



HAL
open science

Mécanismes et modélisations de dégradation et décollement des interfaces de couches de chaussées

Rahma Ktari

► **To cite this version:**

Rahma Ktari. Mécanismes et modélisations de dégradation et décollement des interfaces de couches de chaussées. Génie civil. Université de Limoges, 2016. Français. NNT : 2016LIMO0090 . tel-01417551

HAL Id: tel-01417551

<https://theses.hal.science/tel-01417551v1>

Submitted on 15 Dec 2016

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.

Université de Limoges

**École Doctorale Sciences et Ingénierie en Matériaux, Mécanique,
Énergétique et Aéronautique (ED 522)**

**Groupe d'Etude des matériaux Hétérogènes-Equipe Génie Civil et Durabilité
(GEMH-GCD)**

Thèse pour obtenir le grade de
Docteur de l'Université de Limoges

Discipline : Génie Civil

Rahma KTARI

le 22 juin 2016

**Mécanismes et modélisations de dégradation et
décollement des interfaces de couches de chaussées**

Thèse dirigée par M. Christophe PETIT

co-encadrement par : Mme Anne MILLIEN & Mme Fazia FOUCHAL

JURY :

Président du jury

M. Anaclét TURATSINZE, Professeur des Universités, LMDC, Université Paul Sabatier

Rapporteurs

Mme. Armelle CHABOT, HDR, IFSTTAR/MAST/LAMES, Nantes

M. Frédéric LEBON, Professeur des Universités, LMA, Université Aix-Marseille

Examineurs

M. Valéry VALLE, Professeur des Universités, PPRIME, Université de Poitiers

M. Simon POUGET, Chef de projets en Recherche & Innovation, Eiffage Travaux Publics

Mme. Anne MILLIEN, Maître de conférences, GEMH-GCD, Université de Limoges

Mme. Fazia FOUCHAL, Maître de conférences, GEMH-GCD, Université de Limoges

M. Christophe PETIT, Professeur des Universités, GEMH-GCD, Université de Limoges



"Celui qui emprunte un chemin par lequel il recherche une science Allah lui fait prendre par cela un chemin vers le paradis"

Prophète Mohammed

"Imagination is more important than knowledge. For knowledge is limited to all we now know and understand, while imagination embraces the entire world, and all there ever will be to know and understand"

Albert Einstein



Je dédie cette thèse à mes très chers parents

A mon mari

A mon frère

A mes sœurs



Remerciements

Mes travaux de thèse sont réalisés au Groupe d'Etude des Matériaux Hétérogènes Génie Civil & Durabilité de la faculté des sciences et techniques de l'université de Limoges, sous la direction du Professeur *Christophe Petit*. Je tiens tout d'abord à le remercier de m'avoir fait confiance en me proposant ce sujet de thèse, et aussi de m'avoir fait profiter de sa large expérience dans le domaine des chaussées.

Je remercie aussi chaleureusement Madame *Anne Millien* et Madame *Fazia Fouchal* de m'avoir co-encadrée, soutenue et encouragée chacun à leur tour. Je ne soulignerai jamais assez leurs grandes qualités humaines et leurs efforts pour l'aboutissement de ce travail.

Toute ma gratitude aux membres du jury qui ont analysé et rendu compte à ce travail scientifique: Professeur *Anaclet Turatsinze* qui a accepté de présider le jury, Professeur *Frédéric Lebon* et Madame *Armelle Chabot* qui m'ont fait l'honneur de rapporter cette thèse et Professeur *Valery Valle* et Monsieur *Simon Pouget* pour avoir été examinateur de ce mémoire et de cette soutenance.

Je remercie également Monsieur *Octavian Pop* et Madame *Ismaelle Leandry* pour leurs coopérations dans les meures optiques et de la rugosité par la méthode de projection de franges, et Professeur *Philippe Sainsot*, LaMCos-INSA Lyon de m'avoir consacré une partie de son temps pour me donner des remarques constructives pour la partie identification de la rugosité.

Mes années de doctorat se sont terminées avec une charge d'enseignement en tant que ATER qui m'a permis de progresser sur les bases de la mécanique, mais aussi de structurer mon temps au laboratoire en me permettant de traiter d'autres sujets. Je remercie tout particulièrement messieurs *Fateh Tahrani* et *Frédéric Lamy* pour les échanges en géotechnique, Professeur *Frédéric Dubois* pour la mécanique de dégradation, et enfin Professeur *Sylvie Yotte*, monsieur *Laurent Ulmet* et monsieur *Claude Chazal* pour les modélisations numériques.

Enfin, je tiens à remercier l'ensemble des personnes qui m'ont entourée, écoutée et encouragée : *Mokhfi Takarli*, *Fatima Allou*, *Ema Pop*, *Nicolas Angellier* et *Jérôme Dopeux*. Merci tout particulièrement à ceux qui m'ont accompagné durant ces années de thèse ainsi que ceux qui ont successivement partagé mon bureau et qui, par conséquent, m'ont supporté quotidiennement : *Rémi Tautou*, *Marion Lambert* et *Nicolas Sauvat*. La suite est forcément associée à mes collègues doctorants. L'ambiance du laboratoire est quelque chose de mémorable. J'y remercie plus particulièrement : *Dalel*, *Lamyaa*, *Ebrahim*, *Amine*, *Abdelmounaim* et *Edem*.

Je ne peux pas oublier de remercier chacun des membres de l'équipe GEMH-GCD, personnels, chercheurs ou enseignants. J'ai fait partie avec fierté de cette grande famille avec laquelle je veillerai à garder des liens d'amitié pour toujours.

Les remerciements ne s'arrêtent bien évidemment pas là, les suivants vont d'abord à ma famille, ma belle-famille et mes amis qui m'entourent en dehors du cadre académique pendant ces années de doctorat. Je remercie chaleureusement mon adorable amie *Imen Kchaou* et ma tante *Dalel Ktari* qui m'ont réconfortée pendant les moments difficiles.

Enfin, je souhaite adresser ma gratitude à mes parents *Habib* et *Fouzia*, mon mari *Haytham*, mes sœurs *Yosra*, *Amina* et *Zaineb* et mon frère *Hamed* pour leur soutien, leur patience et leur amour infini.

Rahma

Rayonnement et travaux scientifiques

Publications de rang A

Ktari R., Millien A, Fouchal F, Pop IO & Petit C (2016) Pavement interface damage behavior in tension monotonic loading. *Constr. Build. Mater.* (106), 430-442

Congrès internationaux

Picoux B., **Ktari R.**, Broutin M., Neji J. and Petit C., «The Benefits of using Viscoelasticity in the Dynamic Simulation of Heavy Weight Deflectometer Tests », Civil-Comp Press, Naples, Italy 2-5 September 2014, Proceedings of the Twelfth International Conference on Computational Structures Technology, B.H.V. Topping and P. Iványi, (Editors), Civil-Comp Press, Stirlingshire, Scotland.

Ktari R., Leandry I, Millien A., Fouchal F., Pop O., Petit C., «Characterization of bituminous layers interfaces: from the mechanical behaviour to the modeling», International Society for Asphalt Pavements (ISAP), Raleigh, North Carolina, USA , June 1–5, 2014.

Ktari R., Khelifi C., Fouchal F., Millien A., Lebon F., Petit C., «Roughness modeling in the pavement layers interfaces », 11th World Congress on Computational Mechanics (WCCM XI), Barcelona, Spain, 20-25 July 2014.

Ktari R., Millien A., Fouchal F., Petit C., Pop O., Valle V., Experimental characterization of the interface damage between bituminous layers: from the interphase to the interface properties , 8th Rilem International Conference on Mechanisms of Cracking and Debonding in Pavements (MCD2016) held in Nantes (France) on June 7-9, 2016

Ktari R., Fouchal F., Millien A., Petit C., Damage modeling of asphaltic pavement rough interfaces under tensile and shear loading, 8th Rilem International Conference on Mechanisms of Cracking and Debonding in Pavements (MCD2016) held in Nantes (France) on June 7-9, 2016

Congrès nationaux Français

Ktari R., Leandry I, Millien A., Fouchal F., Pop O., Vo Thu Phan P., Petit C., «Interfaces de chaussées: de la caractérisation du comportement mécanique de l'interface à sa modélisation », 21ème Congrès Français de Mécanique (CFM), Bordeaux, 26-30 août, 2013.

Ktari R., Leandry I, Millien A., Fouchal F., Pop O., Petit C., «Apports des techniques d'analyse d'images à la caractérisation du comportement mécanique des interfaces de chaussées», 32èmes rencontres universitaires de génie civil (AUGC),Orléans,France, 4-6 juin, 2014.

Ktari, R., Fouchal, F., Millien, A., and Petit, C. «Modélisation du comportement mécanique des interfaces de couches de chaussées sous sollicitations monotones». 22 ème Congrès Français de Mécanique (CFM), Lyon, 24-28 août, 2015.

Ktari R., Leandry I, Millien A., Fouchal F., Pop O., Petit C., «Apports des méthodes d'imagerie pour la caractérisation des interfaces de chaussées », Imagerie quantitative pour la caractérisation des matériaux et des structures du génie civil, 20-21 mars, Clermont-Ferrand, 2014.



Droits d'auteurs

Cette création est mise à disposition selon le Contrat :
« Attribution-Pas d'Utilisation Commerciale-Pas de modification 3.0 France »
disponible en ligne : <http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/3.0/fr/>



Sommaire

Nomenclature	viii
Introduction générale.....	1
Chapitre I. Etat de l'art sur le comportement mécanique des interfaces: application dans les structures de chaussées	3
Introduction	4
I.1. Aspects liés aux interfaces	4
I.2. Modélisations des interfaces dans les matériaux et les structures.....	14
I.3. Interfaces entre couches de chaussées.....	33
I.4. Modélisations des interfaces dans les couches de chaussées	62
Conclusion.....	69
Chapitre II. Caractérisation expérimentale du comportement mécanique des interfaces de chaussées	71
Introduction	72
II.1. Complexes testés	72
II.2. Essais et corps d'épreuves	76
II.3. Moyens et méthodes	81
II.4. Caractérisation mécanique de l'interphase/interface.....	88
II.5. Caractérisation physique de l'interface : macro-texture de surface.....	124
Conclusion.....	141
Chapitre III. Modélisation multi-échelle des interfaces endommageables de chaussées	143
Introduction	144
III.1. Présentation du modèle utilisé et analyse des paramètres	146
III.2. Etude paramétrique et apport de l'analyse à deux échelles : macro-méso	155
III.3. Validation du modèle d'interface par les résultats expérimentaux en mode I et II	188
III.4. Modélisation des interfaces périodiques mésoscopiques	197
III.5. Retour à l'échelle macroscopique pour la modélisation des chaussées.....	206
Conclusion.....	219
Conclusion générale et perspectives.....	221
Références bibliographiques	223
Annexes.....	238
Table des illustrations.....	278
Table des tableaux	287
Table des matières	289

Nomenclature

σ, τ	Contrainte normale et tangentielle [MPa]
F	Effort / Force de sollicitation [N]
F_n	Effort résultant de traction [N]
F_t	Effort résultant de cisaillement [N]
[U]	Saut de déplacement à l'interface [mm]
$[U_n], [U_t]$	Sauts de déplacement normal et tangentiel de l'interface [mm]
$\underline{\underline{K}}$	Matrice de rigidité de l'interface diagonale [MPa/mm]
k_n^0	Raideur élastique normale de l'interface [MPa/mm]
k_s^0	Raideur élastique tangentielle en cisaillement de l'interface [MPa/mm]
D	Variable interne de l'endommagement isotrope compris entre 0 et 1
d_n, d_s	Variables internes de l'endommagement normal et tangentiel respectivement
E_D	Energie de déformation élastique de l'interface [N/mm] ou [J/mm ²]
$\omega(\underline{Y})$	Fonction d'endommagement quasi-statique
\bar{D}	Variable d'endommagement régularisée
\underline{Y}	Taux équivalent de restitution d'énergie [N/mm]
Y_{d_n}, Y_{d_s}	Variable d'endommagement pour le mode I et mode II
Y_0	Seuil de taux de restitution d'énergie [N/mm]
Y_c	Taux de restitution d'énergie critique [N/mm]
G_{Ic}, G_{IIc}	Taux de restitution d'énergies critiques pour les sollicitations en modes purs (Mode I, Mode II) [N/mm]
γ	Paramètre de couplage en mode II et en mode mixte de rupture
α	Paramètres liés à l'amorçage et à la propagation (Critère de Griffith)
n	Puissance de la loi d'évolution d'endommagement statique (paramètre de fragilité)
k	Vitesse maximale d'endommagement [s ⁻¹]
t_c	Temps caractéristique limitant le taux de croissance de l'endommagement [s]
m	Deuxième paramètre de fragilité pour le modèle avec effet de retard
t_{ZTI}	épaisseur de la zone transitoire intermédiaire [mm]
α_{Rugo}	Angle de rugosité (°)
PMT	Profondeur Moyenne de Texture [mm]
R_a	Moyenne arithmétique des aspérités [mm]
R_q	Moyenne quadratique des aspérités [mm]

$$\langle \cdot \rangle_{\pm} \quad \text{Partie positive ou négative de la quantité encadrée} \quad \langle x \rangle_{\pm} = \frac{|x| \pm x}{2}$$



Exposant

1	Couche supérieure
2	Couche inférieure
ZTI	Interphase
0	Initial à t=0, élastique

Indices

n	normal
t	tangentiel
p	pic
r	résiduel
μ	meso ou à l'échelle locale
eq	équivalent, macro ou à l'échelle globale
c	caractéristique

Abréviations

ZTI	Zone Transitoire Interfaciale, interphase
EF	Eléments finis
SER	Surface élémentaire représentative
DTT	Essai de traction directe (Direct tensile test)
DST	Essai de cisaillement direct (Direct shear test)
DNST	Essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (Double notched shear test)
CIN/DIC	Corrélation d'images numériques (Digital image correlation)
MZC	Modèle de zone cohésive
IL	Interface lisse : modélisation macroscopique
IRR	Interface avec rugosité réelle : modélisation mésoscopique réelle 2D
IRP	Interface avec rugosité périodique
RP-1	Rugosité périodique de forme triangulaire
RP-2	Rugosité périodique de forme triangulaire en creux et trapézoïdale en pic
RP-3	Rugosité périodique de forme trapézoïdale
REE	Raideurs équivalentes élastiques
IL-REE	Interface lisse avec raideurs élastiques équivalentes

Paramètres des modèles

$k_n, k_s, n, Y_0, Y_c, \gamma, \alpha$	Paramètres du modèle quasi-statique HINTE ,
$k_n, k_s, n, Y_0, Y_c, \gamma, \alpha, m$ et τ_c	Paramètres du modèle à effet de retard VISCOHINTE ,
$(k_{\mu n}, k_{\mu s}), \alpha_{\text{rugo}}$	Paramètres des raideurs équivalentes à l'échelle globale en fonction de la forme de rugosité périodiques
$(K_n, K_t)_{\text{rugo}}, Y_c, \gamma$ et t_c	Paramètres du modèle d'interface rugueuse et endommageable des couches de chaussées, VISCOHINTE modifiée



Introduction générale

Depuis plusieurs années, le comportement des interfaces entre couches apparaît comme un élément susceptible d'être dimensionnant pour les structures en génie civil et en particulier pour les chaussées routières et aéroportuaires. Au fur et à mesure de l'évolution des technologies, à la fois des couches de surfaces et des charges roulantes (pneumatiques,...), de nouvelles pathologies de dégradations sont apparues (orniérage, arrachement, glissement, nids de poule, top down cracking,...) (SETRA, 1986), (LCPC, 1998), (MAPA, 2010) et (STAC, 2007). Parmi celles-ci, celles issues du décollement de la couche de surfaces qui contribuent fortement à une diminution drastique de la durabilité de la structure. Aujourd'hui, ces défauts de collage des couches affectent la durabilité des multicouches de chaussées. La figure 1 illustre un exemple de dégradation d'une chaussée en HMA¹ un an seulement après les travaux.



Figure 1 : Dégradations et défauts de collage d'interface (RD3, Cantal, France)

Les chaussées sont des structures composites, constituées de couches de matériaux liés posées sur des couches de matériaux non liés. Les différentes couches distinctes ou de même nature sont collées entre elles par des couches d'accrochage avec ou sans fibres de renforcement. Les méthodes de dimensionnement conventionnelles considèrent un collage parfait entre deux couches où bien un glissement parfait, voire « la moyenne des deux » (1/2 collée), en fonction de la nature des couches en présence et ignorent la loi de comportement de l'interface (Piau et al., 2003) et (LCPC-SETRA, 1994). Les phénomènes de dégradation (décollement, endommagement) des interfaces entre couches sont ignorés dans le guide de dimensionnement, car ces pathologies de dégradations des chaussées ne sont pas considérées comme principales. Il se trouve que pour les points singuliers particulièrement (giratoires, rampes stop,...), la pathologie première de dégradation est celle du décollement d'interface. Le comportement mécanique de ces interfaces est fortement sensible à l'état d'adhésion et d'engrènement entre les couches.

Ces nouvelles pathologies de dégradations par la surface nécessitent aujourd'hui des méthodes rationnelles pour le dimensionnement en intégrant les propriétés d'interfaces. Pour cela, à partir de nombreuses études expérimentales (Canestrari et al., 2013b),(Zofka et al., 2015) , (Raposeiras et al.,

¹ HMA : Hot Mix Asphalt : enrobé mélangé à chaud



2013a), (D'Andrea and Tozzo, 2012), (Raab and Partl, 2004)..., est apparue la nécessité de concevoir des modèles de calcul. Les modèles proposés pour les interfaces entre couches de chaussées sont essentiellement basés sur des lois locales en comportement monotone élasto-plastique de type Mohr-Coulomb (Romanoschi and Metcalf, 2001), (Partl and Canestrari, 2008), (Ozer et al., 2008) ou encore des modèles basés sur la mécanique de la rupture (Hun et al., 2012) et des lois de fatigue empiriques (Petit et al., 2009). Dans d'autres domaines (matériaux composites, maçonneries, ...) des modélisations d'interfaces peuvent contribuer à nos besoins.

Cette thèse aura donc pour objectif d'identifier et maîtriser les paramètres de comportement puis de concevoir un modèle de comportement des interfaces pour un dimensionnement à terme incluant les paramètres clés de celles-ci. Ce travail doit être un élément support à la révision des guides de dimensionnement des chaussées et aussi aux contributions dans les activités du Projet RILEM² TC 237-SIB/TG4 et TC 241-MCD/TG2. L'orientation des méthodes de dimensionnement vers des approches plus rationnelles et mécanistiques est aujourd'hui la voie généralement suivie par l'ensemble des pays pour répondre aux défis de l'évolution du trafic et de la diversité croissante des matériaux. Le progrès numérique avec le développement des moyens informatiques rendent les modèles multicouches plus accessibles et permettant ainsi de prendre en compte les lois de comportement plus réalistes (endommagement, viscoélasticité, plasticité, etc....) (ST-LAURENT, 2008). Les méthodes mécanistiques nécessitent une connaissance plus approfondie des mécanismes de dégradation des structures de chaussées. Cette démarche implique l'analyse de l'ensemble des facteurs de dégradations de la structure et particulièrement des interfaces dues aux sollicitations répétées provoquées par la circulation de trafic et des conditions climatiques, afin de minimiser les désordres. Pour ces objectifs, le travail présenté dans cette thèse comprendra d'abord une partie expérimentale destinée à identifier les paramètres clés du comportement mécanique des interfaces. On trouvera bien entendu dans d'autres domaines, des travaux qui suivent cette stratégie. L'apport des méthodes avancées de mesures de champs par la photomécanique contribue à des approches multi-échelles en vue de modélisations correspondantes associant les paramètres physiques principaux issues de l'échelle inférieure.

Ce manuscrit de thèse comporte trois chapitres : D'abord, le **chapitre I** présente un état de l'art sur les interfaces dans les matériaux et les structures et en particulier dans les couches de chaussées. Ensuite dans le **chapitre II**, une identification expérimentale des paramètres mécaniques et géométriques du modèle d'interface est proposée avec des essais de traction, de cisaillement et des méthodes optiques. Enfin, le **chapitre III** aborde la modélisation des interfaces entre couches de chaussées sous l'angle des modèles de zones cohésives à deux échelles : macro / méso avec la prise en compte de la rugosité géométrique de la couche support. A l'issue de cette étude un modèle d'endommagement d'interface rugueuse est proposé permettant de prendre en compte l'effet d'adhésion et d'engrènement à partir des données de terrain dans une interface lisse équivalente à l'échelle globale.

² RILEM - TC - MCD - SIB: Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux (RILEM) – Technical Committee (TC) - Mechanisms of Cracking and Debonding in Pavements (MCD) - Testing and characterization of Sustainable Innovative Bituminous materials and systems (SIB), Task Group 4: Pavement Multilayer System Testing.

Chapitre I. Etat de l'art sur le comportement mécanique des interfaces: application dans les structures de chaussées

Les dégradations récurrentes des couches de surface montrent que la modélisation des interfaces est cruciale pour la durabilité des structures de chaussées. Néanmoins, le guide de dimensionnement des chaussées ignore le comportement réaliste des interfaces imparfaites. Ce premier chapitre présente d'abord un état de l'art sur les mécanismes d'adhésion et d'adhérence des interfaces dans les matériaux et les structures. Les différentes approches de modélisation des interfaces sont ensuite présentées. Enfin les paramètres clés du comportement mécanique des interfaces entre couches de chaussée guideront le choix d'un modèle d'interface pertinent.



Introduction

Bien que le collage soit largement utilisé dans plusieurs domaines, les mécanismes qui gouvernent l'adhésion et l'adhérence restent complexes et partiellement méconnus. En effet, la durabilité des structures stratifiées dépend des matériaux et des interfaces qui relient les différentes couches. Les interfaces sont d'une importance capitale pour les industriels. Cependant les scientifiques ont toujours du mal à l'appréhender. Des nouvelles pathologies récurrentes de dégradations par décollement dans les interfaces des matériaux et des structures, nécessitent une meilleure compréhension des aspects phénoménologiques associées au bon collage entre couches. Aussi la révision du guide de dimensionnement avec le développement d'un outil simple et pertinent de modélisation des interfaces imparfaites est à appréhender.

Ce chapitre présente une étude bibliographique en quatre parties :

La première section (§I.1) présente d'abord la définition de l'interface/interphase, ensuite les aspects phénoménologiques de l'adhésion à l'échelle microscopique, puis l'adhérence à l'échelle méso/macro et enfin les différents tests mécaniques.

La deuxième section (§I.2) aborde les principaux types de modélisations du comportement mécanique des interfaces, tels que : les modèles basés sur " la mécanique de la rupture", les approches phénoménologiques "modèle de zone cohésive" et enfin les approches déductives "modèle asymptotique".

La troisième partie de cette étude bibliographique (§I.3) est consacrée aux interfaces dans les chaussées. Les nouvelles pathologies, les mécanismes de décollement et la dégradation des interfaces nécessitent une meilleure compréhension des aspects phénoménologiques d'adhésion et de rugosité entre les couches de chaussées. Les diagnostics in situ et les méthodes de caractérisation de ces phénomènes au laboratoire nécessitent une démarche de modélisation incontournable. Les différentes expérimentations d'évaluation de la loi de comportement de l'interface permettant sa modélisation seront alors abordées.

Enfin la quatrième partie (§I.4) résume les différentes modélisations des interfaces dans les chaussées.

I.1. Aspects liés aux interfaces

La technique d'assemblage est une application largement répandue dans plusieurs domaines tels que : le transport aéronautique ; les applications industrielles ; les matériaux composites ; les constructions en génie civil, comme les structures modulaires, les maçonneries et en particulier les structures de chaussées. Plusieurs travaux de recherches ont prouvé que la durabilité de ces structures est conditionnée par le maintien d'un bon contact au niveau des interfaces.

I.1.1. Définition de l'interface

A l'échelle macroscopique, une **interface** est une surface qui sépare et crée une discontinuité entre deux milieux d'une structure stratifiée (cf. figure I.1-a). Lorsqu'on affine l'observation à une échelle **mésoscopique**, le contact entre deux couches n'est pas purement interfacial, mais il existe plutôt une Zone de Transition Interfaciale (**ZTI**) appelée "**Interphase**" de nature différente de celle des deux couches en liaison (cf. figure I.1-b). Il s'agit d'une zone au voisinage de l'interface caractérisée par une cohésion différente de celle des matériaux en présence (Bikermann, 1961). La figure I.1-c montre que la localisation de l'interphase (ZTI) d'une certaine épaisseur dépend de la morphologie de l'interface et du type des matériaux en liaison.



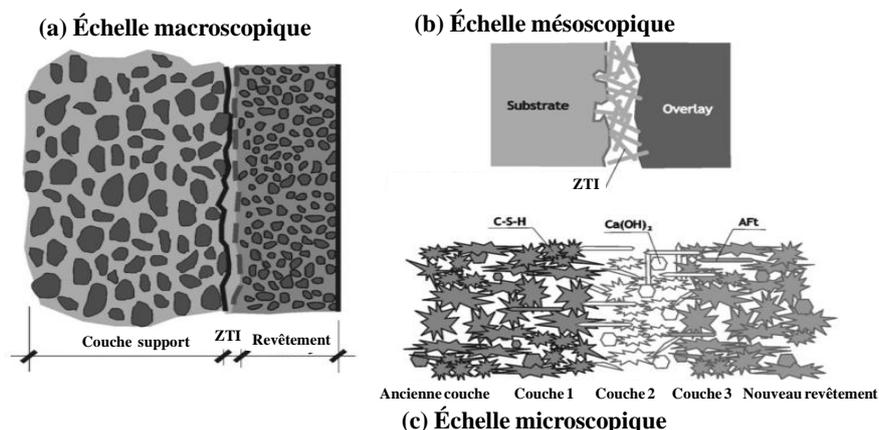


Figure I. 1 : Représentation multi-échelle de l'interface/ interphase (Espeche and León, 2011)

En mécanique des matériaux et des structures, l'interface est généralement considérée comme parfaite lorsqu'elle est parfaitement collée, ou glissante lorsqu'elle est complètement décollée. Au sens mécanique, une interface parfaite est une surface à travers laquelle le vecteur de déplacement et le champ de contrainte sont continus. L'hypothèse simplificatrice des interfaces parfaites n'est plus valable dans de nombreuses situations plus complexes en réalité. En effet, l'interface est un milieu favorable aux réactions physico-chimiques et à l'endommagement mécanique. L'intérêt scientifique pour les interfaces imparfaites prend de l'ampleur depuis quelques années avec l'apparition des nouvelles pathologies et le développement des structures multicouches dans lesquels les interfaces jouent un rôle prépondérant.

Néanmoins, les mécanismes d'adhésion/adhérence ne sont pas entièrement maîtrisés, d'un point de vue recherche. Ceci est principalement en raison des aspects multi-physiques et de la nature multi-échelle de considération de l'interface/interphase. L'interface rugueuse dans les zones de contact est caractérisée par une hétérogénéité sensible à l'échelle de considération. La rugosité peut toujours être observée à des différentes échelles (figure I.2): de l'échelle macro à l'échelle microscopique ou même à l'échelle moléculaire. (Li and Kim, 2009) a montré que le processus d'adhésion/décohésion est fortement corrélé à la rugosité à des différents échelles à travers une étude micromécanique de l'adhésion des surfaces rugueuses.

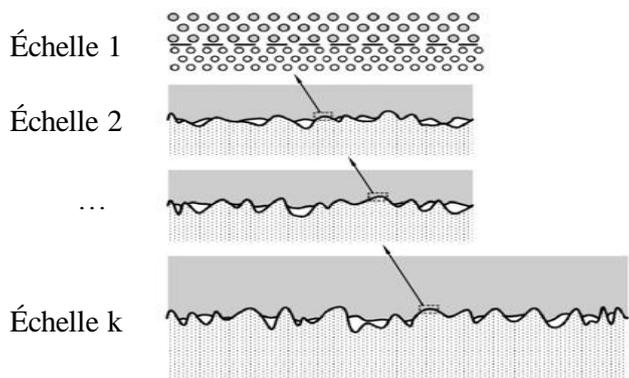


Figure I.2: Représentation multi-échelle de l'interface imparfaite (Li and Kim, 2009)

Afin de bien comprendre les problèmes liés aux dégradations des interfaces par décollement dans les matériaux et les structures en génie civil, il est important de faire la distinction entre les deux termes « adhésion » et « adhérence » qui peuvent prêter à confusion :

- L'adhésion représente l'ensemble des phénomènes **microscopiques** physico-chimiques qui se produisent lorsque l'on met en contact intime deux matériaux, dans le but de créer une résistance mécanique à la séparation. D'après la figure I.3-b, l'adhésion résulte de l'ancrage mécanique et des forces d'interaction moléculaires qui sont à l'origine des efforts de contact.
- L'adhérence est un concept physique **mésoscopique**³ ou encore **macroscopique**. Elle représente la force ou l'énergie nécessaire pour séparer deux matériaux réunis par une surface de contact commune appelée "interface". Elle permet donc de rompre les forces d'adhésion microscopiques entre les deux couches. Elle peut être évaluée expérimentalement par des essais mécaniques (§I.1.3).

Ces deux concepts sont présentés sur la figure I.3. Sur la figure I.3-b, l'adhésion désigne l'ensemble des interactions présentes au niveau de l'interface qui créent l'adhérence. Par contre, l'adhérence est définie comme une grandeur physique identifiée par des essais mécaniques appelés essais d'adhérence, visant à évaluer la difficulté à séparer deux corps (cf. figure I.3-a).

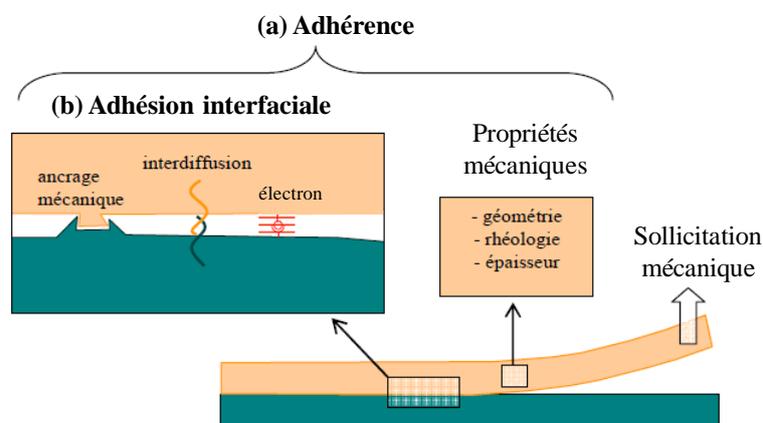


Figure I. 3 : Schéma des concepts d'adhésion et d'adhérence (Roy, 2008)

I.1.2. Interfaces à l'échelle Micro : Adhésion

L'adhésion est un terme utilisé dans différents domaines. Chaque domaine propose une définition spécifique qui est relative au type de matériaux qui sont mis en liaison d'une part et à l'échelle de l'étude, d'autre part. Il existe de nombreuses théories, malgré la large variété, trois principaux types de mécanismes sont distingués dans la littérature :

- 1) l'adhésion mécanique ;
- 2) l'adhésion physique ;
- 3) et l'adhésion chimique.

Cependant, aucune de ces théories ne permet d'expliquer à elle seule le phénomène d'adhésion, car celui-ci résulte de la superposition de nombreux mécanismes élémentaires. Sur la figure I.4, le processus de collage se déroule en plusieurs grandes étapes qui font intervenir ces différents mécanismes de l'adhésion. Ces différentes théories d'adhésion sont successivement détaillées dans cette section.

³ L'échelle mésoscopique est une échelle intermédiaire entre l'échelle microscopique, qui caractérise les atomes ou les molécules, et l'échelle macroscopique, qui caractérise les corps dans leur ensemble.

