de transfert mécanique pour les matériaux bitumineux avec son comportement viscoélastique. Ce modèle d'analyse des signaux des fibres optiques permet d'améliorer la qualité des mesures des déformations et estimer l'ouverture de la fissure.

La Figure A-9 et la Figure A-10 montrent les résultats obtenus avec ce modèle et la fibre optique positionnée au niveau du deuxième capteur LVDT. Les résultats sont en bon accord avec les mesures de LVDT.

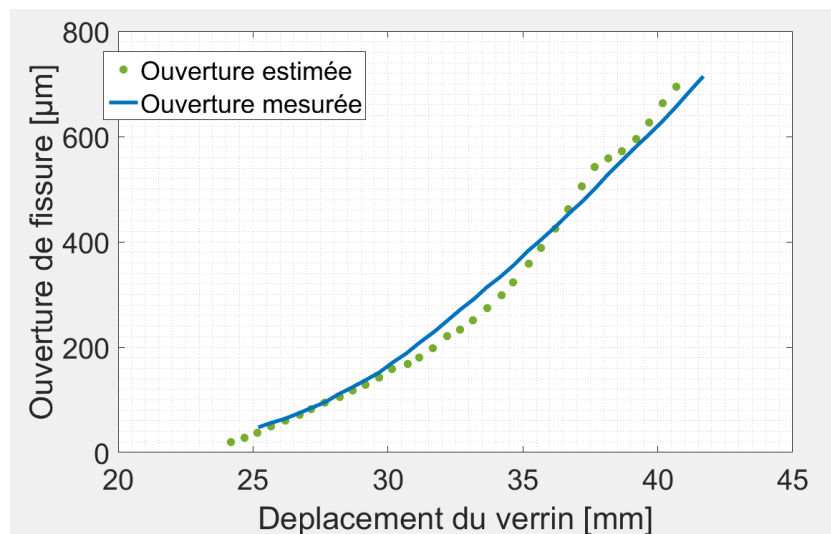


Figure A-9 Courbe ouverture de la fissure en fonction du déplacement du vérin+

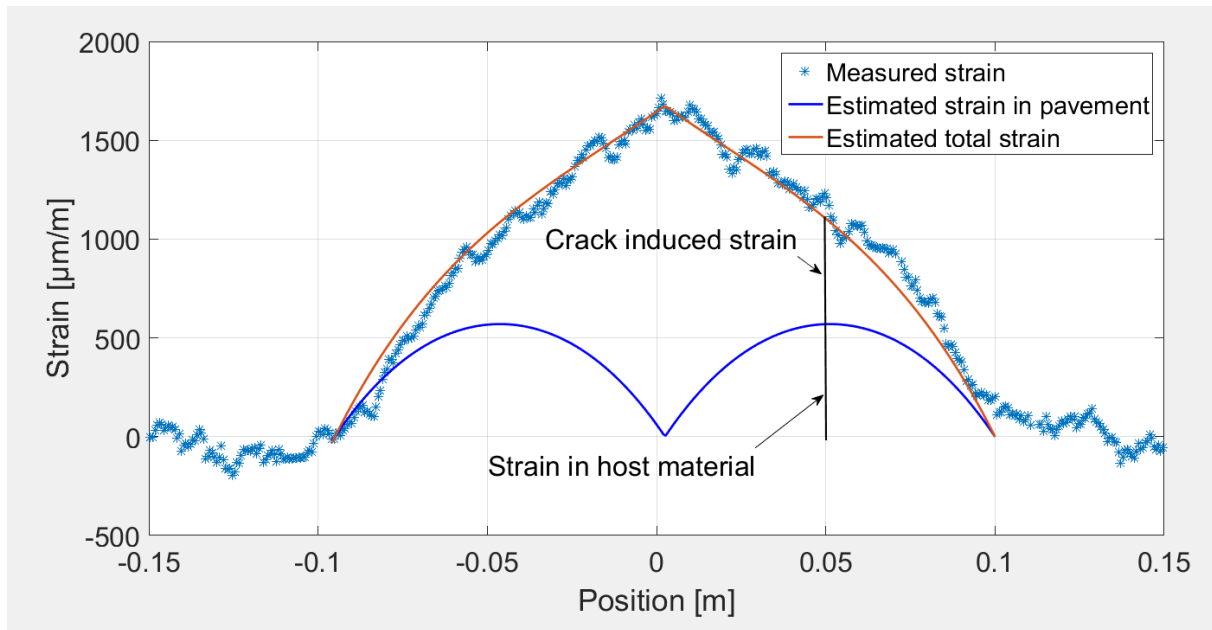


Figure A-10 Mesure de la déformation par les fibres optique

#### A.I 4 Préparation de la surface de l'éprouvette pour la DIC

Pour la méthode DIC, la surface de l'échantillon doit avoir un motif disposé aléatoirement. La deuxième facette de l'éprouvette est ainsi. Pour ce faire, la zone de l'étude est initialement limitée en utilisant du scotch (Figure A-11). Une couche de peinture noire est premièrement appliquée à l'aide d'une bombe aérosol. Ensuite, nous créons les mouchetis avec l'application aléatoire d'une peinture blanche.

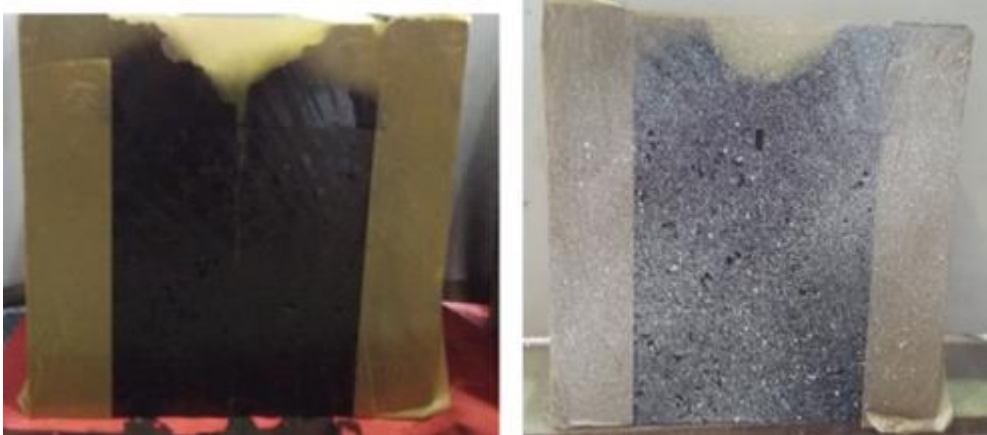


Figure A-11 Préparation de la zone d'étude pour la DIC

#### A.I 5 Estimation des déplacements discontinus

La présence d'une discontinuité de champ de déplacement dans le solide peut mettre en question l'efficacité de l'utilisation de la technique DIC. En effet, il devient difficile d'estimer, avec précision, le champ de déplacement (eq II-6 et II-7 du chapitre II) des imagerie coupés par une fissure.



L'hypothèse de continuité de la transformation matérielle n'est plus valide en affectant un gradient de déplacement au lieu d'une discontinuité.

Parmi les méthodes existantes pour améliorer l'estimation des champs de déplacement discontinus, Valle et al., (2015) (Valle et al., 2015) proposent d'améliorer la méthode de corrélation d'image numérique DIC par la prise en compte de la discontinuité  $U'(\underline{X})$  dans l'écriture du champ cinématique (II-1). Cette technique, appelé H-DIC, est développée afin déterminer plus précisément l'ouverture de la fissure et de suivre plus finement sa propagation (Valle et al., 2015) (Hedan et al., 2015) (Fauchille et al., 2016) (Valle et al., 2018b) (Valle et al., 2018a) (Bourdin et al., 2018). L'équation (II-1) au premier ordre s'écrit alors :

$$\underline{\phi}_0(\underline{X}) = \underline{X} + \underline{U}(\underline{X}_0) + \frac{\partial \underline{U}}{\partial \underline{X}}(\underline{X}_0) \cdot (\underline{X} - \underline{X}_0) + \underline{U}'(\underline{X}_0) \cdot H(\underline{X} - \underline{X}_0) \quad A-1$$

Ainsi, pour la détermination du déplacement avec présence d'une fissure, une ou plusieurs fonctions d'Heaviside  $H_k(x, y)$  sont ajoutées à la transformation cinématique telle que aux points de coordonnées  $(x', y')$ . De ce fait, les coordonnées de chaque point de la grille de corrélation d'image déformées  $(x', y')$  sont déterminées selon les équations (A-2 et A-3) :

$$x' = x + u + \frac{\partial u}{\partial x}x + \frac{\partial u}{\partial y}y + \sum_k u_k H_k(x, y) \quad A-2$$

$$y' = y + v + \frac{\partial v}{\partial x}x + \frac{\partial v}{\partial y}y + \sum_k v_k H_k(x, y) \quad A-3$$

La Figure A-12 (Valle et al., 2015) et les équations (A-4, A-5, A-6 et A-7) présentent la description de la fonction d'Heaviside en 2D.

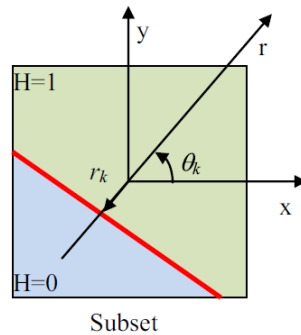


Figure A-12 Fonction d'Heaviside en 2D (Valle et al., 2015)

Pour assurer une mesure correcte dans n'importe quelle orientation de la fissure, la ligne qui présente la fissure montrée dans la Figure A-12 est définie par ses coordonnées polaires décrites par l'équation :

$$H_k(x, y) = H_k(r_k, \theta_k, r) \quad A-4$$

$$H_k(x, y) = H_k(x \cos(\theta_k) + y \sin(\theta_k) - r_k) = H_k(r - r_k) \quad A-5$$

$$H_k(x, y) = 0 \text{ si } r < r_k \quad A-6$$

$$H_k(x, y) = 1 \text{ si } r > r_k \quad A-7$$

Avec  $r_k$  et  $\theta_k$  représente respectivement la position et l'orientation de la fonction d'Heaviside en 2D. Un exemple d'application de la technique H-DIC est illustré dans l'annexe A.I (paragraphe A.I.5). Une comparaison entre cette technique et l'approche locale utilisée avec le logiciel Ncoor est aussi présentée dans le paragraphe suivant

Le H-DIC présente une méthode locale très intéressante et montre l'avantage de suivre finement le décollement de l'interface mais cet outil n'est pas commercialisé et donc n'est pas utilisé dans la suite dans ce travail de thèse. En revanche, nous travaillons avec la DIC qui nous permet d'accéder aux champs de déformations aux alentours de l'interface en utilisant le logiciel commercialisé Corréla. La technique DIC reste très intéressante pour la détermination de l'ouverture du décollement ainsi que sa longueur d'une façon locale et reste précise malgré ces limites.

### A.I 6 Exemples de deux applications de l'approche locale H-DIC et Ncoor

L'application de la technique H-DIC est illustrée pour les deux exemples des éprouvettes de type Blanc /Noir du chapitre III. La Figure A-13 et Figure A-14 montre que les résultats H-DIC permettent clairement de mettre en évidence une localisation beaucoup plus nette du décollement de l'interface entre deux couches.

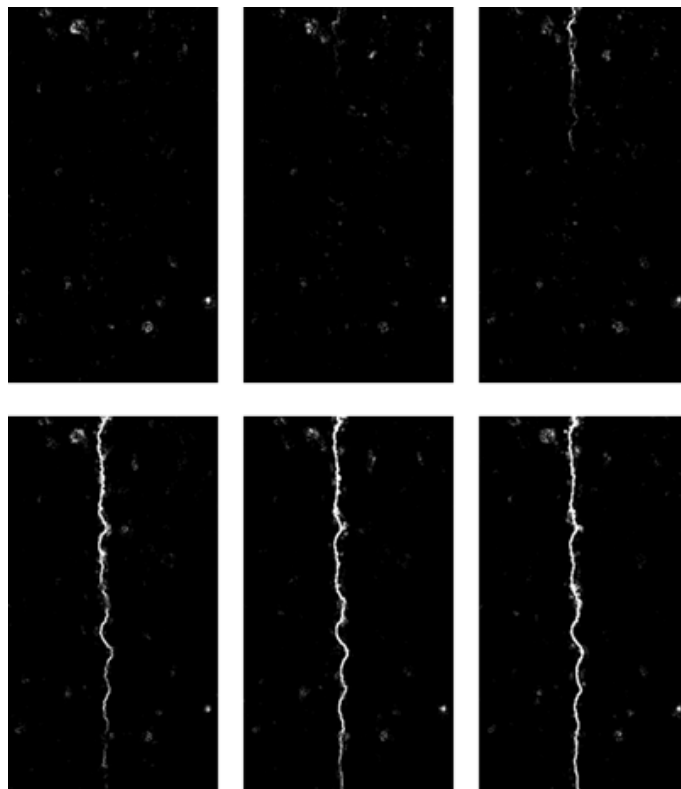
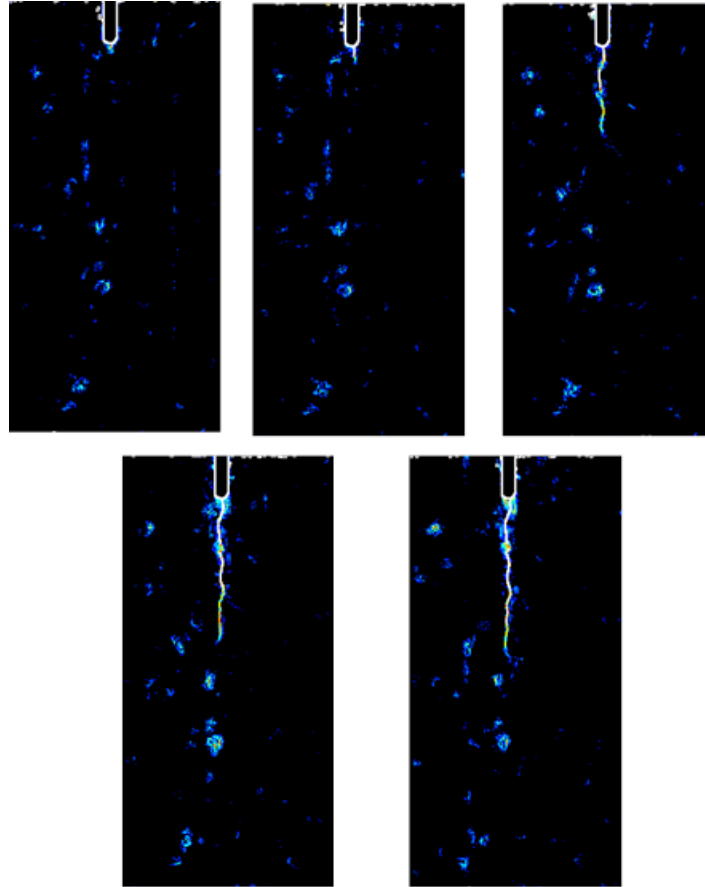


Figure A-13 Propagation de la fissure avec H-DIC BE2 testée à 20°C et à 0.7mm/min



*Figure A-14 Propagation du décollement de l'interface avec H-DIC - BE4 (B/N) testée à 20°C et à 0.7mm/min*

Nous avons aussi testé le programme Ncorr (Blaber et al., 2015) pour la corrélation d'image afin de voir la différence entre les différents outils existents. Le Ncorr est un programme open source MATLAB de DIC 2D avec interface graphique (GUI). Son algorithme est basé sur les nouveaux algorithmes DIC proposés dans la littérature avec des améliorations supplémentaires. L'algorithme de calcul est optimisé grâce à l'utilisation de C ++ / MEX, tandis que l'interface graphique est principalement écrite en code Matlab. Ce programme fournit un outil robuste et gratuit pour la DIC 2D. La Figure A-15 présente le suivi de la propagation du décollement effectué via cet outil.

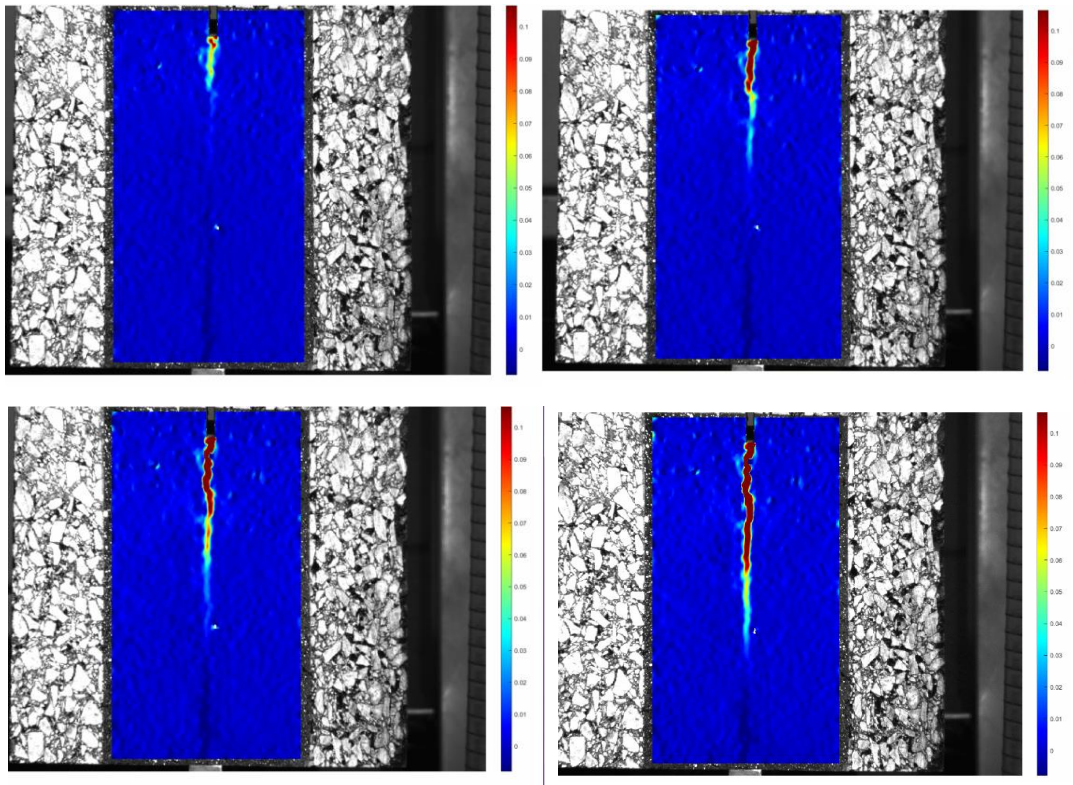


Figure A-15 Propagation du décollement de l'interface suivie avec Ncorr P7-3a (G4) testée à 20°C et à 2mm/min

## Annexe A.II Effet du poids propre

Plusieurs utilisateurs de l'essai WST avec sa version standard négligent l'effet du poids propre de l'éprouvette sur leurs résultats. Dans ce paragraphe, l'effet du poids propre de l'éprouvette est examiné par un calcul analytique. En tout état de cause cet effet devrait être évalué à chaque position d'ouverture de longueur de fissure d'interface, cette longueur jouant sur la position du barycentre de chacun des bouts rompus de part et d'autre de cette interface.

Afin d'avoir une première idée de cet effet, le calcul de la force  $F_g$  liée au poids propre est effectué au niveau de trois différents points dans l'éprouvette (Figure A-1). La force  $F_{gi}$  est exprimée selon l'équation A-1:

$$\begin{aligned} \text{Côté gauche} & \begin{cases} F_{gz1} = F_g \times \cos\beta_1 \\ F_{gx1} = F_g \times \sin\beta_1 \end{cases} & \text{A-1} \\ \text{Côté droite} & \begin{cases} F_{gz2} = F_g \times \cos\beta_2 \\ F_{gx2} = F_g \times \sin\beta_2 \end{cases} \end{aligned}$$

Avec :

$$\tan \beta_1 = \frac{\delta_{xi}}{\frac{\delta_{zi}}{2}} \quad \text{A-2}$$

Et  $\delta_{zi}$  et  $\delta_{xi}$  sont les déplacements selon x et z du point  $i \in \{1, 2, 3\}$ .

$F_g = g \times m$  avec m est la moitié du poids totale de l'éprouvette.

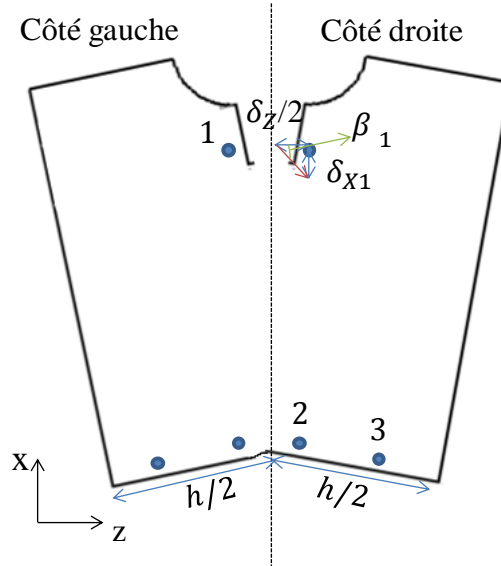


Figure A-1 Epreuve déformée

Afin de préciser cet effet, nous choisissons d'évaluer l'effet du poids propre sur un test ( $20^\circ\text{C}$  ;  $2 \text{ mm/min}$ ) d'éprouvette enrobé /enrobé P8 non renforcée du projet SolDuGri et à l'instant d'une surface de rupture de  $S_F = 0.008 \text{ mm}^2$ . L'exemple traité est le P8'-1a et sa force de fendage atteinte à ce niveau de surface de rupture est de  $924.6 \text{ N}$  (cf, Chapitre II).

*I<sup>ER</sup> cas* : Le calcul du déplacement se fait dans un premier temps au niveau de deux points situés dans la position (1) présenté dans la Figure A-1.

$$F_g = 15.1N$$

$$F_v = 113.4N \cong 12\% F_S$$

Le Tableau A-1 présente les résultats du calcul de l'effort  $F_{gi}$  selon les deux axes x et z calculés selon l'équation A-1 et pour les points situés dans les trois positions. Nous pouvons noter que cette force dans ces deux composants est faible par rapport à la force de fendage  $F_S$  et la force verticale  $F_v$ . En effet cette force ne présente au maximum que  $\sim 1.5\%$  de la force de fendage  $F_S$  des deux côtés de l'éprouvette.