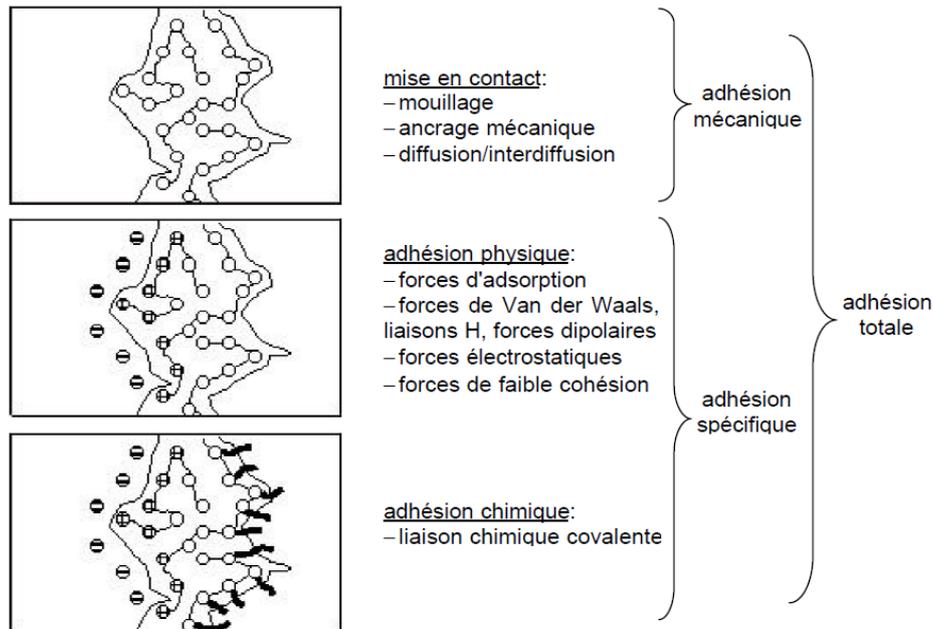


Figure I.4 : Principaux mécanismes d'adhésion mis en jeu lors du processus de collage (Schindel-Bidinelli, 1992)

I.1.2.1. L'adhésion mécanique

Les principaux mécanismes d'adhésion mécanique lors de la phase de mise en contact sont le mouillage, l'ancrage mécanique et diffusion/inter diffusion.

➤ Mouillage

Cette théorie est aussi appelée théorie thermodynamique. Elle a été initiée par (Sharpe and Schonhorn, 1964). Les problèmes de mouillage concernent les énergies de surface des matériaux en contact et la vitesse d'écoulement de la résine. La viscosité de la résine doit permettre à celle-ci de s'écouler suffisamment rapidement pour avoir la continuité du contact. La mesure de la mouillabilité revient à l'étalement d'une goutte de liant à la surface du substrat. La forme de cette goutte dépend de la nature du substrat et du liant. Sur la figure I.5, l'angle de contact θ peut être déterminé par goniométrie. Il caractérise la résultante des forces de substrat et d'interface. Lorsque l'angle de contact est grand (figure I.5-a), les molécules qui constituent le liant liquide préfèrent développer des interactions entre elles plutôt qu'avec le substrat. Le mouillage est donc mauvais. A l'inverse d'un bon mouillage, un angle de contact faible (cf. figure I.5-b et c) témoigne les interactions favorables entre les molécules du liant et les atomes du substrat.

L'équilibre de la goutte avec une surface plane est décrit par l'équation de Young (cf. figure I.5-d) :

$$\gamma_{SV} = \gamma_{SL} + \gamma_{LV} \cos \theta \quad (I.1)$$

où γ_{SV} : énergie interfaciale du solide en présence de la vapeur du liquide.

γ_{SL} : énergie interfaciale solide-liquide.

γ_{LV} : tension superficielle du liquide en présence de sa vapeur.

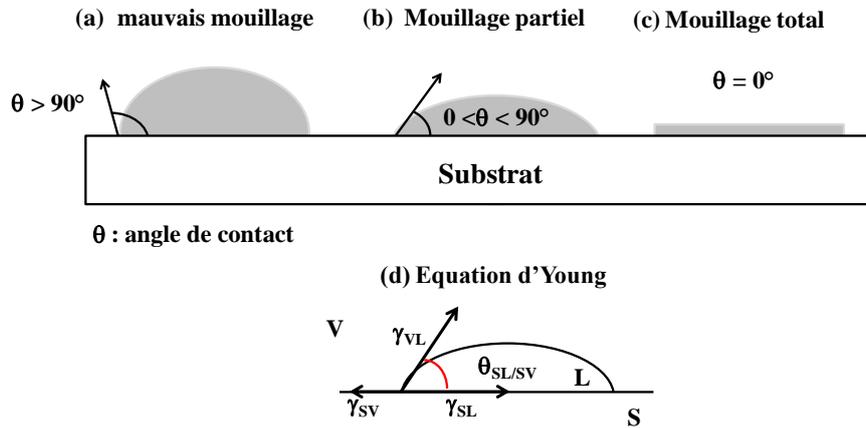


Figure I. 5 : Représentation schématique du mouillage

➤ Ancrage mécanique

La théorie de l'ancrage mécanique proposée initialement par (McBain and Hopkins, 1925) est la plus ancienne des théories de l'adhésion. Cette théorie stipule que l'ancrage de l'adhésif dans les aspérités présentes à la surface du substrat est à l'origine de l'adhésion. Pour obtenir une bonne surface de contact, la rugosité n'est pas le seul critère important, le mouillage, intervient comme phénomène complémentaire, permettant de pénétrer au mieux dans les aspérités de la surface (Sharpe and Schonhorn, 1964). La rugosité engendre un accrochage mécanique entre les deux surfaces en liaison et permet de constituer de nombreux points d'ancrage après solidification de l'adhésif. L'augmentation de la surface de contact réelle et l'accroissement du nombre de liaisons interfaciales expliquent l'accroissement de la résistance aux tests mécaniques. Si la liaison mécanique contribue à accroître l'adhésion par l'augmentation de l'aire de contact effective, elle peut également être un handicap. En effet, il est nécessaire que l'adhésif mouille parfaitement les surfaces afin de ne pas piéger de bulles d'air dans les porosités. Un mauvais mouillage peut induire à des concentrations de contraintes qui fragilisent le joint. Une rugosité trop importante peut elle aussi être source de bulles d'air. Il existe donc une rugosité optimale des substrats à assembler (Figure I.6). La force d'adhésion dépend également de l'épaisseur de l'adhésif. D'où la nécessité d'une rugosité et d'un dosage optimaux.

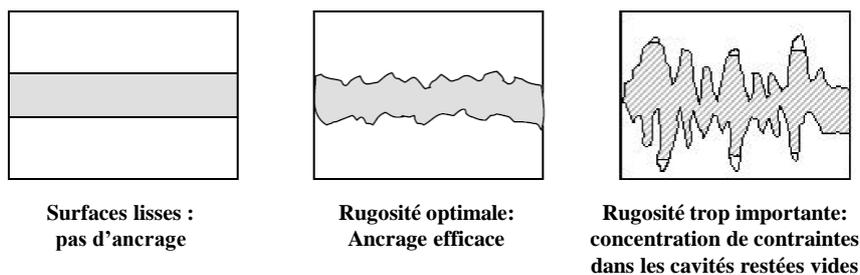


Figure I.6 : Effet de la rugosité et du mouillage sur l'ancrage mécanique (Monternot et al., 1978)

➤ Diffusion/interdiffusion

Cette théorie est appliquée pour peu de matériaux ayant une inter-solubilité suffisante. Elle stipule que l'adhésion résulte de l'inter-diffusion des molécules de deux pré-polymères chimiquement compatibles (Voyutskii, 1963) et (De Gennes, 1980). Les chaînes macromoléculaires inter-diffusent lorsque les molécules sont en contact intime et la mobilité moléculaire thermiquement induite est suffisante. Dans ce cas, des liaisons chimiques spécifiques ainsi qu'une zone transitoire intermédiaire (ZTI) appelée par "interphase" se produisent.

I.1.2.2. L'adhésion physique

➤ Forces d'adsorption et forces de Van der Waals

Selon ce modèle, l'adhésion s'explique par l'existence de forces de liaisons physiques (Sharpe and Schonhorn, 1964). Le mouillage et l'adsorption mettent en jeu des liaisons physiques faibles, de type "van der Waals" ou de type acide-base (liaisons "hydrogène"). Ces dernières se composent de différents types de liaisons. La première est appelée liaison "de Keesom" qui se produit entre deux molécules présentant chacune un dipôle permanent. La deuxième est nommée liaison "de Debye" qui se produit entre une molécule avec un dipôle permanent et une autre avec un dipôle induit. Et la troisième est de type liaisons "de London" dites dispersives, correspondantes à deux dipôles instantanés. A ces liaisons s'ajoutent les liaisons donneur-accepteur, appelées « acide-base », qui s'établissent par un pont hydrogène lors du partage d'un atome d'hydrogène entre deux molécules. Ces différents types de liaisons conduisent à une énergie d'adhésion réversible faible de l'ordre d'une dizaine de kJ/mole. Cette théorie permet d'appréhender le comportement des assemblages collés et définit les conditions indispensables mais non suffisantes pour obtenir une bonne adhésion. La condition d'obtention d'une bonne adhésion dépend du contact entre les deux solides à assembler, donc du bon mouillage.

➤ Forces électrostatiques

Pour des matériaux de natures différentes, il convient d'évoquer le modèle électrostatique (Deryagin and Smilga, 1970). La composante électrostatique de l'adhésion est basée sur le transfert de charges électriques lors du contact conduisant à la formation d'une double couche électrique à l'interface, assimilable à un condensateur (figure I.7). La séparation des deux phases de ce condensateur à la rupture provoque une séparation de charges et une différence de potentiel qui augmente jusqu'à décharge. Dans cette théorie, l'adhésion est due à l'existence des forces attractives présentes à travers la double couche électrique.

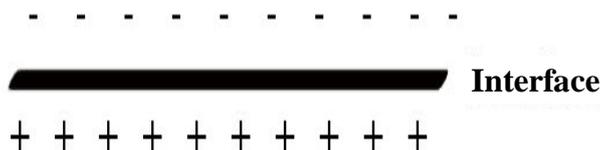


Figure I. 7 : Représentation schématique du modèle électrostatique: modèle condensateur plan

➤ Forces de faible cohésion

Il s'agit plus ici d'un modèle de rupture des interfaces que d'une théorie d'adhésion. Dans le cas d'une forte cohésion d'assemblage, la rupture n'a généralement pas lieu à l'interface, mais dans une couche voisine. (Bikermann, 1961) postule l'existence d'une interphase d'épaisseur finie entre les deux matériaux. Cette couche de faible cohésion, due à la présence d'imperfections provenant de la mise en œuvre (bulles d'air, poussière,...) et à la discontinuité entre les deux phases, constitue une zone de transition (**ZTI**) dite « interphase » et présente des gradients de propriétés et de structure. Cette théorie permet de se placer à une échelle très fine car elle décrit l'interface en termes d'interactions moléculaires. Dans le paragraphe (§I.1.1), une représentation multi-échelle de considération de l'interface/interphase est présentée.

I.1.2.3. L'adhésion chimique

Selon (Basin, 1984), l'interface est le siège des réactions chimiques qui créent des liaisons de type ioniques ou covalentes. Etant donné l'importance de l'énergie des liaisons primaires (de l'ordre

d'une centaine de $\text{kJ}\cdot\text{mol}^{-1}$) comparé aux énergies intervenant dans l'adhésion physique (de l'ordre d'une dizaine de $\text{kJ}\cdot\text{mol}^{-1}$), la résistance à la rupture des assemblages doit être importante. Mais ces liaisons sont difficilement observables à cause de la faible épaisseur des interphases. Il existe de nombreuses théories sur l'adhésion chimique. (Basin, 1984) reporte que lorsque le nombre de liaisons chimiques augmente dans une zone de contact, la force d'adhésion passe par un maximum. Une fois ce maximum est passé, la force d'adhésion diminue. Il a été alors conclu qu'un nombre excessif de liaisons chimiques affaiblit la liaison au niveau de l'interface.

Les principales théories d'adhésion étant maintenant exposées, la section suivante présente l'adhérence du bicouche à l'échelle macro.

I.1.3. Interfaces à l'échelle Méso-Macro : Adhérence

L'adhérence peut être interprétée comme la résistance mécanique suffisante pour assurer la cohésion entre un bi-matériau. Cette adhérence peut se décomposer en deux termes: l'énergie d'adhésion W_{Ad} et l'énergie d'adhérence G_{ad} . En effet, W_{Ad} est l'énergie de liaison par unité de surface qui se manifeste à l'échelle moléculaire. La norme (NF T 76-001, 1981) définit l'adhésion comme un phénomène chimique, physique ou encore physico-chimique qui est à l'origine de l'adhérence. Dupré (Dupré, 1869), définit une première expression de cette énergie:

$$W_{Ad} = \gamma_{\text{substrat}} + \gamma_{\text{revêtement}} - \gamma_{\text{interface}} \quad (I.2)$$

Où γ_{substrat} et $\gamma_{\text{revêtement}}$ sont respectivement les énergies libres réversibles de surface du substrat et du revêtement. $\gamma_{\text{interface}}$ représente l'énergie libre réversible de surface des liaisons chimiques existantes entre le substrat et le revêtement.

L'énergie dite de Dupré mesurée par J/m^2 est évidemment influencée par : la nature des matériaux en contact, par la structure atomique, par la présence de joints de grain, d'impuretés, ... Dans la pratique, cette valeur est difficile à mesurer. Cette énergie peut aussi être exprimée comme le travail réversible W_{Ad} des forces d'adhésion F_{Ad} (Chalker et al., 1991):

$$W_{ad} = \int_0^l F_{Ad}(X) dX \quad (I.3)$$

où l est la distance caractéristique séparant les deux matériaux, qui correspond à l'épaisseur de l'interphase.

L'énergie d'adhérence G_{ad} représentée sur la figure I.8, est la somme de l'énergie d'adhésion notée W_{Ad} et des énergies dissipatives notée W_{Dissip} . Il est possible de distinguer l'énergie d'amorçage à la rupture E_p et l'énergie de propagation de la fissure W_f . Le travail de friction W_f résulte des mécanismes dissipatifs dus essentiellement à l'état de surface (rugosité), la présence de fissures interfaciales préexistantes, des joints de grains, des contraintes résiduelles, etc... Cependant l'énergie E_p dépensée au cours de la déformation plastique du revêtement et du substrat intervient également dans le bilan énergétique de la mesure d'adhérence. Elle correspond au taux de restitution d'énergie présenté dans (§I.2.1) au sens de la mécanique de la rupture :

$$G_c = W_{Ad} + W_{Dissip} \text{ équivalent à } G_{ad} = W_{Ad} + W_f + E_p \quad (I.4)$$

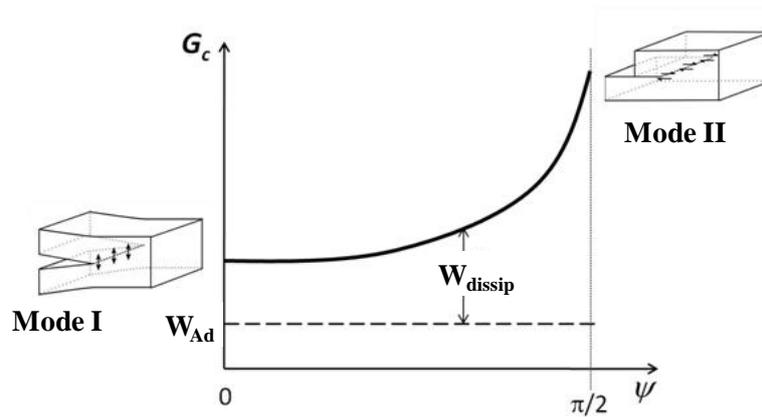


Figure I. 8 : Energie d'adhérence

L'évaluation de l'adhérence d'un collage se fait par l'application d'une force sur une éprouvette en bicouche collés qui en résulte une énergie de rupture selon le mode de sollicitation. La rupture se produit généralement à partir d'un défaut qui amorce une fissuration. La vitesse de propagation dépend des propriétés des matériaux, des contraintes internes et de la géométrie des solides. On distingue trois modes de fissuration (Irwin, 1957) (Figure I.9):

- **Mode I** : il s'agit d'un mode de clivage par ouverture, qui correspond à un écartement relatif entre les lèvres de fissure par ouverture angulaire. C'est le mode pour lequel les joints collés montrent la résistance la plus faible. Ce mode est corrélé à la force de cohésion et l'état de l'adhésion physique assuré par un bon mouillage.
- **Mode II** : il correspond au cisaillement longitudinal ou mode de cisaillement plan. Ce mode dépend de l'adhésion mécanique gouvernée par la rugosité de l'interface.
- **Mode III** : c'est le cisaillement transversal ou mode de cisaillement anti-plan. Il correspond à un glissement transversal entre les lèvres de fissure, c'est à dire dans la direction parallèle au front de la fissure.

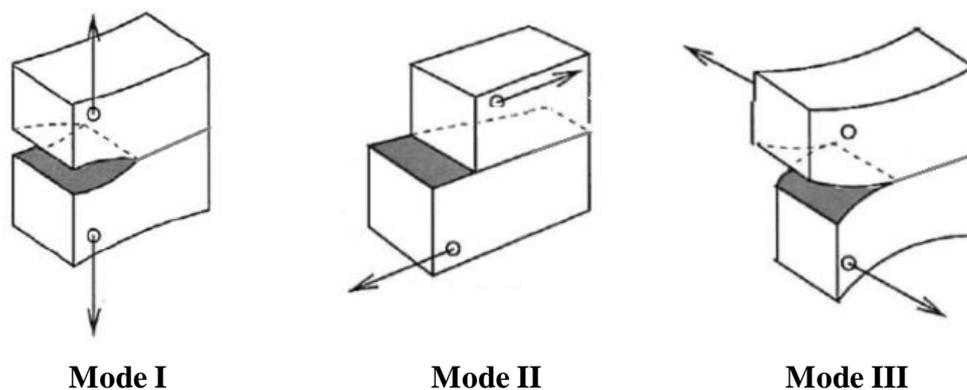


Figure I. 9 : Différents modes de rupture

Les principaux types de ruptures observés dans les matériaux et les structures stratifiées sont représentés sur la figure I.10. Une rupture peut être **cohésive, adhésives ou mixte**.

Si la rupture a eu lieu au cœur du joint en laissant une couche de joint sur les deux substrats, il s'agit d'une rupture cohésive (cf.figure I.10-a).

Dans le cas contraire, la rupture est adhésive, localisée dans la zone de transition interfaciale (ZTI) (cf. figure I.10-b).

Ce cas de rupture traduit une faible cohésion. La rupture peut également passer d'une zone à l'autre, c'est ce qu'on appelle la rupture mixte (cf. figure I.10-c). Dans le cas d'une forte cohésion, la rupture peut avoir lieu à l'intérieur de l'un des solides.

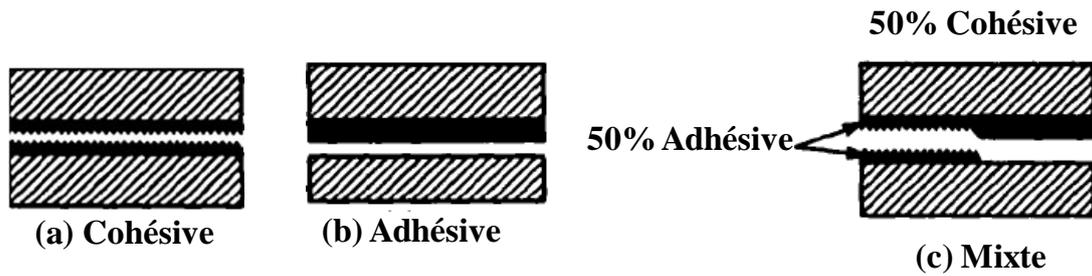


Figure I. 10 : Schéma des principaux types de ruptures (Light and Hegeon, 1989)

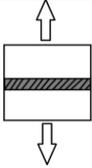
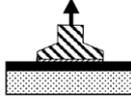
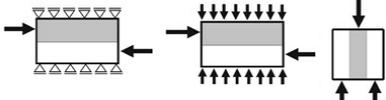
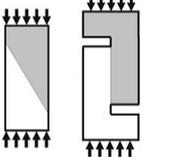
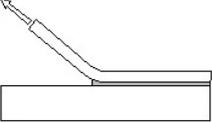
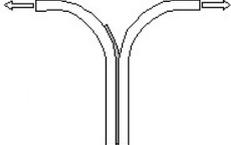
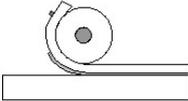
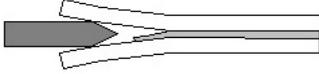
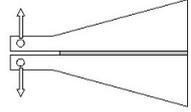
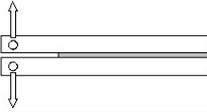
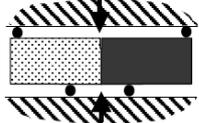
I.1.4. Tests mécaniques d'adhérence

Il existe de nombreux essais d'adhérence qui permettent de mesurer la résistance d'une interface. Ces essais dépendent fortement de la nature et du comportement des couches en liaisons. Les travaux de (Espeche and León, 2011) présentent les différents essais pour la détermination de la résistance d'une interface pour les matériaux à base de béton. (Bissonnette et al., 2011) présente un état de l'art sur les méthodes d'évaluation des interfaces dans les matériaux cimentaires.

Le tableau I.1 récapitule les principaux essais pour les différents modes de sollicitations données dans la littérature (Arrigoni, 2004), (Ducos et al., 2004) et (Benayoun and Hantzpergue, 2004), néanmoins cette liste est non exhaustive. Les essais de caractérisation de l'adhérence sont distingués selon deux catégories:

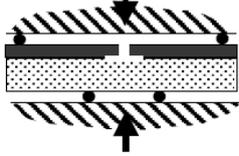
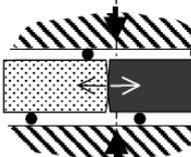
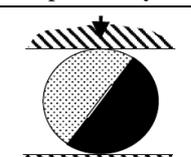
- 1) Les « **Techniques de mesure à seuil de décohesion** » appliqués sur une éprouvette en bicouche avec une interface initialement collée,
- 2) Les « **Techniques permettant la mesure en continu de l'énergie de rupture interfaciale** » donnent une mesure de l'énergie nécessaire pour propager une fissure préexistante à l'interface. Ce sont les essais de l'approche mécanique de la rupture. L'énergie de rupture interfaciale (ERI) est une propriété fondamentale de l'interface, elle peut être utilisée pour prédire la résistance de la liaison interfaciale. L'ERI est équivalente au taux de restitution de l'énergie G_c .

Tableau I. 1 : Différents tests d'adhérence

Type de l'essai et normes ⁴	Test d'adhérence et Principe	Commentaire
<p>1- Techniques de mesure à seuil de décohésion</p> <p>Essai de traction (mode I)</p> <p>EN 582 ASTM C-633 ISO 6922-1987</p>	 <p>Essai de traction direct</p>  <p>Essai d'arrachement à plot collé</p>	<p>(+) Sollicitation exercée normalement à l'interface (mode I),</p> <p>(+) peu coûteux; simple à réaliser in situ ou dans le laboratoire.</p> <p>(-) essai peu reproductible,</p> <p>(-) coaxialité des axes des plots,</p> <p>(-) difficilement automatisable.</p>
<p>Cisaillement direct ou indirect (mode II)</p> <p>ISO 4587-1995, ASTM D 1002-94, NF T76-107 NF T76-122</p>	 <p>Cisaillement direct</p>  <p>Cisaillement par compression</p>	<p>(+) Essai simple et largement utilisé,</p> <p>(+) géométrie de nombreux collages,</p> <p>(-) difficiles à adapter sur des formes quelconques.</p>
<p>2- Techniques permettant la mesure en continu de</p> <p>ERI</p> <p>Pelage (mode I)</p> <p>ISO 8510-1990 (pelage en L) norme ISO 11339-1993 (pelage en T) norme ISO 4578-1997 (dispositif à galets) NF EN 2243</p>	  	<p>(+) L'énergie de pelage dépend de l'angle et de la vitesse de pelage, Elle possède la particularité d'offrir une direction de sollicitation connue θ, ce qui facilite l'interprétation des résultats.</p> <p>(-) utilisable sur des revêtements suffisamment déformables (tôle mince, films plastiques...).</p>
<p>Fendage par coin Clivage (mode I)</p> <p>ASTM D 3762-79/83, AFNOR T 76-114, ISO 151071998, ISO 10354-1992 clivage en coin <i>T 76-114</i>,</p>	  	<p>(+) Essai simple, peu coûteux,</p> <p>(+) il existe différentes géométries,</p> <p>(+) Différentes épaisseurs de bords sont utilisables selon l'adhésion du système à éprouver;</p> <p>(+) il permet de remonter à l'énergie d'adhérence à partir de la longueur de fracture.</p>
<p>Flexion (mode mixte)</p> <p>Test de flexion 4 points</p> <p>ISO 14679-1997</p>		<p>(+) L'énergie libérée par la fissure ne varie pas avec sa longueur, ce qui simplifie l'acquisition et le traitement des mesures;</p>

⁴ N.B : chaque norme possède ses propres paramètres/dimensions



	<p>Flexion 4-points mode normal</p>  <p>Flexion 4-points mode mixte</p>  <p>Flexion 4-points asymétriques</p> 	<p>(+) L'essai de flexion 4 points asymétrique permet de faire varier continûment la mixité modale. (-) géométrie de l'éprouvette complexe.</p>
<p>Essai brésilien (Mode mixte) NF P94-422</p>	 <p>Essai brésilien</p>	<p>(+) Cet essai fait varier la mixité modale, (-) la géométrie de l'échantillon n'est pas toujours évidente à obtenir.</p>

I.1.5. Besoin en termes de modélisation

Les aspects phénoménologiques d'adhésion/adhérence dans les matériaux et les structures sont présentés. Les mécanismes sont assez complexes et ils se chevauchent. La rugosité optimale et le bon mouillage constituent deux paramètres associés à la bonne adhésion. La rugosité s'est montrée comme un paramètre clé à prendre en compte quel que soit l'échelle de considération de l'interface.

Ces paramètres ne sont pas les seules garanties pour un bon collage, la composition chimique et électrique du substrat ainsi que du liant s'ajoutent comme des paramètres complémentaires aux deux précédents. Comme il a été souligné précédemment, l'objectif de cette étude est de proposer une modélisation pertinente de l'interface imparfaite en prenant en considération les aspects phénoménologiques d'adhésion et d'engrènement régi par la rugosité.

La section suivante sera consacrée aux différentes approches de modélisation mécanique des interfaces. La modélisation souhaitée devra pouvoir reproduire le processus de décollement de l'interface initialement collée tout en intégrant les paramètres clés au bon collage, ressortis de cette recherche bibliographique.

I.2. Modélisations des interfaces dans les matériaux et les structures

Cette partie présente les différentes approches de modélisations des interfaces dans les matériaux et les structures. La compréhension et la modélisation du comportement des interfaces sont déterminantes pour la durabilité des structures multicouches. La modélisation des interfaces a fait l'objet de plusieurs travaux de recherches, depuis les années 1700, à travers les travaux (Amontons, 1699) and (Coulomb, 1785) et encore jusqu'à nos jours dans plusieurs domaines d'applications en génie civil notamment dans le domaine des matériaux composites (Monerie, 2000), (Allix et al., 2003), (Ladevèze et al., 2000), les maçonneries (Fouchal et al., 2009), (Rekik and Lebon, 2010) en géotechnique (Said, 2006) et en mécanique des roches (Nouailletas et al., 2013). Un état de l'art des modèles des interfaces est présenté dans (Raous, 2011). Plusieurs approches sont proposées dans la littérature afin de modéliser le comportement mécanique de ces interfaces lors d'un processus de dégradations (endommagement, décohéation, fissuration,..). Dans cette section, un état de l'art sur les différents modèles d'interface est présenté. Ils sont classés selon trois catégories :

- 1) modèles basés sur la mécanique de la rupture,

- 2) modèles de zone cohésive,
- 3) modèles basées sur les approches asymptotiques.

I.2.1. Modèles de la mécanique de la rupture

La mécanique linéaire de la rupture s'est beaucoup développée depuis les années 1960. Cette approche permet d'écrire différents critères de propagation des fissures. Elle constitue un outil efficace afin d'analyser ou simuler les mécanismes de la rupture fragile. La propagation de fissures peut être étudiée par une analyse globale énergétique ou par une analyse locale des contraintes en pointe de fissure. Ceci peut être appliqué dans le cas d'un matériau homogène infini ou encore dans le cas des structures multi-matériaux séparées par des interfaces. Cependant la mécanique de la rupture présente certaines limites pour la modélisation des interfaces.

I.2.1.1 Mécanique de la rupture d'un matériau homogène infini

➤ Le critère énergétique globale de Griffith

La mécanique linéaire de la rupture (MLR) remonte aux travaux de Griffith en 1920 (GRIFFITH, 1920) en partant du premier principe de la thermodynamique⁵. Il a établi une approche globale pour l'étude de l'évolution de la fissure en mettant en évidence une grandeur énergétique dite « Taux de restitution de l'énergie élastique » notée G . L'analyse de la fissuration et de la propagation de fissure est fondée sur un bilan énergétique entre un état initial et un état final. Cette approche ne considère qu'un accroissement de fissure qui nécessite un apport d'énergie lié à la création d'une nouvelle surface. Cette énergie est fournie par la perte d'énergie potentielle du système de corps fissuré. La fissure peut se propager à condition que la perte de l'énergie potentielle soit au moins égale à l'énergie nécessaire à la création de surface supplémentaire. Pour une propagation de fissure, le bilan énergétique du système s'écrit :

$$dU_{\text{total}} = dW_{\text{ext}} - dU_e - dU_d - dU_c - 2\gamma \cdot dA = 0 \quad (I.5)$$

où :

U_{total} : Energie totale du système ;

W_{ext} : Travail des forces extérieures appliquées lors de l'avancée de fissure ;

U_e : Energie de déformation élastique emmagasinée dans le système ;

U_d : Energie dissipée de façon irréversible.

U_c : Energie cinétique ;

γ : Energie superficielle de cohésion du matériau ;

$dA = B da$: Surface de fissuration créée par la propagation, da : longueur d'une lèvres de fissure dans l'épaisseur B .

L'énergie dissipée par la propagation de fissure est égale à $2\gamma dA$ puisque les deux nouvelles surfaces de rupture créées par la propagation sont des deux côtés du plan de fissure. Dans le cadre de la Mécanique linéaire élastique de la rupture (MLER), la seule énergie dissipée de façon irréversible est l'énergie superficielle de cohésion du matériau. Ce qui implique que l'énergie dissipée, U_d , vaut zéro.

⁵ Le premier principe de la thermodynamique de conservation de l'énergie postule que le taux d'accroissement d'énergie interne totale du système, est égale à la somme des énergies reçues de l'extérieur.

La propagation de fissure se produit lorsque l'énergie cinétique du système augmente. La condition de propagation s'écrit :

$$\frac{d(W_{\text{ext}} - U_e)}{dA} - 2\gamma = \frac{dU_c}{dA} \geq 0 \quad (\text{I.6})$$

En posant $\Pi = U_e - W_{\text{ext}}$ où Π représente l'énergie potentielle stockée dans la structure, on appelle alors :

$$G = -\frac{d\Pi}{dA} \quad (\text{I.7})$$

avec : G est le taux de restitution d'énergie, c'est-à-dire l'énergie surfacique disponible pour la propagation de fissure.

La fissure ne peut se propager que lorsque la quantité d'énergie disponible en pointe de la fissure atteint une valeur critique décrivant la ténacité du matériau G_c . L'énergie nécessaire à la création d'une surface de fissuration unitaire est :

$$R = 2\gamma \quad (\text{I.8})$$

avec R : résistance à la propagation de fissure.

Le critère de propagation de Griffith se traduit alors par une propagation stable lorsque $dU_c / dA = 0$ où $G = R$. L'énergie disponible G est égale à l'énergie nécessaire à la création d'une nouvelle surface R . La valeur de G à la propagation de fissure est appelée le taux de restitution d'énergie critique (G_c). Elle s'exprime en J/m^2 ou en N/m .

La propagation peut être instable lorsque $dU_c / dA > 0$ ou $G > R$. L'excès d'énergie est dépensé en énergie cinématique du front de fissure.

➤ Le critère local en contraintes

Après les travaux fondateurs de Griffith en 1920 (Griffith, 1920), en se plaçant sous les hypothèses de la mécanique linéaire de la rupture, Williams (Williams, 1959) a montré que quels que soient le chargement et la géométrie du corps, dans la zone de singularité, l'expression des contraintes dans un matériau selon les modes de propagation de la fissure s'écrit sous la forme suivante :

$$\sigma(r, \theta) = \frac{K_\alpha}{\sqrt{r}} f_{ij}^\alpha(\theta) + j_\alpha(r, \theta) \quad (\text{I.9})$$

pour $\alpha = \text{I, II, III}$ correspond au mode I, mode II, mode III. Le couple (r, θ) sont les coordonnées polaires d'un point du solide repéré par rapport à la pointe de fissure (figure I.11). Les fonctions $j_\alpha(r, \theta)$ sont des fonctions bornées lorsque r tend vers 0 et $f_{ij}^\alpha(\theta)$ sont des fonctions de l'angle θ . Les termes K_α sont appelés facteurs d'intensité de contrainte en mode *I, II* et *III*. Elles sont exprimées en $\text{MPa.m}^{1/2}$.