Tableau A-1 Différent résultats du calcul de  $F_{gzi}$  et  $F_{gxi}$  au niveau de la position 1

Position (1)				
Côté gauche	$F_{gz1}$	14.5 N	$F_{gx1} \cong 27\% F_{gz1}$	$F_{gz1} \cong 1.6\% F_S$
	$F_{gx1}$	3.9 N		$F_{gx1} \cong 3.4\% F_V$
Côté droite	$F_{gz2}$	14.5N	$F_{gx2} \cong 52\% F_{gz2}$	$F_{gz2} \cong 1.4\% F_S$
	$F_{gv2}$	3.9 N		$F_{gx2} \cong 6.2\% F_V$
Position (2)				
Côté gauche	$F_{gz1}$	12.9N	$F_{gv1} \cong 60\% F_{gH1}$	$F_{gH1} \cong 1.4\% F_S$
	$F_{gx1}$	7.8N		$F_{gv1} \cong 6.8\% F_V$
Côté droite	$F_{gz2}$	11.9N	$F_{gv2} \cong 78\% F_{gH2}$	$F_{gH2} \cong 1.3\% F_S$
	$F_{gv2}$	9.3 N		$F_{gv2} \cong 8.2\% F_V$
Position (3)				
Côté gauche	$F_{gz1}$	6.9N	$F_{gv1} \cong 48\% F_{gH1}$	$F_{gH1} \cong 0.7\% F_S$
	$F_{gx1}$	13.4N		$F_{gv1} \cong 11.8\% F_V$
Côté droite	$F_{gz2}$	6.4N	$F_{gv2} \cong 53\% F_{gH2}$	$F_{gH2} \cong 0.7\% F_S$
	$F_{gv2}$	13.6 N		$F_{gv2} \cong 12.0\% F_V$

Nous vérifions par la suite son effet sur le deuxième indicateur de l'essai WST et lié à l'énergie de rupture. En effet, l'énergie spécifique de rupture est calculée pour une force de fendage combinée avec celle du poids propre seulement pour le cas de la position (1). En prenant en compte le poids propre de l'éprouvette, la valeur de l'énergie  $G_f$  est légèrement plus élevée d'environ 0.9% par rapport à sa valeur sans la prise en compte du poids propre. Avec tous ces calculs et vérifications nous pouvons confirmer que l'effet du poids propre a un effet moindre sur les résultats d'essais d'éprouvettes du WST adapté avec les matériaux utilisés et dimensions proposées dans ce présent travail de recherche. L'effet du poids propre est donc négligé dans l'analyse des essais reportée dans ce mémoire de thèse.





***Annexe B***





## Annexe B.I Résultats du WST sur éprouvettes Béton/Enrobé (B/N)

### B.I.1 Tests WST sur des éprouvettes anciennes B/N

#### a. Courbes Force- Ouverture du décollement Béton/Enrobé

Les courbes  $F_S - \delta$  pour les quatre éprouvettes de BE et six de 1GT testées sont présentées dans les figures Figure B-1 et Figure B-2 pour les deux systèmes de mesures. Les courbes montrent une petite différence entre celles tracées avec  $\delta_{DIC}$  et celles mesurées avec  $\delta_{LVDT}$ . Généralement les courbes déterminées avec la technique DIC sont en décalage en avant par rapport aux courbes déterminées avec le LVDT. Cela signifie qu'avec les mesures DIC nous pouvons détecter l'ouverture de la fissure bien en amont par rapport au LVDT. La technique d'analyse d'image permet d'avoir plus de précision au niveau de nos mesures.

Une délaminatation totale de l'interface est généralement notée pour ces éprouvettes B/N dans les Figure B-1 et Figure B-2. Dans le cas d'un problème d'enregistrement des images au cours de l'essai comme pour BE1 à la fin de l'essai, la courbe ne montre pas une délaminatation totale de l'interface. Pour le même problème, nous n'avons pas eu des images enregistrées au cours de l'essai pour le 1GT3-2a d'où l'absence de sa courbe  $F_S - \delta_{DIC}$  dans la Figure B-2 .

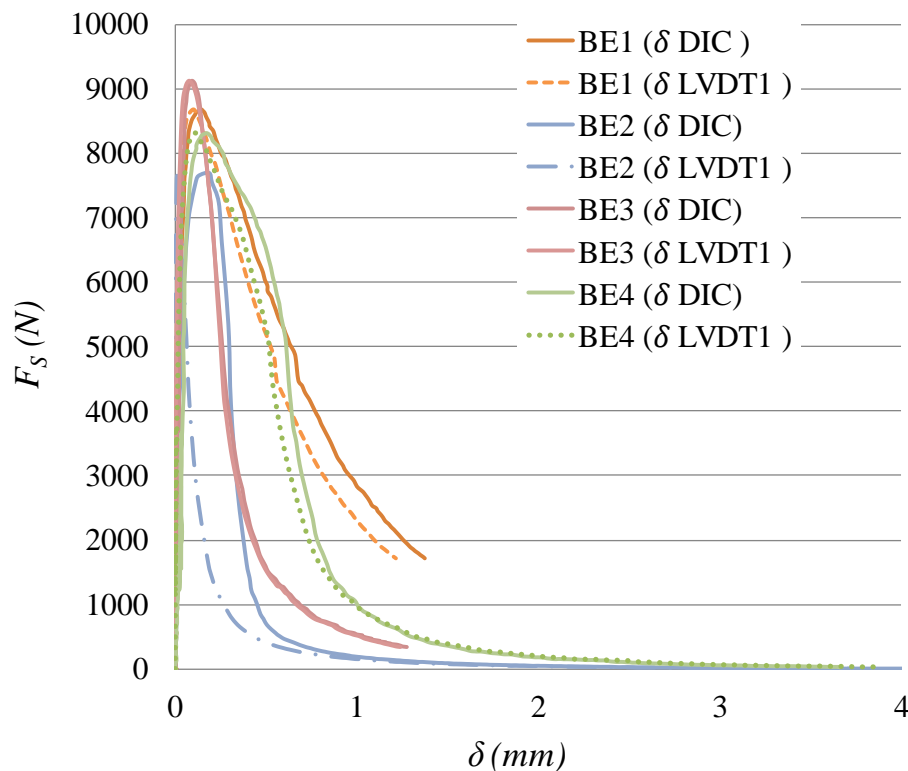


Figure B-1 Courbes  $F_S - \delta$  pour les éprouvettes composites de type BE (0.7mm/min ; 20°C)

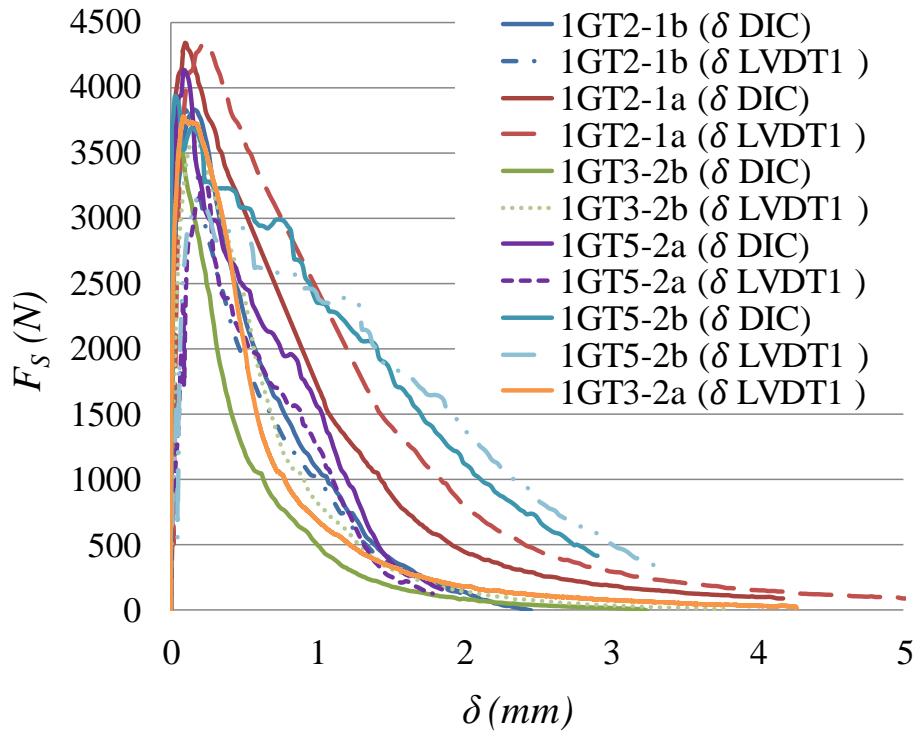


Figure B-2 Courbes  $F_s - \delta$  pour les éprouvettes composites de type 1GT (0.7mm/min ; 20°C)

## B.I.2 Essais WST supplémentaires sur des éprouvettes B/N fabriquées en 2017 en laboratoire

### a. Préparation des éprouvettes

Sept plaques ont été extraites de la première planche expérimentale 2015 du projet SolDuGri (voir chapitre IV) (Gharbi et al., 2017c) pour réaliser quelques essais supplémentaires sur les éprouvettes Blanc/Noir de type BCMC. En effet, profitant de l'indice de vide élevé de l'enrobé fabriqué sur ces planches (Cf IV.3) (entre 8 et 10% de vide), il nous a semblé intéressant de tenter de tester sous eau d'autres éprouvettes du type de celles de Hun (Hun, 2012) afin de compléter les résultats du chapitre III. Pour ce faire ces derniers passent par différentes étapes de préparation de la phase de coffrage à la phase de fabrication de bicouche blanc/noir (Figure B-3). Ceci est effectué à l'aide du laboratoire MIT/MAST.

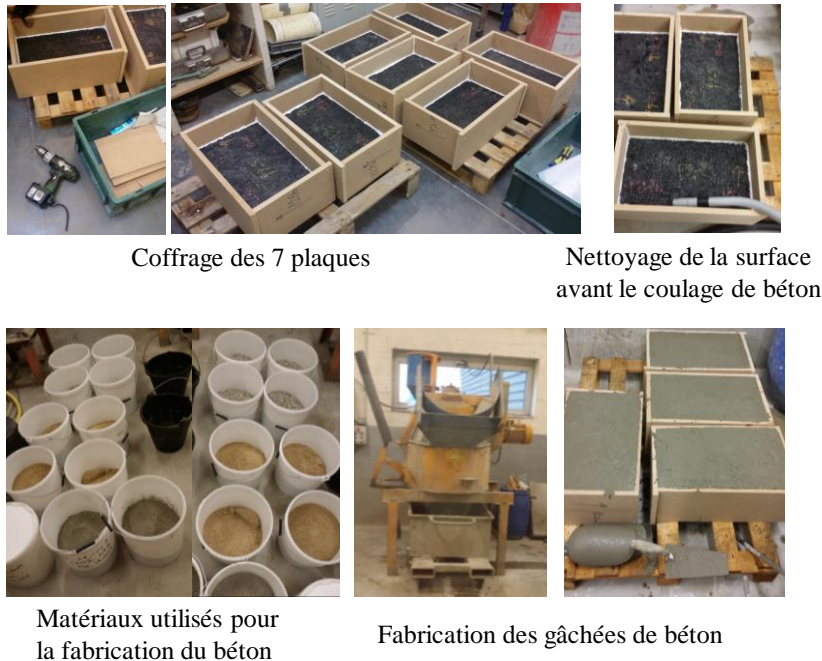


Figure B-3 Etape de fabrication en laboratoire des éprouvettes Blanc/Noir

La surface de l'enrobé bitumineux est tout simplement nettoyée par l'usage d'une aspirateur avant le coulage du béton. La fabrication du béton est réalisée en deux fois (deux gâchées) avec la même composition. Le béton utilisé est de type BC6 similairement à celui utilisé dans le travail de thèse de (Hun, 2012). Ce béton contient des granulats de granulométrie 0/11mm. La composition de ce béton est donnée dans le Tableau B-1.

Tableau B-1 Composition du béton de ciment

Constituants	190
Brefauchet 5,6/11,2	890
Sable Pilier 0/4	880
CEM I 52,5 R St Pierre La cour	280
Filler Betocarb P2	93
Glenium 27	4.3
Eau d'ajout	190

Après 24h, les différentes plaques fabriquées passent par une phase de décoffrage (Figure B-4).



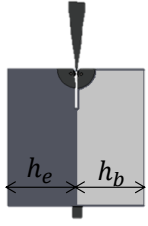
Figure B-4 Décoffrage après 24h

Le béton de ciment est de type BC6 contient des granulats de granulométrie 0/11mm. La composition de ce béton est donnée dans le Tableau B-1 Composition du béton de ciment

Trois éprouvettes par plaque sont découpées notées par « P » avec le N° de la section de la planche 2015 dont les matériaux bitumineux sont extraites accompagnées par la lettre (a', 'b' et 'c'). Elles suivent toutes les mêmes étapes de préparation de leur géométrie (sciage et carottage) (annexe A.1.2). Un total de 32 éprouvettes est obtenu de ces sept plaques pour la réalisation de l'essai WST sous différentes conditions.

Parmi les 32 éprouvettes, 10 éprouvettes sont testées dans l'air et sept sont testées sous eau. Les essais sont tous réalisés à 20°C et en déplacement imposé de 2mm/min et pour certaines de 0.7mm/min. Le Tableau B-2 présente les différentes conditions d'essais avec le nombre d'éprouvettes testées.

Tableau B-2 Conditions d'essais et nombre d'éprouvettes testées

	Dans l'air			Sous eau
	$h_e = h_b$		$50\text{mm} \leq h_b \leq 100\text{mm}$	$h_e = h_b$
	2mm/mi n	0.7mm/mi n	2mm/min	2mm/min
1 <sup>er</sup> gâchée (P2-2, P2-5, P2-4, P3-4)	-	3	2	5
2 <sup>ème</sup> gâchée (P1-2, P2-3, P3-5)	5	-	-	2

Les Tableau B-3, Tableau B-4, Tableau B-5 et Tableau B-6 présentent les dimensions ( $h \times b \times H$ ) de chaque éprouvette testée et la température d'essai correspondante. Les trois éprouvettes du Tableau B-3 et les cinq éprouvettes du Tableau B-4 ont à peu près toutes les mêmes tailles :  $200 \times 150 \times 240$ . Le Tableau B-5 présente les deux éprouvettes non symétrique qui ont une même taille de  $165 \times 150 \times 240$ .

Le Tableau B-6 présente les éprouvettes testées sous eau à  $20^\circ\text{C}$  qui ont à peu près toutes les mêmes tailles :  $170 \times 150 \times 240$ .

Tableau B-3 Résultats du WST pour les éprouvettes « P » B/N testés dans l'air ( $20^\circ\text{C}$ ,  $0.7\text{mm}/\text{min}$ )

Eprouvettes	h (m)	b (m)	H (m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P1-2c	0.200	0.150	0.240	20.7	0.013	5196
P2-4b	0.200	0.150	0.240	20.9	0.010	3124
P2-4c	0.200	0.150	0.240	20.4	0.010	3306
Valeur moyenne					0.011	$3875 \pm 1148$

Tableau B-4 Résultats du WST pour les éprouvettes « P » B/N testés dans l'air ( $20^\circ\text{C}$ ,  $2\text{mm}/\text{min}$ )

Eprouvettes	h (m)	b (m)	H (m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P1-2a	0.200	0.140	0.240	20.3	0.017	5543
P1-2b	0.200	0.150	0.240	20.6	0.027	8427
P2-3b	0.200	0.150	0.240	19.9	0.012	5114
P3-5b	0.200	0.150	0.242	20.0	0.015	4361
P3-5c	0.200	0.150	0.240	20.0	0.005	4218
Valeur moyenne					0.015	$5533 \pm 1707$

Tableau B-5 Résultats du WST pour les éprouvettes « P » B/N testés dans l'air ( $20^\circ\text{C}$ ,  $2\text{mm}/\text{min}$ )

Eprouvettes	h (m)		b (m)	H (m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
	$h_e$	$h_b$					
P2-2c	0.065	0.100	0.150	0.240	19.9	0.012	4517
P2-2b	0.070	0.100	0.150	0.240	19.9	0.013	5148
Valeur moyenne						0.012	$4832 \pm 315$

Tableau B-6 Résultats du WST pour les éprouvettes « P » B/N testés sous eau (20°C, 2mm/min)

Eprouvettes	h (m)	b (m)	H (m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_S^{\max}$ (N)
P2-3c	0.169	0.150	0.240	19.7	0.021	7418
P2-4a	0.170	0.137	0.240	19.9	0.017	4844
P2-5b	0.179	0.149	0.241	19.6	0.027	5986
P2-5c	0.179	0.149	0.242	19.6	0.027	6783
P3-4b	0.167	0.150	0.242	19.5	0.021	6899
P3-4c	0.169	0.150	0.240	19.7	0.019	6789
P3-5a	0.170	0.131	0.241	19.9	0.021	4987
Valeur moyenne					0.022	6244±1000

### b. Observations

Les interfaces testées dans cette partie présente une résistance à l'initiation du décollement assez élevée et le propager par le WST. En effet, le décollement n'est pas total pour la majorité des éprouvettes testées dans l'air à 20°C. La Figure B-5 (b, c et d) montre quelques exemples de l'état de décollement de l'interface pour un décollement partiel.

La seule éprouvette qui a un décollement totale de l'interface est la P1-2b. La Figure B-5(a) montre la surface de rupture de cette éprouvette. En effet, la surface supérieure de la couche d'enrobé bitumineux contient quelques petites taches de béton de ciment et la surface inférieure de la couche d'enrobé contient quelques petites taches de l'enrobé bitumineux. Avec les mesures DIC nous pouvons vérifier le déroulement de l'ouverture du décollement de l'interface et s'il y a un effet de non symétrie des matériaux de part et de l'autre des interfaces ou non. La Figure B-6 (a) présente l'ouverture du décollement de part et de l'autre de l'interface béton/enrobé. Cette figure montre un quasi symétrie de décollement de l'interface dans ce cas. La Figure B-6 (b) illustre le glissement de ces deux points de part et de l'autre de l'interface durant l'essai. Ceci montre que le glissement maximal est de 1 mm pour une ouverture 4 mm.

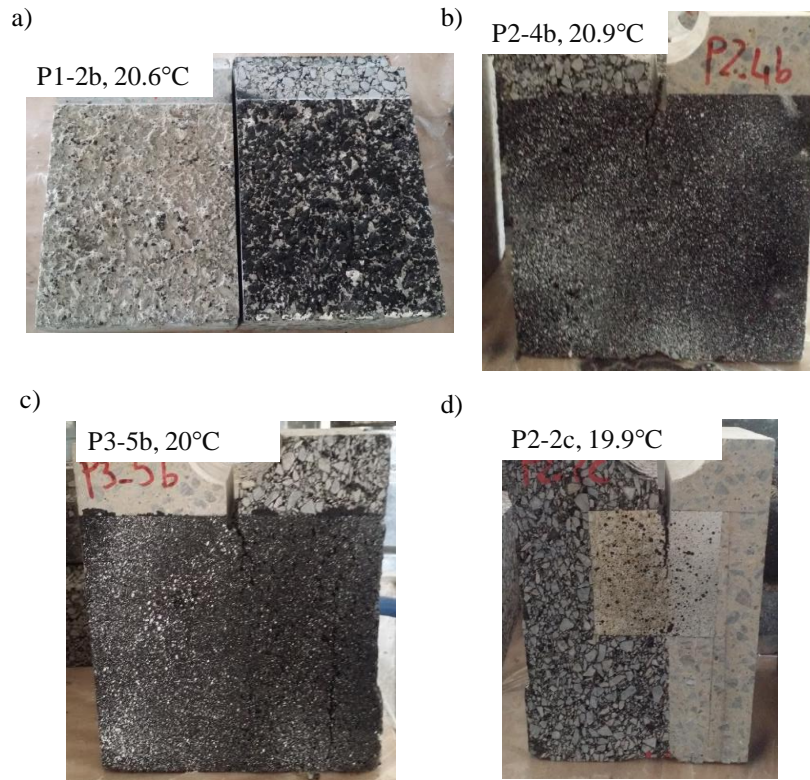


Figure B-5 Exemple de l'état de rupture de l'interface pour les éprouvettes « P » de type B/N testés dans l'air à 20°C

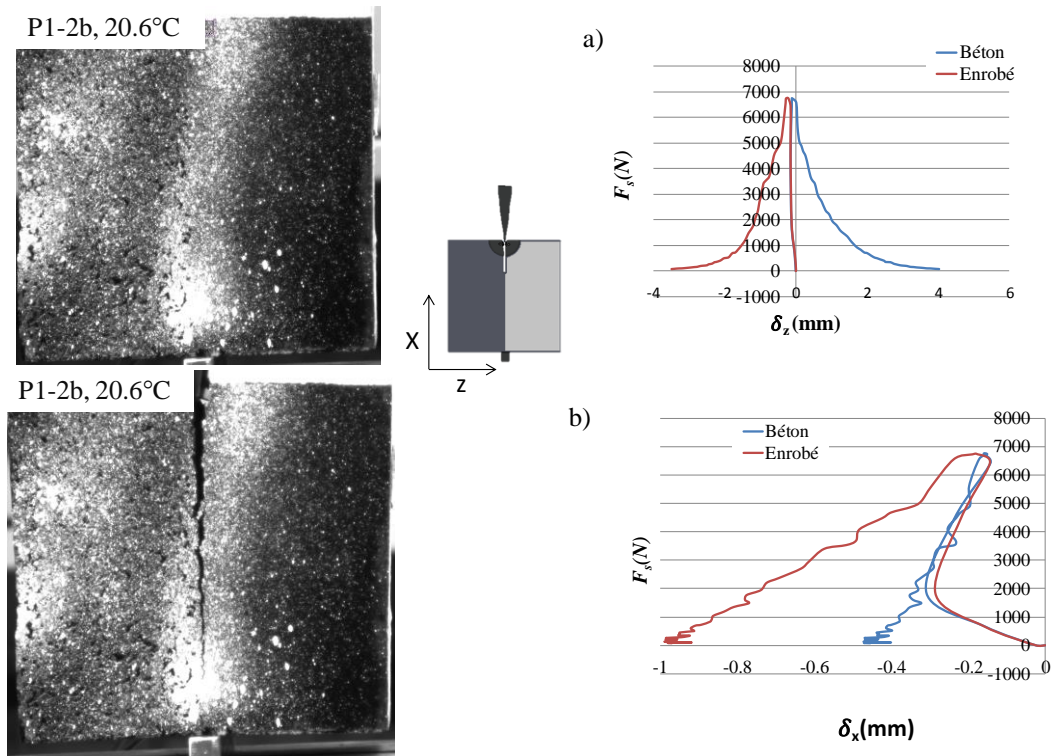


Figure B-6 Evaluation du décollement de l'interface par DIC « P1-2b »



La Figure B-7 montre un phénomène de fluage de la couche en enrobé bitumineux sous l'effort du coin au cours de l'essai WST alors que la partie béton ne semble pas bouger. En effet, ce genre de bicouche présente une grande différence de comportement des matériaux. Le béton résiste bien au décollement pendant que l'enrobé flue sous l'effort. La Figure B-7(a) montre ce problème de fluage et flexion de la couche d'enrobé bitumineux lorsqu'il y a un décollement de. Le glissement n'est ainsi pas symétrique est plus important au niveau de la couche d'enrobé comme illustré dans la Figure B-7 (b).