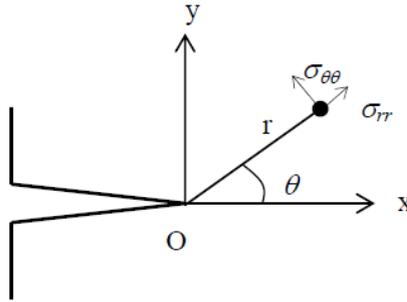


Figure I. 11 : Coordonnées polaires d'une pointe de fissure

Les facteurs d'intensité de contrainte sont des paramètres clés de la mécanique linéaire de la rupture. Le champ de contraintes en pointe de fissure s'exprime directement en fonction de ces facteurs. Irwin (Irwin, 1957) propose en 1957 un critère de propagation de fissure en mode I en supposant l'existence d'une valeur critique appelée **ténacité** du matériau K_{IC} , au-delà de laquelle, la fissure rectiligne de longueur l se propage. Ce critère est généralisé pour tous les modes de propagation. Les ténacités $K_{\alpha c}$ sont différentes des facteurs d'intensité de contrainte K_{α} . Ce sont des grandeurs intrinsèques du matériau. Elles sont indépendantes de la géométrie de l'éprouvette. La limitation principale de cette approche est la singularité de contrainte en fond de fissure. En effet, dans l'équation I.8, la contrainte tend vers l'infini lorsque r tend vers 0. Naturellement, il ne peut en être ainsi dans la réalité, d'autres mécanismes apparaissent généralement au voisinage de la fissure (plastification, propagation de la fissure,...).

➤ Lien entre l'approche globale énergétique et l'approche locale en contrainte

Deux critères de propagation de fissures sont disponibles dans la littérature : l'un est basé sur une approche locale en contrainte et l'autre est une approche globale énergétique. Dans le cadre des hypothèses proposées, il existe un lien entre ces deux approches. La formule d'Irwin, proposée en 1960 (Irwin, 1960), décrit une relation entre les facteurs d'intensité des contraintes (K_{α}) en pointe de fissure et le taux de restitution d'énergie (G). Cette énergie est associée à une propagation de la fissure dans la direction de la pointe de fissure. Pour le cas 2D, dans un matériau, elle s'exprime comme suit :

$$G = \begin{cases} \frac{1}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2 & \text{(en contraintes planes)} \\ \frac{1-\nu^2}{E} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1+\nu}{E} K_{III}^2 & \text{(en déformations planes)} \end{cases} \quad (I.10)$$

où ν : coefficient de Poisson,

E : module de Young.

Le taux de restitution de l'énergie G a une réelle signification physique. Il permet l'analyse des champs cinématiques et statiques (relation entre G et K). Cette grandeur peut être calculée à partir de l'intégrale de Rice (Rice, 1968). Cette intégrale curviligne est un moyen mathématique pour estimer le taux de restitution d'énergie. L'intégrale de Rice permet de relier l'approche mécanique « en contrainte » de Williams avec l'approche « énergétique » de Griffith et ses évolutions. Cette intégrale de Rice s'exprime par :

$$J = \int_{\Gamma} (\rho \cdot \omega \cdot n_1 - \sigma_{ik} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} n_k) dS \quad (I.11)$$

Où ω est la densité massique d'énergie élastique, et ρ est la masse volumique.

La figure I.12 présente le contour Γ ouvert orienté autour de la fissure avec \vec{n} est la normale sortante à Γ , dS représente un élément de surface élémentaire de Γ . La direction \vec{x}_1 est colinéaire à la fissure. Le contour se propage dans la direction \vec{n}_1

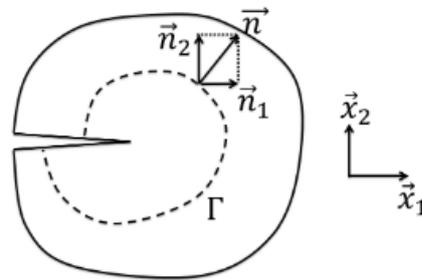


Figure I. 12 : Intégrale de Rice (Budiansky and Rice, 1973)

L'intégrale de Rice est indépendante du contour d'intégration Γ pour un corps élastique soumis à un champ de déformation bidimensionnel, et en l'absence de forces volumiques. Il peut être calculé alors sur un contour éloigné de la fissure. Cette propriété constitue une méthode pratique dans les simulations numériques par éléments finis.

(Budiansky and Rice, 1973) ont montré l'équivalence de cette intégrale avec le taux de restitution d'énergie sous chargement constant dans le cas où la fissure se propage de façon rectiligne :

$$J = G \quad (I.12)$$

La relation donnée par l'Eq I.12 donne un accès simple et rapide pour calculer le taux de restitution d'énergie sur des matériaux élastiques.

I.2.1.2 Mécanique de la rupture à l'interface d'un bi-matériau

Les premiers chercheurs qui ont étudié la mécanique de la rupture au voisinage de l'interface entre deux matériaux sont (Sih and Rice, 1964), (Erdogan, 1965) et (Comninou, 1977). Une étude (Coussy., 1985) a fait l'objet de la modification de la formule de Irwin (Irwin, 1960) étendue à l'analyse des milieux viscoélastiques en mécanique de la rupture fragile des interfaces. Il a abordé l'importance de l'effet de contact unilatéral pour les problèmes plans par rapport au problème d'un seul milieu.

La majorité de ces modélisations est analytique et permet de donner une idée sur la singularité en pointe de fissure pour des cas de géométries assez simples. Dans le cas des structures bi-matériaux, plusieurs types de fissures sont distinguées avec des comportements différents à la rupture: dans le plan de l'interface, perpendiculaires ou encore inclinées par rapport à l'interface (figure I.13).

Les modèles basés sur les théories classiques de plaque (Love-Kirchoff, Reissner-Mindlin), s'avèrent incapables de prédire correctement les efforts d'interface et ne fournissent pas des champs de contrainte en équilibre avec le chargement réel au voisinage des bords (Destuynder, 1980). Une première famille d'approches consiste à faire des calculs de plaques, sans la vérification des conditions aux limites du problème 3D, et à déterminer au voisinage des bords des champs correcteurs pour corriger l'erreur d'équilibre au bord (Dumontet, 1990). Une seconde famille consiste à développer des théories de plaques multicouches, où la géométrie reste bidimensionnelle, mais où le nombre de champs cinématiques est augmenté pour bien prendre en compte l'influence de chaque couche. Un seul calcul de plaque est alors nécessaire pour déterminer les efforts d'interface et propose de modéliser les plaques composites multicouches à l'aide du modèle "M4" (modélisation multiparticulaire de

matériaux multicouches). Récemment avec le développement des outils numériques, plusieurs travaux de modélisation ont été développés dans le cadre des structures multi-matériaux (Bouchard, 2000), modèles multi-particulaires des matériaux multicouches M4 (Chabot, 1997) et (Chabot, 2013).

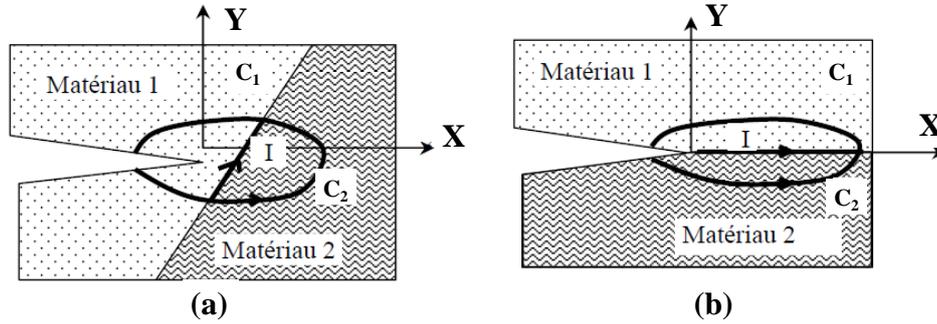


Figure I. 13 : Contour d'intégration traversant deux matériaux (Bouchard, 2000)

Passant maintenant à l'étude des développements de cette approche dans le cas d'une propagation de fissure à l'interface entre deux matériaux qui fait l'intérêt de cette thèse. Considérons la figure I.13-b, il s'agit d'un bi-matériau élastique isotrope composé de couches C_1 et C_2 des modules de Young (E_1, E_2), modules de cisaillement (μ_1, μ_2) et leurs coefficients de Poisson (ν_1, ν_2) différents. Ce bi-couche est collé suivant une interface horizontale commune suivant l'axe \vec{x} .

Dundurs (Dundurs, 1969) a constaté que le comportement de bicouche dépend que de deux paramètres adimensionnels notés α et β exprimant la différence de comportement entre les deux matériaux élastiques, dans le cas de plusieurs problèmes plans.

$$\alpha = \frac{\mu_1 (\kappa_2 + 1) - \mu_2 (\kappa_1 + 1)}{\mu_1 (\kappa_2 + 1) + \mu_2 (\kappa_1 + 1)} \quad (I.13)$$

$$\beta = \frac{\mu_1 (\kappa_2 - 1) - \mu_2 (\kappa_1 - 1)}{\mu_1 (\kappa_1 + 1) + \mu_2 (\kappa_1 + 1)} \quad (I.14)$$

$$\text{avec } \kappa_i = \begin{cases} \frac{3 - \nu_i}{1 + \nu_i} & (\text{en contraintes planes}) \\ 3 - 4\nu_i & (\text{en déformations planes}) \end{cases}$$

Le paramètre α mesure la différence relative de module d'élasticité dans le plan de part et d'autre de l'interface. α est proche de 1 lorsque le matériau de la couche C_1 est très rigide par rapport au matériau de C_2 . α est proche de -1 dans le cas contraire.

Le paramètre β mesure la différence de compressibilité de part et d'autre de l'interface. Il s'annule lorsque les deux matériaux sont incompressibles ($\nu_1 = \nu_2 = 0.5$) en déformations planes. Quand $\nu_1 = \nu_2$, le paramètre α est le même en déformations et contraintes planes.

Pour tout problème plan où les lèvres de la fissure sont libres, les contraintes au voisinage de la pointe de fissure sont données par :

$$\sigma_{ij} = K^* f_{ij}(\theta) r^{-\lambda} \quad (I.15)$$

K^* est le facteur d'intensité de contraintes complexes pour lequel les efforts de tension et de cisaillement sur la pointe de la fissure sont intrinsèquement liés. $f_{ij}(\theta)$ sont des fonctions de l'angle θ et λ est l'ordre complexe de la singularité ($i^2 = -1$).

$$\lambda = -\frac{1}{2} \pm i\varepsilon \quad (\text{I.16})$$

ε est une fonction de β initialement introduite par (Rice and Sih, 1965) est caractéristique du bi-matériau:

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \ln \left(\frac{1-\beta}{1+\beta} \right) \quad (\text{I.17})$$

Cette approche de mécanique de la rupture interfaciale est assez différente de celles vues dans le cas homogène. La mixité modale est prise en considération par :

$$\psi = \tan^{-1} \left(\frac{K^{\text{II}}}{K^{\text{I}}} \right) = \tan^{-1} \left(\frac{\sigma_{xy}}{\sigma_{yy}} \right)_{\theta=0} \quad (\text{I.18})$$

Le facteur d'intensité de contrainte en mode mixte peut s'exprimer en fonction du paramètre de mixité tel que :

$$K^* = K(\psi) = |K| e^{i\psi} \quad (\text{I.19})$$

Pour l'approche énergétique de la mécanique de la rupture interfaciale multi matériaux, le comportement est plus complexe que le cas des matériaux homogènes. Le taux de restitution de l'énergie dépend de l'angle de la mixité modale :

$$G = G(\psi) \quad (\text{I.20})$$

Cette dépendance à la mixité modale a des conséquences (Monerie, 2000) notamment sur l'angle de mixité modale qui varie avec l'avancé de fissure ce qui rend l'écriture de critère de Griffith assez délicate, la mesure expérimentale d'un taux de restitution critique de l'énergie en mode mixte $G_c(\psi)$ devient particulièrement difficile.

I.2.1.3 Limites de la mécanique de la rupture

La mécanique linéaire de la rupture est adaptée pour décrire l'évolution de la fissuration des matériaux fragiles. Les hypothèses de la mécanique linéaire de la rupture ne peuvent pas être appliquées pour le cas des matériaux élasto-plastiques. Le critère local en contrainte a montré la présence d'une singularité de la contrainte en fond de fissure qui n'est pas physiquement réaliste. La prise en compte de la plasticité implique l'existence d'une zone plastique qui se développe dans la zone singulière de sorte que la contrainte ne tende pas vers l'infini (voir Figure I.14). La présence de cette zone plastique va naturellement modifier le champ de contrainte à la pointe de la fissure (Figure I.14-c).

Dans la zone plastique, le profil de la fissure est fragilisé par la plasticité. Les lèvres s'écartent d'une quantité $[u]$, appelée ouverture de la fissure (ou COD en anglais pour : Crack Opening Displacement). La fissure se propage si : $[u] \geq \delta_c$ où la quantité δ_c est la valeur critique d'ouverture de la fissure. C'est un paramètre du matériau qui ne dépend pas de la géométrie ou de la longueur de la fissure. Il existe des manières alternatives afin de calculer l'ouverture de la fissure. Ces modèles

décrivent la fissuration par un « saut » de déplacement au niveau de l'interface et rendent compte de l'initiation, de la croissance et de la coalescence de microfissures. Ces travaux sont à la base des modèles de zone cohésive présentés dans la section suivante (§I.2.2).

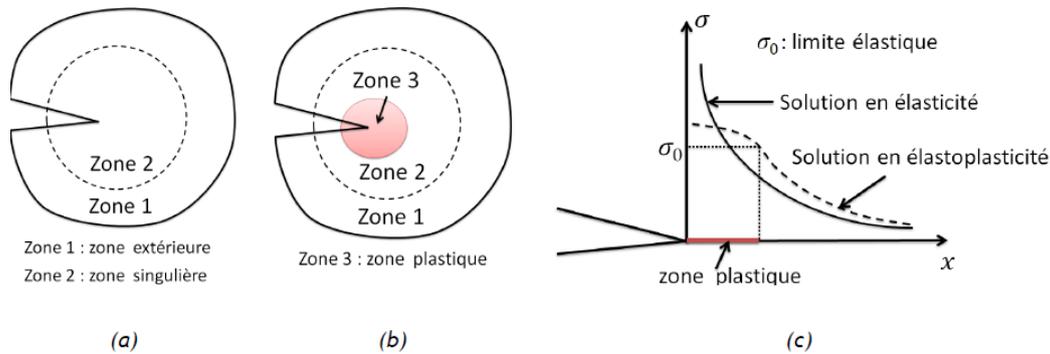


Figure I. 14 : Plasticité en point de fissure (Wen, 2012)

I.2.2. Modèles de zone cohésive

Les modèles de zones cohésives (MZC) sont basées sur une approche phénoménologique pour la modélisation d'une interface avec une épaisseur nulle ayant des propriétés mécaniques obtenues physiquement. Cette section est consacrée à la présentation du principe du MZC, quelques modèles de zone cohésive, les avantages et les limites des MZC et enfin le modèle choisi pour la suite de l'étude.

I.2.2.1 Principe des modèles de zones cohésives

Le principe des modèles de zone cohésive (MZC) phénoménologique est présenté sur la figure I.15. Il simule l'endommagement macroscopique le long de l'interface par l'application d'une loi de traction-séparation entre les nœuds initialement en contact de part et d'autre de l'interface.

Dans la plupart des formulations, le comportement consiste tout d'abord à une augmentation de la contrainte de traction avec la séparation des nœuds. Un maximum est atteint, correspondant à l'initiation de décollement. La contrainte décroît ensuite (adoucissement) et finalement la propagation conduit à une séparation totale des nœuds.

Les MZCs décrivent la loi de comportement de l'interface en s'appuyant à la fois sur le concept de contrainte (mécanique des milieux continus), et en utilisant des paramètres de la mécanique de la rupture (taux de restitution d'énergie).

Il existe des modèles de zone cohésives qui sont formulés dans le cadre de la thermodynamique des processus irréversible en associant des variables internes définissant l'état de l'adhérence interfaciale (tels que l'endommagement, l'adhésion, la mixité de mode de sollicitations...). La principale différence entre les modèles proposés dans la littérature se situe au niveau des formes des lois de traction - séparation et le nombre de paramètres appelés variables internes (cf. figure I.15).

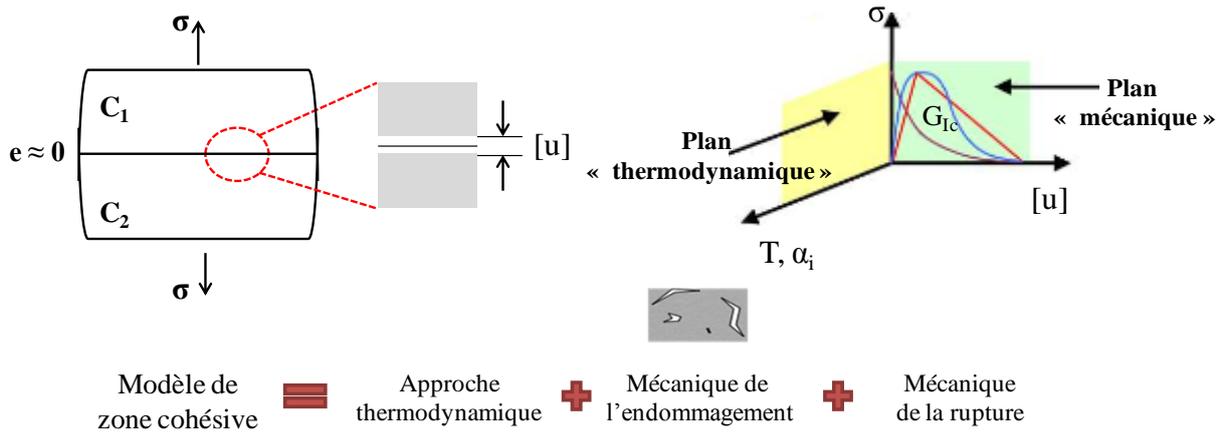


Figure I. 15 : Principe du modèle de zone cohésive

Les lois de comportement cohésive sont initialement étudiées par une approche thermodynamique par (Gurtin, 1979). Les potentiels d'énergie sont liés dans le plan thermodynamique par :

$$\Psi = e_c - T \cdot s \quad (I.21)$$

avec e_c : énergie interne,

s : entropie,

Ψ : énergie libre.

En appliquant le second principe de la thermodynamique⁶, l'inégalité de Clausius-Duhem est obtenue sous la forme suivante:

$$\sigma \cdot [u] - d\Psi - s \cdot dT \geq 0 \quad (I.22)$$

avec $[u]$: Saut de déplacement relatif à la séparation interfaciale, noté aussi dans la littérature par δ ,

σ : Contrainte cohésive résultante

T : Température, c'est la variable d'état associé à l'entropie s .

Ayant défini les variables d'état, il est postulé l'existence d'un potentiel thermodynamique Ψ duquel dérivent les loi d'état. (Costanzo and Allen, 1995) a généralisé cette approche en introduisant d'autres variables d'état observables et internes :

$$\Psi = \Psi([u], T, \alpha_i) \quad (I.23)$$

Avec α_i : variables internes d'état précisées au fur et à mesure lors de la modélisation des phénomènes dissipatifs tels que : l'érouissage, l'endommagement, la rupture, ...

L'inégalité de Clausius-Duhem, est réécrite sous la façon suivante :

$$\left(\frac{\partial \Psi}{\partial [u]} - \sigma^r\right) \cdot [\dot{u}] - \sigma^{ir} \cdot [\dot{u}] + \left(s + \frac{\partial \Psi}{\partial T}\right) \dot{T} + \frac{\partial \Psi}{\partial \alpha_i} \dot{\alpha}_i \geq 0 \quad (I.24)$$

⁶ Le second principe postule que le taux de production de l'entropie est toujours supérieur ou égale aux taux de chaleur reçue divisé par la température

avec σ^r et σ^{ir} représentent la partie réversible et irréversible de la contrainte cohésive σ .

Le comportement de zone cohésive est considéré comme un matériau standard généralisé. Dans ce cas, les équations d'état, s'écrivent comme suit :

$$\begin{cases} \sigma^r = \frac{\partial \Psi}{\partial [u]} \\ s = -\frac{\partial \Psi}{\partial T} \end{cases} \quad (I.25)$$

Par analogie avec les relations (I.22), les variables forces thermodynamiques A_i associées aux variables internes α_i sont définies par :

$$A_i = -\frac{\partial \Psi}{\partial \alpha_i} \quad (i = 2, \dots, n) \quad (I.26)$$

La dissipation intrinsèque de ce modèle cohésif est donnée par :

$$\phi = \sigma^{ir} \cdot [u] + A_i \dot{\alpha}_i \quad (I.27)$$

Cette approche est présentée avec plus de détails dans (Lemaitre et al., 2009).

L'équation constitutive discrète de l'interface relie les contraintes normales σ au saut de déplacement $[u]$ entre les deux plis adjacents. De manière très générale, elle peut être exprimée de la façon suivante :

$$\sigma = \sigma ([u], \sigma_{\max}, \delta_0, \delta_{\max}) \quad (I.28)$$

Les paramètres définissant cette loi cohésive sont le pic de contrainte σ_{\max} associé au saut de déplacement δ_0 , définissant l'initiation des dégradations, et le saut de déplacement final δ_{\max} , correspondant à une rigidité nulle de l'interface et donc à la rupture. L'initiation de l'endommagement commence lorsque les contraintes dépassent le pic de contrainte. Ce paramètre doit donc être choisi avec soin afin d'éviter une dissipation d'énergie prématurée.

L'équivalence énergétique des modèles de zone cohésive et de la mécanique de la rupture est obtenue en spécifiant que l'énergie totale Y_c dissipée en chaque point complètement endommagé de la zone cohésive est égale au taux de restitution d'énergie critique total G_c :

$$G_c = Y_c = \int_{\delta=0}^{\delta_{\max}} \sigma \cdot d\delta \quad (I.29)$$

Avec $\delta = [u]$ est le saut de déplacement à l'interface.

I.2.2.2 Différents modèles de zones cohésives

Les travaux de (Monerie, 2000), (Schreurs et al., 2011), (Raous, 2011) et (Serpieri et al., 2015) ont présenté un état de l'art sur les modèles de zones cohésives appliquées aux interfaces. Le domaine d'application de ce type de modélisation à l'aide d'éléments cohésifs est vaste. Il inclue la modélisation des matériaux hétérogènes, la rupture intergranulaire/intragranulaire (Wen, 2012), la séparation d'interfaces (Fouchal et al., 2009) et aussi la délamination des composites (Raous, 2011).

Une communauté importante se mobilise pour améliorer de manière constante la qualité de prédiction de ces modèles. En particulier, de nombreuses études visent à analyser l'influence de la forme du modèle cohésif (bilinéaire, exponentielle, trapézoïdale, etc.) et des paramètres matériaux

associés (contrainte cohésive maximale, ouverture critique, énergie de rupture) sur le comportement de l'interface (cf. figure I.15).

Les Modèles de Zones Cohésives (MZC) sont initialement développés par (Dugdale, 1960) et (Barenblatt, 1962) pour la modélisation de la zone active en pointe de fissure adaptée à la déchirure ductile. Ils supposent l'existence d'une zone cohésive (Process zone) séparant la partie rompue du matériau (partie avec contrainte nulle) et la partie saine (Figure I.16). Cette zone cohésive est régie par une relation reliant la contrainte à l'ouverture de la fissure δ . Les MZC sont considérés comme une amélioration de la théorie de Griffith, qui suppose que la zone d'élaboration de la fissure est de taille négligeable devant les dimensions de la structure et n'offre pas un critère pour l'initiation de la fissure.

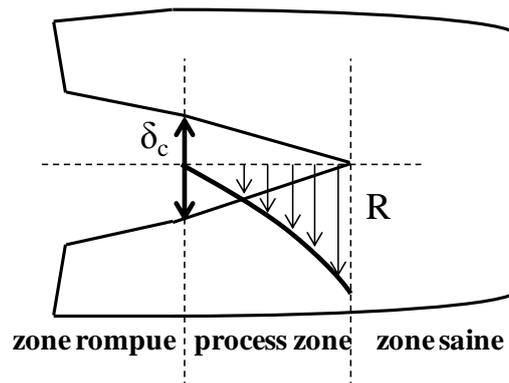


Figure I. 16 : Fissure cohésive (Contrainte cohésive R et ouverture critique δ_c).

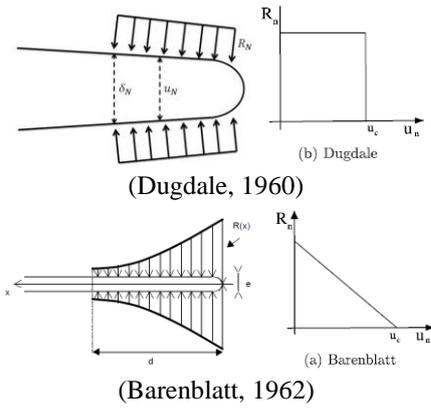
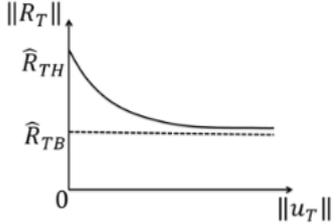
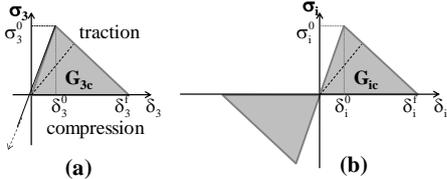
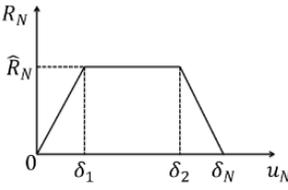
Une loi bilinéaire très utilisée est introduite par (Hillerborg et al., 1976) pour traiter les modes de délaminage découplés. (Alfano, 2006) montre que seuls le pic de traction et la quantité d'énergie dissipée localement ont une influence sur la solution obtenue par l'utilisation de différentes lois cohésives. Récemment cette loi cohésive a été reprise et enrichie en mode mixte avec la prise en compte de la dilatation et de la dégradation des aspérités par (Serpieri et al., 2015). Ce nouveau MZC prend en compte la cohésion, la friction, la dilatation et l'usure de surface au cours des cycles de chargement. Ces mécanismes sont modélisés avec des variables internes phénoménologiques et des hypothèses micro-mécanique simplifiées qui sont efficaces dans une formulation à deux échelles (micro/macro).

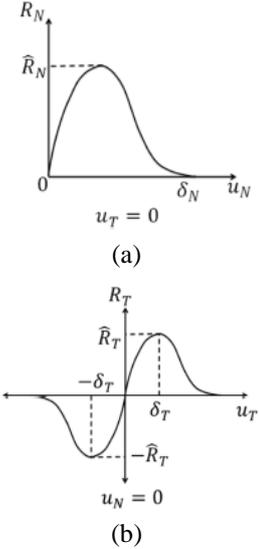
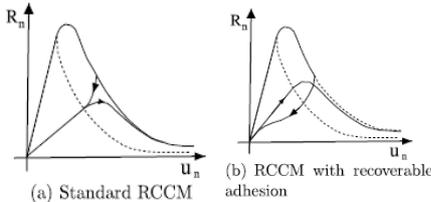
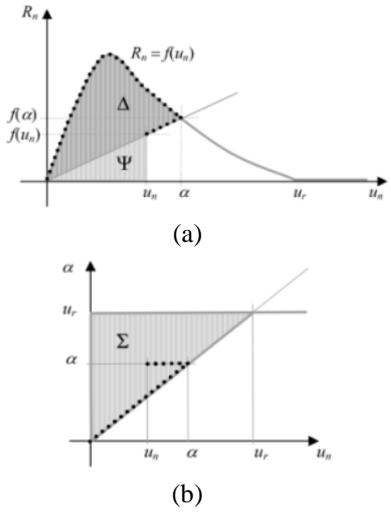
Un modèle d'endommagement basé sur le level set épais (TLS) a été introduit par les travaux de (Moës et al., 2011) comme une nouvelle manière de délocaliser l'endommagement. D'après (Moës et al., 2015), ce modèle est plus riche qu'un modèle cohésif car il permet de prédire le chemin que va suivre la fissure et peut gérer des chemins de fissurations très complexes (coalescence et branchement). Une relation entre le modèle d'endommagement régularisé par la TLS et le modèle cohésif en 1D a été étudié par (Moës et al., 2015).

Un autre modèle d'interface développé par (Ladevèze, 1992), (Allix et al., 1995) est basé sur une approche énergétique. Ce modèle est implémenté par (Gornet et al., 2000), (Gornet and Ijaz, 2011) sous le code éléments finis Cast3M. Il propose une formulation de l'endommagement énergétique qui couple entre les différents modes de sollicitations. Ce modèle propose une viscosité interfaciale lors de l'évolution l'endommagement à l'aide d'un modèle de type à effet de retard (Allix et al., 2003). Ce modèle est retenu pour la suite de cette étude.

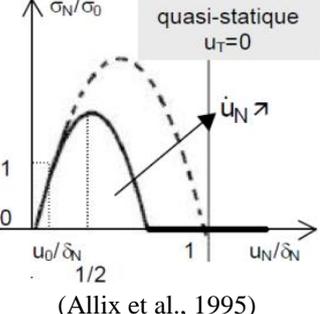
Le tableau I.2 résume quelques modèles de zone cohésive issus de la littérature classés suivant les mécanismes modélisés et le nombre de paramètres.

Tableau I. 2 : Différents modèles de zone cohésive (MZC)

Type de modèle et mode	Modèle de zone cohésive et références	Apport du modèle	Nombre de paramètres
<p>Modèles de Barenblatt et Dugdale</p> <p>Mode I</p>	 <p>(Dugdale, 1960)</p> <p>(Barenblatt, 1962)</p>	<ul style="list-style-type: none"> - Ce modèle décrit l'évolution de la contrainte cohésive normale R_n en fonction du saut de déplacement normale u_n, - Déformations plastiques au voisinage du front de fissure, - Introduction de la notion de la zone cohésive, - Application pour des matériaux parfaitement fragiles, - matériau élastoplastique parfait, 	<p>2</p>
<p>Modèles de Palmer et Rice</p> <p>Mode II</p>	 <p>(Palmer and Rice, 1973)</p>	<ul style="list-style-type: none"> - Ce modèle décrit l'évolution de la contrainte cohésive tangentielle R_T en fonction du saut de déplacement tangentiel u_T. - L'application traitée est liée à la géomécanique : dans des sols soumis à une compression constante. 	<p>2</p>
<p>Loi bilinéaire mode I et mode II</p>	 <p>(a) (b)</p> <p>(Hillerborg et al., 1976) (Alfano and Crisfield, 2001)</p>	<ul style="list-style-type: none"> - La loi cohésive bilinéaire décrit l'évolution de la contrainte cohésive σ_i en fonction du saut de déplacement δ_i pour les modes I et II découplés. (a) Traction/compression, (b) Cisaillement 	<p>6 paramètres pour chaque mode</p>
<p>Loi trapézoïdale Mode I</p>	 <p>(Tvergaard and Hutchinson, 1992)</p>	<ul style="list-style-type: none"> - Ce modèle décrit l'évolution de la contrainte cohésive normale R_N en fonction du saut de déplacement normale u_N, - Il prend en compte des phénomènes de croissance et coalescence de micro-vides propres à la rupture dans les matériaux ductiles. 	<p>4</p>

<p>Modèle d'endommagement Mode I et II</p>	 <p>(a)</p> <p>(b)</p> <p>(Frémond, 1987) , (Needleman, 1987) et (Xu and A. Needleman, 1994)</p>	<p>Modèle de fissuration avec prise en compte de l'irréversibilité du comportement local (endommagement surfacique)</p> <ul style="list-style-type: none"> - (a) décrit l'évolution de la contrainte cohésive normale R_N en fonction du saut de déplacement normale u_N pour $u_T=0$, - (b) représente l'évolution de la contrainte cohésive tangentielle R_T en fonction du saut de déplacement tangentiel u_T pour $u_N=0$. 	<p>3</p>
<p>Modèle couplant adhésion et frottement avec dissipation visqueuse</p>	 <p>(a) Standard RCCM (b) RCCM with recoverable adhesion</p> <p>(Monerie, 2000)</p>	<ul style="list-style-type: none"> - Modèle d'adhésion interfaciale - Il présente l'évolution de la contrainte cohésive normale R_n en fonction du saut de déplacement normale u_n, - Régularisation des problèmes de sauts des solutions : Une viscosité de la décohésion interfaciale et une formulation dynamique. 	<p>6</p>
<p>Modèle unifié pour interfaces adhésives avec endommagement, viscosité et frottement</p>	 <p>(a)</p> <p>(b)</p> <p>(Raous, 2011) (Del Piero and Raous, 2010)</p>	<p>Un cadre général est donné sous la forme d'une formulation unifiée pour le modèle RCCM précédent.</p> <p>Les axes présentent l'évolution de la contrainte cohésive normale R_n en fonction du saut de déplacement normale u_n pour (a) Et pour le (b), l'évolution du paramètre α du modèle unifié en fonction du saut de déplacement normale u_n.</p>	<p>4</p>



<p>Modèle en mode mixte (I+II) à effet de retard</p>	 <p>(Allix et al., 1995)</p>	<p>Délaminage et endommagement des matériaux composites à l'échelle de l'interface. Les axes présentent l'évolution de la contrainte cohésive normale σ_N normalisée par σ_0 en fonction du saut de déplacement normale u_n normalisé par δ_0 de la phase élastique.</p>	<p>7</p>
-------------------------------------------------------------	---------------------------------------------------------------------------------------------------------------	---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----------

I.2.2.3 Limites des modèles de zones cohésives

Différents modèles de zone cohésive ont été présentés et certaines de leurs capacités prédictives ont été illustrées. Ces modèles sont généralement basés sur l'approche thermodynamique des processus irréversibles. Ils permettent une modélisation phénoménologique des interfaces. L'inconvénient de ces modèles est l'identification de la forme et des paramètres matériaux. Ceci limite leur utilisation prédictive dans les simulations numériques. Néanmoins, leur emploi est assez délicat et se heurte souvent à des problèmes numériques associés très mal conditionnés, tel que les sauts de solutions (Monerie and Acary, 2001). Malgré ces points négatifs, les modèles de zones cohésives restent une voie intéressante et prometteuse pour la modélisation des interfaces à l'échelle méso et macroscopique.

Lors de leur application dans un cadre éléments finis, les modèles de zones cohésives endurent d'un problème de dépendance de la solution au maillage et au pas de temps. Différentes techniques de régularisation sont proposées pour surmonter ces difficultés. Certains auteurs proposent de définir des lois constitutives non-locales pour caractériser le comportement des zones cohésives. D'autres tendent de définir une longueur caractéristique à la description de la zone cohésive. En effet, la formulation des lois cohésives dépendant de la vitesse de chargement introduisant une longueur caractéristique régularisante (Allix et al., 2003). Cette idée est à la base de la technique dénommée «effet retard » qui limite le taux d'endommagement maximum dans la structure. Ce taux est relié à une vitesse physique de coalescence des fissures à l'échelle microscopique dans le stratifié. Ce modèle est retenu dans notre étude et les équations constitutives du modèle seront détaillées dans (§ III.2).

Pour améliorer la performance de la méthode des éléments finis pour représenter des singularités ou des gradients très élevés, l'enrichissement global de la base d'approximation éléments finis est utilisé. Les premiers travaux de la méthode des éléments finis généralisée GFEM utilisent un enrichissement global de l'espace d'approximation. Un enrichissement local pour les singularités aux coins aigües ont également été développées par (Duarte et al., 2000). La méthode X-FEM a été développée par (Moës et al., 1999) pour la modélisation de la propagation des fissures avec un enrichissement local sans remaillage. Cette méthode est une alternative à d'autres méthodes de régularisation existantes. Le modèle original comporte une variable d'endommagement isotrope dont la répartition dans le domaine est déduite de la donnée du contour de la zone endommagée, la valeur de l'endommagement étant supposée être une fonction connue de la distance au front. L'évolution du contour de la zone endommagée est déduite d'un critère de propagation conforme à la théorie originale de Griffith.

Dans la section suivante (§I.2.3), l'approche déductive basée sur les modèles asymptotique est présentée.

I.2.3. Modèles asymptotiques

Les méthodes asymptotiques sont des études théoriques basées sur des formulations mathématiques (Ciarlet and Destuynder, 1979) , (Sanchez-Palencia, 1980) en élasticité linéaire et (Destuynder, 1980) en élasticité non linéaire. En effet, l'étude asymptotique de couche mince conduit à un problème limite avec une loi d'interface par des développements limités au voisinage de zéro. Cette loi met en jeu les paramètres physiques et géométriques d'interphase. Le comportement équivalent de l'interphase lorsque l'épaisseur diminue à zéro est constructive (Destuynder, 1980), (Suquet, 1988), (Dumontet, 1990), (Licht and Michaille, 1997), (Abdelmoula et al., 1998) et (Lebon and Rizzoni, 2011).

I.2.3.1. Principe des modèles asymptotiques

Le comportement asymptotique d'un problème de couche mince élastique linéaire est étudié par (Khaoua et al., 1996). Le problème consiste à étudier le comportement asymptotique d'une couche mince élastique linéaire d'épaisseur ε et de coefficient de Lamé λ et μ . Ces coefficients sont en fonction de son épaisseur moyenne. L'étude du comportement est établie lorsque l'épaisseur ε tend vers zéro.

Soit Ω un ouvert borné de \mathbb{R}^3 de frontière $\partial\Omega = \Gamma \cup \Gamma'$ avec $\text{mes}(\Gamma) \neq 0$. La géométrie du problème est présentée dans la figure I.17. Dans ce qui suit, un élément $x = (x_1, x_2, x_3)$ de \mathbb{R}^3 sera noté $x = (x_i, x_3)$ avec $x_i \in \mathbb{R}^2$. On note Ω est d'intersection S et de plan $\{x_3=0\}$. Soit f une fonction de \mathbb{R}^2 dans \mathbb{R}_+ vérifiant :

$$0 < c \leq f(x_i) \leq \frac{1}{2} \text{ pour tout } x_i \in S \quad (\text{I.30})$$

La fonction f_ε est définie par :

$$x_i \rightarrow f_\varepsilon(x_i) = \varepsilon \cdot f(x_i)$$

Les ensembles B_{f_ε} et Ω^\pm sont définis par :

$$B_{f_\varepsilon} = \{(x_i, x_3) \text{ tel que } x_i \in S \text{ et } |x_3| < f_\varepsilon(x_i)\}$$

$$\Omega^\pm = \{(x_i, x_3) \text{ tel que } x_i \in S \text{ et } |x_3| > f_\varepsilon(x_i)\}$$

Soit un bicouche élastique occupe la région Ω de \mathbb{R}^3 délimité par une interphase notée B_{f_ε} . Cette zone transitoire interfaciale (ZTI) est homogène isotrope et sa loi de comportement est donnée par :

$$\sigma^\varepsilon = \lambda \varepsilon^\alpha \text{tr}(e(u^\varepsilon)) \text{Id}_3 + 2 \mu \varepsilon^\beta e(u^\varepsilon) \quad (\text{I.31})$$

Avec

σ^ε : tenseur de contraintes correspondant au champ de déplacement u^ε

λ et μ : coefficients de Lamé, α et β : les exposants des coefficients de Lamé de l'interphase

tr : fonction trace d'une matrice

$e(u^\varepsilon)$: tenseur de déformation relatif au champ de déplacement u^ε et défini par :

$$e_{ij}(u^\varepsilon) = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i^\varepsilon}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j^\varepsilon}{\partial x_i} \right) \quad (I.32)$$

Le comportement dans Ω^\pm est donné par :

$$\sigma_{ij}^\varepsilon = a_{ijhk} e_{hk}(u^\varepsilon) \quad (I.33)$$

Où : a_{ijhk} sont les coefficients d'élasticité du matériau indépendant de ε .

Le corps est soumis à une densité de forces volumiques ϕ et une densité surfacique g appliquées sur Ω et Γ' , respectivement. Le problème P_ε posé par (Khaoua et al., 1996) revient à trouver $(u^\varepsilon, \sigma^\varepsilon)$ tels que :

$$(P^\varepsilon) \begin{cases} \text{div } \sigma^\varepsilon = -\phi & \text{dans } \Omega \\ \sigma^\varepsilon = \lambda \varepsilon^\alpha \text{tr}(e(u^\varepsilon)) \text{Id}_3 + 2 \mu \varepsilon^\beta e(u^\varepsilon) & \text{dans } B_{f_\varepsilon} \\ \sigma^\varepsilon = a e(u^\varepsilon) & \text{dans } \Omega^\pm \\ u^\varepsilon = 0 & \text{sur } \Gamma \\ \sigma^\varepsilon \cdot n = g & \text{sur } \Gamma' \end{cases}$$

Avec n : la normale extérieure à $\partial\Omega$.

D'après le théorème de Lax-Milgram, le problème associé à la formulation variationnelle admet une solution unique $(u^\varepsilon, \sigma^\varepsilon)$. L'étude du comportement de la solution revient à chercher une limite de la solution $(u^\varepsilon, \sigma^\varepsilon)$ quand ε tend vers zéro.

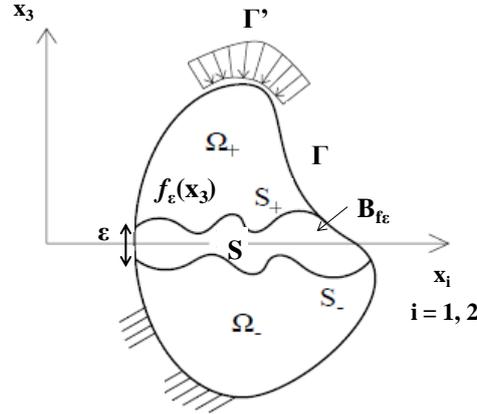


Figure I. 17 : Géométrie du problème P_ε (Khaoua et al., 1996)

Grâce à des majorations de la solution sur les domaines B_{f_ε} et Ω^\pm , il est montré que $(u^\varepsilon, \sigma^\varepsilon)$ converge vers un élément (u^0, σ^0) . En employant un procédé de développement asymptotique, des lois d'interface sont déduites pour le problème limite, pour une épaisseur de l'interphase qui tend vers zéro. Le problème limite garde les caractéristiques physiques et géométriques de l'interphase à travers la forme des lois d'interface sur la surface S .



Sans détailler les développements mathématiques de l'approche asymptotique, les lois d'interface élastique obtenues dépendent des deux paramètres α et β . Les lois d'interface élastique sont regroupées dans le tableau I.3 ci-dessous.

Il est à noter que :

$$\mathbf{u}_N^0 = \mathbf{u}^0 \cdot \mathbf{e}_3 \quad ; \quad \mathbf{u}_T^0 = \mathbf{u}^0 - \mathbf{u}_N^0 \cdot \mathbf{e}_3 \quad (\text{I.34})$$

$$\boldsymbol{\sigma}_N = (\boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{e}_3) \cdot \mathbf{e}_3 \quad ; \quad \boldsymbol{\sigma}_T = \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{e}_3 - (\boldsymbol{\sigma}_N) \cdot \mathbf{e}_3 \quad (\text{I.35})$$

$$\lambda_\varepsilon = \lambda \varepsilon^\alpha \quad ; \quad \mu_\varepsilon = \mu \varepsilon^\beta \quad (\text{I.36})$$

Avec \mathbf{u}^0 : champ de déplacement limite et α et β : les exposants des coefficients de Lamé de l'interphase.

D'après le tableau I.3, le décollement peut apparaître à l'interface lorsque le saut de déplacement est non nul. A l'ordre 0, la loi d'interface s'écrit sous une forme linéaire entre le saut de déplacement et le vecteur contrainte en fonction des paramètres mécaniques de l'interphase (λ , μ) et de sa fonction de géométrie f .

D'après (Khaoua et al., 1996), la loi d'interface du problème limite dépend plus de la variation de β que de α . β n'intervient que dans le module de rigidité au glissement μ . Les valeurs $\alpha = 1$ et $\beta = 1$ sont des valeurs critiques de changement de la loi d'interface. Cependant lorsque :

- $\beta < 1$: Le saut de déplacement est nul. Dans ce cas l'interface reste parfaitement collée.
- $\beta > 1$: La composante tangentielle de la contrainte est toujours nulle.
- $\alpha \geq 1$ et $\beta \geq 1$: Les contraintes à l'interface sont nulles. Dans ce cas il s'agit d'une liaison molle à l'interface.

Tableau I. 3 : Lois d'interface par la méthode asymptotique (Khaoua, 1995)

$1 < \beta < 2$	$[\mathbf{u}_N^0] = 0 \quad ; \quad \boldsymbol{\sigma}_T^0 = 0$ Glissement parfait	$\boldsymbol{\sigma}_N^0 = \frac{\lambda}{f} [\mathbf{u}_N^0] \quad ; \quad \boldsymbol{\sigma}_T^0 = 0$ Loi élastique purement normale	$\boldsymbol{\sigma}_N^0 = 0 \quad ; \quad \boldsymbol{\sigma}_T^0 = 0$ Liaison molle de l'interface
$\beta = 1$	$[\mathbf{u}_N^0] = 0 \quad ; \quad \boldsymbol{\sigma}_T^0 = \frac{\mu}{f} [\mathbf{u}_T^0]$ Contact élastique tangentiel	$\boldsymbol{\sigma}_N^0 = \frac{\lambda + 2\mu}{f} [\mathbf{u}_N^0] \quad ;$ $\boldsymbol{\sigma}_T^0 = \frac{\mu}{f} [\mathbf{u}_T^0]$	$\boldsymbol{\sigma}_N^0 = \frac{2\mu}{f} [\mathbf{u}_N^0]$ $\boldsymbol{\sigma}_T^0 = \frac{\mu}{f} [\mathbf{u}_T^0]$ Interface à liaison élastique
$0 \leq \beta < 1$	$[\mathbf{u}^0] = 0$ Interface parfaitement collée	$[\mathbf{u}^0] = 0$ Interface parfaitement collée	$[\mathbf{u}^0] = 0$ Interface parfaitement collée
	$0 \leq \alpha \leq 1$	$\alpha = 1$	$1 \leq \alpha$

I.2.3.2. Différents modèles asymptotiques

Les méthodes asymptotiques sont basées sur une approche déductive qui consiste à considérer une interphase d'épaisseur inférieure à 1mm, en imposant des propriétés mécaniques et étudier asymptotiquement le problème d'interface quand l'épaisseur tend vers zéro (figure I.18). La

modélisation asymptotique des interfaces peut tenir compte des phénomènes de dégradations à l'échelle microscopique tels que l'endommagement, le glissement et le frottement dans les microfissures qui gouvernent la rupture de la structure à l'échelle macroscopique. Un modèle d'interface quasi-fragile endommageable est proposé par (Pelissou and Lebon, 2007). (Lebon and Rizzoni, 2011) ont étudié le comportement d'un bicouche élastique séparé par une interphase élastique de même module par la méthode asymptotique et une minimisation d'énergie. Cette méthode alternative permet la modélisation de divers comportements : linéaire et non linéaire de la couche mince (élastique, viscoélastique, élasto-plastique), non monotone, etc (Licht et al., 2013).

Récemment (Fouchal et al., 2014) et (Raffa and Lebon, 2014) ont proposé un modèle d'interface rugueuse imparfaite pour les maçonneries. Particulièrement, cette méthode est appliquée à une interphase d'une faible épaisseur ($\varepsilon.\eta$) présentée dans la figure I.18 par une fonction 2D de rugosité notée par $\eta_{\pm}(x_1, x_2) \in C_{S, R^2}^0$ décrivant la forme géométrique de la surface adhérents/ interphase S_+^{ε} et S_-^{ε} respectivement. Cette fonction satisfait les propriétés suivantes:

$$\begin{cases} -\frac{\varepsilon}{2}\eta_-(x_1, x_2) \leq x_3 \leq \frac{\varepsilon}{2}\eta_+(x_1, x_2) \\ \eta_-(x_1, x_2) > 0 \\ \eta_+(x_1, x_2) > 0 \end{cases} \quad (I.37)$$

La moyenne de la fonction de rugosité d'épaisseur initiale de ε tend vers zéro dans un problème limite est donnée par l'équation :

$$\eta(x_1, x_2) = \frac{\eta_-(x_1, x_2) + \eta_+(x_1, x_2)}{2} \quad (I.38)$$

La figure I.18 présente la méthode asymptotique. La loi de comportement de l'interface est donnée par la relation suivante entre les contraintes et le saut de déplacement à l'interface à l'ordre zéro du développement asymptotique et la fonction de rugosité :

$$\sigma_{i_3}^0 = \frac{1}{\eta} K^{33} [u^0] \quad (I.39)$$

avec $u(z_1, z_2, z_3) = u^0 + \varepsilon u^1 + o(\varepsilon)$; $[u^0]$ est le saut de déplacement à l'interface à l'ordre zéro.

K^{33} est la matrice de rigidité contenant la rigidité normale et tangentielle et qui prend en compte des microfissures de la théorie de Kachanov (Kachanov, 1994). Ce modèle initialement proposé par (Rekik and Lebon, 2010) est basé sur l'approche de l'homogénéisation des caractéristiques microscopiques relatifs aux maçonneries afin d'étudier le comportement en cisaillement global à l'interface .



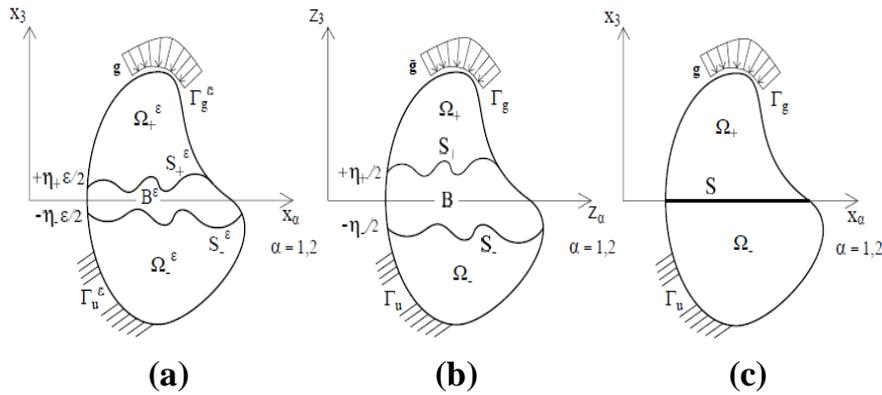


Figure I. 18 : Problème de redimensionnement: (a) système initial, (b) système rééchelonné (c) système limite (Fouchal et al., 2014)

Dernièrement, (Dumont et al., 2015) ont présenté un état de l'art sur les modèles d'interfaces imparfaites en considérant les microfissures à l'échelle microscopique. Le modèle proposé combine entre les techniques d'homogénéisation des microfissures en 2D et en 3D qui induit un matériau fissuré orthotrope avec la méthode asymptotique adaptée. Une variante entièrement non linéaire du modèle d'interface est également proposée, dérivée des équations constitutives de la théorie de St. Venant-Kirchhoff pour une application sur les éléments de structure de la maçonnerie.

(Raffa, 2015) a développé un outil analytique général capable de dépasser les limitations des stratégies existantes et concerne la modélisation des interfaces soft et hard caractérisées par une microfissuration évolutive. Une nouvelle approche, appelée *Imperfect Interface Approach* (IIA), est proposée. Elle couple la théorie asymptotique et les techniques d'homogénéisation pour les milieux microfissurés dans le cadre de la *Non-Interacting Approximation* (NIA). Les simulations numériques appliquées à la maçonnerie des modèles d'interface soft obtenus dans les deux cas linéaires et non-linéaires ont été effectuées, montrant l'efficacité et la robustesse de la formulation proposée.

I.2.3.3. Limites des modèles asymptotiques

L'approche déductive asymptotique s'est développée pendant ces dernières années. Elle propose des modélisations non linéaires de l'interface à travers certaines techniques d'homogénéisation des phénomènes micromécaniques (Pelissou and Lebon, 2007), (Rekik and Lebon, 2010), (Raffa et al., 2016). Cependant, la modélisation des comportements non linéaires (tels que l'endommagement, la viscosité, la mixité des modes de sollicitation ...) par cette méthode ne sont pas encore au point.

I.2.4. Bilan sur les approches de modélisation

Un état de l'art synthétique sur les modèles des interfaces a été suggéré dans (§I.2). Trois types d'approches permettant l'étude de dégradation des interfaces dans les matériaux et les structures ont été présentés.

La mécanique linéaire de la rupture est un outil efficace pour analyser ou simuler les mécanismes de la rupture fragile. Elle permet de résoudre efficacement les problèmes de propagation quasi-statique des fissures dans le cas des matériaux homogènes élastiques linéaires. Cependant, la méconnaissance des propriétés exactes d'une interface entre deux matériaux ; la difficulté de calculer la direction de propagation d'une fissure au droit d'une interface et la complexité numérique liée à la propagation d'une fissure à travers une interface dans un maillage : constituent un frein devant la modélisation réaliste des interfaces imparfaites par cette méthode. En effet malgré, les développements

numériques apportés pendant ces dernières années, la mécanique de la rupture ne permet toujours pas de simuler la totalité du processus de fissuration des interfaces initialement collées. Deux méthodes prometteuses pour résoudre ce verrou scientifique notamment la méthode X-FEM par (Moës et al., 1999) et le modèle "M4" (modélisation multi-particulaire des matériaux multicouches) (Chabot, 2013).

Afin de résoudre les difficultés liées à l'application directe de la mécanique de la rupture et de mieux simuler le processus de décollement, deux types d'approches ont été développées pour l'étude du comportement mécanique des interfaces. La première phénoménologique est basée sur les modèles de zones cohésives et la deuxième déductive, basée sur les développements asymptotiques.

Les modèles de zone cohésive semblent un bon candidat pour la modélisation des phénomènes d'adhésion complexes (endommagement, mixité des modes de sollicitations, décollement...). Les méthodes asymptotiques procurent des modélisations pertinentes afin de prendre en considération les microfissures et la rugosité à l'interface.

Pour la suite de l'étude, le comportement de l'interface sera traité sous l'angle de ces modèles de zones cohésives. Le modèle choisi (Allix et al., 1995) permet de mettre en exergue la mixité des modes de sollicitation ainsi qu'une viscosité des décohésions interfaciales, afin d'aboutir à une description réaliste des propriétés de ces interfaces de chaussées. Les équations constitutives du modèle sont détaillées dans (§ III.1).

La section suivante (§ I.3) présentera une étude bibliographique sur les phénoménologies de dégradations des interfaces de chaussée qui argumente le choix du modèle de zone cohésive retenu.

I.3. Interfaces entre couches de chaussées

Cette troisième partie bibliographique est consacrée à la compréhension du comportement mécanique des interfaces dans les structures de chaussée. D'abord, les constatations in situ des dégradations dans les structures de chaussées liées au décollement des interfaces sont présentées. Ensuite les aspects phénoménologiques relatifs au bon collage, principalement l'adhésion et la rugosité, sont abordés. Enfin, un état de l'art sur les techniques de caractérisation des interfaces est exposé.

I.3.1. Constatations in situ

I.3.1.1 Pathologies de dégradation des chaussés

Une chaussée bitumineuse est un empilement successif de couches de matériaux granulaires, liées et non liées ayant chacune une fonction spécifique. La figure I.19 présente une structure multicouches typique d'une chaussée routière (LCPC-SETRA, 1994). Par ailleurs, les chaussées se dégradent essentiellement par flexion sous l'effet du trafic lourd et des conditions climatiques sévères. La cinématique des désordres dans ces structures est liée à la nature des matériaux utilisés, aux conditions de mise en œuvre et plus particulièrement à l'épaisseur de couches et des conditions de collage entre couches. Le décollement des interfaces entre couches représente un mode de dégradation prépondérant dans les chaussées. Actuellement, la majorité des réparations du réseau existant ainsi que les structures proposées en travaux neufs ont recours à des couches de surface ou d'assise de plus en plus mince, ce qui nécessite un collage de plus en plus performant.

Dans les chaussées rigides, le collage s'applique au niveau des interfaces entre les couches d'enrobés et les couches composées de matériaux traités aux liants hydrauliques. Pour les chaussées souples, il est appliqué aux interfaces enrobés-enrobés. Ces interfaces jouent un rôle indispensable dans la tenue des chaussées. Elles participent à la transmission des contraintes mécaniques induites par

le trafic depuis la couche de surface jusqu'à la couche de base, ce qui permet à l'ensemble de se comporter comme un seul massif homogène et monolithique. Cependant, les méthodes de dimensionnement conventionnelles considèrent l'interface entre deux couches de chaussées soit parfaitement collée, ou bien parfaitement glissante, tout dépend de la nature des couches en présence (LCPC-SETRA, 1994).

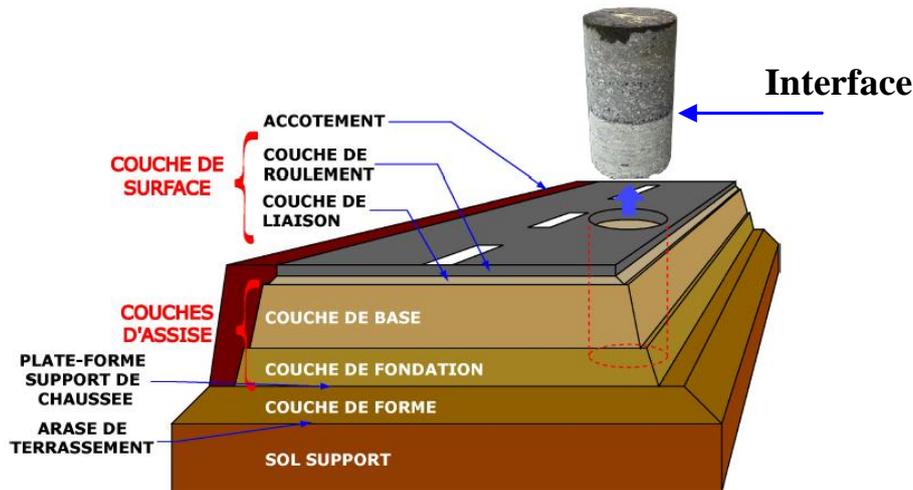


Figure I. 19 : Structure de chaussée (LCPC-SETRA, 1994) , d'après (Pouteau, 2004)

Les inspections in situ ont révélé que le manque de collage ou l'endommagement de la couche d'accrochage (Interface) conduisent à des dégradations structurelles rapides et considérables. Néanmoins, un collage adéquat d'une couche de recouvrement protège la structure de défauts majeurs tels que le nid de poule, la pelade et l'arrachement. Depuis plusieurs années, ces dégradations sévères sont observées au niveau des couches de surface, et peuvent être directement corrélées à des décollements par arrachement ou par glissement entre couches (figure I.20), ceci malgré la mise en œuvre d'une couche d'accrochage (SETRA, 1986), (Al-Qadi et al., 2008), (Mohammad, 2012) et (Leng et al., 2009).

Ces pathologies sont fréquemment rencontrées sur des sections de chaussées fortement sollicitées en cisaillement (zones de freinage-accélération, giratoire, rampes, etc.). Ceci est particulièrement observé sur : les quais de déchargement, les taxiways des aéroports, les sols industriels, ou encore dans le cas des chaussées comportant une couche de roulement de faible épaisseur (Romanoschi, 1999). Les ruptures constatées peuvent se produire essentiellement en sollicitations monotones sévères, à très faible nombre de cycles ou encore en fatigue (SETRA, 1986) et (Diakhate, 2007).



Figure I. 20 : Dégradations relatives à des défauts de collage (Asphalt Technology News, 2015)

I.3.1.2 Fonctionnement de l'interface de couches de chaussées

D'après ce qui vient d'être évoqué, l'état de l'interface affecte la performance globale de la chaussée. Le principe de dimensionnement se base sur le fait que les couches se déforment par flexion

en fonction de leurs propres caractéristiques (module, épaisseur,...), mais aussi en fonction des autres couches sur lesquelles elles sont collées. Lorsqu'il y a une absence ou une défaillance du collage aux interfaces (au sommet ou en base des couches), chaque couche travaille de façon indépendante en fonction de ses propres caractéristiques. Les déformations et les contraintes de part et d'autre de l'interface sont alors plus importantes que lorsque les couches sont collées. Le risque de glissement des couches les unes sur les autres sous l'action des sollicitations par conséquent augmente. Les travaux de (Roffe and Chaignon, 2002) et (Diakhate, 2007) ont montré par une analyse numérique sur une structure de chaussée souple, une diminution considérable de la durée de vie en condition décollée au niveau de l'interface. Comme l'illustre la figure I.21, les déformations horizontales en base de la couche supérieure augmentent sensiblement dans le cas d'interface décollée en comparaison avec une interface collée. Lorsque la couche de surface est sollicitée en même temps en traction et en compression, l'apparition des fissures de fatigue est favorisée sur sa face inférieure (Diakhate, 2007).

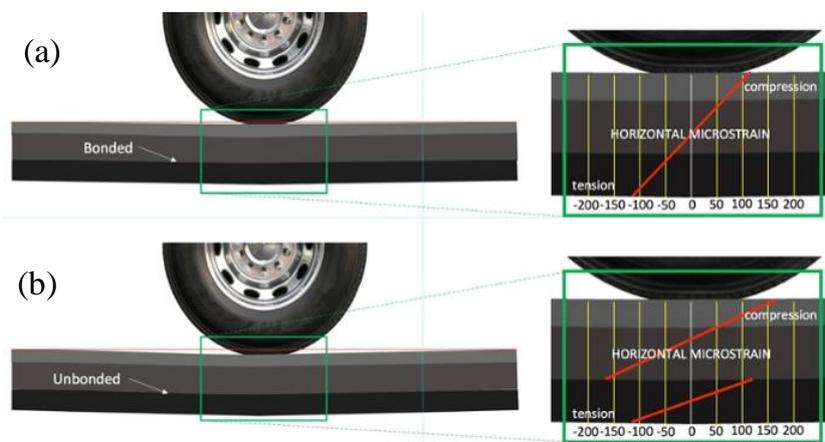


Figure I. 21 : Comparaison des valeurs de déformation horizontale dans les cas d'interface (a) collée ; (b) décollée (Asphalt Technology News, 2015)

I.3.1.3 Mécanismes de décollement des interfaces de chaussées

Ce travail de thèse impose une compréhension des mécanismes de dégradations dans les chaussées dues aux décollements des interfaces, pour être en mesure de les reproduire convenablement en laboratoire et ensuite proposer une approche de modélisation pertinente. L'analyse détaillée des dégradations causées par les défauts de collage est présentée ci-dessous. Toute fissure qui apparaît à la surface peut être propice à un risque de dégradation accélérée de la chaussée (figure I.22).

Les dégradations débutent par une fissuration fine et superficielle (figure I.22-1) qui s'approfondit sous l'action combinée des contraintes climatiques et du trafic. Par conséquent, un décollement (figure I.22-2) se met en place entraînant du faïençage (figure I.22-4) puis la pelade (premier arrachement) lorsque la fissure atteint l'interface au niveau de la couche support (figure I.22-5). L'évolution des arrachements cause un nid de poule (figure I.22-7) qui nécessite une réparation immédiate et rapide.



Figure I. 22 : Processus de dégradation d'une structure de chaussée
 ("Les réparations des nids de poule - internet DIR Est," 2015)

Selon le catalogue des dégradations des chaussées du (LCPC, 1998), les dégradations peuvent être classées en quatre familles : les dégradations de déformations, les fissures, les arrachements et les mouvements de matériaux. D'après le service technique de l'aviation civile (STAC, 1999), la propagation d'une fissure dans la couche de roulement d'une structure, dont la couche de base est fissurée, résulte soit par un décollement de l'interface (propagation horizontale), soit par une propagation verticale en prolongement de la fissure existante (figure I.23).

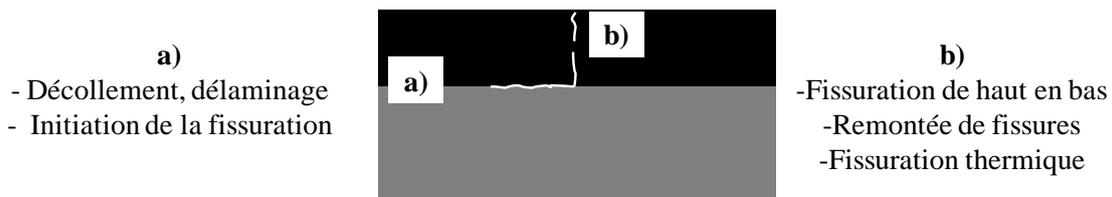


Figure I. 23 : Chemin de propagation de fissures a) horizontale de liaison b) verticale à travers l'interface
 (Perez, 2008)

Les différentes possibilités du cheminement de la fissuration vers la couche de roulement et au niveau des interfaces ont été étudiés par (Perez, 2008). Les principales dégradations associées aux défauts de collage, présentées dans la figure I.24, sont : le glissement entre couches (cf. figure I.24-a), les pelades (cf. figure I.24-b), le décollement et les faièçages (cf. figure I.24-c), les bourrelets (cf. figure I.24-d), les fissures de glissement (cf. figure I.24-e) et les fissures verticales de fatigue en bas de couches (cf. figure I.24-f) (Diakhate, 2007) et (Destrée A. and Brichant P.-P, 2012).