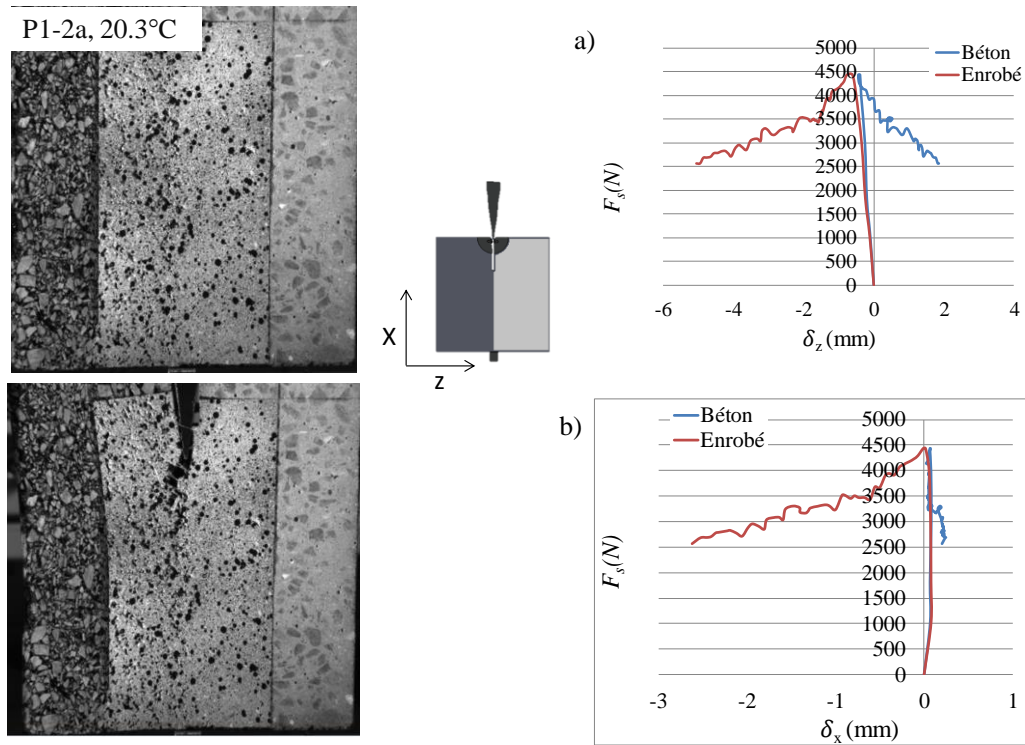


Figure B-7 Evaluation du décollement de l'interface par DIC « P1-2b »

Concernant les essais effectués sous eau à 20°C, un décollement total de l'interface est généralement noté (voir Figure B-8).

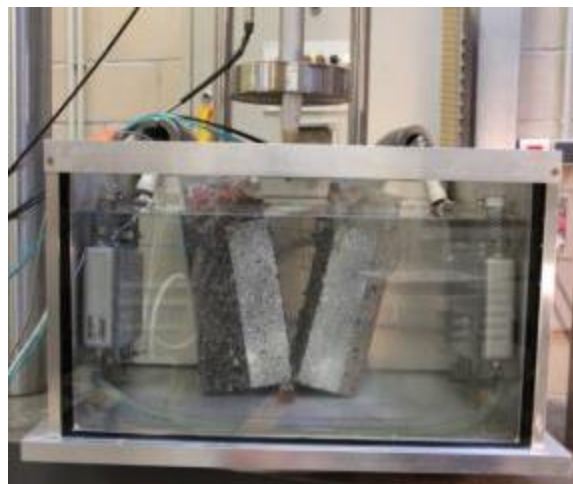


Figure B-8 Décollement de l'interface d'un essai sous eau à 20°C

La Figure B-9 illustre les différentes surfaces de rupture obtenues après le WST sous eau et à 20°C. les surfaces de rupture des éprouvettes P2-3c, P2-4a et P3-4c présente des grandes taches de l'enrobé bitumineux au niveau de la surface inférieure de la couche de béton de ciment.

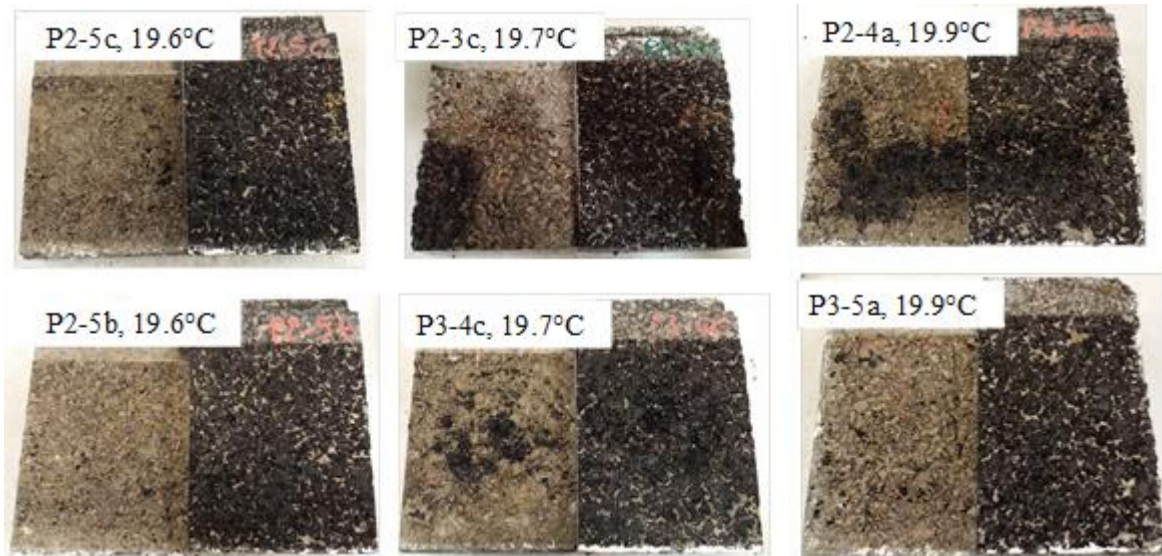


Figure B-9 Surface de rupture pour les éprouvettes B/N testées sous eau à 20°C (2mm/min)

Tout comme dans les travaux de (Hun, 2012) l'eau semble favoriser le décollement lors du WST (Chabot et al., 2017).

### c. Courbes Force-Ouverture du décollement

L'ouverture du décollement est mesurée par les deux techniques mentionnées dans le chapitre A.I, LVDT et DIC. Les courbes  $F_5 - \delta$  pour les différentes éprouvettes Blanc/Noir testées sont tracées et présentées dans cette section. Les essais dans l'air sont effectués 4 à 5 mois du moment de la fabrication. Alors que les essais sous eau sont effectués après 10 mois du moment de fabrication. Les courbes des éprouvettes testées dans l'air ne présentent pas en général un décollement total de l'interface. Par contre, Les courbes des éprouvettes testées sous eau présentent un décollement de l'interface presque total en général. La Figure B-10, la Figure B-11, la Figure B-12 présentent les courbes des éprouvettes B/N testées à 20°C dans l'air et avec une vitesse de déplacement de 2mm/min. L'eau semble fragiliser le comportement de l'interface B/N tout en augmentant sa résistance à l'initiation de son décollement. Ces résultats sont en accord avec les observations obtenus lors d'essais de rupture en mode mixte lors de la thèse de Hun (Hun, 2012).

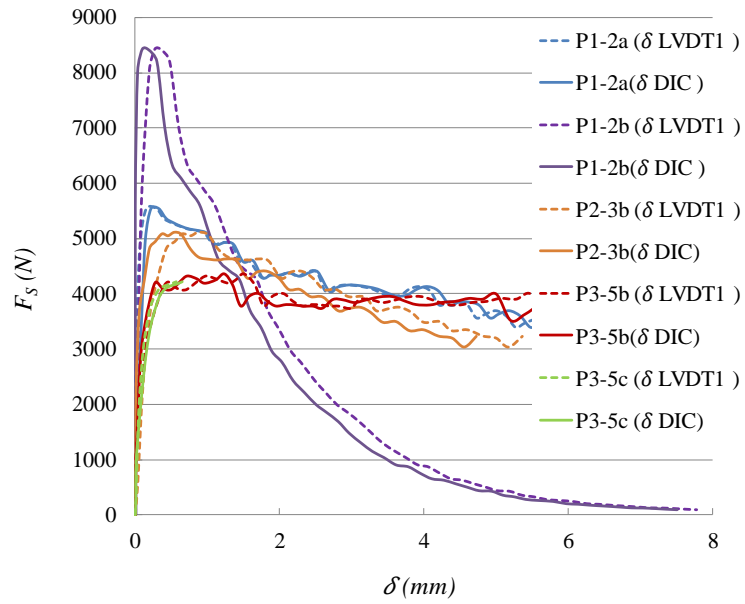


Figure B-10 Courbes  $F_s - \delta$  pour les éprouvettes « P » B/N testées dans l'air (2mm/min ; 20°C)

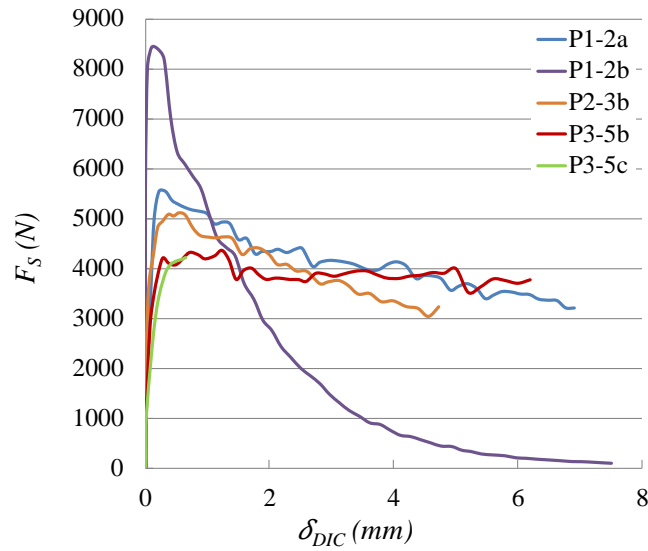


Figure B-11 Courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes « P » B/N testées dans l'air (2mm/min ; 20°C)

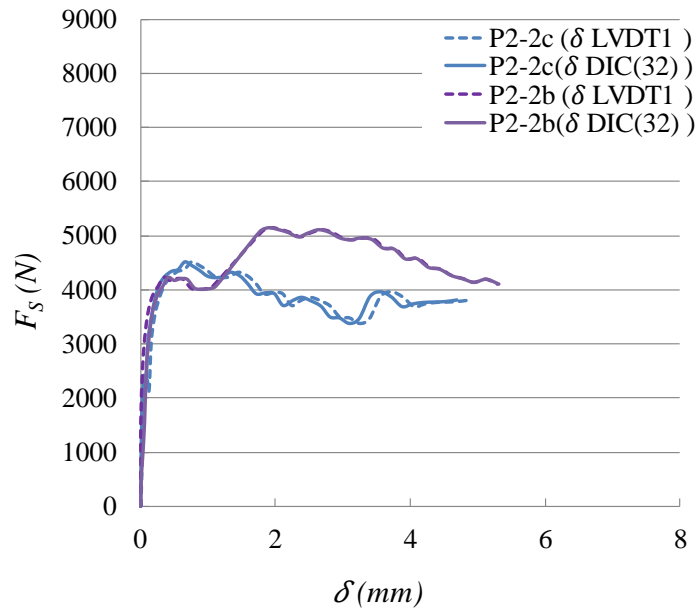


Figure B-12 Courbes  $F_s - \delta$  pour les éprouvettes « P » B/N testées dans l'air ( $50\text{mm} \leq h_b \leq 100\text{mm}$ ) ( $2\text{mm}/\text{min}$  ;  $20^\circ\text{C}$ )

Figure B-13 et Figure B-14 présentent les courbes des éprouvettes B/N testées à  $20^\circ\text{C}$  dans l'air et avec une vitesse de déplacement de  $0.7\text{mm}/\text{min}$ .

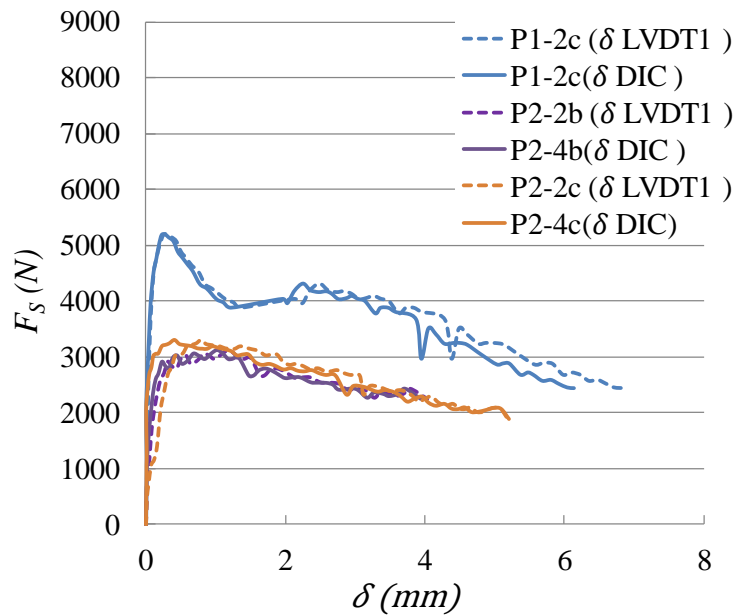


Figure B-13 Courbes  $F_s - \delta$  pour les éprouvettes « P » B/N testées dans l'air ( $0.7\text{mm}/\text{min}$  ;  $20^\circ\text{C}$ )

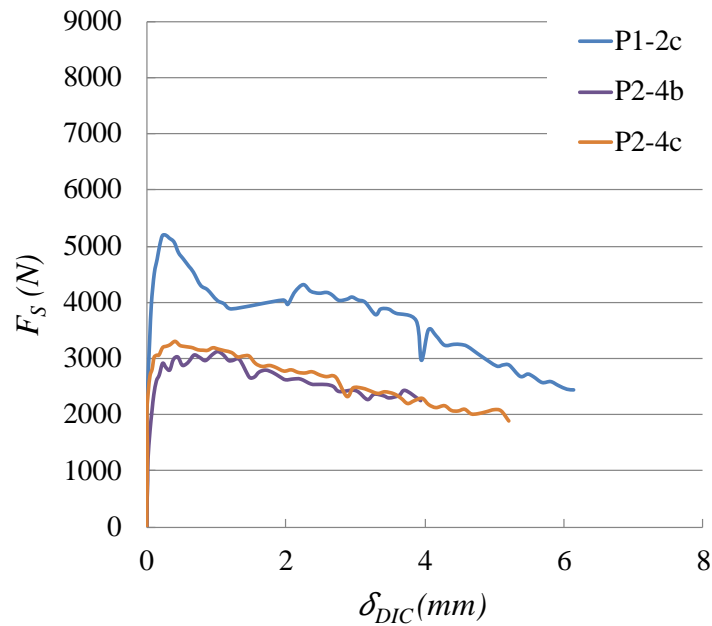


Figure B-14 Courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes B/N testées dans l'air ( $0.7\text{mm/min}$  ;  $20^\circ\text{C}$ )

Figure B-15 et Figure B-16 présentent les courbes des éprouvettes B/N testées à  $20^\circ\text{C}$  sous eau et avec une vitesse de déplacement de  $2\text{mm/min}$ . Le béton coulé sur les couches d'enrobé extraites de la planche expérimentale percole bien dans les vides de l'enrobé et forme ainsi une forte adhésion entre les deux couches.

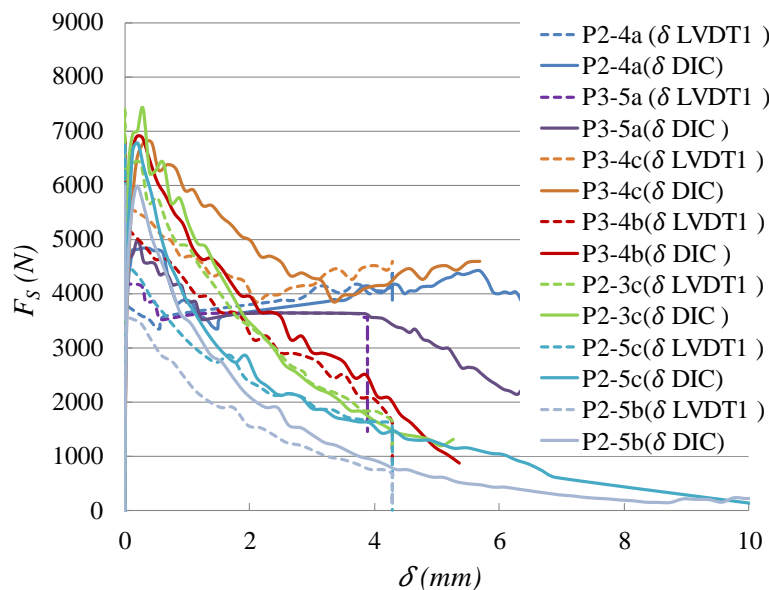


Figure B-15 Courbes  $F_s - \delta$  pour les éprouvettes « P » B/N testées sous eau ( $2\text{mm/min}$  ;  $20^\circ\text{C}$ )

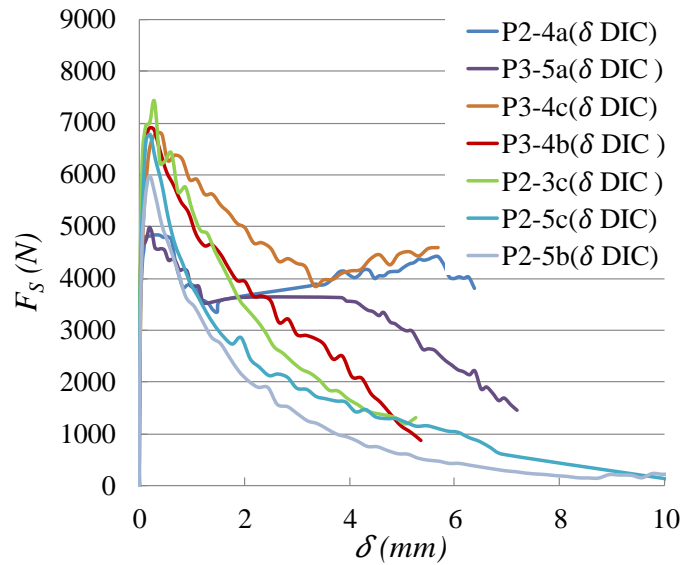


Figure B-16 Courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes « P » B/N testées sous eau (2mm/min ; 20°C)

Ces courbes seront analysées par la suite avec l'analyse des trois indicateurs du WST.

#### d. Discussion sur les résultats d'essais

Dans cette partie seulement le 1<sup>er</sup> et 2<sup>ème</sup> indicateurs qui seront analysés et montrer ici.

Le Tableau B-3,

Les Tableau B-3, Tableau B-4, Tableau B-5 et Tableau B-6 présentent les dimensions ( $h \times b \times H$ ) de chaque éprouvette testée et la température d'essai correspondante. Les trois éprouvettes du Tableau B-3 et les cinq éprouvettes du Tableau B-4 ont à peu près toutes les mêmes tailles :  $200 \times 150 \times 240$ . Le Tableau B-5 présente les deux éprouvettes non symétrique qui ont une même taille de  $165 \times 150 \times 240$ .

Le Tableau B-6 présente les éprouvettes testées sous eau à 20°C qui ont à peu près toutes les mêmes tailles :  $170 \times 150 \times 240$ .

Tableau B-3 Résultats du WST pour les éprouvettes « P » B/N testés dans l'air (20°C, 0.7mm/min)

Eprouvettes	h (m)	b (m)	H (m)	T°C	$S_F^{\max}$ (m <sup>2</sup> )	$F_s^{\max}$ (N)
P1-2c	0.200	0.150	0.240	20.7	0.013	5196
P2-4b	0.200	0.150	0.240	20.9	0.010	3124
P2-4c	0.200	0.150	0.240	20.4	0.010	3306
Valeur moyenne					0.011	$3875 \pm 1148$

Tableau B-4 et le Tableau B-5 montrent une différence entre les largeurs des éprouvettes du premier tableau et les éprouvettes du deuxième testées dans les mêmes conditions. En effet un premier groupe de cinq éprouvettes contient une largeur de béton  $h_b$  égale à celle de l'enrobé  $h_e$  et un deuxième groupe de deux éprouvettes contient une largeur de béton  $h_b$  inférieure à celle de l'enrobé  $h_e$ . La Figure B-17 présente les valeurs moyennes de la force maximale de fendage (1<sup>er</sup> indicateur) pour ces

deux groupes d'éprouvettes. Nous notons de ce graphe que la valeur de force maximale du deuxième groupe est plus faible de 17% de celle du premier groupe.

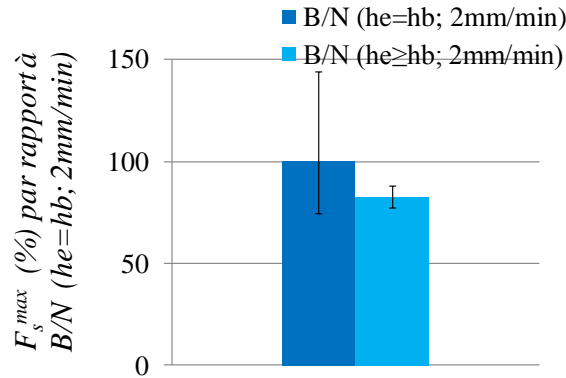


Figure B-17 Valeurs moyennes de la force maximale de fendage pour les éprouvette « P » B/N avec  $h_e = h_b$  et  $h_e \geq h_b$  (dans l'air à 20°C, 2mm/min)

La Figure B-18 présente les valeurs moyennes de l'énergie de rupture (2<sup>ème</sup> indicateur) des deux groupes d'éprouvettes. Ici, les énergies de ruptures sont calculées à la fin de chaque essai et n'ont pas à une surface de rupture fixe comme réalisé dans le chapitre B et C et l'annexe B.II. En effet, le deuxième indicateur est plus important de 7% pour les éprouvettes de deuxième groupe par rapport à celle du premier groupe. Nous remarquons alors que la différence au niveau de la largeur de l'éprouvette ne semble pas avoir un effet considérable sur les deux indicateurs du WST au regard des dispersions de mesures obtenues.

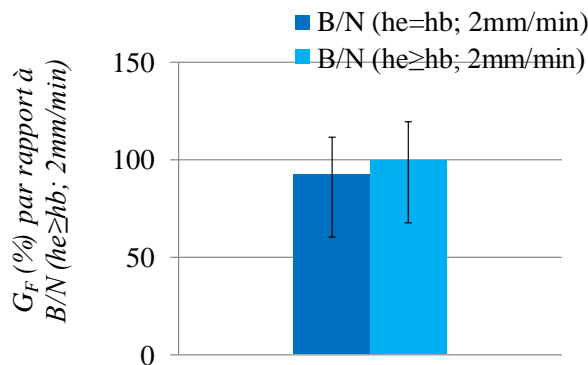


Figure B-18 Valeurs moyennes de l'énergie de rupture pour les éprouvettes « P » B/N avec  $h_e = h_b$  et  $h_e \geq h_b$  (dans l'air à 20°C, 2mm/min)

Les essais sont réalisés en déplacement imposé avec deux vitesses de déplacement différentes (0.7mm/min et 2mm/min). Ceci permet d'évaluer l'effet de la vitesse sur les résultats du WST pour un même type de matériau composite B/N. Pour cela, un premier groupe de cinq éprouvettes sont testées avec une vitesse de 2mm/min et un deuxième groupe de trois éprouvettes sont testées avec une vitesse de 0.7mm/min. La Figure B-19 présente les valeurs moyennes de la force maximale de fendage (1<sup>er</sup> indicateur) pour ces deux groupes d'éprouvettes. Nous pouvons noter que le 1<sup>er</sup> indicateur est plus

important de 34% pour le premier groupe testé à 2mm/min par rapport au deuxième groupe testé à 0.7mm/min. La vitesse a donc un effet important dû à la viscoélasticité du matériau bitumineux utilisé sur la force maximale de fendage qui correspond à l'initiation du décollement.

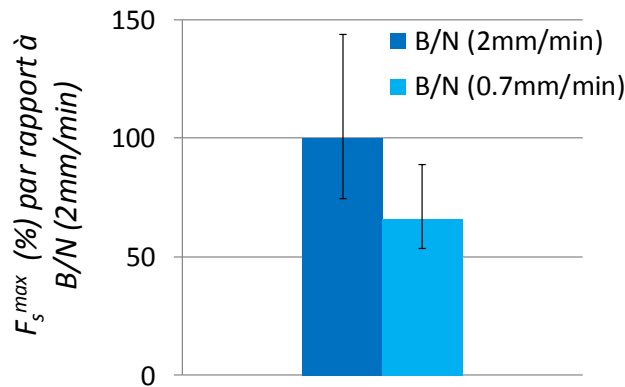


Figure B-19 Valeurs moyennes de la force maximale de fendage pour les éprouvettes « P » B/N testés à 2mm/min et à 0.7mm/min

La Figure B-20 présente les valeurs moyennes de l'énergie de rupture (2<sup>ème</sup> indicateur) des deux groupes d'éprouvettes. Elle montre que le deuxième indicateur est légèrement plus grand de 5% pour les éprouvettes testées à 0.7mm/min par rapport aux éprouvettes testées à 2mm/min. il n'y a pas un effet considérable de la vitesse de l'essai sur ce deuxième indicateur.

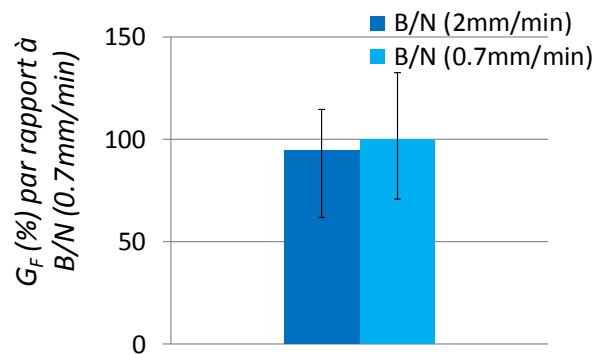


Figure B-20 Valeurs moyennes de l'énergie de rupture finale pour les éprouvettes « P » B/N testés à 2mm/min et à 0.7mm/min

Des essais sous eau sont réalisés afin d'évaluer l'effet de ce dernier sur le collage de l'interface entre les couches de béton de ciment et de l'enrobé bitumineux. Parmi 7 éprouvettes testées sous eau seulement 4 sont analysées dans cette section et sont comparées aux 5 éprouvettes testées dans l'air. Les essais sont effectués avec une vitesse de déplacement de 2 mm/min et à 20°C. La Figure B-21 montre les valeurs moyennes de la force maximale de fendage (1<sup>er</sup> indicateur) des éprouvettes B/N testées dans l'air et sous eau. Le 1<sup>er</sup> indicateur semble être plus faible de 13% pour les éprouvettes testées dans l'air par rapport à celles testées sous eau. Par contre la barre d'erreur pour la force moyenne de fendage des éprouvettes testées dans l'air est assez grande. ainsi il est difficile de, sur peu



d'essais d'affirmer que l'eau a un effet sur ce premier indicateur (l'initiation au décollement) et affirmer que l'eau fragilise ou renforce la résistance à l'initiation au décollement.

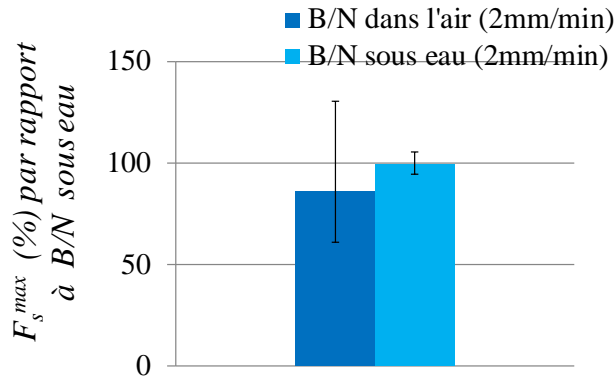


Figure B-21 Valeurs moyennes de la force maximale de fendage pour les éprouvettes « P » B/N testés à 2mm/min dans l'air et sous eau

La Figure B-22 présente les valeurs moyennes de l'énergie de rupture (2ème indicateur) de ces deux groupes d'éprouvettes testées dans l'air et sous eau. La résistance de l'interface à la propagation du décollement (1er indicateur) semble être plus faible de 24% avec la présence de l'eau. Ceci permet de confirmer que l'eau semble fragiliser le collage à l'interface de béton et l'enrobé bitumineux. Ceci est confirmé avec les résultats des travaux de thèse de Hun (Hun, 2012). L'eau semble avoir un effet négatif sur la résistance de l'interface B/N à la propagation du décollement mais plus de résultats d'essais mériteraient d'être analysés par la suite.

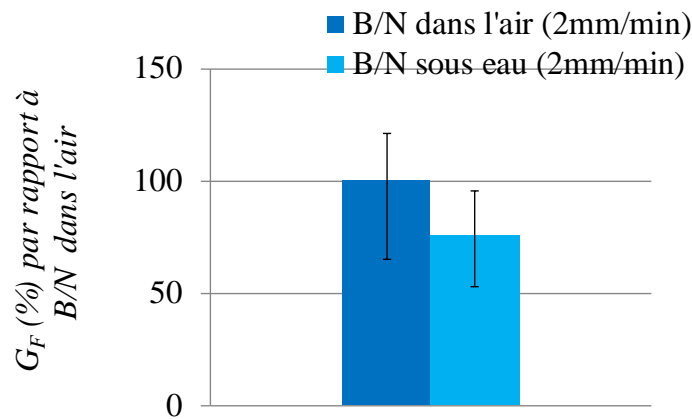


Figure B-22 Valeurs moyennes de l'énergie de rupture finale pour les éprouvettes « P » B/N testés à 2mm/min dans l'air et sous eau



***Annexe C***



## Annexe C.I Résultats du WST sur éprouvettes du projet ANR SolDuGri (Enrobé/Grille/Enrobé)

### C.I.1 Résultats du module complexe de l'enrobé (Planche SolDuGri 2016)

L'enrobé bitumineux utilisé est un béton bitumineux semi-grenu (BBSG) 0/10 de classe III (d'après la classification de la norme EN 13108-1) avec un bitume pur 35/50 (Voir Tableau IV.1 chapitre IV).

Le module complexe  $E^*$  est l'expression de la rigidité d'un matériau viscoélastique sous chargement cyclique, tel que l'enrobé. En effet, la déformation d'un matériau viscoélastique dépend du temps de chargement. Contrairement à un matériau élastique dont la déformation est instantanée, ce dernier est différé dans le temps pour le matériau viscoélastique.

En appliquant une contrainte sinusoïdale  $\sigma(t)$  de la forme  $\sigma(t) = \sigma_0 \sin(\omega t - \varphi)$  à un matériau viscoélastique, la déformation résultant  $\varepsilon(t)$  est donc sinusoïdale en régime établi.

$$\sigma^*(t) = \sigma_0 \cdot e^{i\omega t} \quad \text{C-1}$$

$$\varepsilon^*(t) = \varepsilon_0 \cdot e^{i\omega t} \quad \text{C-2}$$

Avec  $\sigma(t) = \text{Im}[\sigma^*(t)]$  et  $\varepsilon(t) = \text{Im}[\varepsilon^*(t)]$ .

Nous pouvons montrer que  $\sigma^*(t) = \tilde{R}(i\omega) \cdot \varepsilon^*(t)$

Avec  $\tilde{R}(i\omega) = \frac{\sigma^*(t)}{\varepsilon^*(t)} = E^*(\omega)$  représente le module complexe et peut également s'exprimer sous la forme suivante :

$$E^*(\omega) = E_1 + iE_2 = \frac{\sigma_0 e^{i\omega t}}{\varepsilon_0 e^{i(\omega t - \varphi)}} = |E^*| e^{i\varphi} \quad \text{C-3}$$

$|E^*|$  est la norme du module complexe, souvent appelé module de rigidité. la déformation accuse un retard sur la contrainte, ce qui introduit un déphasage dans l'équation et  $\varphi$  présente l'angle de phase du matériau.  $E_1$  est appelé module d'élasticité dynamique et  $E_2$  est appelé module de perte.

Le Tableau C-1 montre l'identification de la formule du mélange pour l'essai du module complexe du BBSG 0/10.

Tableau C-1 Identification de la formule du mélange (Colas)

Désignation de la formule		BBSG 0/10 Bréchaufet "Chaud"	Numéro de la formule	C160951/01
Masse volumique Maximale NF EN 12697-5 (Mg/m <sup>3</sup> )	méthode C	2.403	MVR pré-séchée du mélange granulaire (Mg/m <sup>3</sup> ) NF EN 1097-6	2.647

Le Tableau C-2 présente les modules de rigidité pour les différentes fréquences et températures de l'essai.

Tableau C-2 Module de rigidité (Colas)

Appareillage d'essai		Pots Vibrants				
Masse volumique moyenne des éprouvettes (Mg/m <sup>3</sup> )		2.305				
NF EN 12697-6/29						
Teneur moyenne en vides (%) - NF EN 12697-8		4.1				
Déformation epsilon (μD)		50				
		Fréquences (Hz)				
Module de rigidité	Températures (°C)	3	6	10	25	40
E* (MPa)	-10	22095	22640	22993	23682	23881
	0	18192	19 033	19593	20610	20974
	10	12147	13291	14 103	15580	16192
	15	9 215	10436	11 330	12977	13684
	20	6 420	7585	8 468	10133	10 899
	30	2 047	2762	3 368	4662	5 350

Les Tableau C-3, Tableau C-4 et Tableau C-5 illustrent les valeurs de la partie réelle et imaginaire du module complexe ainsi que l'angle de phase à chaque fréquence et température d'essai.

Tableau C-3 Partie réelle E1 du module complexe (MPa) (Colas)

Température (°C)	Fréquences en Hz				
	3	6	10	25	40
-10	23333	23818	24122	24726	24879
0	18789	19612	20165	21178	21532
10	12651	13804	14599	16056	16662
15	9384	10680	11614	13317	14059
20	5523	667	7579	9312	10131
30	1702	2392	3019	4378	5094

Tableau C-4 Tableau C-5 Partie imaginaire E2 du module complexe (MPa) (Colas)

Température (°C)	Fréquences en Hz				
	3	6	10	25	40
-10	1206	1111	1033	908	864

0	1939	1826	1731	1570	1487
10	2731	2649	2566	2416	2329
15	2922	2932	2901	2819	2750
20	2569	2752	2849	2972	2995
30	1517	1888	2164	2622	2805

Tableau C-5 Angle de phase en degré (Colas)

Température (°C)	Fréquences en Hz				
	3	6	10	25	40
-10	2.57	2.40	2.27	2.06	1.59
0	5.53	5.19	4.54	4.14	3.57
10	12.11	10.52	9.58	8.33	7.57
15	17.18	15.21	14.01	11.57	11.04
20	24.57	22.24	20.36	14.42	16.28
30	41.42	38.17	35.38	30.55	28.53

La Figure C-1 montre la courbe maîtresse du module de rigidité à 15°C pour le BBSG 0/10.

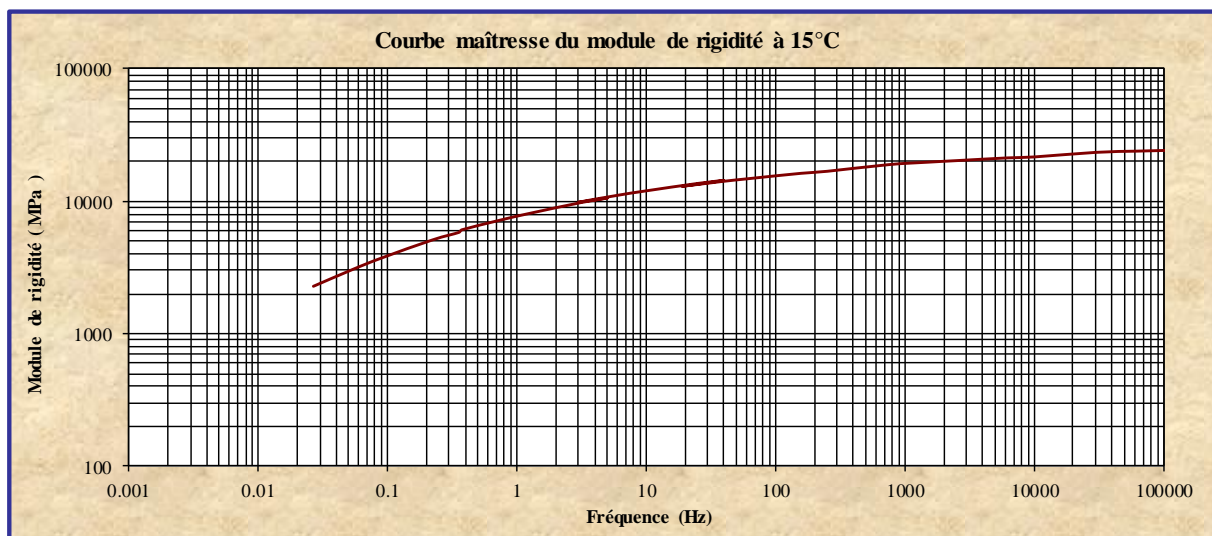


Figure C-1 Courbe maîtresse du module de rigidité à 15°C (Colas)

## C I.2 Courbes résultats Forces ( $F_S$ )-Ouverture ( $\delta$ ) sur des éprouvette

### a) Planche SolDuGri 2015

La Figure C-2 présente un exemple de courbe Force- Ouverture du décollement déterminée avec la technique DIC et le capteur LVDT1. Ceci montre que les mesures par les deux méthodes sont assez proches.

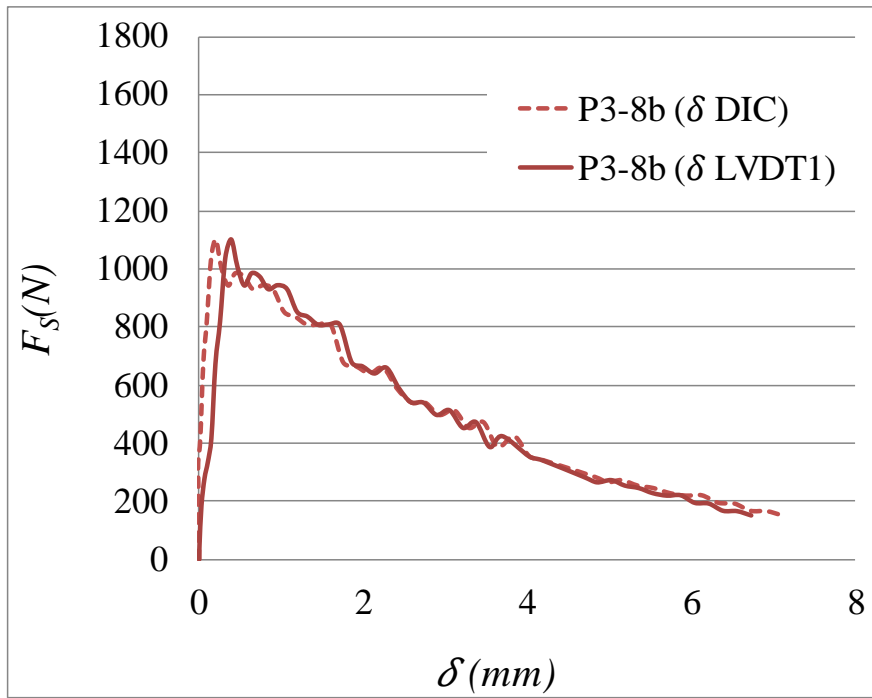


Figure C-2 Exemple de courbes  $F_s - \delta$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P3 renforcées par la grille G1

Les courbes  $F_s - \delta$  sont initialement présentées dans les Figure C-3 et Figure C-4. Ici les ouvertures sont obtenues mesures LVDT et DIC. En général, l'essai initie et propage de façon stable du décollement à l'interface entre couches. Les courbes DIC présentées en pointillées sont superposées aux courbes LVDT à quelques mm près. En effet, les mesures DIC sont plus précises pour déterminer l'ouverture de la fissure durant l'essai WST et par contre dû aux hétérogénéités il se peut que le décollement ne se fasse pas complètement homogènement dans la profondeur de l'éprouvette. Par contre, pour l'éprouvette P3-9b l'acquisition des images est arrêtée bien en avant la fin de l'essai. Pour l'éprouvette P3-9a, l'enregistrement des images n'est pas effectué durant l'essai d'où l'absence de sa courbe dans la Figure C-4. Les courbes déterminées avec le LVDT1 sont présentées dans la Figure C-5 et Figure C-6.