D'après le catalogue des dégradations des chaussées aéronautiques (STAC, 2007), l'une des pathologies les plus marquantes est la pelade (figure I.24-b) qui correspond à un arrachement de la couche de roulement par plaques. Le niveau de gravité de cette dégradation est systématiquement considéré élevé et qui cause des nids de-poule. Cette dégradation se produit à cause :

- d'épaisseur insuffisante de la couche de roulement ;
- de défaut d'accrochage de la couche de roulement ;
- de nettoyage insuffisant avant la mise en œuvre de la couche de roulement ;
- d'absence de couche d'accrochage ;
- de la présence d'eau au niveau de l'interface.

Ces phénomènes de dégradation des interfaces sont ignorés dans le guide de dimensionnement actuel, car ces pathologies de dégradations des chaussées, jusqu'à présent, ne sont pas considérées comme principales. Alors que, toutes ces constatations montrent que la compréhension et la modélisation du comportement mécanique de l'interface doivent être des paramètres clés pour le

dimensionnement des structures de chaussées. Bien que les couches d'accrochage soient un élément de faible coût par rapport au coût global de la construction, le bon collage est essentiel à une bonne performance et à la pérennité de la structure. En terme de durabilité, ces dégradations consomment un coût de réparation de l'ordre de 350 à 500 M€/an pour l'ensemble du réseau routier français qui s'accumule chaque année selon (USIRF, 2013). D'après (§I.1), le comportement mécanique des interfaces est fortement sensible à l'état de l'adhésion et l'engrènement entre couches sous-adjacentes. Afin d'assurer la durabilité des structures de chaussées, le comportement de l'interface doit être pris en considération dans le dimensionnement. Il sera donc judicieux de chercher des solutions alternatives limitant les pathologies récurrentes associées aux défauts de collage à travers la définition des règles pratiques optimales de mise en œuvre des couches de liaison. La prochaine section est consacrée aux aspects phénoménologiques liés aux mécanismes d'adhésion (couche d'accrochage) et d'engrènement (rugosité) de l'interface dans les chaussées.

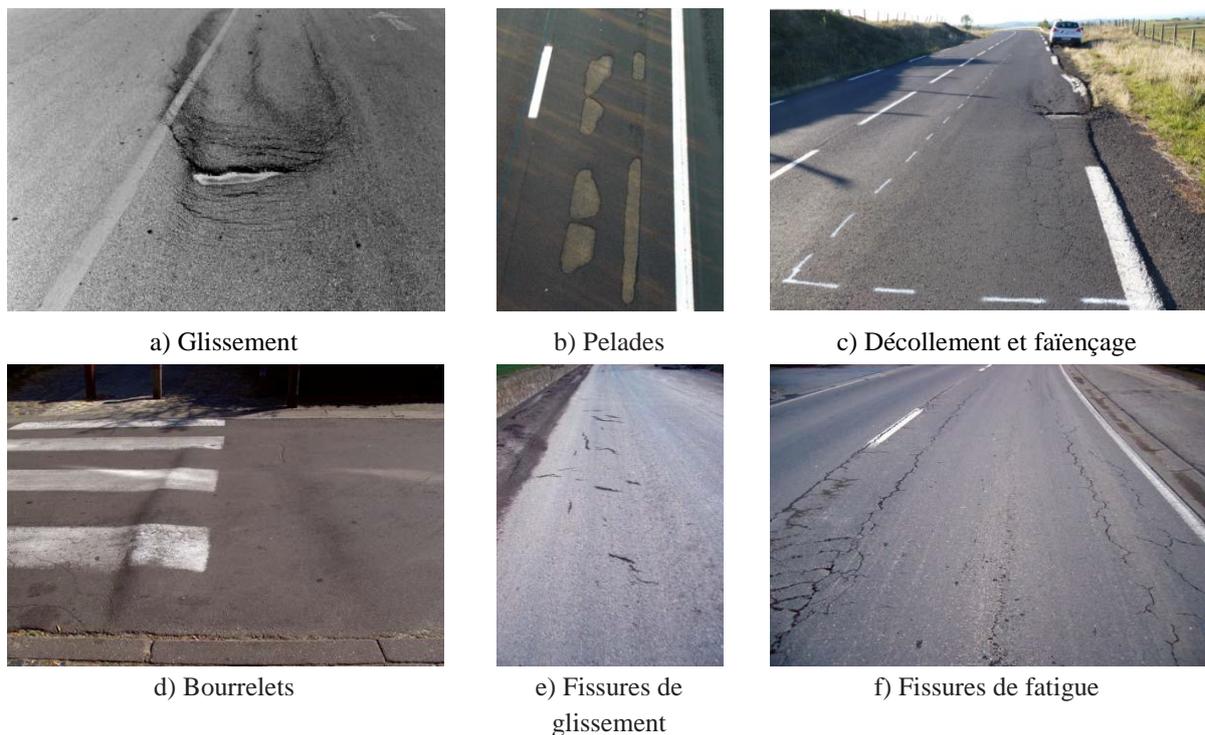


Figure I. 24: Principales dégradations associées aux défauts de collage (Diakhate, 2007), (Destrée A. and Brichant P.-P, 2012)

I.3.2. Aspects phénoménologiques

Tout d'abord, il est important de souligner, les notions suivantes: adhérence/adhésion/engrènement, interface/interphase présentés précédemment dans un contexte général dans la première partie (§ I.1). Ces mécanismes constituant les mots clés de cette étude et ils sont classés selon l'échelle d'observation.

A l'échelle mésoscopique, l'**adhésion** entre deux couches n'est pas purement interfaciale mais il existe plutôt une Zone de Transition Intermédiaire (ZTI) appelée "**Interphase**". Une représentation multi-échelle de la Zone de Transition Interfaciale (ZTI) est donnée en figure I.25. La rupture peut être cohésive au niveau de la couche d'accrochage, ou bien adhésive à l'interface entre le liant et la couche de l'enrobé ou mixte entre les deux états précédents (figure I.25-b).

L'**adhérence** entre couche de chaussée est sensible à l'ancrage mécanique régie par la rugosité détaillée dans (§ I.3.2.2). Le contact entre les granulats, situés de part et d'autre de l'interface

constituent le phénomène d'**engrènement** (cf. figure I.26). Ce dernier favorise le transfert de la charge d'une couche à l'autre en s'opposant au mouvement de cisaillement et en augmentant considérablement la résistance.

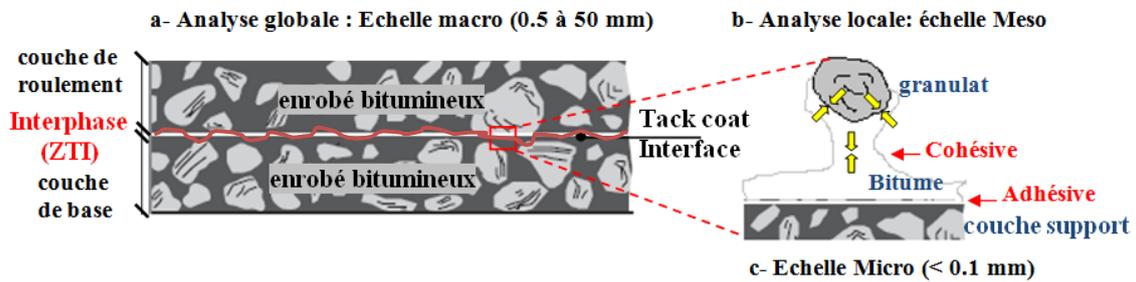


Figure I. 25 : Représentation multi-échelle de la Zone de Transition Interfaciale (ZTI)

La figure I.26, modifié de (Emmons et al., 1994), présente les mécanismes d'adhésion et d'adhérence dans les couches de chaussées. L'adhérence peut être évaluée expérimentalement pour les enrobés bitumineux par des essais mécaniques (de traction ou de cisaillement ...). Ces essais seront détaillées dans la section suivante (§ I.3.3).

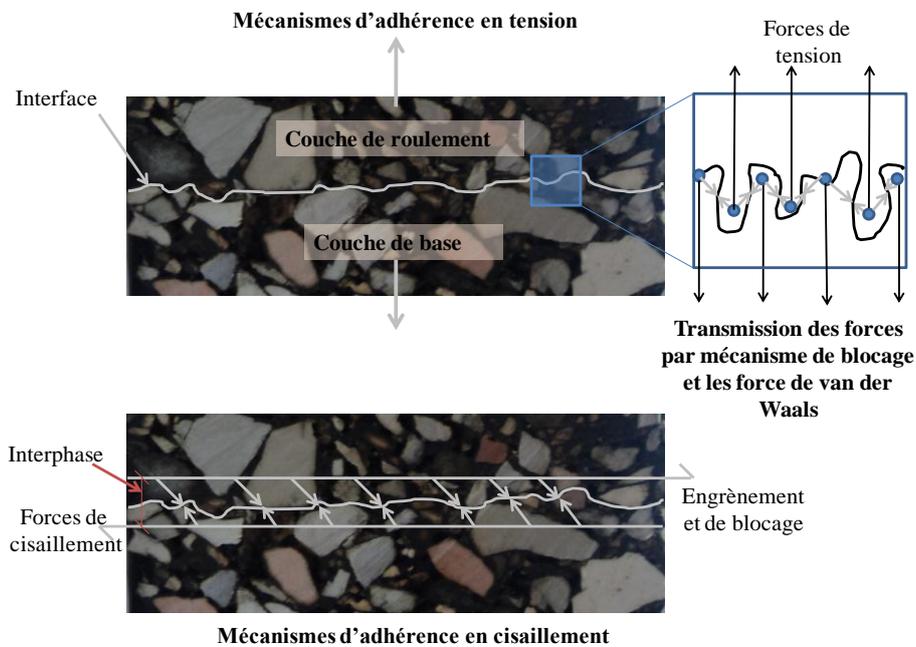


Figure I. 26 : Mécanismes d'adhésion et d'adhérence mécanique

I.3.2.1 Adhésion

L'adhésion est un concept complexe au cours duquel interviennent plusieurs phénomènes mécanique, physique et chimique. Il est donc nécessaire de répondre aux interrogations suivantes dans le domaine d'application des chaussées :

- À quoi est due l'adhésion dans les chaussées ?
- Que faut-il afin de l'assurer ?
- Comment la caractériser ?
- Quelles recommandations pour les ingénieurs afin d'améliorer l'adhésion ?

Pour répondre à ces questions, il est présenté successivement, dans cette partie, les différents types des couches d'accrochage dans les chaussées, les paramètres d'influence sur l'adhésion, les techniques de mesure de l'adhésion et enfin les recommandations pour les ingénieurs pour améliorer l'adhésion.

➤ **Les différents types et caractéristiques des couches d'accrochage**

Les liants d'accrochage sont des produits hydrocarbonés appliqués en couche mince aux interfaces des chaussées. L'absence d'une couche d'accrochage entre les différentes couches peut conduire à une défaillance prématurée de la structure (§ I.3.1) associée au décollement et au glissement entre couches. Il existe trois grandes familles de liants d'accrochage différenciés selon leur composition chimique :

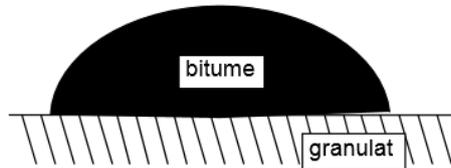
- **le bitume** est le matériau le plus efficace et le plus économique pour coller deux couches de revêtement. Cependant, la viscosité élevée du bitume rend difficile son épandage uniforme aux taux requis pour cet usage. Il nécessite donc une application à hautes températures.
- **le bitume fluidifié (ou « cut-back »)** est recommandé afin de diminuer la viscosité du bitume. Il faut le disperser dans une solution aqueuse (émulsion bitumineuse) ou le fluidifier à l'aide d'un solvant volatil hydrocarboné d'origine pétrolière. Ce type de liant contient des solvants organiques qui sont considérés comme néfastes pour l'environnement et dangereux pour les ouvriers.
- **l'émulsion de bitume** est une dispersion très fine du bitume dans l'eau (NF T 65-01). Il en existe deux catégories: les émulsions anioniques et les émulsions cationiques. La stabilité de la dispersion est obtenue par l'ajout d'un tensioactif qui réduit la tension interfaciale eau/bitume et polarise les globules de bitume soit négativement (émulsion anionique), ou bien positivement (émulsion cationique). C'est la nature du tensioactif qui détermine la polarité de l'émulsion. Les émulsions de bitume peuvent être mises en œuvre à température modérée (<80°C), voire à température ambiante. Ce type de liant est reconnu comme étant performant, respecte les recommandations environnementales et il est plus sécuritaire pour les ouvriers lors de leur manipulation. Les émulsions cationiques sont aujourd'hui les plus utilisées en France. Ils permettent d'obtenir une bonne adhésion aux granulats et une rupture rapide (Bitume Québec, 2010).

➤ **Les paramètres d'influence sur l'adhésion dans les chaussées**

L'adhésion dépend des propriétés intrinsèques du liant et de son adhésivité avec les enrobés. Les travaux expérimentaux dans les chaussées (Al-Qadi et al., 2008), (Mohammad, 2012) et (Leng et al., 2009) montrent que l'efficacité de l'adhésion est sensible au type et au dosage du liant d'accrochage, à l'état de surface (rugosité et la propreté du support) et aux différentes opérations de mise en œuvre. (Jolicoeur and Otis, 2006) ont étudié les différents mécanismes d'adhésion entre un liant bitumineux et un granulat. Les principaux facteurs de l'adhésion bitume-granat sont illustrés sur la figure I.27. La présence de l'eau est considérée comme l'un des principaux facteurs responsables au désenrobage au niveau de l'interface bitume – granulat (Jolicoeur and Otis, 2006) et au niveau des interfaces entre couches (Hun, 2012).

Caractéristiques du bitume:

- composition chimique
- type de correcteurs
- présence d'électrolytes
- présence de composés tensioactifs



Comportement de l'interface:

- angle de contact
- diffusion de l'eau
- influence des tensioactifs
- influence du pH

Caractéristiques du granulat

- composition chimique, minéralogique
- surface accessible, porosité
- caractère acide-base
- potentiel zéta
- adsorption de tensioactifs

Figure I. 27 : Illustration schématique des principaux facteurs de l'adhésion bitume-granulat (Jolicœur and Otis, 2006)

Ci-dessous, quatre facteurs d'influence sur l'adhésion entre couches de chaussées sont présentés: l'affinité émulsion-granulats, le type de l'émulsion bitumineuse, la viscosité et la mouillabilité du liant et enfin le dosage en couche d'accrochage.

- **L'affinité émulsion-granulats**

D'après (Laboratoire des chaussées and MTQ, 2009), l'affinité bitume-granulat est un facteur considérable pour assurer l'adhésion entre couches. Sur le tableau I.4, les granulats présentent des charges de surface selon leur minéralogie.

Tableau I. 4 : Affinité émulsion-granulats⁷

Granulat	Emulsion cationique	Emulsion anionique
Granulat électropositif (calcaire, basalte) 	Réaction de neutralisation ==> RUPTURE Formation de carbonate d'amine insoluble ==> ADHESIVITE	Attraction ==> RUPTURE Formation de savon de calcium insoluble ==> ADHESIVITE
Granulat électronégatif (granite, quartzite, silex, grès) 	Attraction ==> RUPTURE Formation de silicate d'amine insoluble ==> ADHESIVITE	Pas de réaction de neutralisation Pas d'adhésivité

L'adhésion des émulsions cationiques aux granulats électropositifs (calcaires, basaltes,...) est aussi bonne que l'adhésion aux granulats électronégatifs (granite, quartzite, silex, grès,...). En outre, l'adhésion d'une émulsion cationique et un granulat du même signe est possible grâce à la réaction de neutralisation intervenant entre l'acide de l'émulsion et les matériaux électropositifs, menant à la formation de sels insolubles. Les émulsions anioniques présentent pour leur part une bonne adhésivité

⁷ Source: Les Emulsions de bitume, SFERB, France

aux matériaux électropositifs seulement. Cependant, la combinaison entre granulats électronégatifs et émulsion anionique est à éviter.

- **Le type du liant d'accrochage**

Le bon choix du type de l'émulsion bitumineuse limite l'arrachement du liant résiduel par les pneus des véhicules et permet de réduire les dégradations précédemment décrites dans (§I.3.1). Les caractéristiques de l'émulsion sont choisies de façon à ce que celles-ci soient parfaitement compatibles avec la couche support et la couche de revêtement afin de garantir une parfaite adhésion entre couches. (Destrée et al., 2013b) distingue six critères principaux pour effectuer le bon choix de la couche de collage notamment :

- 1- le type de revêtement bitumineux et son épaisseur ;
- 2- le support : le type (béton ou enrobé bitumineux) ;
- 3- l'état de la couche sous-jacente (neuve, fraisée, déjà circulée,...) qui conditionnera les caractéristiques des émulsions (PH, teneur et type de liant,...) ;
- 4- les conditions climatiques : la température, le taux d'humidité, l'ensoleillement et le vent qui détermineront la sélection appropriée de la vitesse de rupture de l'émulsion;
- 5- le type de trafic
- 6- l'anti-adhérence aux pneumatiques.

La viscosité et la mouillabilité sont des paramètres qui permettent d'assurer l'adhésion. Il dépendent fortement de l'état de rugosité de surface, de la température d'exécution et des conditions climatiques (Bitume Québec, 2010).

A titre d'exemple, plus les couches d'enrobés sont minces, plus elles sont fortement sollicitées en cisaillement. Il est alors conseillé d'utiliser des émulsions à base de liant résiduel qui est plus cohésif. L'utilisation des émulsions Anti-Adhérentes (à base de bitume pur dur) est recommandée dans les conditions climatiques estivales afin de protéger les arrachements par les véhicules de chantier (Destrée et al., 2013a). Les émulsions de bitume sont normalisées dans EN 13808⁸. L'utilisation de bitumes fluidifiés (cut-back) est interdite entre le **1^{er} mai** et le **1^{er} octobre**. Les bitumes fluidifiés peuvent être utilisés en dehors de cette période comme liant d'accrochage uniquement sur une chaussée de plus d'un an et lorsqu'il y a un risque de gel au moment de l'application. Les émulsions bitumineuses polymères devraient être utilisées comme liant d'accrochage uniquement sous un enrobé de surface mince ou très mince dans le cas des routes fortement sollicitées (Bitume Québec, 2010).

- **Le dosage en couche d'accrochage**

En plus du choix du type de liant, l'effet du dosage en couche d'accrochage a fait l'objet de plusieurs études expérimentales (Uzan et al., 1978), (Romanoschi, 1999), (Mohammad et al., 2002), (West et al., 2005), (Rahman et al., 2009) et (Mohammad, 2012). Les résultats conduisent aux mêmes conclusions que l'excès de couche d'accrochage (par rapport au dosage optimum) conduit à une baisse de la résistance mécanique. Ces résultats sont en cohérence avec la théorie d'adhésion chimique présenté dans (§I.1.2.3).

À l'issue de ces études, des recommandations d'un dosage de 100 g/m² à 300 g/m² de liant résiduel sont données pour l'obtention d'une bonne adhésion entre couches. Les dosages sont donnés

⁸ EN 13808: Bitumes et liants bitumineux – Cadre de spécifications pour les émulsions cationiques de liants bitumineux

en quantité de liant résiduel (g/m^2 de bitume restant à l'interface après élimination de l'eau) plutôt qu'en quantité d'émulsion de bitume puisque la teneur en bitume de celle-ci peut être différente selon le type d'émulsion. Cependant dans certains cas, des quantités plus importantes peuvent être nécessaires (en présence de la rugosité). Il faut éviter l'application d'une quantité insuffisante ou excessive d'émulsion. Une quantité insuffisante d'émulsion ne permet pas d'obtenir une résistance suffisante au cisaillement et à la traction. Alors qu'une quantité excessive d'émulsion augmente la durée du mûrissement et peut former un plan de glissement d'une couche par rapport à l'autre. D'autres facteurs peuvent également influencer le comportement de la couche d'accrochage, qui sont les conditions climatiques, notamment l'effet de l'eau (Hun, 2012) et la température (Partl and Canestrari, 2008), (Mohammad, 2012). Les techniques de mesure d'adhésion sont présentées dans ce qui suit.

➤ Les techniques de mesure de l'adhésion

Bien que la mesure de l'adhésion soit délicate, il existe différentes expérimentations qui permettent l'évaluation de la résistance de liaison interfaciale à des différentes échelles. L'adhésion peut être caractérisée à l'échelle microscopique au niveau de l'interface bitume/granulat ou à l'échelle mésoscopique des inter-couches de chaussées. (Fini, 2008) et (Somé, 2012) présentent une bibliographie assez complète sur les essais de caractérisation du bitume-granulat. Il existe deux approches de caractérisation de l'adhésion :

- L'« **Approche de l'énergie de surface d'adhésion** » : L'adhésion peut être identifiée à partir de la mesure de l'angle de contact entre le liant et la surface du substrat à une température précise (Jolicoeur and Otis, 2006). L'activité thermodynamique de l'adhésion représente l'énergie nécessaire à la séparation réversible des deux matériaux au point d'interface. L'angle de contact permet d'évaluer la capacité d'un liquide de mouiller une surface. La mesure s'effectue par la déposition d'une goutte sur la surface à étudier et par la détermination de l'angle (θ , figure I.28) formé par la goutte de l'émulsion et la surface polie du granulat. Plus l'angle est faible, plus l'affinité entre la goutte et la surface est grande.

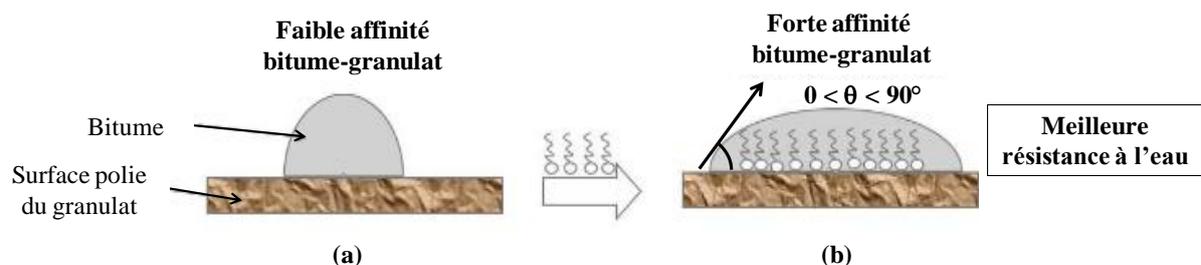


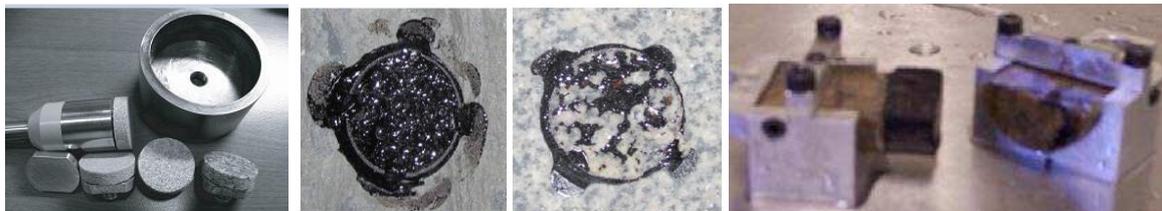
Figure I. 28 : Angle de contact et énergie de surface d'adhésion (Kucharek, 2012)

- L'« **Approche directe de la tension** » : L'adhésion est caractérisée à l'aide des différents essais mécaniques tel que le test d'arrachement (Pull-off test) ou de traction directe avec une interface initialement collée. L'énergie d'adhésion peut être déterminée à partir de la force correspondante au déplacement nécessaire pour détacher la liaison interfaciale.

Des tests de mesure de l'adhésion par (essai d'arrachement et de traction directe) sont présentés dans la littérature pour chaque échelle: au niveau de l'interface bitume/granulat (Fini et al., 2006), (Nguyen, 2008), (Hammoum, 2010), (Bahia et al., 2012) et à l'interface inter-couches de chaussées (Rahman et al., 2009), (prEN 12697-48, 2013).

Les essais d'arrachement (Pull-off test), et de traction direct (DTT) sont des tests de mesure de l'adhésion bitume – granulat. L'essai d'arrachement (figure I.29-a) consiste à chauffer le bitume sur un

granulat fixé dans un support métallique (Morales et al., 2011), (Wasiuddin et al., 2011) et (Bahia et al., 2012). Le bitume liquide est coulé sur le support de granulat puis il est mis en contact avec un autre granulat fixé sur une autre vis cylindrique. Après refroidissement, on réalise des essais de traction pour décoller le bitume des substrats. La mesure de la force due à la rupture cohésive et/ou adhésive et l'analyse de la surface après cette rupture permet de juger d'une part de l'affinité bitume-granulat et d'autre part des effets des additifs. La figure I.29-b présente un exemple d'un essai de traction direct à l'interface entre deux surfaces polies de granulat/bitume/granulat développé par (Fini et al., 2006).



(a) (Bahia et al., 2012)

(b) (Fini et al., 2006)

Figure I. 29 : Tests de mesure de l'adhésion (a) Essai d'arrachement (b) Essai de traction direct

(Nguyen, 2008), (Hammoum, 2010) ont développé un essai de rupture locale à l'interface granulat/bitume/granulat constitué d'un film de bitume d'une épaisseur de l'ordre de 320µm représenté sur la figure I.30.

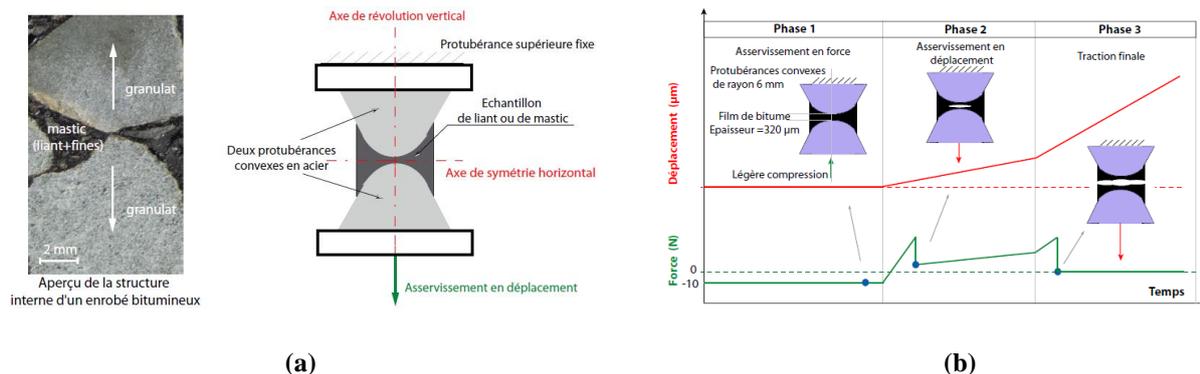


Figure I. 30 : (a) Echelle microscopique : Interface granulat/bitume/ granulat, (b) Les différentes phases d'un essai de rupture locale (Nguyen, 2008)

➤ Recommandations pour les ingénieurs afin d'améliorer l'adhésion

Certaines règles pratiques de mise en œuvre des couches d'accrochage sont regroupées dans (SETRA, 1986), (Larry Santucci, 2009), (Destrée A. and Brichant P.-P, 2012) et les prescriptions des normes (NF P 98-150) et SN640 430b⁹ afin d'améliorer l'adhésion entre couches de chaussée :

- Premièrement, il est important de bien choisir les matériaux (nature des granulats, bitume de la couche support, et de la couche d'accrochage) et les bons dosages.
- La viscosité, la mouillabilité et le dosage doivent être définis avant la mise en œuvre en fonction de la nature et la texture du support et les conditions climatiques.
- Deuxièmement, avant de mettre en place la couche d'accrochage, il faut s'assurer que le support soit propre et sec. Il est alors fortement recommandé d'effectuer un balayage de la surface

⁹ SN640 430b : Enrobés bitumineux compactés : Conception, exécution et exigences relatives aux couches en place

complété par une aspiration pour éliminer les résidus et la poussière, pouvant nuire à l'adhésion du liant avec la surface à recouvrir. Il ne faut pas répandre l'émulsion en présence de l'eau (humidité du support, cas de pluie ou possibilité de pleuvoir) et jamais sur un support gelé.

- Troisièmement, en ce qui concerne la mise en œuvre de la couche d'accrochage, l'application de l'enduit sera effectuée par pulvérisation uniforme. L'émulsion de bitume est répandue avec une répandeuse de liant (cf. figure I.31). La rupture ou la prise d'un enduit d'accrochage devra avoir eu lieu avant que la couche suivante ne soit mise en œuvre. Les surfaces sur lesquelles un enduit d'accrochage a été appliqué, seront interdites à toute circulation, sauf pour le transport des enrobés.
- Au final, après avoir réalisé le répandage du liant d'accrochage, il est indispensable de protéger la couche de collage. Avant de circuler et de procéder à la mise en place de la suivante couche d'enrobé sur le liant d'accrochage, le mûrissement de l'émulsion doit être suffisamment avancé afin d'atteindre les propriétés mécaniques optimales du film de bitume.



Figure I. 31 : Mise en œuvre d'une couche d'accrochage (Destrée A. and Brichant P.-P, 2012)

Dans le but d'empêcher l'arrachement de la couche de collage par les roues ou les chenilles des véhicules de chantier, certaines solutions sont à disposition mais il ne faut surtout pas sabler une couche de collage, sinon elle perd toute son efficacité. Le choix entre ces solutions se fera en fonction de la situation rencontrée (Destrée A. and Brichant P.-P, 2012). A titre d'exemple, dans des conditions estivales, il est recommandé d'utiliser des émulsions avec des liants résiduels durs (émulsions dites anti-adhérentes (AA)) afin de réduire le temps de rupture et l'arrachement du liant par les pneus des véhicules (Destrée et al., 2013a). Une autre solution contre l'arrachement, consiste à appliquer du lait de chaux sur la couche de collage rompue. Cette technique est actuellement utilisée en France et en cours d'essai en Belgique (Didier et al., 2013). La figure I.34-a présente un exemple d'arrachement de la couche de collage par les roues des véhicules de chantier. La figure I.34-b présente un exemple d'application du lait de chaux pour la protection contre les arrachements dus aux véhicules circulant sur le chantier.



(a)

(b)

Figure I. 32 (a) Arrachement de la couche de collage (b) Exemple de solution: application du lait de chaux (Laboratoire des chaussées and MTQ, 2009)

I.3.2.2 Rugosité

D'après (§I.1), la rugosité joue un rôle essentiel dans l'adhésion par ancrage mécanique puisqu'elle détermine l'aire réelle de contact et donc la distribution des pressions inter faciale. Plusieurs questions se posent dans ce contexte :

- A quoi est-elle due la rugosité ?
- Quels sont les paramètres d'influence ?
- Comment caractérise-t-on l'état de surface d'une chaussée ?
- Comment augmenter la résistance interfaciale ?

Cette section sera alors organisée comme suit : La définition de la rugosité dans les chaussées est d'abord donnée. Les différents paramètres influençant la rugosité sont ensuite analysés. Puis les différentes techniques de qualifier et quantifier la rugosité sont exposés. Des recommandations pour augmenter la résistance interfaciale sont enfin proposées.

➤ A quoi est due la rugosité ?

La texture conditionne l'état de rugosité de surface. Les textures de la surface d'une couche de chaussées (en enrobé bitumineux) résultent de la superposition des irrégularités de différentes échelles, en fonction de leurs dimensions horizontales et verticales : la macro texture et la micro texture (Figure I.33).