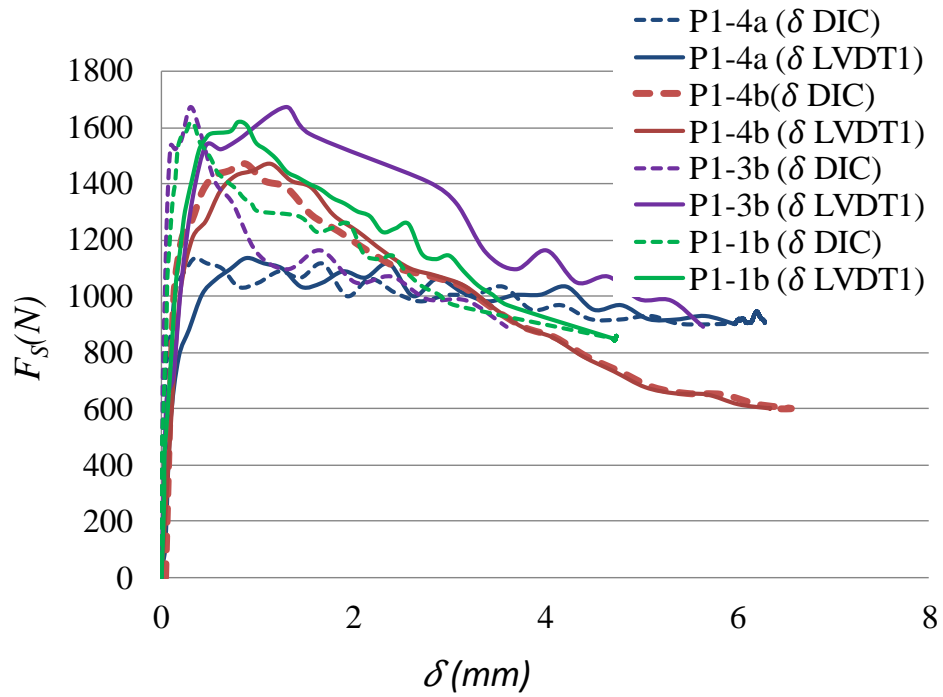


Figure C-3 Courbes  $F_s - \delta$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P1 non renforcées

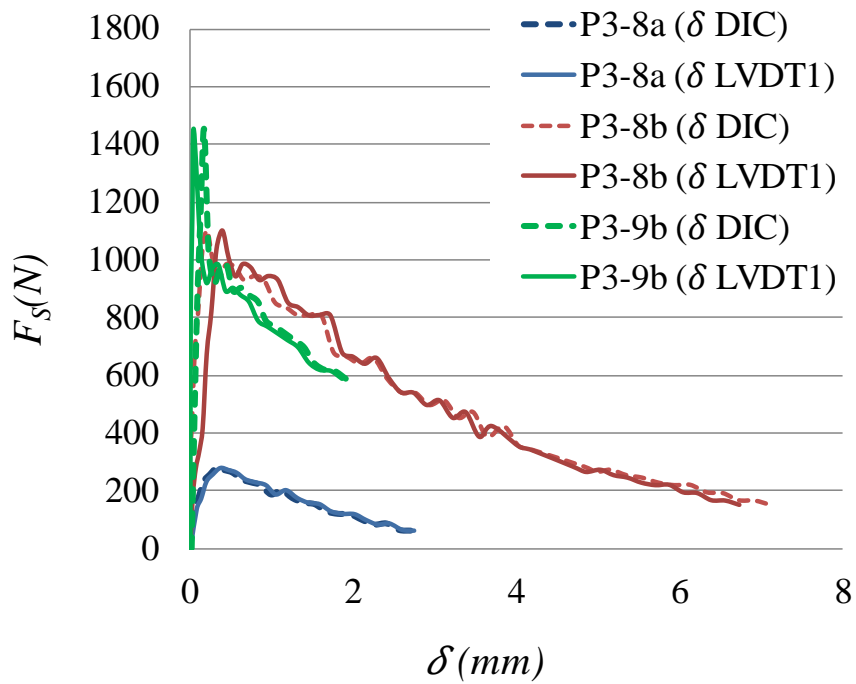


Figure C-4 Courbes  $F_s - \delta$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P3 renforcées par la grille G1



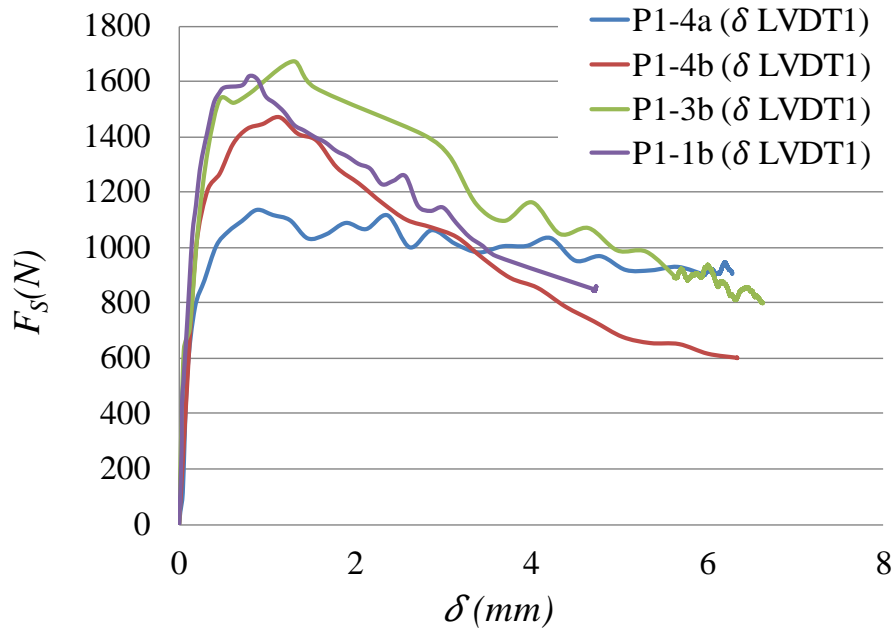


Figure C-5 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT1}$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P1 non renforcées

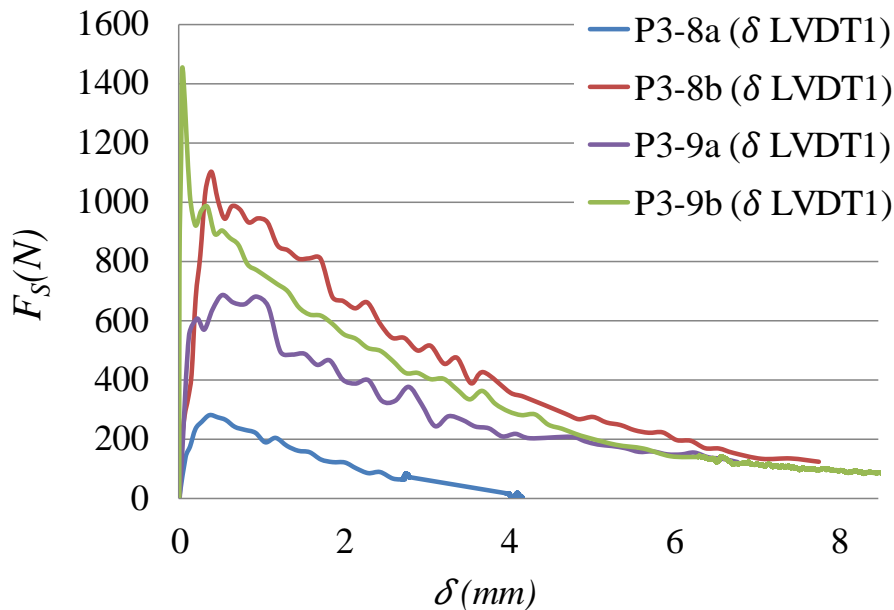


Figure C-6 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT1}$  (2mm/min ; 20°C) pour les éprouvettes P3 renforcées avec G1

### b) Planche SolDuGri 2016

La Figure C-7 présente un exemple de courbes  $F_s - \delta$  d'une éprouvette non renforcée P8' pour une ouverture du décollement déterminée avec les deux techniques de mesure mentionnées dans le chapitre II.2. Ce dernier montre aussi l'intérêt de travailler avec la technique DIC.

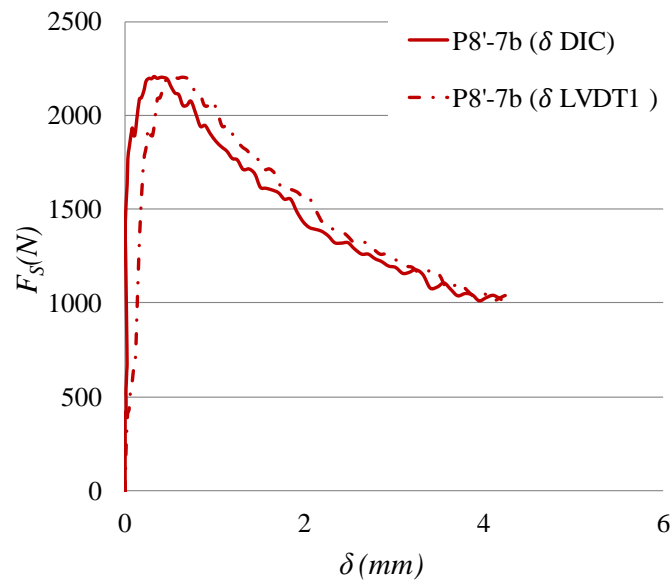


Figure C-7 Exemple de courbes  $F_s - \delta$  pour les éprouvettes P8 non renforcées (2mm/min ; 20°C)

Les courbes déterminées avec le LVDT1 pour les éprouvettes non renforcées, renforcées avec G4 et avec la G3 sont présentées respectivement dans les Figure C-8, Figure C-9, Figure C-10 et Figure C-11. Les courbes de DIC et LVDT sont assez proches pour l'ensemble des éprouvettes. En revanche, le calcul de l'ouverture de fissure est déterminé localement et d'une manière plus précise avec la technique DIC qu'avec le LVDT1. Cette technique a bien montré sa performance dans la détermination de différentes informations avec une meilleure précision. L'incertitude des mesures par DIC représente le 1/10 de l'incertitude des mesures déterminées par LVDT.

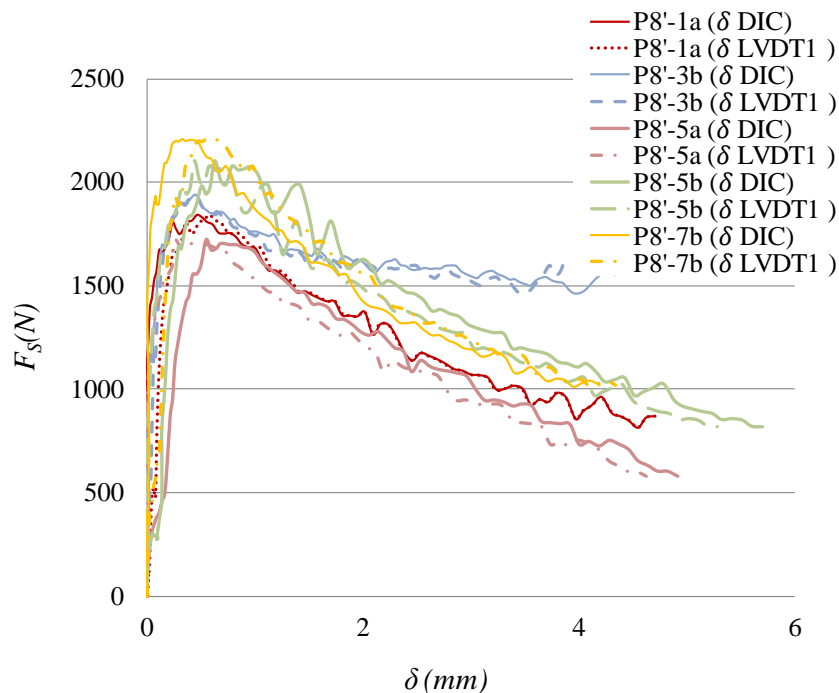


Figure C-8 Courbes  $F_s - \delta$  pour les éprouvettes P8 non renforcées (2mm/min ; 20°C)

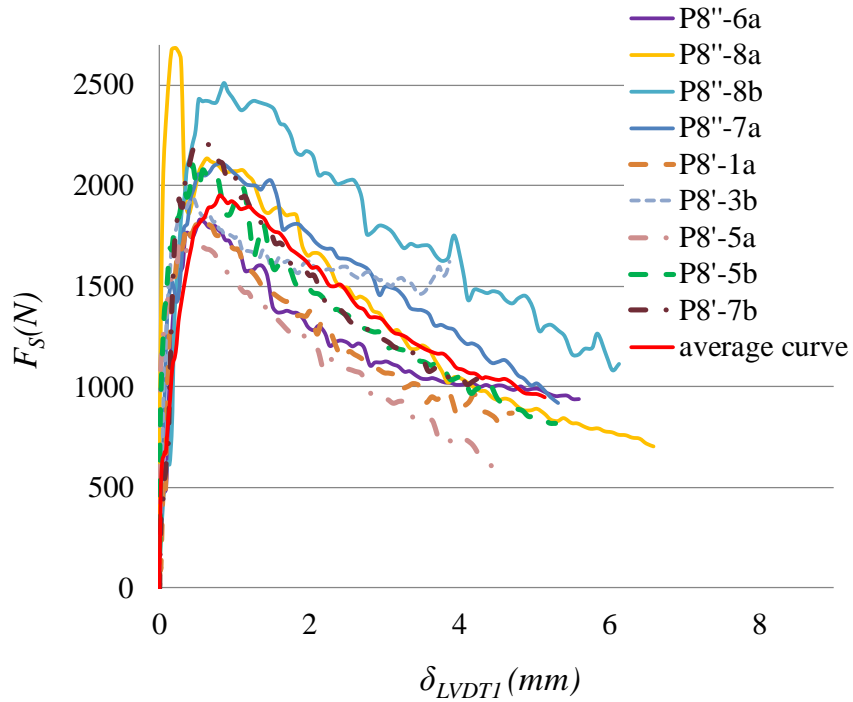


Figure C-9 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT1}$  pour les éprouvettes P8 non renforcées (2mm/min ; 20°C)

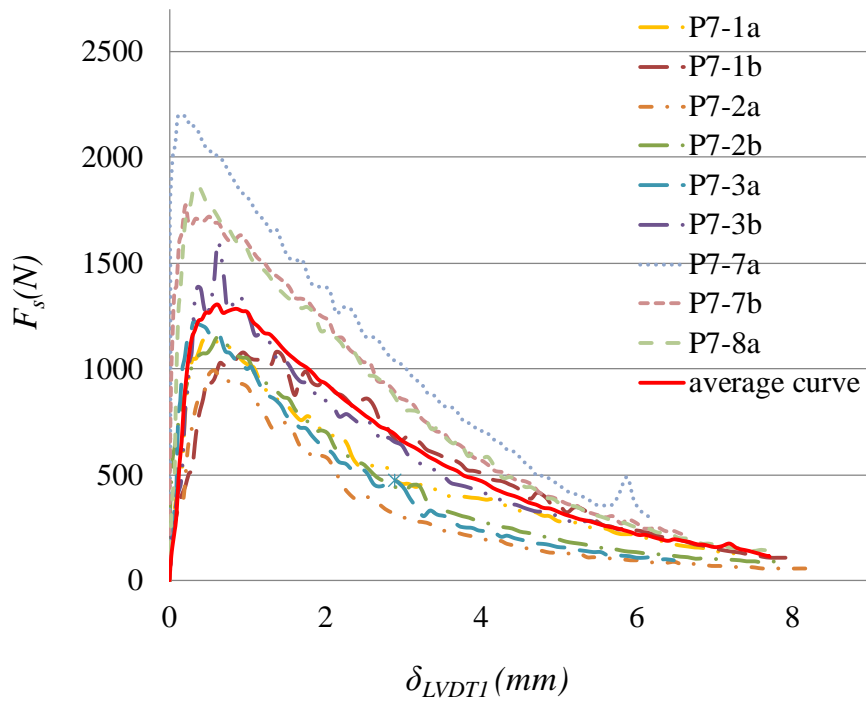


Figure C-10 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT1}$  pour les éprouvettes P7 renforcées avec la grille G4 (2 mm/min ; 20°C)

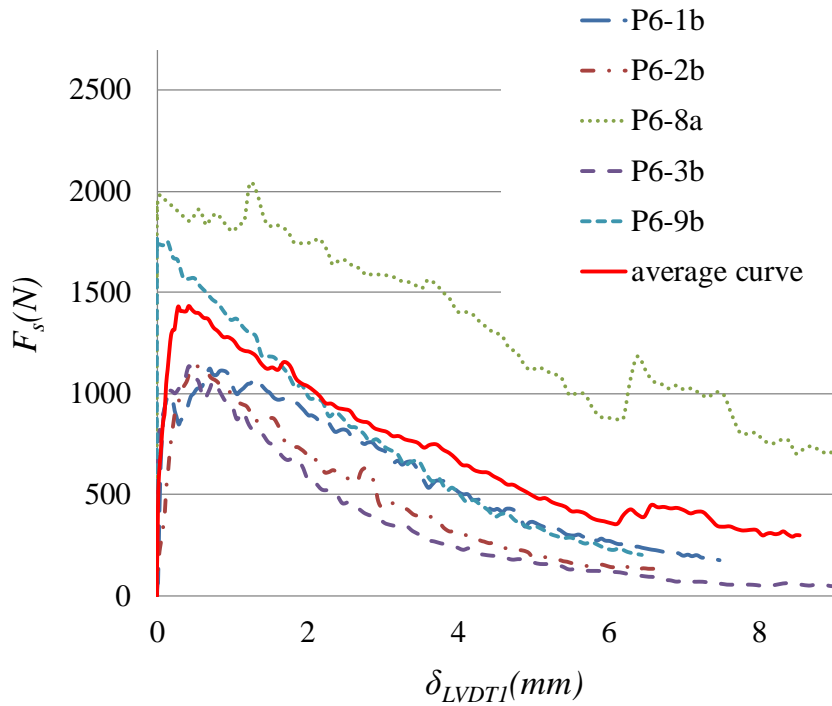


Figure C-11 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT1}$  pour les éprouvettes P6 renforcées avec la grille G3 (2 mm/min ; 20°C)

### C I.3 Courbes résultats Forces ( $F_s$ )-Ouverture ( $\delta$ ) sur des éprouvettes Enrobé/Grille/Enrobé testées sous eau

La Figure C-12 présente un exemple de courbes tracées avec ces deux techniques. Elle montre un décalage entre les deux courbes en raison de l'absence d'enregistrement d'informations par le capteur LVDT1 (de marque Tesa) au début de l'essai. De plus, ce capteur arrivant en bout de course avant la fin de l'essai.

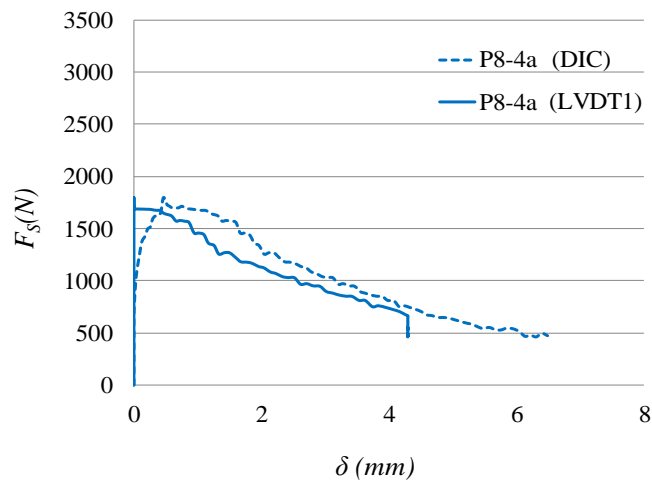


Figure C-12 Exemple de superposition de courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  et  $F_s - \delta_{LVDT}$  pour les éprouvettes P8 non renforcées (Exp P8-4a) testées sous eau (2 mm/min ; 20°C)

Un nouveau capteur LVDT (de marque HBM) (Voir Figure II.9(c) du chapitre II) avec plus de précision et plus de course est ensuite utilisé pour le complément des essais effectués sous eau à 20°C ces éprouvettes. La Figure C-13 montre un exemple des courbes mesurées avec l'ancien capteur Tesa et le nouveau capteur HBM.

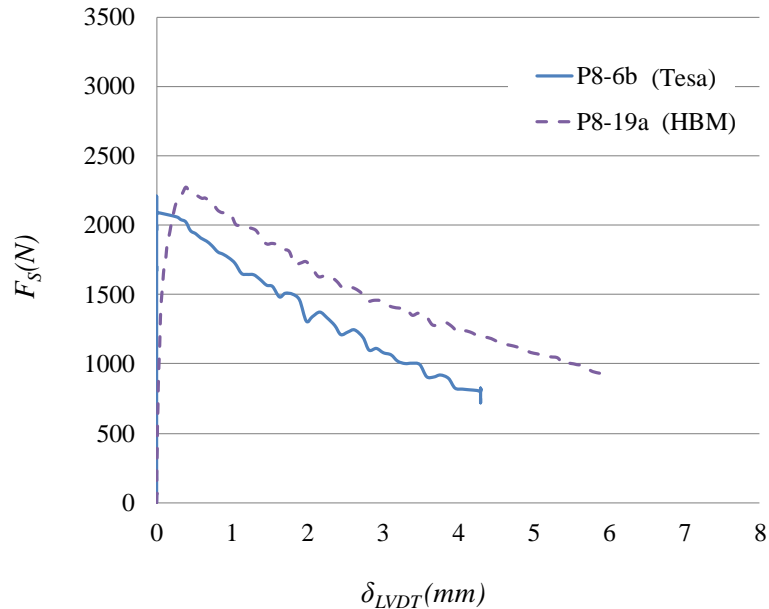


Figure C-13 Exemple de courbes  $F_s - \delta_{LVDT}$  avec les deux types de capteurs Tesa et LVDT HBM pour les éprouvettes P8 non renforcées (Exps. P8-6b et P8-19a) testées sous eau (2 mm/min ; 20°C)

Les Figure C-14, Figure C-15, Figure C-16 et Figure C-17 présentent les courbes déterminées en fonction de  $\delta_{LVDT}$ . Elles montrent toutes le même problème lié à ce capteur au début et à la fin de l'essai. En effet, après une vérification de ce capteur Tesa (Figure II.9 (b)) avec un système de contrôle des capteurs de déplacement, nous avons remarqué que ce capteur utilisé pour les essais sous eau ne détecte rien avant une ouverture de 0.94 mm, d'où la nécessité de le changer avec un autre résistant à l'eau mais qui présente plus de précision et plus de course.