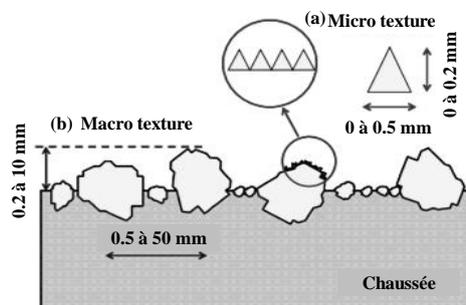


Figure I. 33 : Illustration de la micro-texture et macro-texture

La micro texture (cf. Figure I.33-a) représente l'ensemble des aspérités de surface des granulats, dont la dimension horizontale est comprise entre 0 mm et 0.5 mm et la dimension verticale est comprise entre 0 mm et 0.2 mm. Alors que la macro texture (cf. Figure I.33-b) correspond à

l'ensemble des aspérités dont la dimension horizontale est comprise entre 0.5 mm et 50 mm et la dimension verticale est comprise entre 0.2 mm et 10 mm. C'est une caractéristique liée à la granulométrie ainsi qu'à la mise en œuvre du compactage.

➤ Quels sont les paramètres d'influence ?

L'étude de l'effet de la rugosité sur le comportement mécanique de l'interface entre couches de chaussées a fait l'objet de nombreuses recherches. (Raab et al., 2012) ont traité différents types de texture par l'introduction des billes métalliques de tailles différentes. (Santagata et al., 2008) ont réalisé une étude d'identification de la rugosité à l'aide d'un profilomètre à aiguilles et d'un profilomètre à laser ainsi qu'un CT rayon X. (D'Andrea et al., 2013) ont analysé l'état de surface pour diverses granulométries avec un scanner 3D. (Raposeiras et al., 2012) ont étudié la rugosité à travers l'essai classique normalisé de la mesure de la Profondeur Moyenne de la Texture (PMT). Il a été constaté que le comportement mécanique d'interface notamment vis à vis du cisaillement est fortement sensible à la rugosité et la taille de granulat. A titre d'exemple, (Zofka et al., 2015) a étudié l'effet de la rugosité à travers la granulométrie d'un enrobé bitumineux de diamètre maximale de (9.5 et 12.5 mm) en cisaillement avec le dispositif de cisaillement avec confinement (AST) (cf. §I.3.3.2). Il a montré que la granulométrie la plus grande développe plus de résistance interfaciale et plus de dilatance à l'interface.

(Leng et al., 2009) ont étudié le collage d'interface entre la couches de chaussées en asphalte chaud (HMA) et le béton de ciment Portland (PCC) à travers l'essai accéléré full-scale Accelerated Pavement Testing (APT). Le but de l'étude était de quantifier les effets du type de couche d'accrochage, du dosage en couche d'accrochage et de la texture de la PCC sur la liaison de l'interface. La figure I.34 présente un exemple de trois différents types de texture: lisse, avec rainure transversale et avec rainure longitudinale. Les sections fraisées ont été nettoyées de deux différentes manières, par soufflage d'air et un balai motorisé, pour évaluer le niveau de propreté de la surface PCC sur la liaison d'interface. Les résultats de l'étude ont montré que les méthodes de nettoyage de PCC jouent un rôle important dans la durabilité de la liaison interfaciale HMA-PCC.

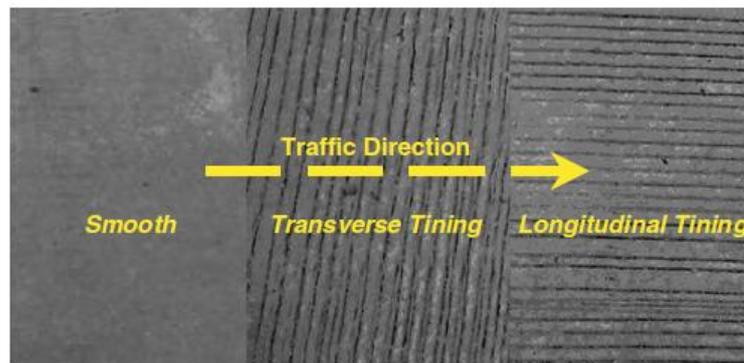


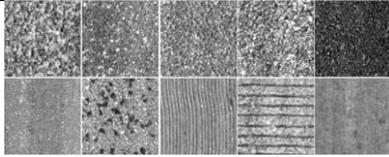
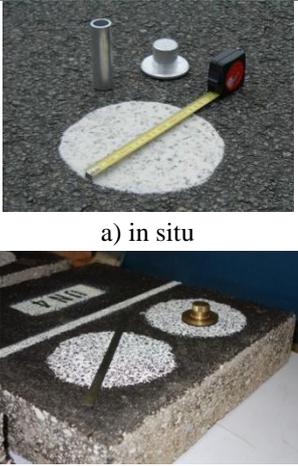
Figure I. 34 : Différents type de texture à la surface PCC (Leng et al., 2009)

➤ Quels sont les techniques de mesure de la rugosité ?

Un comparatif entre les différentes méthodes de caractérisation de l'état de surface d'une chaussée est présenté dans le tableau I.5. Ce bilan permet de choisir une méthode d'investigation adéquate qui sera utilisée pour l'identification expérimentale des paramètres de la rugosité dans le chapitre II et la modélisation à deux échelles de l'interface : méso et macro dans le chapitre III. Cette méthode devra être non destructive, facile à mettre en œuvre et peu coûteuse. De plus, elle devra être applicable aussi bien sur route qu'en laboratoire. Le lecteur pourra consulter les travaux de (Tang, 2007), (Santos and Julio, 2013) qui présentent un état de l'art détaillé sur les méthodes d'identification de la rugosité.

Deux groupes de méthodes sont distingués: les méthodes qualitatives et les méthodes quantitatives. Le premier groupe se base sur l'appréciation visuelle de la texture de surface ou de la comparaison de cette surface à des différents classes de profils (Gavilán et al., 2011). Le deuxième groupe, celui des méthodes quantitatives, utilise des techniques de mesure qui peuvent être classées selon qu'elles soient volumétriques ou profilométriques. Parmi ces dernières, les méthodes optiques présentent certains avantages comme la facilité de mise en œuvre, le faible coût et surtout la précision de mesure qui n'est pas influencée par l'action humaine mais qui dépend directement de la méthode de résolution numérique (Brémand et al., 2011). Le principe, les illustrations, les avantages et les inconvénients ainsi que les indicateurs (principaux résultats) de chaque méthode sont présentés dans le tableau I.4.

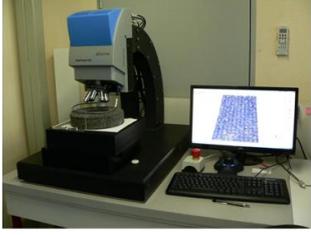
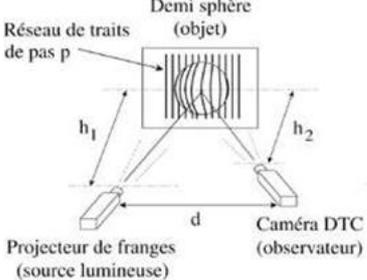
Tableau I. 5 : Méthodes de caractérisation de la rugosité

Méthodes d'investigation et références	Illustrations	Commentaires ¹⁰	Paramètres
Profils de surface	 (Gavilán et al., 2011)	(+) rapide et facile à réaliser, (-) évaluation purement qualitative basée sur l'appréciation visuelle.	-
Méthode volumétrique, dite « à la tache » (NF EN 13036-1, 2010) (Raposeiras et al., 2012)	 a) in situ b) au laboratoire	(+) rapide, n'est pas coûteuse, (+) domaine d'application route/lab, (-) ponctuelle, (-) nécessite un grand nombre de mesures (minimum 10) pour donner une appréciation significative. (-) Le revêtement doit être sec.	Profondeur Moyenne de Texture (PMT)
RUGOLASER (“RUGO mlpc® - Macrotecture: VECTRA France,” n.d.)	 Capteur laser	(+) profilométrique, (+) mesure en continu de la macrotecture de la chaussée (+) contrôle de la qualité superficielle des travaux de construction des couches de roulement, (+) une méthode dynamique (mesure effectuée pour une vitesse de 30 à 100 km/h), route, (+) in situ. (-) coûteuse	Profil 2D de la rugosité R_a, R_q, R_{sk} PMP

¹⁰ Il est à noter que les symboles (+) et (-) désignent respectivement, les points forts et faibles de la méthode.

<p>Profilomètre à aiguilles (Santagata et al., 2008)</p>	<p>(Santos and Julio, 2013)</p>	<p>(+) Profilométrique (+) n'est pas coûteuse, (+) domaine d'application labo, (-) manuelle, (-) précision moyenne, (-) avec contact.</p>	<p>Profil 2D de la rugosité</p> <p>D_a^{11}</p>
<p>Profilomètre laser (Santagata et al., 2008)</p>	<p>a) in situ (CRR, 2006) b) au labo (Santagata et al., 2008)</p>	<p>(+) Méthode optique, (+) profilométrique, quantitative, sans contact, (+) cout moyen, (+) application in situ ou au labo. (-) Certaines surfaces très noires et/ou très brillantes (comme un enrobé fraîchement posé) peuvent poser problème car la lumière laser n'est pas suffisamment réfléchié en direction de la caméra.</p>	<p>Profil 2D de la rugosité R_a, R_q, R_{sk} PMP</p>
<p>Système d'évaluation de laser en 3D (Ech et al., 2012) (D'Andrea et al., 2013) (Bitelli et al., 2012)</p>		<p>(+) méthode quantitative, non destructive, optique sans contact, (+) rapide et performante, (-) coût élevé.</p>	<p>Cartographie 3D R_a, R_q, R_{sk} PMP</p>

¹¹ Pour chaque vague, il est possible de définir la double moyenne en utilisant l'amplitude maximale et l'amplitude minimale de la vague respective. La moyenne de tous les doubles amplitudes donne la rugosité appelée D_a

<p>Machine de mesure Alicona (Beautru, 2012) ("Alicona Métrologie - Mesure 3D optique de rugosité, forme et d'arête de coupe - That's Metrology," n.d.)</p>	 <p>(Beautru, 2012)</p>	<p>Cet appareil utilise le principe de la variation focale (+) machine de mesure optique 3D (+) rugosité de surface à haute résolution verticale (-) coût élevé</p>	<p>Cartographie 3D R_a, R_q, R_{sk} PMP</p>
<p>Projection de franges (Léandry et al., 2012), (Léandry et al., 2015)</p>	 <p>d : distance entre l'observateur et la source parallèlement au réseau h_1 : distance projecteur - réseau h_2 : distance caméra - réseau</p>	<p>(+) mesure 3D (+) n'est pas coûteuse (+) La précision obtenue avec cette technique est d'environ 10 μm dans des conditions usuelles d'utilisation (-) temps de travail intensif</p>	<p>Cartographie 3D R_a, R_q, R_{sk} PMP</p>

D'après le cahier des charges établi dans ce projet de recherche, deux méthodes semblent convenir pour la suite de l'étude : la PMT et la projection de franges. En effet, ces deux méthodes sont peu coûteuses, non destructives et aussi bien applicable in situ et en laboratoire. Les résultats de (PMT) sont équivalents aux anciennes Hauteurs au Sable vraie (HSv). En fait, la mesure est également réalisée sur les volumes des vides et non sur leur hauteur. Cette méthode ne renvoie aucune indication sur les paramètres de macro texture de la chaussée référencée dans les Norme ISO 4287 et Norme ISO 25178. La projection de franges renvoie en guise de résultat un nuage de points représentant la totalité de la surface étudiée. De ce nuage de point, il est possible de calculer l'ensemble des paramètres décrivant l'état de la surface. L'objectif visé étant de pouvoir introduire des paramètres de rugosité voire des profils types dans une modélisation de la rugosité de l'interface, le choix de la méthode se portera donc sur la projection de franges.

➤ **Comment procède l'ingénieur afin d'augmenter la résistance interfaciale en présence de la rugosité ?**

Il a été évoqué précédemment l'importance d'assurer une bonne mouillabilité associée à la rugosité afin de garantir un ancrage mécanique optimal. En cas de fraisage du support de chaussées, l'état de surface résultant de cette opération ne doit pas être trop grossier. Le contact des deux surfaces sera limité au voisinage du sommet des aspérités. Avec un faible contact physique, l'adhésion est alors faible. En effet, dans ce cas, l'émulsion s'accumulerait dans les creux alors que les crêtes seraient dépourvues de couche de collage. Pour cela trois précautions sont à prendre en considération:

- La première concerne le dosage : pour des surfaces fermées (lisse), le dosage en émulsion dans la couche d'accrochage sera faible. Cependant, pour des surfaces très rugueuses (fraisées), il convient d'augmenter le dosage de manière appropriée.
- La deuxième concerne la viscosité et la mouillabilité : pour le cas d'un support ayant une macro texture est importante (par exemple après un fraisage), il est recommandé d'appliquer des émulsions plus visqueuses pour un répandage efficace. Ceci permet un écoulement plus lent qui éviterait une accumulation d'émulsion dans les creux et une absence d'émulsion sur les crêtes.

- La troisième concerne la propreté du support : le procédé de nettoyage joue également un rôle important dans la liaison interfaciale (Leng et al., 2009). Un nettoyage à l'eau sous haute pression de la couche support est nécessaire dans ces cas : support fortement encrassé, surface fraisée ou bien couche de liaison subit une circulation pendant l'hiver (Destrée A. and Brichant P.-P, 2012).

En conclusion, la rugosité est résultante au choix granulométrie et aux conditions de compactage (associé à la porosité). Les facteurs complémentaires à la rugosité afin d'assurer une bonne adhésion interfaciale sont le choix du type de la couche d'accrochage (affinité émulsion-granulat, viscosité, ...), l'optimisation du dosage et la propreté de la couche support.

Dans l'objectif d'améliorer les performances structurelles des chaussées multicouches et de réduire les dégradations récurrentes due aux défauts de collage, le comité européen de normalisation CEN TC 227 WG1 propose une prénorme pour la détermination de l'adhésion/adhérence entre couches: (prEN 12697-48, 2013) à partir d'essais réalisés en laboratoire ou in situ. Des recommandations/spécifications seront proposées pour une valeur minimale de force de liaison inter-couches à atteindre sur chantier. Trois types d'essais sont retenus dans cette prénorme: l'essai de traction directe, l'essai de cisaillement direct et l'essai de torsion. Les différents essais d'adhérence de caractérisation de l'état de l'interface entre couches de chaussées seront exposés et discutés dans (§ I.3.3).

I.3.3. Caractérisation de l'adhérence des interfaces de couches de chaussées

Les constatations in situ présentées dans (§ I.3.1) ont montré l'importance d'un bon collage sur la durabilité des structures de chaussées. La section (§ I.3.2) a permis d'appréhender les mécanismes de collage notamment l'adhésion et l'engrènement au niveau des couches d'accrochage des chaussées. Un état de l'art sur les essais de caractérisation des interfaces en vue de modélisation est présenté dans cette section. Les essais de caractérisation peuvent être classés selon la possibilité d'identifier les paramètres utilisés pour la modélisation. Il existe des essais permettant une caractérisation qualitative (les techniques de diagnostic in situ) ou quantitative par des essais mécaniques.

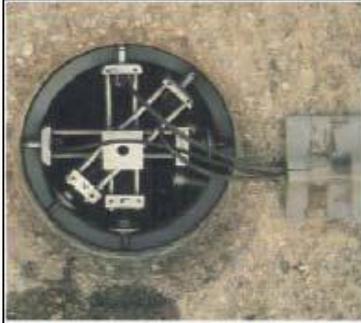
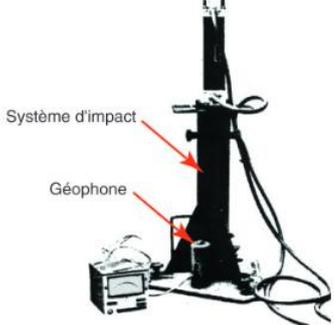
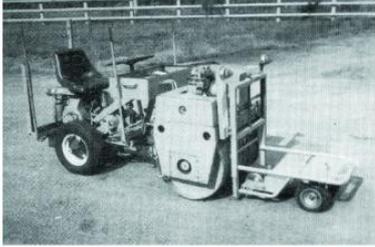
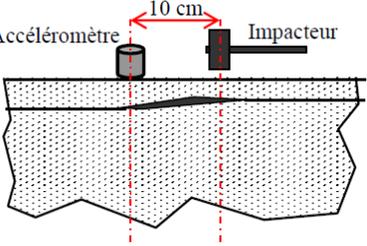
I.3.3.1 Caractérisation qualitative du niveau de collage : en vue de diagnostic in situ

Les méthodes d'investigation résumées dans le tableau I.6 permettent le suivi de la qualité de collage in situ par méthodes destructives (carottage, essai d'ovalisation) ou par des méthodes non destructives (Collomètre, Collographe, Système COLIBRI, FWD, RADAR). Ces essais visent à déterminer, le nombre de couches, leur épaisseur et leur rigidité ainsi que l'état d'interface entre les couches. Ce dernier paramètre est souvent difficile à estimer, même s'il est essentiel pour évaluer la durabilité résiduelle de la chaussée, ou pour définir la solution d'entretien optimale.

Aujourd'hui, l'auscultation dynamique s'utilise avec succès pour la détection des défauts d'interface sur des chantiers opérationnels. (Pouteau, 2004) a mis au point une méthodologie de suivi in situ de la qualité de collage par contrôle non destructif (CND) en utilisant le COLIBRI en proposant une amélioration de la réponse de la chaussée. Ces essais permettent le diagnostic de l'état de chaussée. Cependant ils ne permettent pas à l'heure actuelle une identification des paramètres d'interface nécessaire pour la modélisation.

Récemment, (Chabot et al., 2016) présente les dernières avancées dans la recherche pour analyser et détecter les fissurations et les dommages dans les systèmes multicouches. Le contenu est lié aux activités scientifiques de la RILEM TC 241-MCD.

Tableau I. 6 : Méthodes de caractérisation qualitatives du niveau de collage in situ

Nom de l'essai et Normes ou Référence	Illustrations et principe	Commentaires
<p>Carottage (Lepert Ph. et al., 1996) (CETE, 2010)</p>		<p>(+) Méthode simple en pratique. (+) Le niveau de collage peut être valorisé par l'essai d'ovalisation. (-) Méthode destructive. (-) Mesure ponctuelle et visuelle (-) Influence de la vitesse de rotation et diamètre du carottier sur le niveau de décollement.</p>
<p>Ovalisation NF P 98-203-1 (LCPC, 1995)</p>		<p>(+) Les déformations mesurées au niveau de l'interface traduisent le niveau de collage. (+) Information sur la répartition des contraintes et des déformations dans les différentes couches. (-) Méthode destructive et ponctuelle.</p>
<p>Collomètre (Guillemin, 1975)</p>	<p>Le collomètre en position de mesure</p> 	<p>(+) Méthode non destructive et qualitative. (-) Méthode ponctuelle. Cet appareil est remplacé par le collographe.</p>
<p>Collographe (Le Houedec et al., 1983) (Boulet and Gramsammer J., 1983)</p>		<p>(+) Méthode non destructive et qualitative. (-) Peu utilisée pour la détection des défauts de collage à l'interface. (-) La sollicitation sinusoïdale mono-fréquentielle de basse fréquence diminue la pertinence de la méthode.</p>
<p>Système COLIBRI (Simonin J-M. et al., 2009)</p>		<p>(+) Développement d'une maquette opérationnelle et d'une méthode d'interprétation de l'essai utile aux ingénieurs routiers. (+) Mise au point d'une méthodologie de suivi de l'état de collage in situ (Pouteau, 2004).</p>



<p>Falling Weight Deflectometer (FWD) (“FWD Dynatest.com,” n.d.) (Broutin M, 2010; El Ayadi A., 2010) (Ktari et al., 2014)</p>		<p>(+) Méthode applicable sur tous les types de chaussées (+) Méthode non destructive (-) Le niveau de déflexion obtenu est global et dépend aussi bien de l'état de l'interface que de la capacité portante des différentes couches de chaussée.</p>
<p>RADAR (“RADAR: VECTRA France,” n.d.) (SETRA, 2009)</p>		<p>(+) Information sur les épaisseurs des couches de la structure, et la position des défauts les plus importants, (+) Bonne fiabilité pour la détection des couches de nature différentes (-) Fiabilité moyenne sur les interfaces des différentes couches de même nature (-) Les mesures RADAR sont toujours recalées par des carottages.</p>

I.3.3.2 Caractérisation quantitative du niveau de collage : en vue de modélisation

Un état de l'art sur les différents essais permettant l'identification du comportement mécanique des interfaces entre couches de chaussées est présenté ici. La figure I.35 présente les principaux modes de sollicitation d'une interface sous les conditions du trafic qui sont principalement la traction et le cisaillement. Les différents tests d'adhérence dans les matériaux et les structures ont été exposés dans la section (§I.1.4). Cette partie est consacrée aux essais sur les interfaces de chaussées. Elle est organisée selon les différents modes de sollicitation : mode pur I de traction, mode II en cisaillement pur, sans ou avec confinement et enfin mode mixte en flexion avec couplage entre les deux modes de sollicitation (mode I+II). Chaque méthode d'essai sera commentée selon la possibilité ou non de caractériser la loi de comportement mécanique de l'interface.

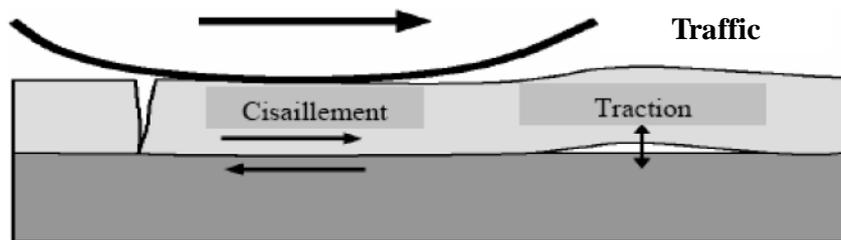


Figure I. 35: Modes de sollicitations de l'interface (Raab and Partl, 2004).

Comme il a été présenté dans (§I.2), le choix pour le présent travail a été figé vers un modèle de zone cohésive. D'après les aspects phénoménologique détaillés dans (§ I.3.2), le comportement de l'interface s'est montré sensible à l'adhésion et à la rugosité. Les paramètres nécessaires à la modélisation du comportement de l'interface sous sollicitations monotones sont les rigidités normale et tangentielle élastiques, les résistances maximales à la traction et au cisaillement et le taux de restitution de l'énergie critique en mode I et II ou en mode mixte. Les différents paramètres seront

indiqués dans les tableaux ci-dessous. Toujours dans le besoin en modélisation, les outils avancés dans le domaine de la photomécanique telle que la mesure de champs (Birgisson et al., 2009), (Buttlar et al., 2014) sont incontournables dans ce contexte. Ces méthodes permettent la localisation de l'interphase, l'étude du comportement mécanique au voisinage de l'interface, le suivi du décollement progressif et la propagation de fissures à l'interface. Pour ces raisons, les dispositifs des essais retenus pour la suite de l'étude doivent être adaptés à cette application.

➤ **Mode I : ouverture, décollement et arrachement**

Le mode I est souvent causé dans les chaussées en cas d'absence de collage, ou dosage insuffisant en couche d'accrochage ou lors de présence d'une fissure verticale dans une couche. Ce mode de sollicitation cause des dégradations de type arrachement ou décollement des couches de surface (§I.3.1). Par exemple, l'arrachement lors du passage des pneumatiques sur chantier et aussi par le décollement des avions dans les chaussées aéronautiques. Il existe plusieurs études de vérification de la qualité de collage des couches d'accrochage en laboratoire ou in-situ en mode I. Ces différents dispositifs d'essais sont illustrés dans le tableau I.7. Il existe des essais d'arrachement de Pull-off, de traction directe de fendage par coin ou de clivage.

Le collage entre couches de chaussées est souvent examiné par des essais d'arrachement in situ (Deysarkar, 2004), (Tashman et al., 2006) ou au laboratoire (prEN 12697-48, 2013), (Destrée et al., 2013b). Il existe de nombreux autres dispositifs d'essai d'arrachement notamment (UTEP) (Deysarkar, 2004), (Tashman et al., 2006) et (LTCQT) (Mohammad et al., 2009). L'essai d'arrachement consiste à effectuer un carottage d'un diamètre de 100 mm, à environ 10 à 20 mm sous l'interface entre la couche de surface et la couche sous-jacente. Cet essai est normalisé en Autriche (Tschegg et al., 1995) ainsi qu'au Canada (DLC - Direction du laboratoire des chaussées, 2005) sous le nom Layer Adhesion Measuring Instruments-LAMI LC25-010¹². (Rahman et al., 2009) ont étudié l'effet du dosage en couches d'accrochage par un essai d'arrachement. Cette étude a confirmé que le dosage excessif en couche d'accrochage peut contribuer à la rupture de la liaison entre couches. En plus ces tests d'arrachements sur des éprouvettes de bicouche en (HMA) ont montré que la force d'adhésion de l'interface est fortement dépendante de la granulométrie et du compactage de la couche adjacente. A cause du comportement viscoélastique thermosensible du liant et de l'enrobé bitumineux, il nécessaire de préciser pour chaque essai les conditions opératoires de vitesse de sollicitation et la température de conditionnement. À une température relativement chaude (plus de 25 °C), la cohésion du liant d'accrochage limite la liaison entre les deux couches. Alors qu'à basse température (moins de 5 °C), la force de liaison est habituellement limitée par l'adhésion entre le liant d'accrochage et l'enrobé. Il est donc préférable de mesurer la force de liaison entre deux enrobés entre 10 °C et 25 °C lorsque le liant et l'enrobé ne sont pas dans un état trop rigide ni trop visqueux (DLC - Direction du laboratoire des chaussées, 2005). Des essais de traction sur un bicouche en enrobés bitumineux fabriqués au laboratoire ou bien prélevés sur chantier ont été étudiés par (Destrée et al., 2012). D'autres essais ont été développés pendant ces dernières années notamment l'essai de fendage par coin (WST) par (Tschegg et al., 1995) et l'essai de clivage (Interface Bond Test (IBT)) par (Hakimzadeh et al., 2012) pour des interfaces entre couches minces (de l'ordre de 20 mm).

¹² LC25-010: "Test method-Measure of bonding strength with a LAMI", Transports Québec, 13/12/15

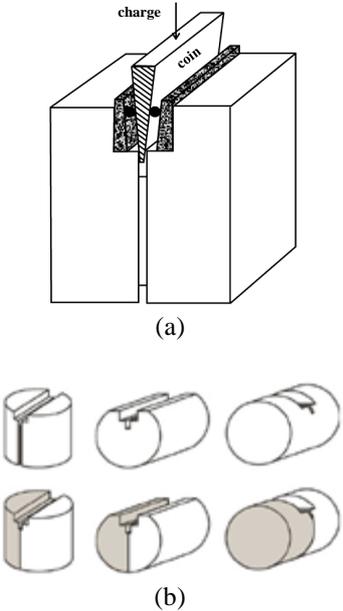
Tableau I. 7 : Essais de caractérisation de l'interface en mode I pur

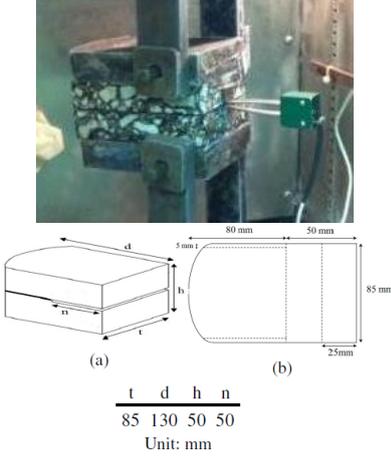
Essais, référence, ou normes	Illustrations	Echantillon, conditions opératoires et propriétés mécaniques à identifier et commentaires ¹³
<p>Mesure d'adhésion inter-couches « Tensile adhesion test » (TAT) (prEN 12697-48, 2013) (Destrée et al., 2013b)</p>	 <p>(Destrée et al., 2012)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Eprouvettes cylindriques de diamètres externe égale à 150 mm et interne de 100 mm jusqu'à une profondeur de 10 mm sous l'interface, avec une hauteur d'au moins 60 mm. ➤ Température (0 + 1) °C ou (10 ± 0,5) °C. ➤ Vitesse de traction de 200 N/s jusqu'à la rupture. <p>Résultats obtenus :</p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Résistance à la traction (MPa). ➤ Classification du mode de rupture de A à F (cohesive à l'interface partiellement ou complètement adhésive) ➤ Valeurs minimales de résistance en traction à atteindre pour obtenir un collage efficace pour : <ul style="list-style-type: none"> - les matériaux bitumineux coulés à froid (≥ 0.5 MPa) - les enduits de scellement (≥1.0 MPa) dans les conditions standards de la norme par (FGSV, 2011); <p>Commentaires :</p> <ul style="list-style-type: none"> (+) Essai fiable et performant (-) Il ne permet pas de visualiser le processus de décollement de l'interface et le suivi par des méthodes optiques de mesures de champs.
<p>Appareil de Mesure d'Adhésion des Couches (AMAC)</p> <p>« Layer Adhesion Measuring Instruments » (LAMI) LC25-010¹⁴</p>	 <p>(DLC - Direction du laboratoire des chaussées, 2005)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Un carottage sur bicouche d'enrobé in situ d'un diamètre de 100 mm, à environ 10 à 20 mm sous l'interface entre la couche de surface et la couche sous-jacente. ➤ Température entre 10 °C et 25 °C. ➤ Contrainte de traction est appliquée à un taux de chargement d'environ 240 N/s. <p>Résultats obtenus :</p> <p>L'adhésion entre deux couches d'enrobé est qualifiée selon la MTQ¹⁵ selon la résistance à la contrainte de traction, comme suit :</p> <ul style="list-style-type: none"> ≤ 0.20 MPa à 20 °C est mauvais collage, ≥ 0.40 MPa à 20 °C parfaitement collée. <p>Commentaires :</p> <ul style="list-style-type: none"> (+) Dispositif simple, fiable et économique. (+) Essai applicable sur chantier et au laboratoire. (+) Détermination de la qualité de la couche

¹³ Il est à noter que les symboles (+) et (-) désignent respectivement les avantages et les inconvénients de l'essai.

¹⁴ LC25-010: "Test method-Measure of bonding strength with a LAMI", Transports Québec, 13/12/15

¹⁵ MTQ : Ministère du Transport Québécois

	 <p style="text-align: center;">UTEP Pull-Off (Tashman et al., 2006)</p>	<p>d'accrochage en moins de 15 minutes en laboratoire et moins que 45 min in situ (Deysarkar, 2004).</p> <p>(-) Possibilité de transmission de charge excentrique en raison d'un piston d'essai incliné.</p> <p>(-) Concentration de contraintes dues à des contraintes transversales dans la zone d'application de charge en raison de la présence des plaques collées.</p> <p>(-) Cet essai ne permet pas de caractériser une loi de comportement de l'interface.</p>
<p style="text-align: center;">Essai de traction directe de (CRRB) (Destrée et al., 2012)</p>	 <p style="text-align: center;">(Destrée et al., 2013b)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Echantillons cubiques de 80 mm de côté. ➤ Vitesse de 0.5 mm/min ➤ Pré-conditionnement à 10°C. <p>Résultats obtenus : Résistance à la traction (MPa)</p> <p>Commentaires :</p> <p>(+) Exécution plus rapide et plus économique en matériaux que la méthode (TAT).</p> <p>(-) Essai au labo seulement,</p> <p>(-) Aucune exigence minimale de force de liaison en laboratoire.</p>
<p style="text-align: center;">Essai de fendage par coin « Wedge Splitting Test » (WST) (Tschegg et al., 1995)</p>	 <p style="text-align: center;">(a)</p> <p style="text-align: center;">(b)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Echantillon bicouche cubique (a) ou cylindrique (b) avec une pré-entaille au milieu au niveau de l'interface. <p>Résultats obtenus :</p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Force horizontale maximale (F_{max}). ➤ Courbe de Force-déplacement à l'interface. ➤ Taux de restitution de l'énergie critique à la rupture ou de fissuration (P_{EI}, G_{Ic}). <p>Commentaires :</p> <p>(+) Possibilité de suivi par la méthode optique,</p> <p>(+) Evaluation des propriétés mécaniques de la rupture, tels que le comportement fragile ou ductile.</p> <p>Le test montre deux inconvénients selon :</p> <p>(-) La distribution des contraintes de l'échantillon n'est pas représentative des conditions réelles de chaussées, ce qui est vrai pour la majorité des essais au laboratoire.</p> <p>(-) La préparation de l'échantillon nécessite des efforts considérables en raison de la forme compliquée de l'échantillon.</p>

<p>Essai de clivage « Interface Bond Test » (IBT) (Hakimzadeh et al., 2012)</p>	 <p style="text-align: center;"> $\frac{t \quad d \quad h \quad n}{85 \quad 130 \quad 50 \quad 50}$ Unit: mm </p>	<p>➤ Echantillons sous forme de disque pré-entaillé.</p> <p>Résultats obtenus :</p> <p>➤ Courbe de Force-déplacement de l'interface.</p> <p>Commentaires :</p> <p>(+) Possibilité de suivi de l'essai par les méthodes optiques,</p> <p>(-) plus adapté aux couches minces ($e = 20 \text{ mm}$).</p>
-----------------------------------------------------------------------------------------------------------	--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Les essais de traction directe en mode I génèrent des contraintes de traction et sollicitent la totalité des couches. Ceci permet une qualification des modes de rupture par cohésive, adhésive ou mixte (§ I.1.3). Ces essais permettent également d'évaluer l'adhésion inter-couche par le biais de la résistance maximale à la traction au niveau de l'interface.

Certains essais ne permettent que la mesure de la résistance maximale à la traction. Toutefois, cette valeur seule n'est pas suffisante pour caractériser le comportement mécanique endommageable de l'interface pour une modélisation de type zone cohésive, par exemple. Pour les objectifs de cette thèse, un essai de traction directe (DTT) est établi sur un bicouche, permettant la localisation de l'interphase (ZTI¹⁶). Un suivi du processus de décollement de l'interface avec les méthodes optiques est effectué dans le chapitre II.

➤ **Mode II: de cisaillement, de glissement**

Le cisaillement est le mode de sollicitation le plus prépondérant au niveau des interfaces entre couches de chaussées. Ce mode résulte principalement à cause du passage récurrent du trafic, du freinage ou de cisaillement par torsion sur les aires de stationnement des engins ou encore l'atterrissage des avions sur les chaussées aéronautiques. Il cause des dégradations de type glissement entre couches (§I.3.1). Il existe une longue liste de dispositif d'essais en cisaillement. Les principaux dispositifs les plus connus sont cités dans cette section et ils sont classés en trois types:

- Essais de cisaillement sans confinement en monotone;
- Essais de cisaillement avec confinement en monotone;
- Essais de cisaillement cycliques.

(D'Andrea and Tozzo, 2012) et (Canestrari et al., 2013b) proposent des revues plus complètes sur les dispositifs de cisaillement existant dans la littérature. Une étude bibliographique approfondie établie par (Zofka et al., 2015), a montré l'importance de la considération d'une condition supplémentaire qui est le confinement sur le comportement en cisaillement de l'interface. La figure I.36 présente les conditions aux limites sous l'effet de passage d'un camion, appliquées à la structure multicouche de chaussées. Ces conditions aux limites sont appliquées aux essais pour reproduire le cisaillement d'interface. Le confinement peut être pris en compte dans les dispositifs d'essais à contrainte normale constante (cf. figure I.36-a) ou à volume constant (en déplacement imposé) (cf. figure I.36-c) ou bien à rigidité normale constante (cf. figure I.36-d).

¹⁶ ZTI : Zone transitoire Intermédiaire (interfaciale)

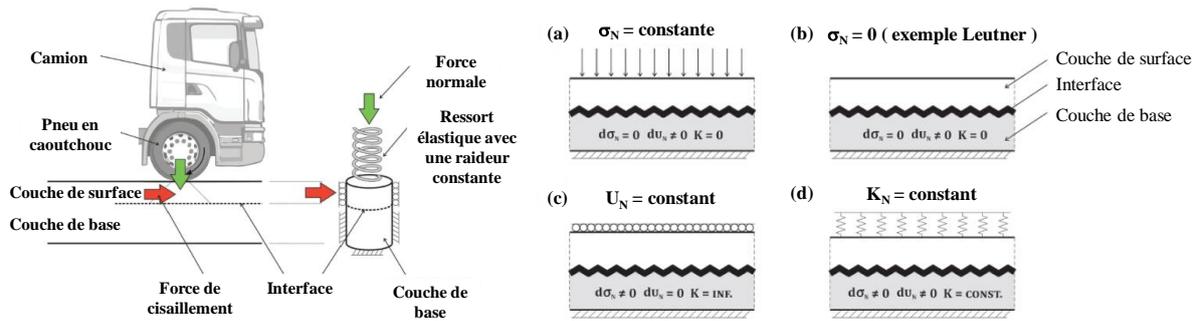
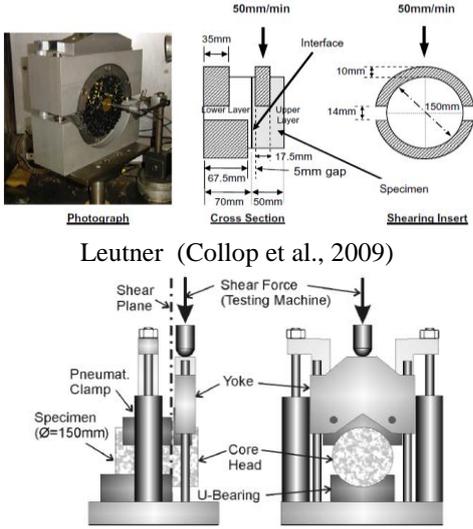


Figure I. 36 : Conditions aux limites lors de l'essai de cisaillement (Zofka et al., 2015)

- **Essais de cisaillement sans confinement**

Le cas de (figure I.36-b) présente le cas d'essai de cisaillement sans confinement. Le tableau I.8 regroupe quelques exemples de ce type d'essais de la littérature. (Leutner, 1979) a proposé un dispositif d'essai du style guillotine. Cet essai a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche (Romanoschi, 1999), (Mohammad et al., 2002) et (Collop et al., 2009). Il est utilisé pour étudier sous chargement monotone, la résistance au cisaillement de l'interface entre deux couches d'enrobé. Le dispositif (LPDS : Layer-Parallel Direct Shear Test) a été développé par (Raab and Partl, 2004) sur le principe de l'essai Leutner (Partl et al., 2012). Un projet de normalisation (prEN 12697-48, 2013) de cet essai est en cours. Une autre façon pour mesurer la résistance au cisaillement à l'interface est l'utilisation de l'essai de torsion. Cet essai est particulièrement intéressant pour son application que ce soit au laboratoire ou sur chantier (Tashman et al., 2006), (Diakhate, 2007). Cet essai est également en cours de normalisation (prEN 12697-48, 2013).

Tableau I. 8 : Essais de caractérisation de l'interface en mode II pur sans confinement

Essais et références	Illustrations	Echantillon, conditions opératoires et résultats obtenus et commentaires
<p>Essai de cisaillement direct «Shear bond test» (SBT) (prEN 12697-48, 2013)</p>	 <p>Leutner (Collop et al., 2009)</p> <p>LPDS (Layer-Parallel Direct Shear) (Santagata et al., 2008) (SN 670 461) (Partl et al., 2012)</p>	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Echantillon cylindrique de (D = 150 ou 100 ± 2) mm. ➤ Epaisseur minimale des couches 20 mm au-dessus et 70 mm au-dessous de l'interface. ➤ Pré-conditionnement à une température (20 ± 1) °C durant 5h minimum. ➤ Chargement monotone en vitesse déplacement imposé de 50 ± 2 mm / min. <p>Résultats obtenus :</p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Résistance au cisaillement $\tau_{SBT,max}$ (MPa), déplacement tangentiel au pic δ_{max}(mm), Raideur tangentielle élastique de l'interface k_{max} (MPa/mm). ➤ Des valeurs minimales de la résistance moyenne au cisaillement pour un collage efficace sont fournies dans ("FGSV," n.d.) et (SN 640 430b, 2008). ➤ Il existe une dépendance à l'écartement au niveau de l'interface entre les deux parties du dispositif (de 2 à 5 mm).

<p>Essai de torsion «Torque Bond Test» (TBT) (prEN 12697-48, 2013)</p>	 <p style="text-align: center;">(Tashman et al., 2006)</p>	<p>➤ Eprouvette bicouche de 100 mm de diamètre. ➤ Il s'agit d'appliquer un couple de torsion jusqu'à la rupture ou jusqu'à atteindre un couple maximum de 400 N.m.</p> <p>Résultats obtenus :</p> <p>➤ Résistance au cisaillement et temps à la rupture.</p> <p>Commentaires :</p> <p>(+) Essai rapide, réalisable en laboratoire et sur chantier. (-) Essai manuel, vitesse de chargement n'est pas constante. (-) Une forte dépendance des résistances à la torsion aux températures fluctuantes rencontrées sur chantier. (-) Une difficulté pratique pour le collage et le retrait du tampon métallique utilisé afin d'insérer la clé dynamométrique pour le couple de torsion; (-) La nécessité d'un carottage préalable de la chaussée de 100 mm de diamètre jusqu'à une profondeur de 20 mm sous l'interface.</p>
--------------------------------------------------------------------------------------------------	---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

L'essai double cisaillement (DST : Double Shear Test) est une version symétrisée de l'essai de cisaillement direct. Cet essai est initialement développé pour l'étude de propagation fissures dans l'enrobé (Laveissiere, 2002) et (Petit et al., 2002). Actuellement cet essai est appliqué pour l'évaluation de la performance de la couche d'accrochage en cisaillement pur en monotone et en fatigue qui a fait l'objet de travaux de thèse de (Diakhate, 2007). Un essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST : Double Notched Shear Test) a été développé par (Buttlar et al., 2014). Ces deux essais seront utilisés au cours des travaux de cette thèse. Ils seront repris avec plus de détails au chapitre II dédié à l'étude expérimentale.

- Essais de cisaillement avec confinement

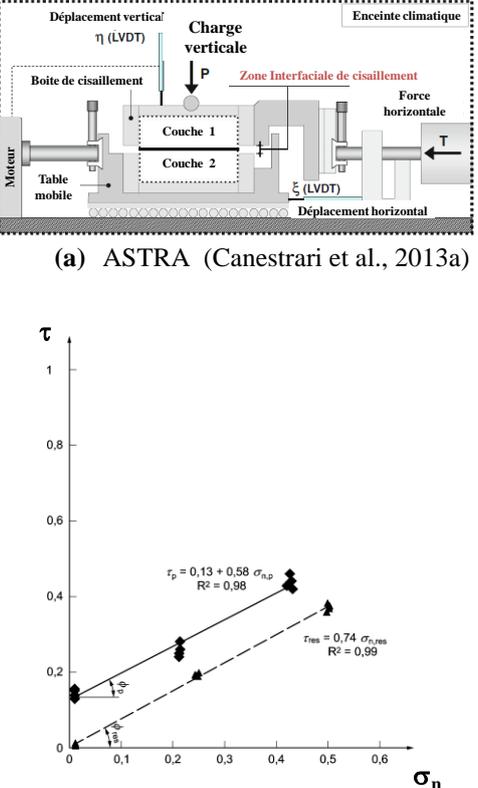
L'étude récente réalisée par (Zofka et al., 2015) montrée dans la figure I.36 entre quatre principaux classes d'essais de cisaillement selon leurs conditions aux limites relatives à l'application du confinement. Les cas présentés sur la figure (I.36-a) et (b) représentent les dispositifs les plus utilisés dans le domaine des chaussées. Pour le cas de (figure I.36-a), il s'agit d'un confinement sous forme d'une contrainte normale constante pendant toute la durée de l'essai. A titre d'exemple, l'essai (ASTRA : Ancona Shear Testing Research and Analysis) a été développé par l'Université d'Ancône par (Canestrari et al., 2005) pour l'étude en laboratoire du comportement mécanique de l'interface entre un bicouche bitumineux. Il a été imaginé à partir de l'essai de type boîte de Casgarande issu de la mécanique des sols. Cet essai est conforme à la norme européenne (prEN 12697-48, 2013) et la norme italienne UNI / TS 11214 (cf. tableau I.9). Il permet la sollicitation en cisaillement monotone de l'interface, d'appliquer et de contrôler l'effort normal à l'interface. De nombreuses études notamment (Romanoschi and Metcalf, 2001), (Ozer et al., 2008), (Canestrari et al., 2013b) et (D'Andrea et al., 2013) ont testé le comportement de l'interface vis-à-vis au cisaillement avec confinement à contrainte normale. Le résultat de l'essai permet d'identifier un comportement de l'interface élasto-plastique de

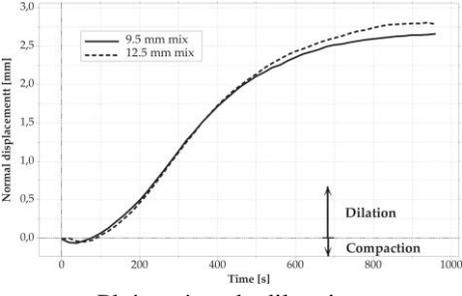
type Mohr-Coulomb. Les paramètres mécaniques tels que : la loi de comportement de l'interface en cisaillement, la rigidité tangentielle $(k_s)_{max}$, la contrainte maximale au cisaillement, l'énergie de décollement en mode II pour les différentes étapes de chargement, l'angle de frottement et l'angle de dilataance ont pu être identifiés.

La figure I.36-c présente le cas où les déplacements normaux à l'interface sont empêchés et restent constants. Dans ce cas, la rigidité de l'interface normale (k_n) tend à l'infini tandis que la contrainte normale varie en fonction de l'interface qui tend à se dilater ou à se compacter. Cette configuration peut être envisagée dans le dispositif de double cisaillement DST (Diakhate, 2007).

Enfin, la figure I.36-d montre le cas où la dilatation est limitée par une rigidité normale imposée constante. Cette configuration permet de bien simuler les conditions réelles de frottement. En termes de raideur normale de l'interface, ce cas de figure est un cas intermédiaire entre deux cas extrêmes, qui sont, à contrainte normale constante (figure I.36-a) et à volume constant (figure I.36-c). Le seul essai élaboré pour les interfaces de chaussées, qui vérifie cette condition est le dispositif (AST-an Advanced Shear Tester) développé récemment par (Zofka et al., 2015) avec possibilité d'effectuer des essais en fatigue contrôlé en force ou en déplacement. Quelques exemples d'essais de cisaillement avec confinement sont représentés dans le tableau I.9 ci-dessous. En résumé, les conditions du cas de la (figure I.36-a) sont les plus communs dans les conditions de la chaussée. Cependant, il y a certaines situations telles que des cas de charges élevées à une vitesse faible du véhicule sur des couches de surface minces, où on retrouve dans le cas de (figure I.36-d).

Tableau I. 9 : Essais de cisaillement avec confinement

Essais, référence et normes	Illustration et exemple de résultat	Echantillon, conditions opératoires et résultats obtenus et commentaires
<p>Essai de cisaillement sous contrainte normale</p> <p>Compressed shear test (CSBT)</p> <p>(prEN 12697-48, 2013)</p>	 <p>(a) ASTRA (Canestrari et al., 2013a)</p> <p>Exemple de résultat de l'ASTRA test: Représentation Mohr Coulomb</p>	<ul style="list-style-type: none"> ➤ Eprouvettes cylindriques de diamètre (97 ± 3) mm; la hauteur de l'échantillon est comprise entre 60 et 80 mm au maximum. ➤ La vitesse constante de déplacement horizontal de 2.5 mm/min. ➤ Conditionnement des échantillons 12 h au minimum à des températures comprises entre -10°C et $+50^{\circ}\text{C}$ dans l'enceinte climatique. ➤ Application de contrainte normale ($\sigma_n = 0.0; 0.2; 0.4$ MPa) au plan de l'interface. <p>Résultats obtenus:</p> <ul style="list-style-type: none"> ➤ Loi de comportement de l'interface en cisaillement: $(\tau - \delta_t)$, angle de dilataance au pic en rad et $\sigma_{n,pic}$, contrainte au cisaillement maximale (τ_{pic}) et résiduelle (τ_{res}) en MPa et déplacement tangentiel au pic ($\delta_{t,pic}$). <p>Commentaires :</p> <ul style="list-style-type: none"> (+) Réalisation des tests à différents niveaux de σ_n. (+) Evaluation de la loi de comportement complète de l'interface ainsi que les propriétés résiduelles : <ul style="list-style-type: none"> - c_0 : cohésion (résistance au cisaillement pur), - ϕ_p, ϕ_{res} : angles de frottement au pic et en post pic respectivement.

<p>Essai de cisaillement à rigidité normale constante</p> <p>«An advanced shear tester» (AST)</p> <p>(Zofka et al., 2015)</p>	 <p>(b) AST (Zofka et al., 2015)</p>  <p>Phénomène de dilatation</p>	<ul style="list-style-type: none"> • Éprouvette cylindrique de 150 mm de diamètre. • Pas de pré-conditionnement des éprouvettes en enrobé (par exemple, pas à court terme). • Force normale de confinement égale à 3 kN. • Critère de déplacements dans la direction de cisaillement fixé à 16 mm à la fin du test. <p>Résultats obtenus :</p> <p>Loi de comportement en cisaillement et courbe de dilatace de l'interface.</p> <p>Commentaires :</p> <ul style="list-style-type: none"> (+) Application optionnelle du confinement par un système de quatre ressorts en parallèle pour limiter les pneumatiques et assurer la condition de rigidité normale constante ; (+) Système peu encombrant, position de collier réglable par rapport au support ; (+) Possibilité d'utiliser une enceinte climatique ; (+) Un cadre de charge unique standard avec un seul actionneur nécessaire ; (+) Possibilité d'effectuer des essais de fatigue contrôlés en force ou en déplacement.
-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

- Essais de cisaillement cycliques

La majorité des essais de cisaillement se limitent à l'étude du comportement en monotone du comportement de l'interface, malgré que les structures de chaussées se dégradent réellement après un certain nombre de cycles de trafic. Les essais de caractérisation de la performance de l'interface par des essais en fatigue ne sont pas nombreux (cf. figure I.37). Un essai de cisaillement cyclique a été développé par (De Bondt, 1999) pour étudier le comportement de l'interface et l'effet de l'engrènement dû à la rugosité sur la résistance de l'interface. (Romanoschi, 1999) adopte un essai de fatigue (cf. figure I.37-a) avec un principe de cisaillement oblique en compression pour étudier le comportement en fatigue des interfaces. La normale à l'interface est dans l'axe longitudinal de l'éprouvette. Son angle d'inclinaison est de 22.5° par rapport à l'axe du vérin hydraulique qui engendre un rapport de 0.5 entre la contrainte de cisaillement et la contrainte normale, appliquées à l'interface. Actuellement un essai de cisaillement directe (cf. figure I.37-b) avec confinement (à contrainte normale) contrôlé en déplacement est proposé dans la prénorme (prEN 12697-48, 2013), nommée (CCSBT : Compressed Shear Bond Test). L'essai de double cisaillement Double Shear Test (DST) présenté dans la figure I.37-c, peut être sollicité en dynamique (Diakhaté et al., 2011) avec possibilité de mettre le dispositif dans une enceinte climatique ($-30, +50^\circ\text{C}$). Pour cet essai DST, lors des essais de fatigue, seul le mode de pilotage en force est utilisé dans la procédure d'essai. L'essai (AST) développé par (Zofka et al., 2015) permet de faire des essais en fatigue contrôlé en force ou en déplacement (cf. tableau I.9 – b).

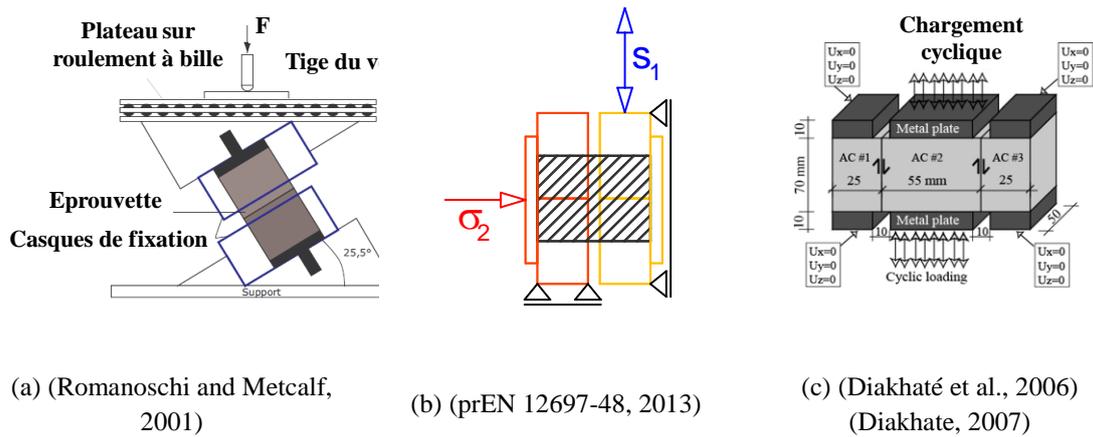


Figure I. 37 : Principes d'essais de cisaillement cycliques

Pour des essais de fatigue, la performance de collage peut être évaluée par le nombre maximum de cycles. Le comportement mécanique de l'interface peut être traduit par l'évolution de la raideur tangentielle de la zone interfaciale pendant l'essai. Les courbes d'évolution obtenues montrent une décroissance de la performance mécanique de la couche d'accrochage en fonction des nombre de cycles (Diakhaté et al., 2011), (Romanoschi, 1999).

➤ **Mode mixte (I+II): Couplages entre les modes de sollicitations**

Pour les structures de chaussées à couches de surface relativement minces, lors du passage d'un véhicule, son poids est transmis à la chaussée sous forme de pression par l'intermédiaire des pneumatiques. Cette charge induit une déformation en flexion des couches de la structure qui entraîne des sollicitations en compression au droit de la charge et des sollicitations en traction à la base des couches. (Pouteau, 2004), (Hun, 2012), (Chabot et al., 2013), (Canestrari et al., 2013a) et (Graziani et al., 2016) ont étudié le décollement des interfaces en mode mixte à travers des essais de flexion au laboratoire (cf. figure 38).

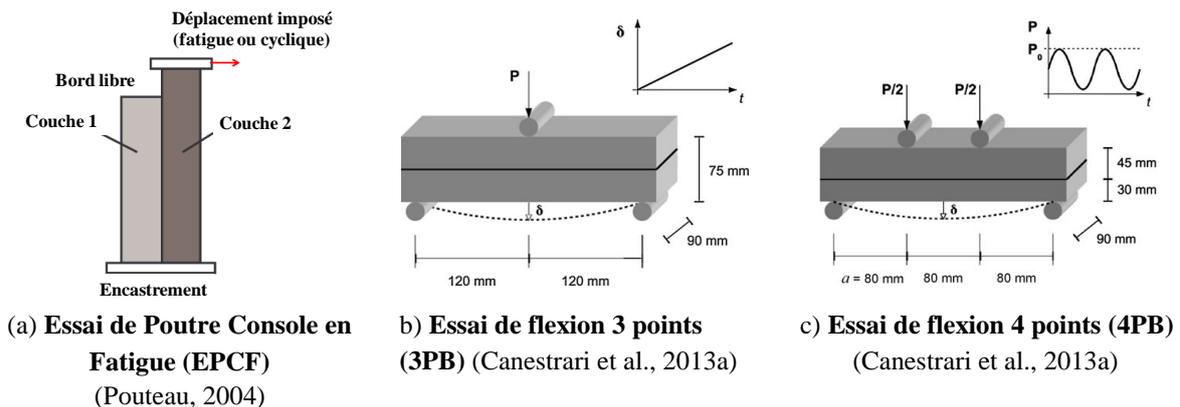


Figure I. 38: Essais de flexion pour le décollement des interfaces entre couches de chaussées

D'autres essais en mode mixte sont présentés dans le cadre général (cf. § I.1.4). En plus des chargements mécaniques de flexion, la chaussée est soumise à des chargements thermiques induits par les conditions climatiques souvent sévères. Les composants de flexion couplés avec le traction thermique sont, dans la plupart des cas, les deux raisons courantes de fissuration de la route (Millien et al., 2012). Un essai de retrait-flexion est développé au Laboratoire Régional des Ponts et Chaussées

(LRPC) d'Autun (Florence, 2005), qui est de type "multicouches" simulant la charge de trafic et les mouvements de fissures liés aux variations thermiques.

Le principe de l'essai retrait-flexion, présenté sur la figure I.39, consiste à appliquer, sur une éprouvette de (560 x 110 x 80 mm³) qui est soumise à une température constante de (T = 5°C), deux sollicitations simultanées :

- 1- une traction longitudinale continue lente, simulant le retrait thermique (0.01mm/min)
- 2- une flexion verticale cyclique, à la fréquence de 1 Hz et avec une flèche de 0.2 mm, simulant le trafic à 5 Km/h.

La progression de la fissure est suivie par le biais d'une jauge de fissuration, constituée d'un réseau de fils conducteurs qui se rompent lorsque la fissure les atteint. Ils permettent de suivre les chemins de fissuration au niveau d'un bicouche et d'identifier le décollement au niveau de l'interface sous chargements plus réaliste (thermique et mécanique du trafic). Ces essais sont plus adaptés à l'étude et le suivi de propagation de fissures.

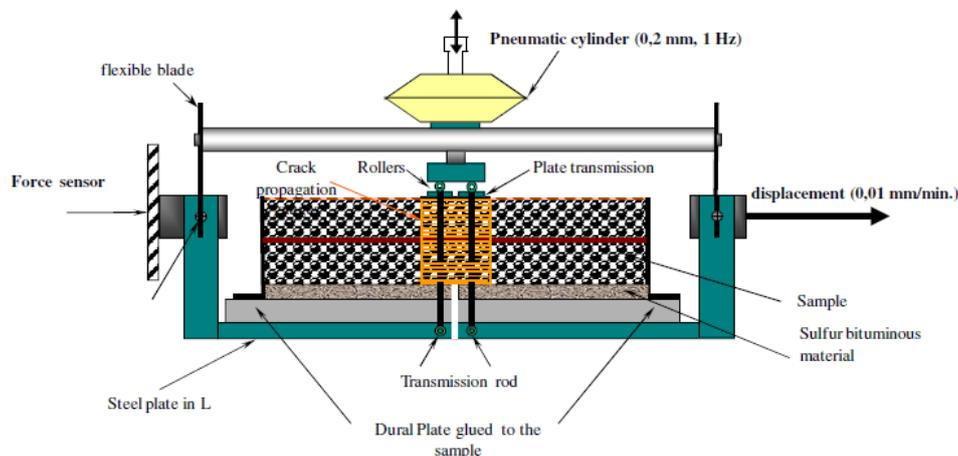


Figure I. 39 : Dispositif de l'essai retrait-flexion, d'après (Dumas, P. and Vecoven, J., 1993), (Millien et al., 2012).

I.4. Modélisations des interfaces dans les couches de chaussées

Jusqu'à présent, les méthodes de dimensionnement actuelles des structures de chaussées ignorent la loi de comportement de l'interface, bien que le passage d'une condition de collage parfaite à celle d'une interface glissante réduit considérablement la durée de vie d'une structure routière. L'intérêt pour les interfaces imparfaites prend de l'ampleur depuis quelques années avec l'apparition des nouvelles pathologies et le développement des structures multicouches dans lesquels les interfaces jouent un rôle crucial pour la durabilité. En particulier, ce travail de thèse cherche à proposer un modèle d'interface qui peut être intégré dans le guide de dimensionnement des structures de chaussées. Les modèles proposés ne sont pas nombreux et ne reproduisent pas les phénoménologies ainsi que les mécanismes de dégradations (décollement/glisement) des interfaces de chaussées

Les modèles proposés sont essentiellement basés sur des lois locales en comportement monotone élasto-plastique de type Mohr-Coulomb (Romanoschi and Metcalf, 2001), (Partl and Canestrari, 2008) des modèles à travers la mécanique de la rupture en élasticité (Hun et al., 2012) ou encore des lois de fatigue empiriques (Petit et al., 2009). Les travaux (De Bondt, 1999) et (Ozer et al., 2008) ont accordé une attention particulière à la modélisation des interfaces par des éléments joints élastiques et une rugosité géométrique périodique en dents de scie. L'effet de la rugosité est considérable dans la loi de comportement en cisaillement. Récemment, un modèle de zone cohésive bilinéaire est utilisé pour l'étude de la rupture des enrobés bitumineux avec un comportement du

matériau viscoélastique (Song et al., 2006), (Baek, 2010). Un modèle d'interface à l'échelle microscopique entre le liant et le granulat est proposé par (Dong et al., 2014).

Les travaux de modélisation des interfaces dans d'autres domaines sont nombreux (maçonnerie, matériaux composites, renforcement, bois ...). Dans la section (§I.2), une synthèse sur les différentes modélisations des interfaces a été suggérée. Elle a permis de comparer les approches de modélisation et de choisir une voie phénoménologique basée sur les modèles de zone cohésive. Notre étude se focalise sur les dégradations d'interface, et le modèle de zone cohésive proposé par (Allix et al., 1995) et (Gornet and Ijaz, 2011) est retenu pour la modélisation de l'interface endommageable. Ce modèle est particulièrement intéressant car il propose une considération de la mixité des modes de sollicitations nécessaire dans le cas de modélisation des interfaces rugueuses.

Le traitement analytique des problèmes comportant des interfaces pose plusieurs difficultés théoriques et numériques. Si ce traitement est envisageable pour quelques configurations idéales, les solutions correspondent rarement aux exigences pratiques des guides de dimensionnement des chaussées en particulier. Une bonne modélisation nécessite, d'une part, un bon modèle de comportement basé sur la caractérisation expérimentale de l'interface et, d'autre part, une mise en œuvre numérique appropriée de l'interface qui dépend du choix du type de l'élément (sans épaisseur ou bien couche mince). Dans cette partie, les éléments de base intervenant dans la modélisation de ce problème sont d'abord exposés. Les différentes approches utilisées dans la littérature pour la modélisation des interfaces sont ensuite décrites. Enfin, les méthodes de modélisations numériques retenues pour la suite de l'étude d'interfaces de chaussées sont résumées.

I.4.1. Contact à l'interface

Afin de proposer une modélisation du comportement mécanique de l'interface rugueuse, il est proposé d'effectuer une discrétisation de la surface de contact. En un point donné de l'interface, on considère deux points appartenant respectivement à la couche supérieure 1 et à la couche inférieure 2. Dans le repère local (\vec{t}, \vec{n}) figure I.40, les déplacements et les contraintes de liaisons ¹⁷sont donnés par :

$$\vec{U}_1 = \begin{Bmatrix} U_n^1 \\ U_t^1 \end{Bmatrix} ; \quad \vec{U}_2 = \begin{Bmatrix} U_n^2 \\ U_t^2 \end{Bmatrix} ; \quad \vec{\sigma} = \begin{Bmatrix} \sigma_n \\ \tau \end{Bmatrix} \quad (I.40)$$

La modélisation du contact à l'interface se caractérise par la vérification de certaines conditions sur la contrainte normale σ_n et la contrainte tangentielle τ s'exerçant sur l'élément de contact (figure I.40). Le champ de contrainte (σ_n, τ) résulte un état de déplacements relatifs tangentiels et normaux $(\Delta U_n, \Delta U_t)$ caractérisant la cinématique de l'élément de l'interface :

$$\Delta U = \begin{Bmatrix} \Delta U_n = U_n^2 - U_n^1 \\ \Delta U_t = U_t^2 - U_t^1 \end{Bmatrix} \quad (I.41)$$

¹⁷ Convention de la mécanique : $\sigma_n > 0$ en traction.



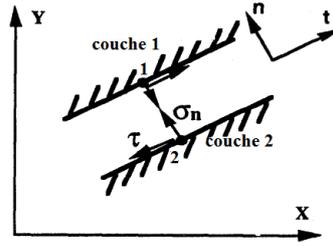


Figure I. 40 : Modélisation du contact à l'interface

Au cours du chargement, le contact entre les deux couches peut évoluer. Il suit l'un des trois modes présentés sur la figure I.41.