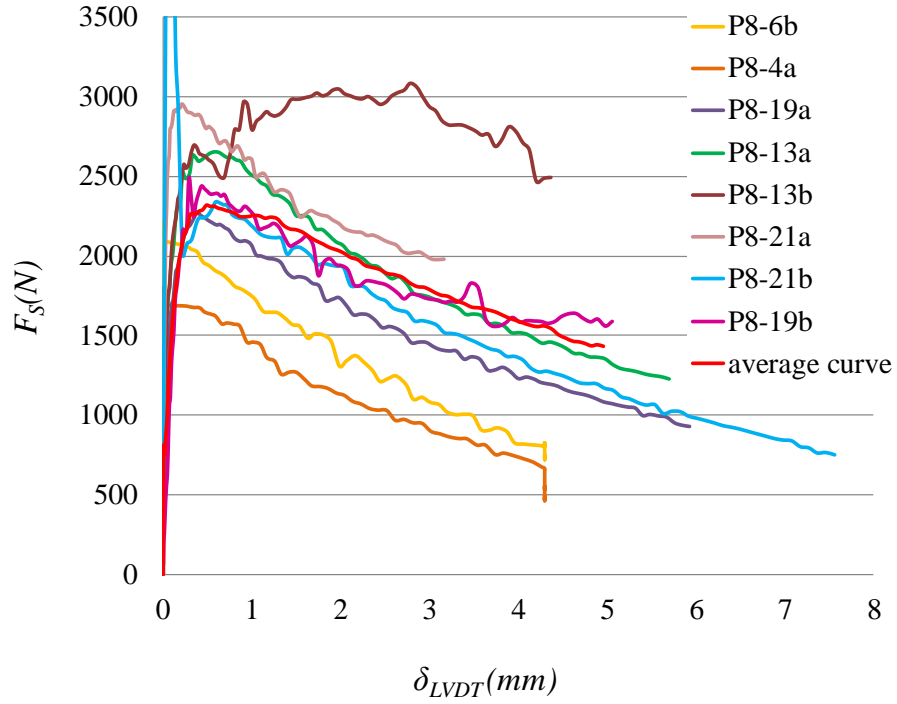


Figure C-14 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT}$  pour les éprouvettes P8 non renforcées testées sous eau (2 mm/min ; 20°C)

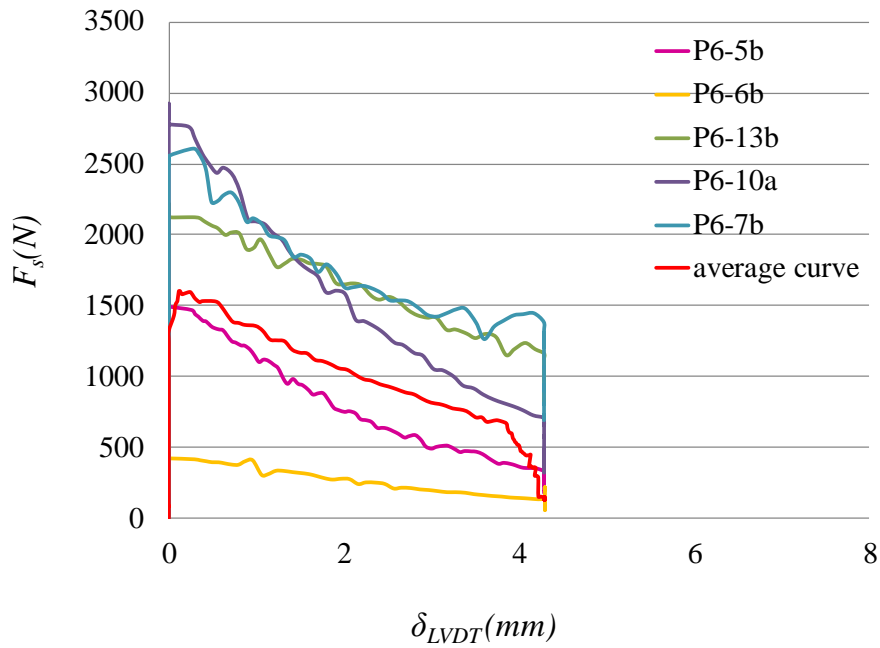


Figure C-15 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT}$  pour les éprouvettes P6 renforcées par la grille G3 testées sous eau (2 mm/min ; 20°C)

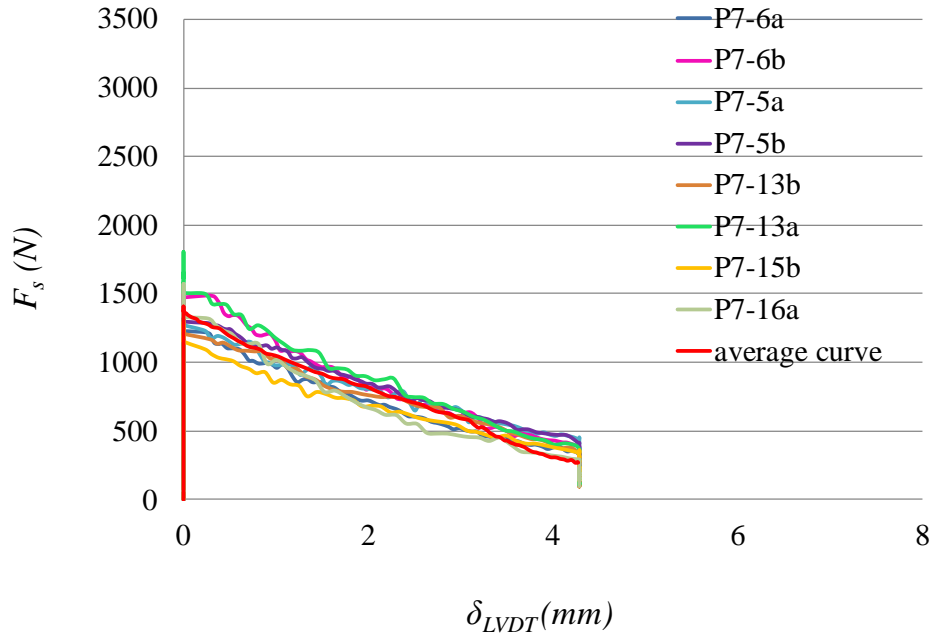


Figure C-16 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées sous eau (2 mm/min ; 20°C)

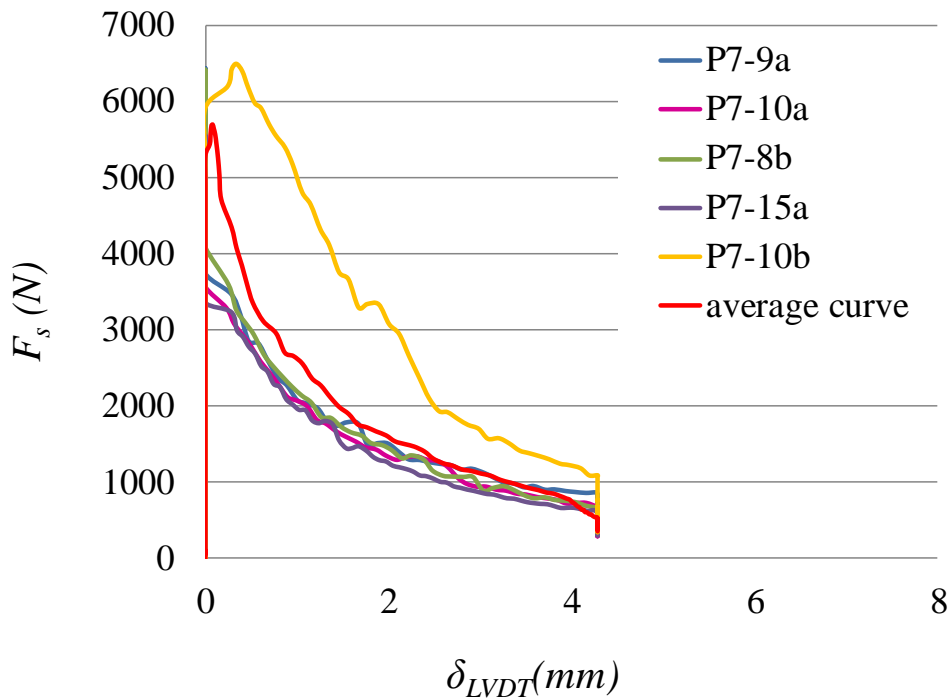


Figure C-17 Courbes  $F_s - \delta_{LVDT}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées sous eau (2 mm/min ; 7°C)

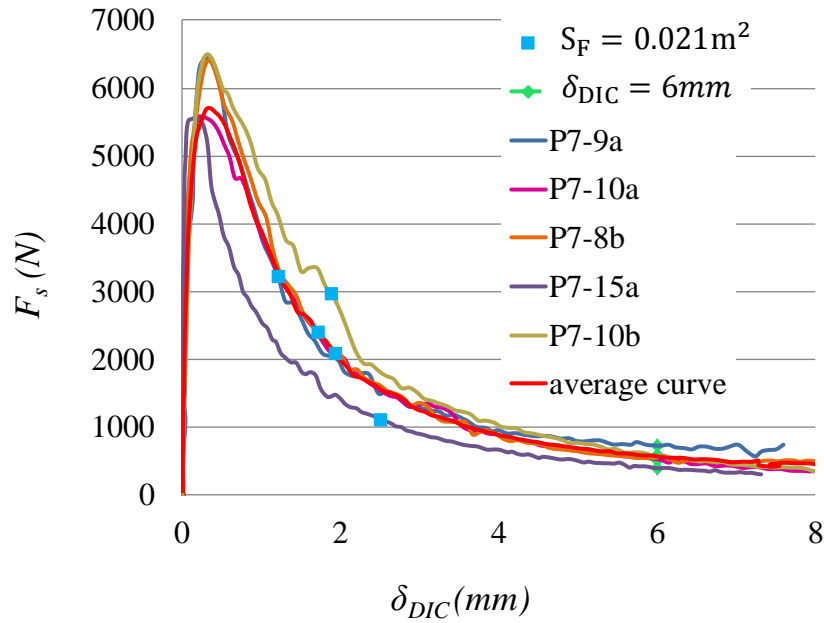


Figure C-18 Courbes  $F_s - \delta_{DIC}$  pour les éprouvettes P7 renforcées par la grille G4 testées sous eau (2 mm/min ; 7°C)

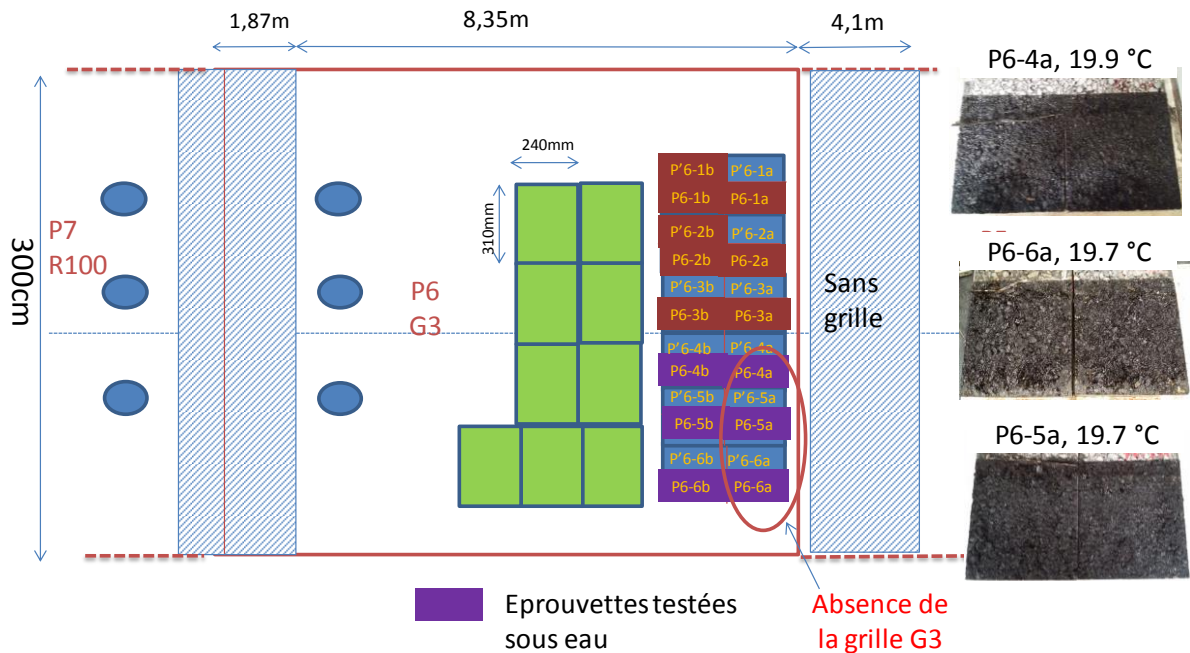


Figure C-19 Plaques de la planche P6 (G3) contenant le défaut de construction (Absence de la grille dans les éprouvettes situées au voisinage des éprouvettes P6-5b, P6-6b et P6-4b)

#### a. Méthode de détermination des courbes $G_F(\delta_{DIC})$ .

La Figure C-20 présente la méthode de détermination de la courbe  $G_F(\delta_{DIC})$ . La technique de corrélation d'images nous permet d'accéder à la longueur du décollement à chaque instant souhaité de l'essai. La méthode est présentée dans le chapitre II. Il s'agit de détecter la propagation du décollement tout au long de la ligne des points de calculs situés au niveau de l'interface. En revanche nous



détections la position du décollement juste au niveau de ces points de mesure, entre ces points la longueur du décollement demeure la même que celle pour la position juste avant, d'où l'allure finale de la courbe  $G_F(\delta_{DIC})$  qui possède des paliers verticaux (Figure C-20).

L'idée donc est de calculer la moyenne entre le maximum et le minimum de chaque palier vertical et d'obtenir par la suite une courbe moyenne  $G(DIC)_{moy}$  en fonction de  $\delta_{DIC}$ . C'est avec cette méthode que toutes les courbes  $G_F(\delta_{DIC})$  sont tracées.

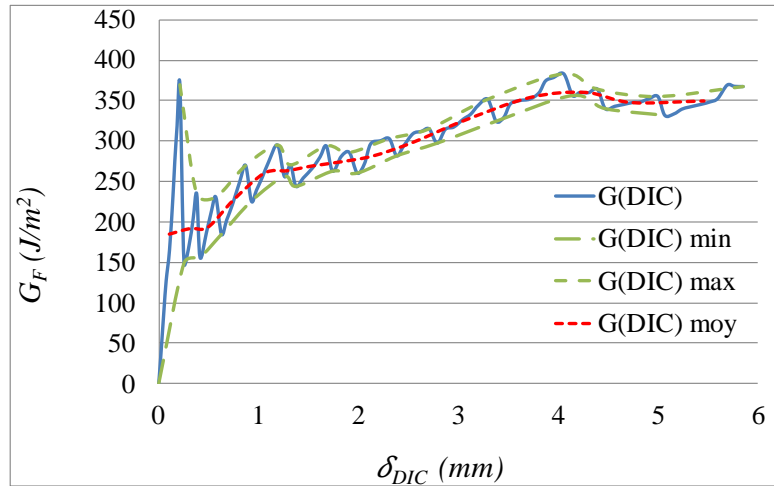


Figure C-20 Méthode de la détermination de la courbe moyenne  $G_F(\delta_{DIC})$  (Exemple P8-6b)

La Figure C-21 présente les trois courbes moyennes de la variation de l'énergie de rupture des trois types de matériaux P6, P7 (20°C) et P7 (7°C). La résistance à la propagation du décollement est plus importante pour les matériaux P7 testés à 7°C que celle des matériaux, de même type, testés à 20°C. Ceci est montré aussi dans les analyses des graphes précédemment.

La résistance d'interface à la propagation du décollement pour les matériaux de type P6 renforcées avec la grille G3 testées sous eau à 20°C est légèrement meilleure que pour les matériaux de type P7 renforcées avec la grille G4.

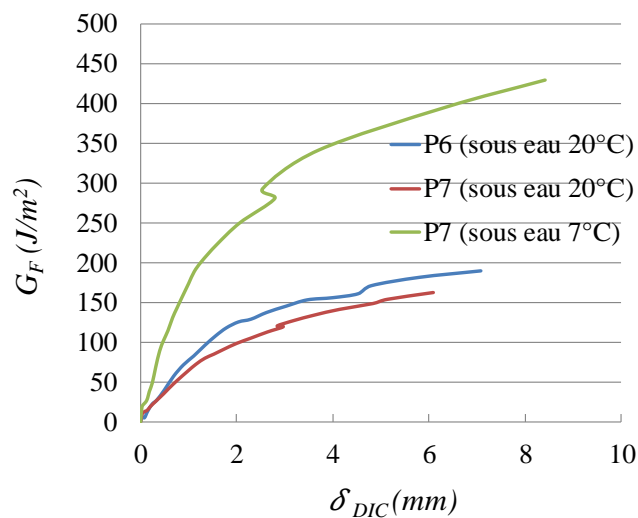


Figure C-21 Les courbes moyennes de la variation de l'énergie de rupture durant la propagation du décollement pour les différents types de matériaux testées sous eau.

Les essais sans eau à 20°C du chapitre ont montré que les éprouvettes de type P7 se comportent légèrement mieux que celle de P6 (Figure C-22).

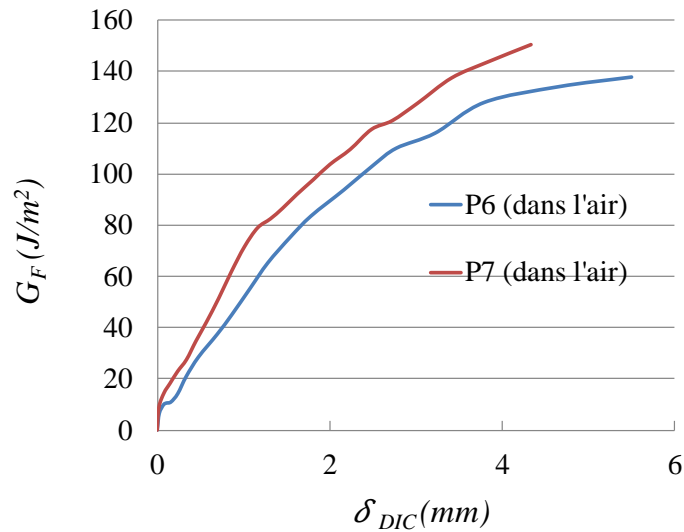


Figure C-22 Les courbes moyennes de la variation de l'énergie de rupture durant la propagation du décollement pour les différents types de matériaux P7 et P6 testées sans eau.

À partir de la Figure C-23, la grille G3 semble être plus intéressante dans l'eau, en revanche la G4 se comporte de la même manière sans ou sous eau.

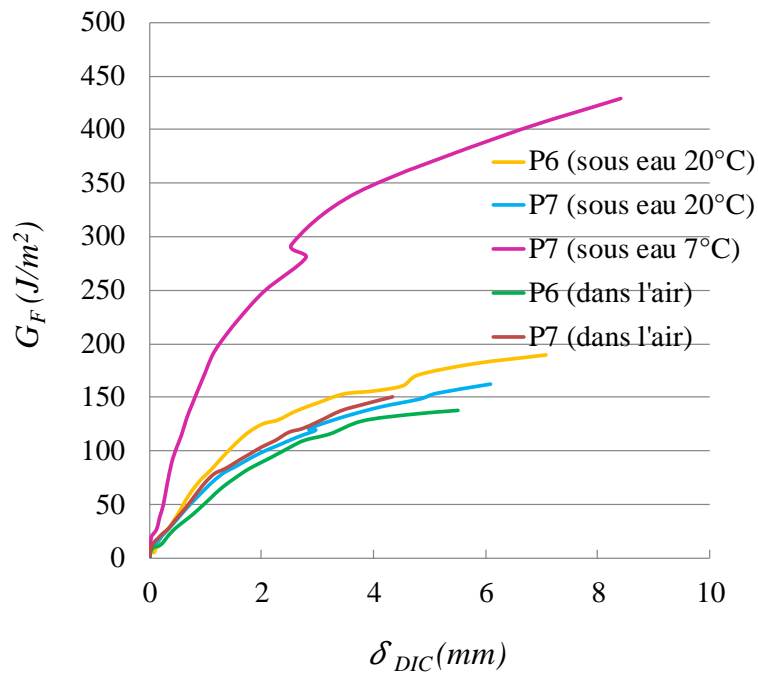


Figure C-23 Les courbes moyennes de la variation de l'énergie de rupture durant la propagation du décollement pour les différents types de matériaux P7 et P6 testées sans et sous eau.

## C I.4 Comparaison des résultats du WST avec les résultats du TAT

Un parmi les objectifs de ce travail de thèse est de pouvoir comparer les résultats de l'essai WST adapté pour des matériaux extraits du chantier avec d'autres essais effectués par nos partenaires du projet SolDuGri. En effet, un essai de manège de fatigue est effectué sur une structure réelle de chaussées renforcées par plusieurs types de grilles en fibre de verre et divisé en plusieurs sections (Figure C-24). Des essais de traction TAT « Tensile Adhesion Test » sont effectués par notre partenaire COLAS sur des éprouvettes issues du manège et de la planche expérimentale 2016 (Figure IV-10). Il y a d'autres essais qui sont effectués par Epsilon et par INSA Strasbourg sur les grilles et aussi sur des plaques d'enrobées renforcées par ces différentes grilles (essai de cisaillement, essai de flexion quatre points...).

Nous souhaitons comparer nos résultats en premier temps avec les essais de traction sachant que les conditions d'essai ne sont pas les mêmes et en deuxième temps avec les observations de l'essai de manège de fatigue.

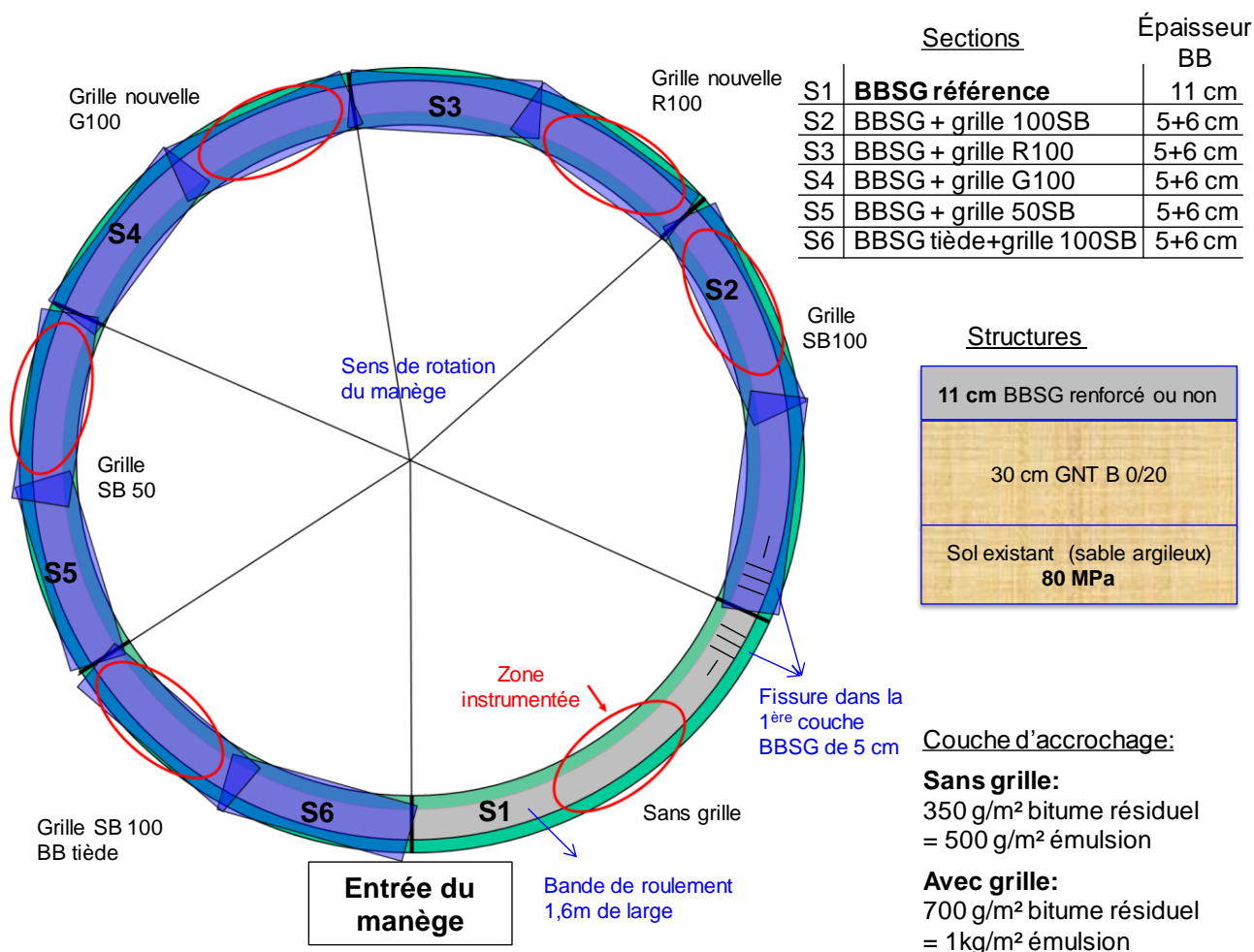


Figure C-24 Détail de la planche manège (Projet SolDuGri)

### a) Principe de l'essai TAT « Tensile Adhesion Test »

L'essai de traction pour la mesure de l'adhésion inter-couche « TAT » est effectué par notre partenaire industriel COLAS selon la pré-norme NF EN 12697-48. Le principe de l'essai est simple et montré dans la Figure C-25. Il s'agit donc de coller des casques métalliques sur l'éprouvette de diamètre  $100 \pm 2\text{mm}$  qui sont liés aux axes de la machine de l'essai. La partie inférieure de l'éprouvette est fixée lors de l'essai au plateau de la presse. La face supérieure de l'éprouvette est soumise à un chargement de traction en monotone avec un pilotage de presse en force imposée de  $200\text{ N/s}$ .

La résistance TAT à la traction est donc calculée par le rapport entre la force maximale  $F$  et la surface  $A$ , selon la relation

$$TAT = \frac{F_{max}}{A} \quad C-4$$

Avec

TAT est la résistance en traction exprimée en MPa

$F_{max}$  est la force maximale exprimée en N

$A$  est l'air de la surface intérieur de l'éprouvettes exprimée en  $\text{mm}^2$



Figure C-25 Essai de traction (images COLAS)

Les plusieurs points de différences entre les deux types d'essais sont:

- la forme des éprouvettes du WST est rectangulaire par contre elle est cylindrique pour l'éprouvette de l'essai TAT.
- l'éprouvette du WST se caractérise par une entaille de pré fissuration par contre l'éprouvette de l'essai TAT ne la possède pas.
- l'essai WST est effectué en déplacement imposé de  $2\text{mm/min}$  sauf que l'essai TAT est effectué en force imposée de  $200\text{N/s}$ .

-la taille de la surface de rupture est de  $7853.98\text{mm}^2$  pour les éprouvettes TAT et de  $27300\text{mm}^2$  pour les éprouvettes WST.

### b) Éprouvettes et observations

Les éprouvettes sont extraites par carottage de la planche de manège (Figure C-24) pour les essais de traction. Trois éprouvettes par planche sont préparées et testées par COLAS. Les éprouvettes contiennent les mêmes matériaux que ceux des éprouvettes testées par le WST. La Figure C-24 présente les différentes sections contenant les différentes grilles testées dans le cadre du projet SolDuGri. En effet, nous n'avons testé que la grille G4 et la grille G3 dans le cadre de ce travail de thèse. La comparaison entre les résultats des deux essais n'est effectuée que pour les éprouvettes issues des sections S1, S2 et S3 sur le manège. Nous allons comparer que les forces maximales et les observations des surfaces de rupture comme c'est compliqué de comparer les autres indicateurs avec tous les points de différences entre les deux essais.



Figure C-26 Préparation des éprouvettes TAT (images COLAS)

Après les essais TAT, les surfaces de ruptures sont observées et sont présentées dans la Figure C-27. La surface de rupture pour le matériau renforcé par la grille G3 (Figure C-27 b) montre que la grille reste collée à la surface supérieure de la deuxième couche ce qu'on a aussi remarqué pour quelques éprouvettes testées par le WST. Concernant le même type de matériau testé par le WST, deux types de surface de rupture ont été notés soit collée à la surface supérieure de la deuxième couche ou soit collée à la surface inférieure de la première couche et ils sont montrés dans le chapitre II. La grille G4 présente le même et unique type de surface de rupture comme observé avec le WST. En effet la grille se divise en deux et reste collée aux deux côtés (Figure C-27 c).

Nous pouvons conclure qu'avec les deux différents essais en mode I de rupture, les mêmes types de surface de rupture sont notés.

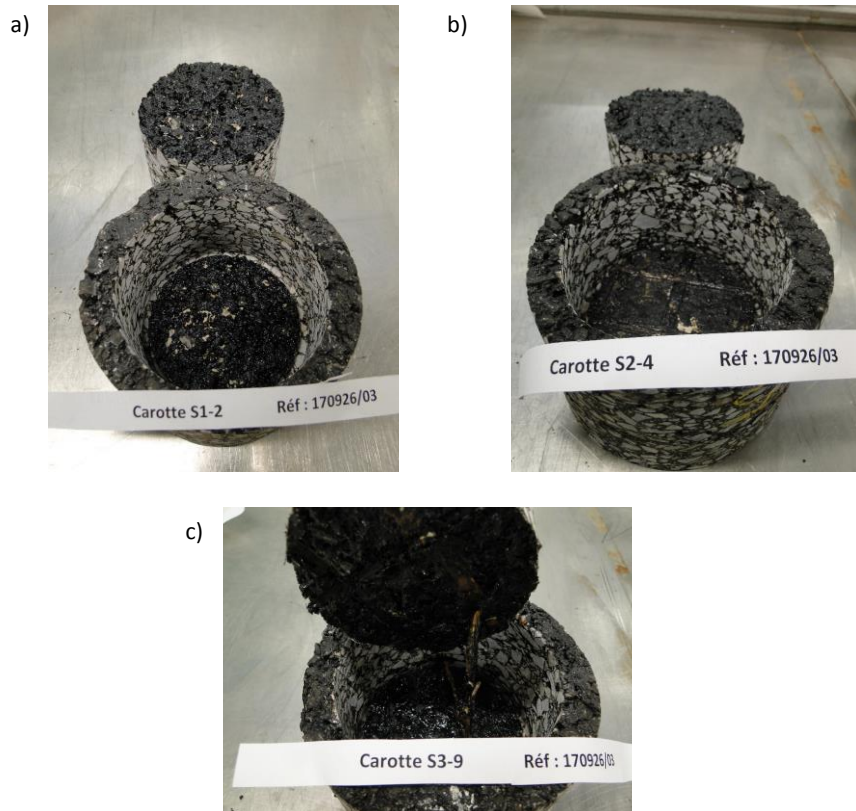


Figure C-27 Surface de rupture : a) référence sans grille, b) S2 renforcée avec G3, c) S3 renforcée avec G4 (images COLAS)

### c) Résultats

Avec autant de différences entre les deux types d'essai, nous allons comparer seulement les forces maximales de rupture. Les essais de traction TAT sont effectués sur trois éprouvettes extraites de chaque section de la planche manège. Le Tableau C-6 présente les forces maximales qui présentent un indicateur sur l'initiation au décollement des interfaces pour les matériaux renforcés et non renforcés du projet SolDuGri testés par le TAT et le WST. Malgré le faible nombre d'éprouvettes testées par l'essai TAT, les deux essais montrent que l'usage de la grille engendre une chute à peu près de 50% du premier indicateur  $F_S^{max}$ . De plus, la grille G4 présente une valeur de force maximale légèrement plus importante que celle de G3 et ceci est montré par les deux essais en mode I de rupture.

Tableau C-6 Comparaison des forces maximales déterminées par le TAT (manège) et le WST

Eprouvettes	$F_S^{max}$ (KN)		Nombre des éprouvettes	
	TAT	WST	TAT	WST
Sans grille	6.39	2.12	2	10
G3	3.48	1.43	1	5
G4	3.6	1.45	2	9

Des essais de TAT sont aussi effectués sur des éprouvettes cylindriques extraites de la planche expérimentale 2016 (Figure IV-17). Trois éprouvettes de chaque type de section sont testées. Le Tableau C-7 présente les résultats trouvés pour les éprouvettes non renforcées P8 et renforcées de type P6 et P7. Nous avons remarqué le même phénomène noté sur l'effet de l'usage des grilles en fibre de verre sur le premier indicateur. Le premier indicateur déterminé par les deux différents essais diminue à peu près de 50% avec l'usage de la grille.

*Tableau C-7 Comparaison des forces maximales déterminées par le TAT (Planche expérimentale) et le WST*

Éprouvettes	$F_S^{max}$ (KN)		Nombre des éprouvettes	
	TAT	WST	TAT	WST
Sans grille	5.34	2.12	3	10
G3	2.75	1.43	3	5
G4	2.59	1.45	3	9

*Annexe D*





## Annexe D.I Modélisation du WST par CZM dans Cast3M

Parmi les modèles existants, peu d'entre eux sont implémentés dans Cast3M pour simuler le délaminage des couches de chaussées. Les modèles de zone cohésive « CZM » sont particulièrement intéressants puisqu'ils peuvent traiter l'amorçage et la propagation de la fissure (le délaminage).

Le maillage, les conditions aux limites, les éléments d'interfaces possibles sur Cast3M et le modèle CZM sont présentés dans le chapitre II de ce manuscrit. Nous avons aussi présenté dans le chapitre II l'étude de la sensibilité du modèle ZC choisi et utilisé dans ce travail de thèse vis-à-vis de ces paramètres ainsi que les paramètres matériaux. Nous avons tenté de reproduire les courbes Force ouverture de décollement trouvées expérimentalement par le présent modèle pour différents exemples d'échantillons et ceci est présenté dans cet annexe.

### D.I.1 Détermination du module de Young

Le module complexe de l'enrobé bitumineux est obtenu selon la norme NFP 98-260-2 avec une sollicitation sinusoïdale en tête de l'éprouvette trapézoïdale à déformation imposé de  $50\mu\text{def}$ . La recherche d'une fréquence équivalente de l'essai WST réalisé en monotone qui correspond à cette déformation est la première étape pour le calcul du module E selon la formule de Huet- Sayegh (VII-17). Pour ce faire nous déterminons le temps t de l'essai WST nécessaire pour atteindre une déformation de  $50\mu\text{def}$  du module complexe. L'essai est réalisé en déplacement imposé égale à  $V_{\text{impo}}$ . t est calculé donc à partir de l'équation suivante :

$$50\mu\text{def} = \frac{t \times V_{\text{impo}}}{h} \quad \text{D-1}$$

$$t = \frac{h \times 50\mu\text{def}}{V_{\text{impo}}} \quad \text{D-2}$$

Pour une vitesse de 2mm/min nous avons trouvé  $t = 0.3\text{s}$

La fréquence est égale à  $\frac{1}{2\pi t} = 0.53\text{Hz}$

Le logiciel Viscoanalyse (Chailleux, 2007) a été utilisé afin de caler le modèle sur les données expérimentales. Les paramètres sont regroupés dans le Tableau D-1. Les translations de température sont faites en utilisant le paramètre  $\tau$  de la loi WLF (Williams et al., 1955).

Le module complexe du système s'exprime à partir des paramètres du modèle sous la forme suivante :

$$E^*(\omega) = E_0 + \frac{E_\infty - E_0}{1 + \delta(i\omega\tau)^{-k} + (i\omega\tau)^{-h}} \quad \text{D-3}$$

$$\tau(\theta) = e^{A_0 + A_1\theta + A_2\theta^2} \quad \text{D-4}$$

Tableau D-1 D-2 Valeurs des paramètres du modèle de Huet-Sayegh ( $T^\circ 20^\circ\text{C}$ )

$E_0(\text{MPa})$	$E_\infty(\text{MPa})$	$\delta$	k	h	$A_0(\text{s})$	$A_1(\text{s}^\circ\text{C}^{-1})$	$A_2(\text{s}^\circ\text{C}^{-2})$	$\nu$
0.201	25835	1.94	0.21	0.625	4.242	-0.43	0.0027	0.35

## D.I.2 Calage des résultats expérimentaux par le Modèle MZC

### a. Calage de la courbe moyenne P8'' sans eau

Le modèle MZC est simplifié et contient trois paramètres ( $Y_0, Y_C$  et  $k_n$ ). La courbe moyenne des éprouvettes P8'', sans renforcement par grille en fibre de verre, testées à 20°C dans l'air fait l'objet de cette partie. Les dimensions moyennes des P8'' sont (190 × 155 × 233) et la longueur moyenne de décollement est  $a_L = 90$ .

Le calage est effectué par rapport aux paramètres identifiés par l'essai WST. En effet la raideur normale de l'interface  $k_n$  correspond au module séquent déterminé à partir de la courbe Force-ouverture et l'énergie de décollement de l'interface en mode I est calculée par la méthode de l'air expliqué dans le chapitre II. Les valeurs des paramètres expérimentaux pour ce type d'éprouvette sont résumées dans le Tableau D-3.

Tableau D-3 Les paramètres expérimentaux de la courbe moyenne de P8

Paramètres	$k_n$	$Y_0$	$Y_C$
Valeur	6883	0.0108~0	413
Unité	MPa/mm	J/m <sup>2</sup>	J/m <sup>2</sup>

Nous avons fixé les paramètres suivants : le pas de calcul à 0.1s, le module de Young de l'enrobé bitumineux à 6600MPa à 20°C et 0.53Hz ( $\nu = 0.35$ ) et  $Y_C = 400\text{J/m}^2$ . Par contre, nous avons varié  $k_n$  entre {4000, 5000, 6000 et 7000MPa/mm}. La Figure D-1 présente les courbes  $F_S - \delta$  déterminées par le modèle ZC pour les différentes valeurs de la raideur normale de l'interface et la courbe moyenne trouvées par les résultats expérimentaux pour P8. La courbe qui correspond à  $k_n = 7000\text{MPa/mm}$  semble être la plus proche de la courbe expérimentale au niveau de début de la courbe jusqu'à la force maximale de fendage. .

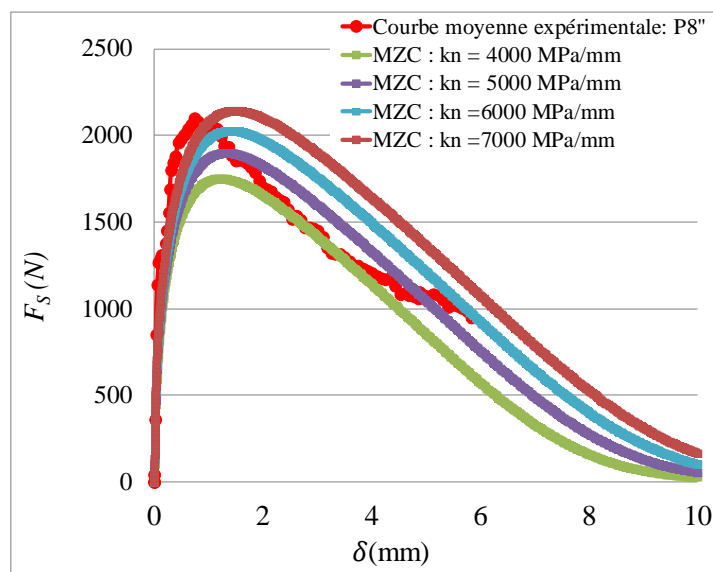


Figure D-1 Courbes Force-Ouverture P8 (Exp/EF)

Nous voulons vérifier l'effet du paramètre  $n$  choisie initialement égale à 1 pour simplifier le modèle. La Figure D-2 montre l'effet de la variation du paramètre  $n$  de fragilité de l'interface pour un  $kn$  constant égale à 7000MPa/mm. Nous remarquons que pour une même valeur de  $Kn$  et  $Y_c$ , une diminution de la valeur de  $n$  engendre une diminution de la force de fendage.

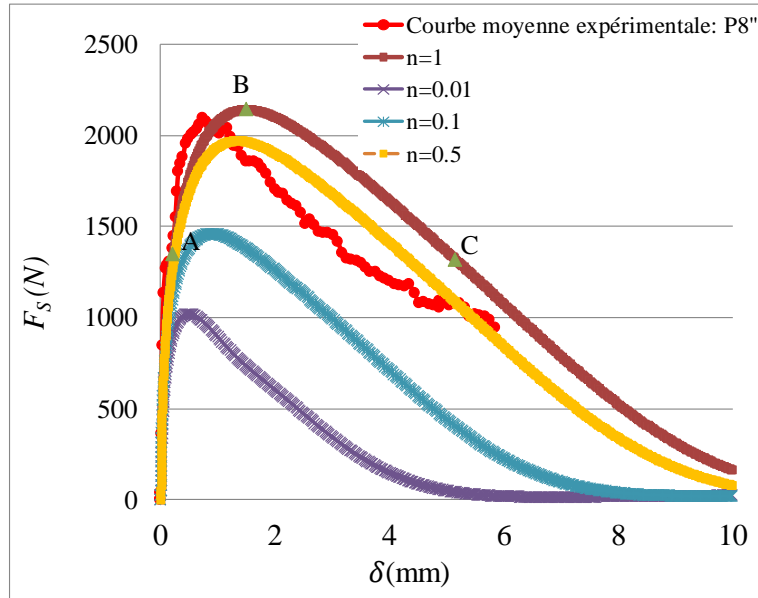


Figure D-2 Variation du paramètre de fragilité  $n$  pour  $kn$  égal à 7000MPa

La Figure D-3 présente la courbe numérique déterminé par le CZM pour  $n=1$  et  $Kn=7000$ MPa comparée à la courbe expérimentale de l'éprouvette P8 (non renforcée par la fibre de verre). Les deux courbes sont très proches jusqu'à la force maximale de fendage. Ceci montre l'efficacité de ce modèle avec sa version simplifiée pour la caractérisation de l'initiation au décollement de l'interface enrobé/enrobé sans grille en fibre de verre. Par contre la phase de propagation du décollement estimé par le modèle est un peu en déphasage par rapport à celle de la courbe moyenne.

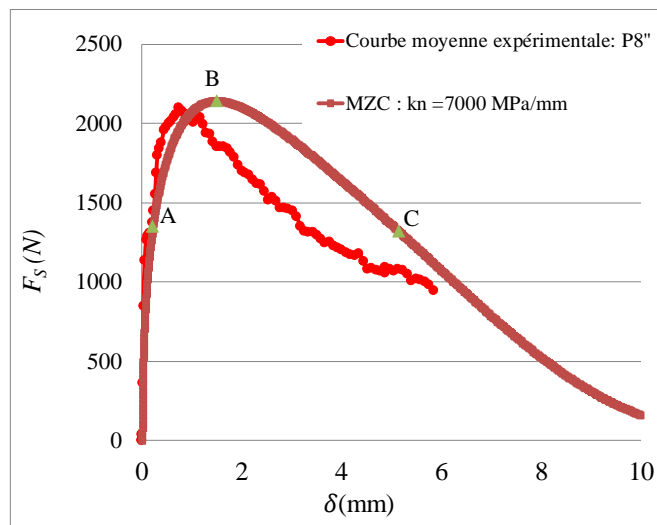


Figure D-3 Courbe  $F_S - \delta$  expérimentale et numérique de la courbe moyenne de P8''

Le Tableau D-4 présente une comparaison entre les paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux pour le WST.

Tableau D-4 Comparaison entre les paramètres du modèle et les résultats expérimentaux

	E (MPa)	$\nu$	$k_n$		$Y_C (G_{IC}) \text{ J/m}^2$	
			Exp	EF	Exp	EF
P8	6600	0.35	6883	7000	414	400

La Figure D-4 illustre le déformé de l'éprouvette WST à la fin de l'essai numérique. Cette figure vous montre le décollement de l'interface de l'éprouvette WST.

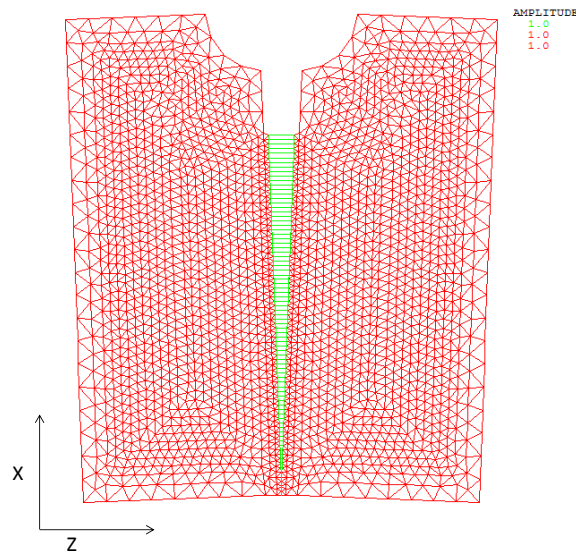


Figure D-4 Déformé à la fin de l'essai numérique

Les Figure D-5 Figure D-6 présentent les cartographies des distributions des champs de déformation, de contrainte ainsi que l'endommagement au niveau des points A, B et C présentés sur la figure VI-11.

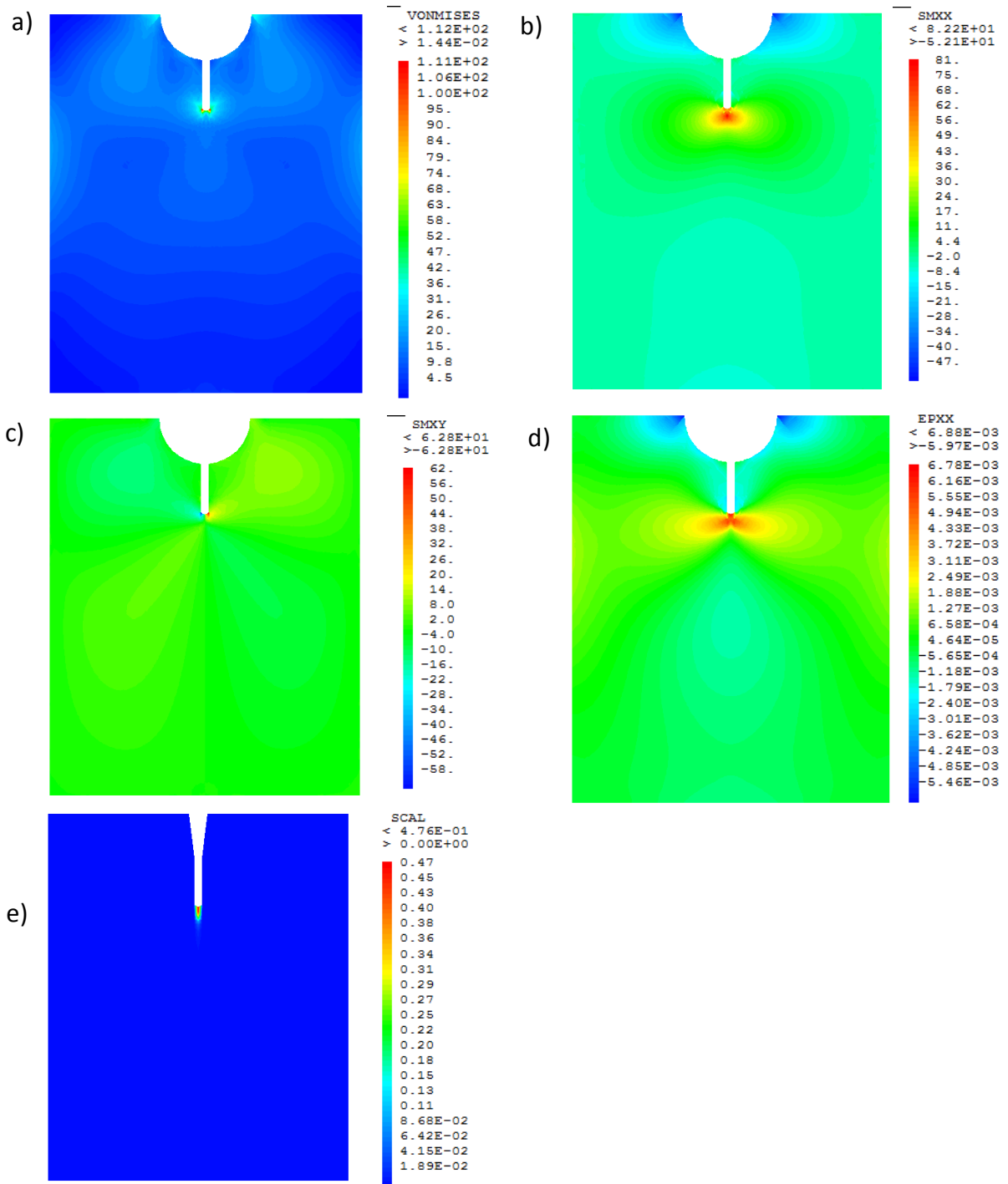


Figure D-5 Au niveau du point A a) Champs de contraintes de Von Mises b) champs de contrainte  $\sigma_{xx}$  c) Champs de contrainte  $\sigma_{xy}$  d) Champs de déformation  $\epsilon_{xx}$  e) l'évolution de l'endommagement

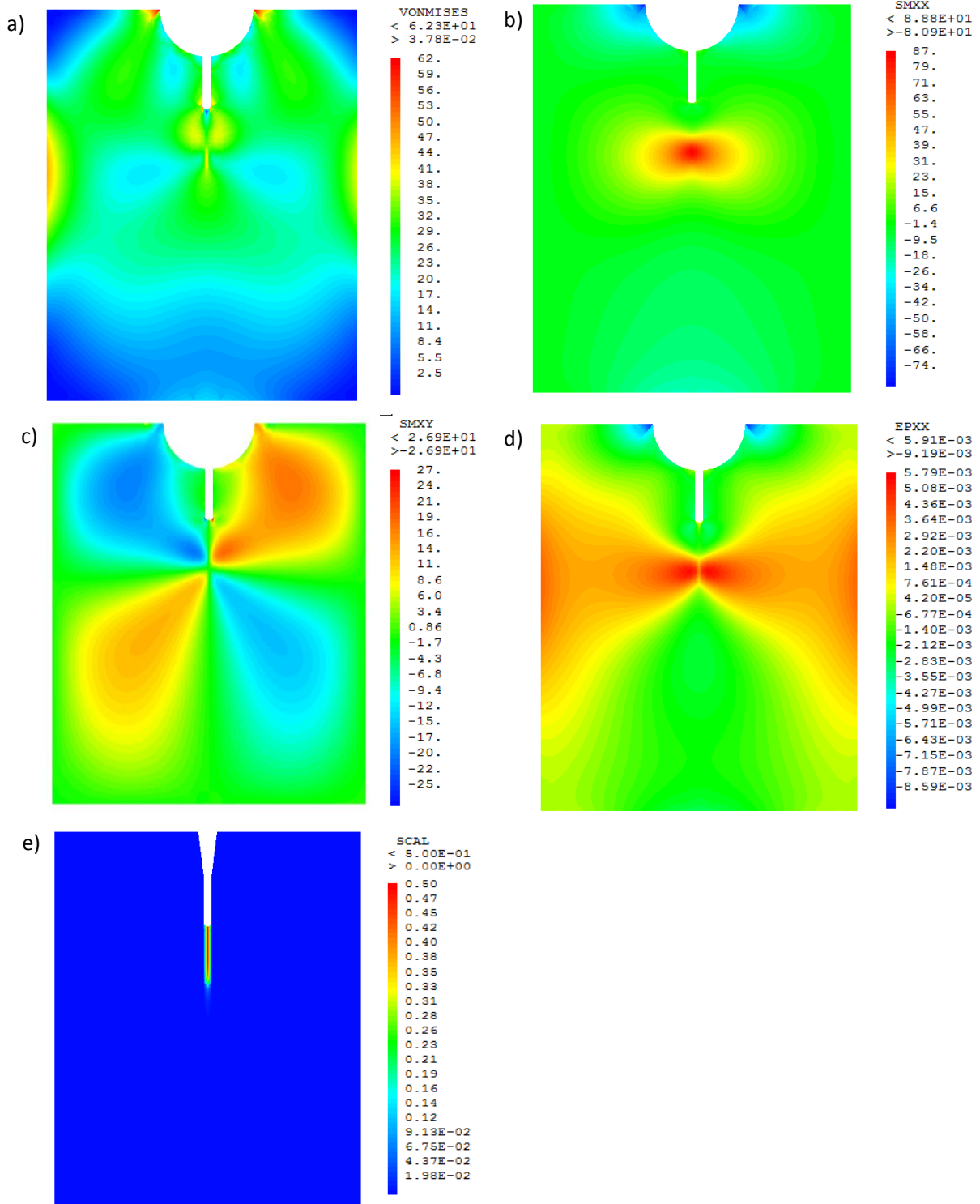


Figure D-6 Au niveau de la force maximale au point B a) Champs de contraintes de Von Mises b) champs de contrainte  $\sigma_{xx}$  c) Champs de contrainte  $\sigma_{xy}$  d) Champs de déformation  $\epsilon_{xx}$  e) l'évolution de l'endommagement

### b. Calage de la courbe P8''-8b sans eau

La courbe Force-ouverture de décollement de l'éprouvette P8''-8b, sans renforcement par grille en fibre de verre, testées à 20°C dans l'air est repris par le modèle ZC. Les dimensions moyennes des P8'' sont  $(190 \times 155 \times 245 \text{ mm}^3)$  et la longueur moyenne de décollement est  $a_L = 120 \text{ mm}$ .

Le calage est effectué par rapport aux paramètres identifiés par l'essai WST. En effet la raideur normale de l'interface  $k_n$  correspond au module séquent déterminé à partir de la courbe Force-ouverture et l'énergie de décollement de l'interface en mode est calculée par la méthode de l'air expliqué dans le chapitre II. Les valeurs des paramètres expérimentaux sont résumées dans le Tableau D-3.

Tableau D-5 Les paramètres expérimentaux de la courbe moyenne de P8

Paramètres	$k_n$	$Y_0$	$Y_C$
Valeur	8100	0.015~0	403
Unité	MPa/mm	J/m <sup>2</sup>	J/m <sup>2</sup>

Nous avons fixé les paramètres suivants : le pas de calcul à 0.1s, le module de Young de l'enrobé bitumineux à 6600MPa à 20°C et 0.53Hz ( $\nu = 0.35$ ) et  $Y_C = 403 \text{ J/m}^2$ . Nous avons varié  $k_n$  entre {8000 et 9000 et 10000 MPa/mm}. La Figure D-1 présente les courbes  $F_S - \delta$  déterminées par le modèle ZC pour les différentes valeurs de la raideur normale de l'interface et la courbe moyenne trouvées par les résultats expérimentaux pour P8. La courbe qui correspond à  $k_n = 10000 \text{ MPa/mm}^2$  semble être la plus proche de la courbe expérimentale.

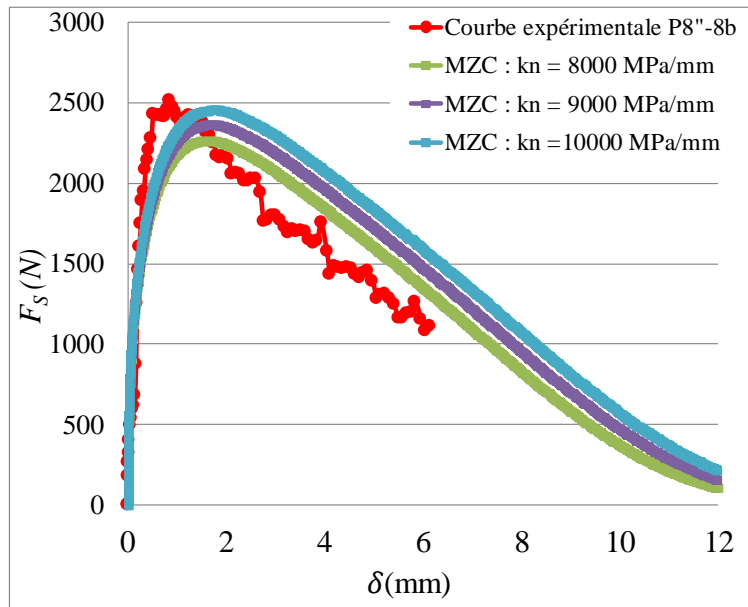


Figure D-7 Effet de  $k_n$  sur la courbe Force-Ouverture P8 (Exp/EF)



La Figure D-8 présente la courbe numérique déterminé par le CZM sélectionnée comparée à la courbe expérimentale. Les deux courbes sont très proches jusqu'à la force maximale de fendage. Le modèle reprend bien l'essai expérimental.

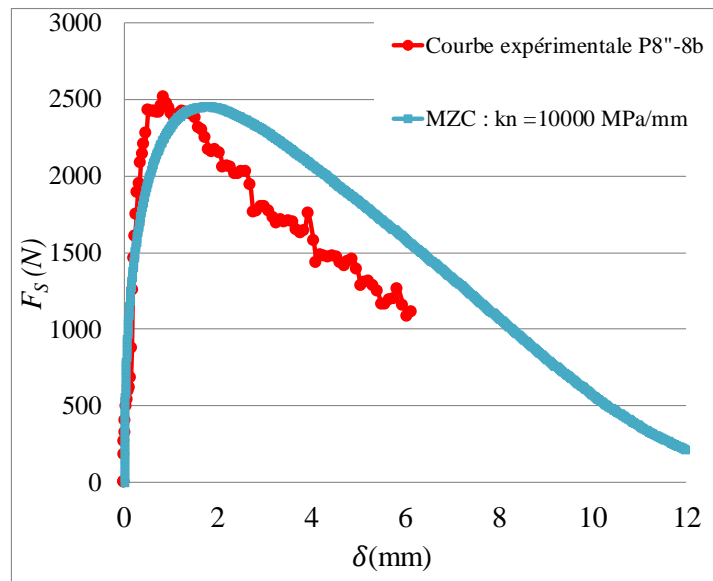


Figure D-8 Courbes Force-Ouverture P8 (Exp/EF)

Le Tableau D-4 présente une comparaison entre les paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux pour le WST de l'éprouvette P8''-8b testée à 20°C dans l'air.

Tableau D-6 comparaison entre les paramètres du modèle et les résultats expérimentaux

	E (MPa)	$\nu$	$k_n$		$Y_C (G_{IC}) \text{ J/m}^2$	
			Exp	EF	Exp	EF
P8''- 8b	6600	0.35	8100	10000	403	400

### c. Calage de la courbe moyenne P8 non renforcée sous eau

La courbe moyenne des éprouvettes P8, sans renforcement par grille en fibre de verre, testées à 20°C sous eau est repris avec le modèle ZC. Les dimensions moyennes des P8'' sont ( $187 \times 150 \times 241 \text{ mm}^3$ ) et la longueur moyenne de décollement est  $a_L = 100 \text{ mm}$ .

Tableau D-7 Les paramètres expérimentaux de la courbe moyenne de P8

Paramètres	$k_n$ (MPa/mm)	$Y_0$ (J/m <sup>2</sup> )	$Y_C$ (J/m <sup>2</sup> )
Valeur	6802	0.004~0	447

Nous avons fixé les paramètres suivants : le pas de calcul à 0.1s, le module de Young de l'enrobé bitumineux à 6600MPa à 20°C et 0.53Hz ( $\nu = 0.35$ ) et  $Y_C = 450 \text{ J/m}^2$ . Par contre, nous avons varié  $k_n$  entre {7000 ,8000 et 90000 MPa/mm}. La Figure D-1 présente les courbes  $F_S - \delta$  déterminées

par le modèle ZC pour les différentes valeurs de la raideur normale de l'interface et la courbe moyenne trouvées par les résultats expérimentaux pour P8. La courbe qui correspond à  $k_n = 9000 \text{MPa/mm}$  semble être la plus proche de la courbe expérimentale.

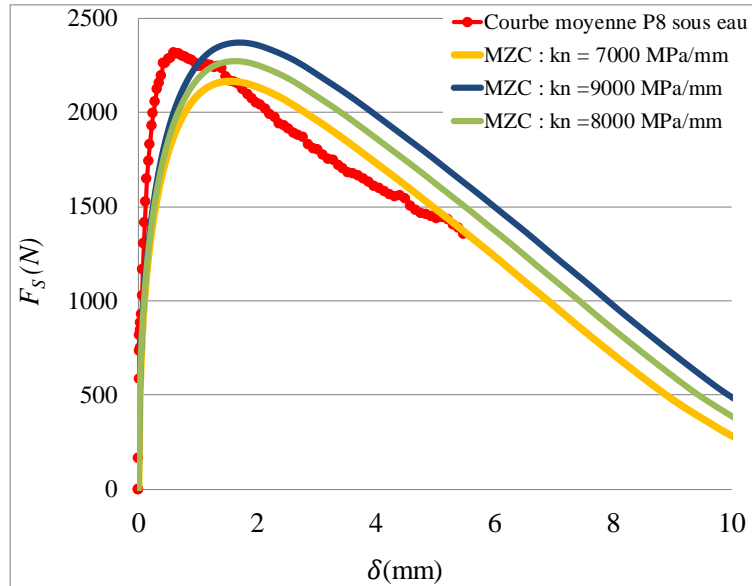


Figure D-9 Effet de  $k_n$  sur la courbes Force-Ouverture P8 (Exp/EF)

Le Tableau D-4 présente une comparaison entre les paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux pour le WST.

Tableau D-8 comparaison entre les paramètres du modèle et les résultats expérimentaux

	E (MPa)	$\nu$	$k_n$		$Y_C (G_{IC}) \text{ J/m}^2$	
			Exp	EF	Exp	EF
P8	6600	0.35	6883	9000	447	450

#### d. Calage de la courbe moyenne P7 avec la grille G4 testée dans l'air

La courbe moyenne des éprouvettes P7, renforcées par grille en fibre de verre G4, testées à 20°C dans l'air fait l'objet de cette partie. Les dimensions moyennes des P7 sont  $(185 \times 150 \times 235 \text{mm}^3)$  et la longueur moyenne de décollement est  $a_L = 156.5 \text{mm}$ .

Tableau D-9 Les paramètres expérimentaux de la courbe moyenne de P8

Paramètres	$k_n \text{ MPa/mm}$	$Y_0 (\text{J/m}^2)$	$Y_C (\text{J/m}^2)$
Valeur	1500	0.010~0	176

Nous avons fixé les paramètres suivants : le pas de calcul à 0.1s, le module de Young de l'enrobé bitumineux à 6600MPa à 20°C et 0.53Hz ( $\nu = 0.35$ ) et  $Y_C = 400 \text{J/m}^2$ . Nous avons varié  $k_n$  entre

{500,2000,3000 MPa/mm}. La Figure D-1 présente les courbes  $F_S - \delta$  déterminées par le modèle ZC pour les différentes valeurs de la raideur normale de l'interface et la courbe moyenne trouvée par les résultats expérimentaux pour P7. L'effet de  $Kn$  sur la courbe de la Force-ouverture de décollement est bien remarquable au niveau de la force maximale de fendage par contre la forme de la courbe est la même pour les trois valeurs de  $Kn$ .

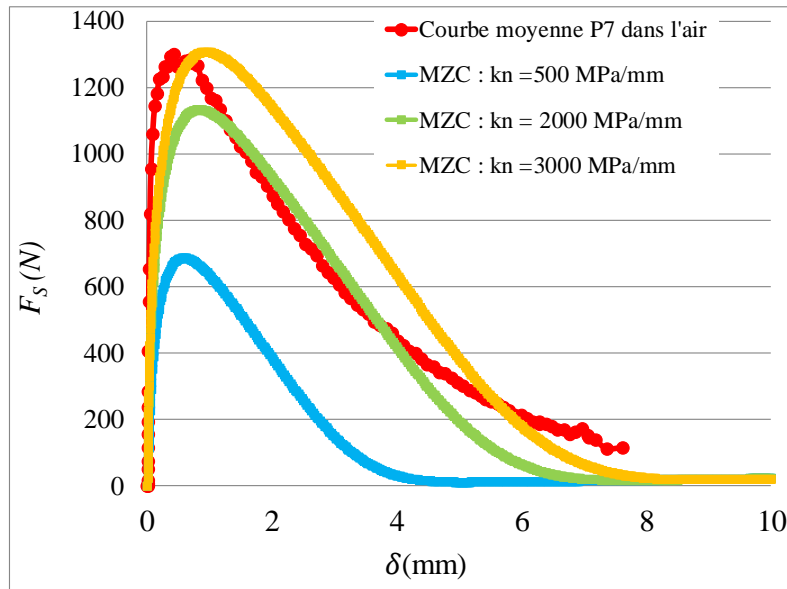


Figure D-10 Effet de  $Kn$  sur la courbes Force-Ouverture P8 (Exp/EF)

La courbe qui correspond à  $k_n = 3000 \text{MPa/mm}^2$  semble être la plus proche de la courbe expérimentale.

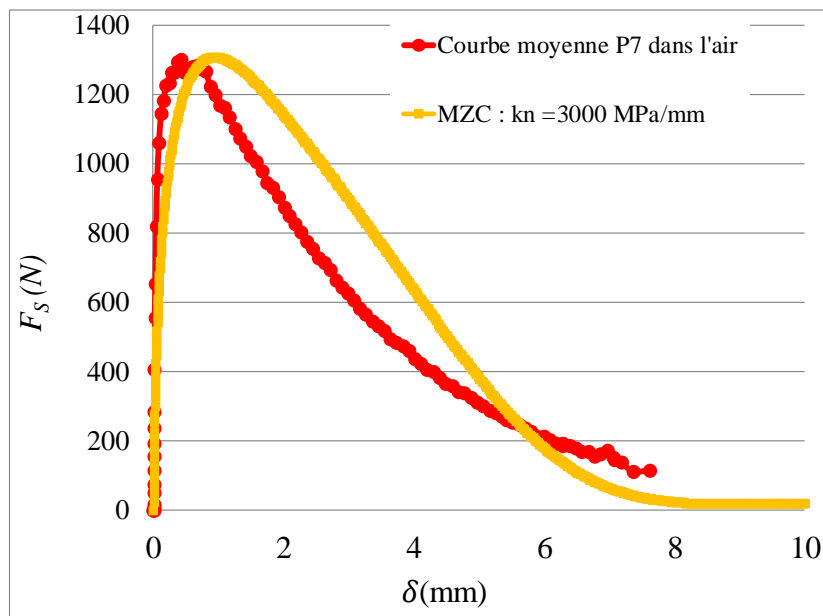


Figure D-11 Courbes Force-Ouverture P7 renforcée par fibre de verre (Exp/EF)

Le Tableau D-4 présente une comparaison entre les paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux pour le WST.

*Tableau D-10 Comparaison entre les paramètres du modèle et les résultats expérimentaux*

	E (MPa)	$\nu$	$k_n$		$Y_C (G_{IC}) \text{ J/m}^2$	
			Exp	EF	Exp	EF
P8	6600	0.35	1500	3000	168	170

### **D.I.3 Bilan :**

En conclusion, dans cette partie l'essai de fendage par Coin a été modélisé et étudié à travers d'un modèle de zone cohésive bilinéaire qui dépend de trois paramètres notamment : la raideur et l'énergie de décollement interfaciales (initiale et critique).

Cette étude est particulièrement intéressante. Cette partie a permis d'identifier les points forts de ce modèle et ses limites. Ce modèle reproduit assez bien l'endommagement de l'interface.