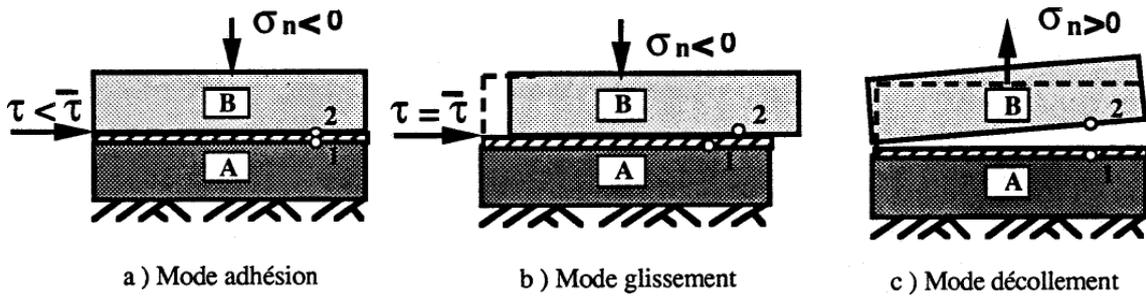


Figure I. 41 : Modes de déformation de l'interface (Desai et al., 1984) ; (Bencheikh, 1991)

Mode adhésion : dans ce mode (figure I.41-a), les contraintes de contact indiquent un effort normal de compression à l'interface et que la contrainte de cisaillement est inférieure au seuil de cisaillement τ_{seuil} . Ils sont alors régis par les conditions suivantes où :

$$\begin{cases} \Delta U_n = 0 \\ \Delta U_t = 0 \end{cases} ; \begin{cases} \sigma_n < 0 \\ \tau < \tau_{seuil} \end{cases} \quad (I.42)$$

Mode glissement : quand la contrainte tangentielle atteint le seuil de cisaillement τ_{seuil} , un glissement relatif se développe entre les nœuds 1 et 2 (figure I.41-b). Dans le cas d'une interface rugueuse, ce mode est accompagné par la dilatance.

$$\text{Interface lisse } \begin{cases} \Delta U_n = 0 \\ \Delta U_t \neq 0 \end{cases} ; \text{ interface rugueuse } \begin{cases} \Delta U_n \neq 0 \\ \Delta U_t \neq 0 \end{cases} \text{ et } \begin{cases} \sigma_n < 0 \\ \tau = \tau_{seuil} \end{cases} \quad (I.43)$$

Mode décollement : Dans le cas où il s'agit d'un effort normal de traction. Il y a décollement (figure I.41-c) ; on a alors les conditions suivantes :

$$\Delta U_n > 0 \text{ et } \sigma_n = \tau = 0 \quad (I.44)$$

En présence de sollicitations monotones, le mode de décollement correspond à un endommagement surfacique progressif de l'interface en mode I. Cependant, en présence de sollicitation cycliques, après séparation, il peut y avoir à nouveau un recollement entre les deux couches. On retrouve alors l'un des deux modes : adhésion ou glissement.

I.4.2. Modélisations numériques du comportement de l'interface

Les interfaces sont généralement soumises à des fortes sollicitations de cisaillement. En outre, les interfaces rugueuses sont soumises à des sollicitations en mode mixte de traction, compression et de cisaillement dans le repère local des aspérités. Les études proposées dans la bibliographie (§ I.2) appartiennent à l'une des deux approches principales suivantes :

- Approche de couche mince : dans cette approche, l'interface est constituée d'une zone de faible épaisseur. On est alors conduit à définir des déformations pour l'interface. Ainsi, on adopte des lois de comportement rhéologique propres à ces zones.
- Approche de type contact : Dans ce cas l'interface n'a pas d'épaisseur, elle est alors assimilée à un matériau fictif auquel on associe une loi de comportement reliant en général, les contraintes et les déplacements relatifs à l'interface. Notamment l'exemple des modèles de zones cohésives (§I.2.2).

Dans cette partie, nous allons procéder à la présentation des approches : couche mince et de type contact. Les différentes lois du comportement proposées de l'interphase/interface et les techniques numériques employées seront également présentées.

I.4.1.1 Approche du type couche mince

Le concept de couche mince ou « thin layer element » a été abordé par (Ghaboussi et al., 1974) et (Desai et al., 1984). Ce dernier critique la modélisation des interfaces à épaisseurs nulles. Ils considèrent qu'elle est peu réaliste et conduit à donner une raideur normale K_n très importante. (Ghaboussi et al., 1974) ont développé un élément joint avec une faible épaisseur (comparée aux dimensions des éléments massifs adjacents) et ont présenté la construction explicite de la matrice de rigidité de l'élément d'interface pour les problèmes plans et axisymétriques. (Desai et al., 1984) proposent alors de modéliser l'élément d'interface par une couche d'épaisseur très faible proche de zéro. Le problème de contact est modélisé en utilisant des éléments finis de massif isoparamétrique d'épaisseur h et de longueur L (figure I.42). L'utilisation de ce type d'éléments est justifiée par le fait que la zone d'interface représente un domaine de faible épaisseur (cas des joints ou défauts remplis dans les masses rocheuses et des zones d'interface sols-structures) qui est généralement soumis à de fortes sollicitations de cisaillement. Ils ont alors adopté des lois de comportement rhéologiques propres à ces zones.

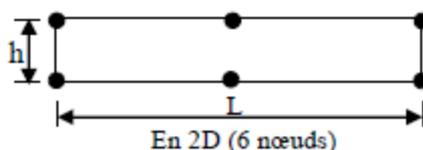


Figure I. 42 : Type d'élément d'interface Isoparamétrique, (Desai et al., 1984)

Pour adapter les éléments finis type couche mince à la description du comportement mécanique de l'interphase, l'élément doit permettre de simuler le mécanisme de cisaillement en considérant les contraintes normales et tangentielles à l'interface. D'autre part, la loi de comportement associée à l'élément doit permettre de relier ces contraintes à l'interface aux déplacements associés (Karabatakis and Hatzigogos, 2002) :

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} h \cdot K_n & 0 \\ 0 & h \cdot K_s \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_n \\ \gamma_t \end{pmatrix} \quad (I.45)$$

Avec distorsion : $\gamma_t = \frac{\Delta U_t}{h}$ ou déformation normale : $\varepsilon_n = \frac{\Delta U_n}{h}$

L'avantage des éléments en couche mince est de pouvoir utiliser des éléments finis standards. Cependant, des considérations particulières doivent être accordées à ces éléments, notamment en ce qui concerne les valeurs du rapport de forme L/h (Desai et al., 1984).

I.4.1.2 Approche de type contact (interface à épaisseur nulle)

L'approche de l'interface de type contact a intéressé plusieurs chercheurs qui est essentiellement basée sur l'élément joint proposé par (Goodman et al., 1968). Les éléments joints sont aussi appelés éléments sans épaisseur ou « zero thickness elements ». Pour deux couches occupant les surfaces Ω_1 et Ω_2 et séparées par une interface Γ (Figure I.43), le saut de déplacement $[U]$ au niveau de l'interface Γ est décomposé en une composante normale (selon n) et une composante tangentielle (selon t) avec :

$$[U] = \Delta U = [U_n]n + [U_t]t \quad (I.46)$$

Avec $[U_n]$ et $[U_t]$: sauts de déplacement normal et tangentiel relatifs au niveau de l'interface.

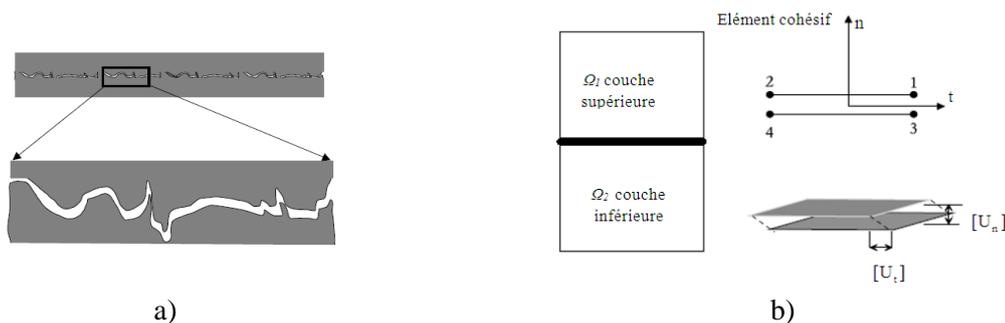


Figure I. 43 : Représentation de l'interface : a) représentation physique b) entité surfacique entre deux couches

➤ Éléments joints élastiques

Les éléments joints ont été initialement développés par (Goodman et al., 1968) présentant 4 nœuds, 8 degrés de liberté et nommés « GTB » (figure I.44-a). Ces éléments ont subi plusieurs améliorations. La loi constitutive de l'élément joint élastique peut être décrite par l'équation suivante :

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_n & 0 \\ 0 & k_s \end{pmatrix} \begin{pmatrix} [U_n] \\ [U_t] \end{pmatrix} \quad (I.47)$$

avec σ et τ les contraintes normale et tangentielle,

k_n et k_s sont les raideurs normale et tangentielle élastique de l'interface.

Une autre utilisation des éléments joints consiste à considérer des liaisons de type ressorts qui se résument à des connexions entre les nœuds opposés (Hermann, 1978), (Coutinho et al., 2003). Ces auteurs ont dédoublé les points de contact entre les deux milieux et ont muni chaque doublet de deux ressorts fictifs (l'un tangentiel, l'autre normal à la surface de contact). Dans ce cas, les déplacements relatifs sont exprimés en fonction des déplacements absolus, par une matrice dont tous les termes sont

nuls sauf ceux qui indiquent l'existence du ressort tangential ou normal. Les éléments développés par Hermann sont appelés « LRH ». Le comportement élastique linéaire isotrope de l'interface est décrit à travers des ressorts fictifs, de raideurs C_1 et C_2 (en N/mm), qui relient les nœuds supérieurs et inférieurs des faces de contact (Figure I.44-b). Pour les petits déplacements, la loi de comportement de l'interface de type ressort est donnée par :

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix} = \frac{1}{L} \begin{Bmatrix} C_2 \cdot (u_{3y} + u_{4y} - u_{1y} - u_{2y}) \\ C_1 \cdot (u_{3y} + u_{4y} - u_{1y} - u_{2y}) \end{Bmatrix} \quad (I.48)$$

(Beer, 1985) propose un élément d'interface isoparamétrique pour étudier l'interface entre deux éléments coques. Ce type d'élément joint d'interface est implémenté dans le code de calcul aux éléments finis (CEA, 2015). En application 2D, les éléments d'interface disponibles sous Cast3M sont constitués de 4 nœuds (JOI2) ou à 6 nœuds (JOI3) avec une longueur L et une épaisseur nulle (figure I.44-c). Pour ces éléments, les déplacements relatifs entre les nœuds sont les principales variables de déformation. Les déplacements relatifs sont reliés aux déplacements absolus en utilisant la matrice des fonctions d'interpolation. Il s'agit d'associer à chaque nœud d'un milieu, son homologue de l'autre milieu.

Enfin, L'élément qui combine les avantages des éléments GTB (Goodman et al., 1968) et LRH (Hermann, 1978) est appelé « macro-Element » (LK1) et il est constitué de deux éléments GTB (Kaliakin and Li, 1995).

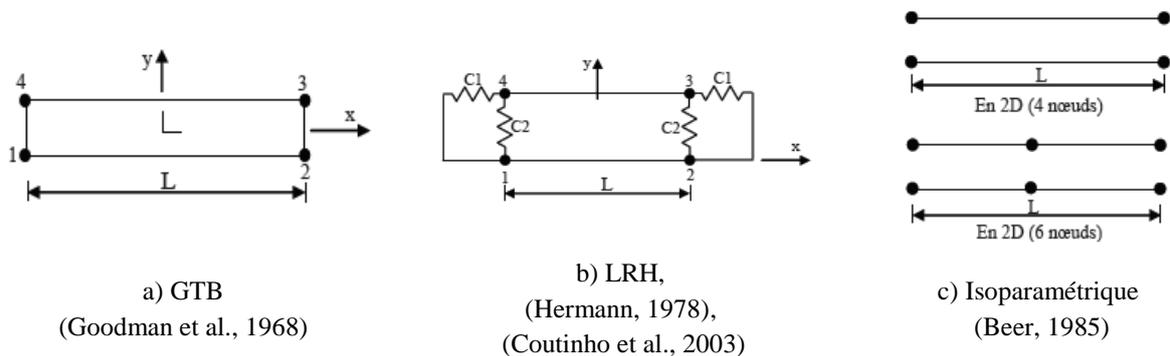


Figure I. 44 : Différents types d'éléments joints d'épaisseur nulle

En général, la méthode de résolution des éléments sans épaisseur consiste à appliquer une méthode d'adaptation des rigidités ; le glissement est obtenu en donnant une valeur très faible à la rigidité tangentielle si la contrainte de cisaillement franchit le seuil donné par un critère de frottement. Par ailleurs, si la contrainte normale est de traction, les deux rigidités (tangentielle et normale) sont annulées afin de rendre compte d'un décollement à l'interface.

Certains défauts associés aux éléments sans épaisseur ont été signalés, notamment en termes d'effort normal à l'interface (Sharma and Desai, 1992). Pendant ces dernières décennies, des méthodes numériques ont été développées pour apporter des solutions à différentes difficultés numériques.

➤ Élément joint dilatant/non dilatant

Les auteurs (Ghaboussi et al., 1974) et (Desai et al., 1984) ont classé les éléments joints en dilatant et non dilatant. En effet, le comportement d'un joint en cisaillement peut présenter deux aspects notamment la courbe effort-déformation présente une augmentation rapide de l'effort tangential vers un pic, suivi d'une perte importante de la résistance vers une stabilisation à une valeur résiduelle. La rupture s'accompagne souvent d'une dilatance dans le cas de l'interface rugueuse. Dans

le cas des joints non dilatants, l'élément est caractérisé par des rigidités unitaires normale et tangentielle, et par sa résistance limite au cisaillement (donnée par le critère de rupture de Mohr-Coulomb). Dans ce cas, la méthode d'adaptation de la rigidité est employée pour décrire le comportement de l'interface.

Pour l'élément joint dilatant, (Ghaboussi et al., 1974) ont utilisé deux méthodes de représentation de la dilatance à l'interface. La première consiste à introduire les termes de couplage entre les comportements normal et tangentiel dans la matrice des propriétés matérielles de l'élément. Cette méthode, définie pour les discontinuités irrégulières (joints avec aspérités dans les masses rocheuses), consiste à définir les propriétés non dilatantes de l'interface dans le repère (\bar{p}, \bar{q}) lié à l'aspérité (figure I.45), puis les transformer dans le repère (\bar{n}, \bar{t}) à l'aide de l'angle α que font les aspérités avec l'axe de contact. Dans la deuxième méthode, les auteurs ont utilisé la théorie de l'élasto-plasticité pour décrire la dilatance. Ils ont proposé un modèle à deux surfaces de charge : la première limitant les contraintes de cisaillement, et la seconde, dite "cap", pour contrôler la dilatance (Bencheikh, 1991).

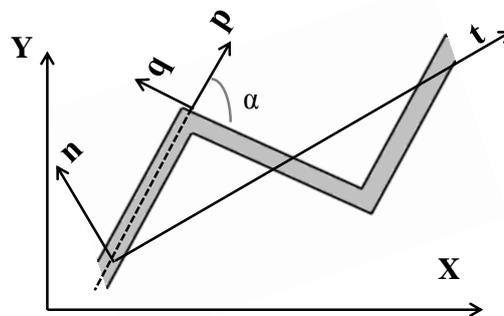


Figure I. 45 : Modèle de joint dilatant

En élasticité et en 2D, la matrice constitutive (K^e) du joint dilatant reliant le vecteur contrainte au vecteur déplacement relatif à l'interface rugueuse peut être écrite par les relations suivantes :

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_{nn} & k_{ns} \\ k_{sn} & k_{ss} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} [U_n] \\ [U_t] \end{pmatrix} \quad (I.49)$$

avec $[U_n]$ et $[U_t]$ sont respectivement les déplacements relatifs normal et tangentiel ;

k_{nn} , k_{ss} , k_{ns} et k_{sn} sont respectivement, la rigidité normale, tangentielle et les composantes de la rigidité couplée.

Pour un élément joint élastique lisse, la matrice constitutive (K^e) est diagonale simplifiée. Une couche de très faible épaisseur est un élément non-dilatant c'est à dire il n'y a pas de changement de volume pendant la phase de cisaillement. Pour ce là, les composantes de déformations normale et tangentielle sont découplées et les termes de rigidité de couplage k_{ns} et k_{sn} peuvent être ignorés. Dans ce cas la rigidité normale k_n et la rigidité tangentielle k_s sont des paramètres constants :

$$K^e = \begin{pmatrix} k_n & 0 \\ 0 & k_s \end{pmatrix} \quad (I.50)$$

I.4.3. Bilan

A l'échelle macroscopique, les interfaces entre couches sont généralement représentées par des plans parallèles. A l'échelle mésoscopique, l'interphase ou (ZTI) peut avoir une certaine épaisseur identifiable expérimentalement par le processus de localisation par la méthode de corrélation d'images numériques (CIN) grâce à une analyse multi-échelle locale/globale. La définition de son épaisseur est très variable en fonction de l'échelle d'observation et en fonction de la morphologie de surface (cf. chapitre II). Ce qui modifie de manière considérable les caractéristiques du comportement observé. De ce fait, il n'est pas recommandé de formuler des lois d'interfaces en fonction des déformations car elles dépendent de l'épaisseur de l'interphase, alors que les grandeurs cinématiques mesurables expérimentalement sont le déplacement normal relatif, ΔU_n ou tangentiel relatif, ΔU_t à l'interface.

Conclusion

Devant les répercussions économique et écologique des dégradations dues au décollement des interfaces entre couches de chaussées, il est temps de prendre en considération le comportement réaliste de l'interface imparfaite dans le guide de dimensionnement. Plusieurs équipes de recherche travaillent pour trouver des solutions à optimiser le collage entre couches. Leurs travaux peuvent être classés selon leurs contributions sur ce sujet d'actualité, de grand intérêt international:

- 1- comprendre les facteurs d'influence par des essais au laboratoire et comparaison in situ;
- 2- optimiser les dosages et les performances des couches d'accrochage avec des essais mécaniques en mode pur ou mixte;
- 3- chercher des solutions de renforcement aux interfaces;
- 4- modéliser et identifier le comportement des interfaces.

Cependant, la modélisation des interfaces à l'échelle mésoscopique et la caractérisation expérimentale du comportement mécanique local à l'aide des méthodes avancées de mesures de champs sont peu abordées dans la bibliographie. Les objectifs de cette thèse se situent plus tôt sur les deux derniers points. L'intérêt de cette étude est de proposer une modélisation macroscopique des interfaces intégrables dans le guide de dimensionnement à partir des considérations mésoscopiques.

Le chapitre I nous a permis de choisir un modèle d'interface, d'analyser les mécanismes de dégradations dans les structures des chaussées et de choisir les essais permettant la caractérisation expérimentale de l'interface pour identifier les paramètres du modèle. Le modèle retenu est celui de (Allix et al., 1995). Ce modèle de type MZC permet la mixité des modes de sollicitation ainsi qu'une viscosité des décohésions interfaciales.

Les constatations in situ à travers l'exposé des différents mécanismes de dégradations mettent en avant la nécessité de développer une méthode phénoménologique de modélisation des interfaces entre couches de chaussée (cf. § I.3.1). Par la suite, les deux principaux phénomènes de collage des interfaces de chaussées sont présentés dans la section (§ I.3.2) qui sont principalement l'adhésion et l'engrènement. Un état de l'art sur les essais de caractérisation des interfaces à travers des essais in situ ou au laboratoire est présenté dans (§ I.3.3). Une synthèse sur les différents modèles d'interface dans les chaussées est présenté dans (§ I.4).

Afin de caractériser le comportement mécanique de l'interface, deux essais de traction et de cisaillement en mode I et II en laboratoire sont envisagés pour la suite de l'étude. Les essais mécaniques seront accompagnés par des méthodes optiques de mesures de champs. Une approche de

caractérisation de l'interface par des méthodes de mesure de champs sera développée et présentée au chapitre II dans le but d'identifier les paramètres du modèle de zone cohésive retenu. Pour ces objectifs, l'essai de Traction Directe (DTT) sur des éprouvettes bicouches cubiques de 90 mm de côté (des plaques du projet RILEM¹⁸) a été retenu pour la sollicitation de l'interface en mode I. Concernant la caractérisation du comportement de l'interface en mode II, deux essais de cisaillement seront étudiés au cours des travaux de cette thèse qui sont : l'essai de double cisaillement (DST) et l'essai de cisaillement sur des éprouvettes double entaillées (DNST). Les résultats des essais sont analysés et discutés dans le chapitre II. En réalité, en présence de la rugosité, l'interface entre couches de chaussées est souvent sollicitée en mode mixte (I+II) au niveau des aspérités. Des essais de caractérisation de la rugosité (macro-texture) ont été réalisés dans le cadre d'un post-doctorat au laboratoire GEMH-GCD (Léandry et al., 2015). L'objectif visé était d'introduire les paramètres de rugosité voire des profils types dans une modélisation à l'échelle méso de l'interface (chapitre III).

Le chapitre II présentera une méthode d'identification expérimentale des paramètres clés du modèle d'interface. Une méthode expérimentale sera proposée à travers des essais mécaniques de (traction et cisaillement). Une méthode d'analyse multi-échelles des champs de déplacements permettra la localisation de la zone transitoire interfaciale (ZTI) "interphase" et l'identification des paramètres mécanique de l'interface en mode I et II. Les mesures de la texture seront effectuées par deux méthodes (à la tâche et la projection de franges).

¹⁸ RILEM-SIB: Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux – Testing and characterization of Sustainable Innovative Bituminous materials and systems, Task Group 4: Pavement Multilayer System Testing.

Chapitre II. Caractérisation expérimentale du comportement mécanique des interfaces de chaussées



Introduction

D'après les travaux de recherches évoqués dans le Chapitre I, le comportement mécanique des interfaces est régi principalement par l'adhésion et l'engrènement. L'identification de ces deux mécanismes nécessite des approches locales, de l'échelle macroscopique à l'échelle microscopique. Afin de définir des critères objectifs et utilisables dans une démarche de dimensionnement, une étude expérimentale, basée sur les différentes méthodes optiques est proposée dans le présent chapitre II.

L'endommagement progressif de l'interphase/interface est étudié à travers des essais de traction et de cisaillement monotones, en mode découplé avec une vitesse de déplacement de 0.5 mm/min à la température ambiante de l'ordre de 20°C. Lors de ces essais, les méthodes de corrélation d'images numériques de type DIC et H-DIC ont été mises en œuvre pour le suivi des champs cinématiques, permettant une comparaison des performances des deux méthodes. Une analyse globale/locale des champs de déplacements permet de définir l'épaisseur de la zone transitoire intermédiaire (ZTI) et l'identification des lois de comportement mécanique de l'interphase/interface. En parallèle, les caractéristiques morphologiques géométriques de la macrotecture de l'interface sont analysées à partir d'une méthode de projection de franges. Les résultats obtenus permettent l'identification des paramètres mécaniques et géométriques clés pour la modélisation des interfaces imparfaites.

Ce chapitre comporte cinq sections. Les complexes bicouches sont présentés au paragraphe (§II.1). Les différents essais réalisés sont étalés au paragraphe (§II.2). Les méthodes d'investigation par mesures optiques sont exposés au paragraphe (§II.3). Une méthodologie d'identification du comportement mécanique de l'interphase/interface sous chargement monotone en traction directe (DTT) et en cisaillement (DST et DNST) est proposée au (§II.4). Une étude multi-échelle de l'essai de traction directe par corrélation d'images permet de corréler les propriétés mécaniques de l'enrobé du bicouche (module et coefficient de Poisson) avec les résultats d'essais de traction normalisé (DT-PR) sur une éprouvette monocouche d'enrobé. Une approche novatrice de la topologie de surface est étudiée au (§II.5). Elle permet l'évaluation des différents paramètres de modélisation de la rugosité de l'interface. En conclusion, les résultats obtenus sont présentés dans le contexte de l'algorithme de l'approche d'identification expérimentale des paramètres de modélisation d'un modèle de zone cohésive.

II.1. Complexes testés

Les complexes testés sont issus d'une chaussée expérimentale, réalisée dans le contexte du projet RILEM¹⁹ SIB²⁰-TG4²¹, Figure II.1. Il s'agit d'un complexe composé de deux couches d'enrobé bitumineux de type EB 12.5 roulement/liaison 70/100, selon la norme NF EN 13108-1, séparées par une interface standard à l'émulsion de bitume (UN), ou par une grille souple pré imprégnée en bitume, de type fibre de carbone/ fibre de verre (CF), ou encore par une grille rigide en fibre de verre préimprégnée en polyester (FP). La problématique étant l'évaluation des capacités de renforcement structurel ainsi que des solutions anti-remontée de fissures, les deux couches d'enrobés ont été volontairement sous-compactées pour accélérer les processus de dégradation. Le pourcentage de vide est de l'ordre de 12 % pour les deux couches (cf. Tableau II.4).

¹⁹ RILEM : Réunion Internationale des Laboratoires et Experts des Matériaux

²⁰ SIB : Testing and Characterization of Sustainable & Innovative Bituminous Materials

²¹ TG4 : Advanced interface Testing of Geogrids in Asphalt Pavements , Pavement Performance Prediction & Evaluation

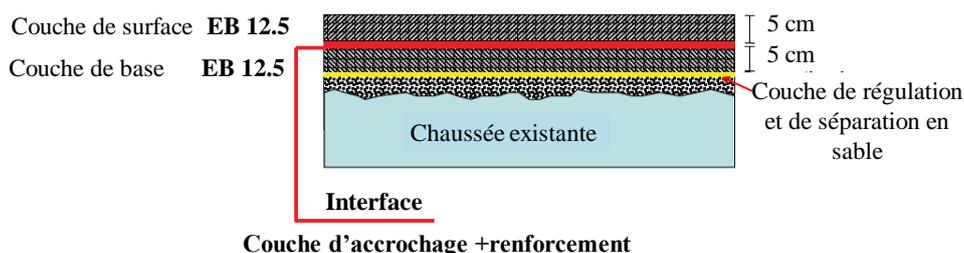


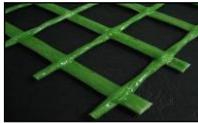
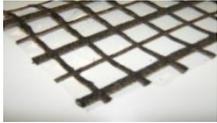
Figure II. 1 : Coupe transversale de la planche de prélèvement : épaisseur des couches et matériaux bitumineux

Les caractéristiques de l'émulsion, dosée à 210 g/m² en bitume résiduel, ainsi que des géogrilles en fibre de verre (FP) et en fibre de carbone sont regroupées dans les tableaux II.1 et 2 ci-dessous.

Tableau II. 1 : Propriétés de l'émulsion cationique modifiée 69% par SBS en tant que couche d'accrochage

Caractéristique	Norme	Valeur
Pénétration à 25°C [dmm]	EN 1426	55 - 65
Viscosité à 160°C [Pa.s ⁻¹]	EN 12595	0.2 – 0.8
Point de Ramollissement [°C]	EN 1427	65 - 75
Fragilité FRAASS [°C]	EN 12593	< -18

Tableau II. 2 : Caractéristiques des géogrilles

	Géogrille en fibre de verre (FP)	Géogrille en fibre de carbone (CF)	
Image.			
Taille de la maille (mm).	33 x 33	Longitudinalement 20 x 20	Transversalement 20 x 20
Module de Young (MPa).	240000	73000	240000
Allongement a la rupture (en %).	3	3 à 4,5	1,5
Force de traction (kN/m).	211	100(3%) 120(4,5%)	200 (1,5 %)
Caractère	Très rigide	Souple	

La grille FP est une grille rigide et épaisse. La grille CF est une grille souple. Il n'existe pas, après la pose et le compactage, de création d'une couche intermédiaire. Les faisceaux de fibres s'ouvrent sous l'effet de la chaleur et pendant le compactage les gros grains pénètrent entre les faisceaux mobiles des fibres et s'imbriquent dans la géométrie du support. Les différentes phases du chantier de fabrication des plaques bicouches sont illustrées dans la figure II.2.



(a) Compactage de la couche de régulation



(b) Mise en œuvre de la couche de séparation



(c) Préparations des couches d'accrochage et installation des géo-grilles en fibre de verre et en fibre de Carbone



(d) Mise en œuvre de la couche supérieure



(e) Découpage et numérotation des plaques

Figure II. 2 : Différentes phases du chantier de fabrication des plaques (Canestrari et al., 2013a)

Dans le cadre de cette étude, les corps d'épreuve sont extraits de plaques livrées en novembre 2010, issues de la planche expérimentale dédiée au prélèvement d'éprouvettes. Les dimensions des plaques sont de l'ordre de $52 \times 52 \times 10 \text{ cm}^3$ (environ 5 cm d'épaisseur pour chaque couche compactée d'enrobé bitumineux). La figure II.3 présente un plan de calepinage des plaques sur chaque sous section (Canestrari et al., 2013a). Pour chaque plaque, la ligne blanche indique la direction du compactage et du roulement et permet d'orienter le prélèvement des éprouvettes.



Figure II. 3 : (a) Plan de disposition des plaques sur chaque sous-section; (b) Détail sur les plaques préparées de la sous-section UN, c) Plaques en bicouche ($52 \times 52 \times 10 \text{ cm}^3$)

Une caractérisation de l'enrobé constitutif des deux couches est présentée ci-dessous ainsi qu'en annexe 1 (annexe 1.1 a pour les essais physico-chimiques et annexe 1.2 pour les essais

mécaniques MAER). Les données sont issues des essais réalisés par le DLA (Wendling, 2014) sur des matériaux prélevés dans des plaques.

Les granulats sont de type silico-calcaires et la courbe granulométrique de référence du mélange est présentée Figure II.4.

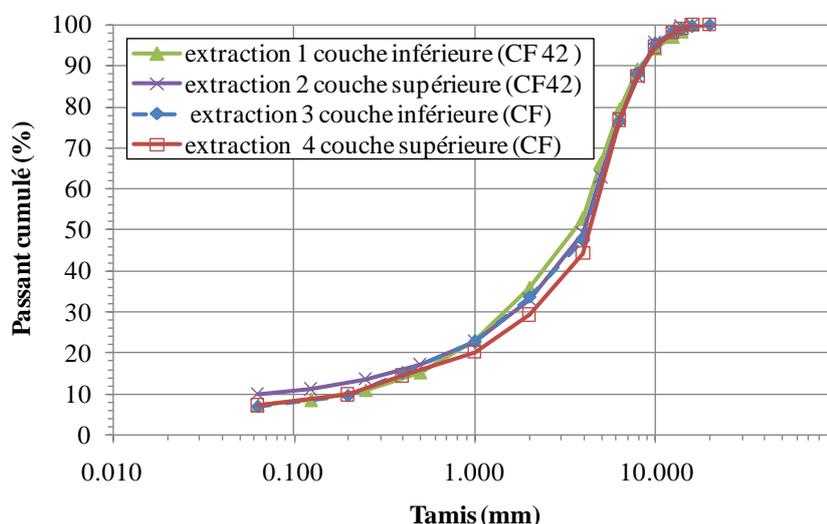


Figure II. 4 : Courbe granulométrique des couches supérieure et inférieure de la planche expérimentale du Projet RILEM

Des extractions, à la mise en œuvre et à la date des essais ont permis de caractériser le liant. D'un produit caractérisé en 70/100 en première intention, les essais d'extraction réalisés en 2011 et 2014 montrent un liant résiduel initial de type 35/50 ou 50/70, Tableau II.3.

Tableau II. 3 : Résultats de caractérisation du liant

Norme	Couche				inférieure		supérieure	
	35/50		50/70		2 ans	5 ans	2 ans	5 ans
Pénétration 25°C (dmm)	35	50	50	70				
Ap RTFOT	18.55	26.5	25.0	35.0	23	22	23	21
TBA B&A (°C)	50	58	46	58				
Ap RTFOT	58	66	55	67	61.0	62.0	60.0	63.6
Fragilité FRAASS (°C)	<= -5		<= -8					
Ap RTFOT	NR		NR		2	2	2	-1
% asphalthène	NR		NR		25	23	26	24
Ap RTFOT	-1.4	0.7	-1.5	1.5	-0.45	-0.36	-0.64	-0.16
Indice de pénétrabilité arrondie à 0.1 unité près	-1.5	0.7	-1.5	0.7	0.00	0.00	-1.00	0.00

Le tableau II.4 résume les caractéristiques de l'enrobé, pour les couches inférieure et supérieure.

Tableau II. 4 : Formulation du bicouche RILEM –SIB-TG4 (valeurs moyennes)

Fraction Granulaire	Pourcentage dans le mélange (%)	
	Couche inférieure	Couche supérieure
12.5/16	1.9	2
10/12.5	2.8	3.3
4/10	45.4	47.8
0/4	38.7	35.4
fines0/0.063	6.7	6.8
Coefficient d'absorption granulaire $WA_{24}(\%)$	1.6	1.91
Teneur en liant (%)	4.57	4.74
Teneur en liant (p.p.c)	4.79	4.97
Masse volumique réelle $M_{VRE} (g/cm^3)$	2.492	2.502
% vide	11.56	12.72

II.2. Essais et corps d'épreuves

Les essais de caractérisation mécanique de l'interphase/ interface des complexes bicouches sont présentés dans cette section ainsi que les géométries des différents corps d'épreuves. Il s'agit de trois essais monotones avec une vitesse de déplacement de 0.5 mm/min.

II.2.1. Essai de traction directe sur une éprouvette bicouche enrobé/enrobé (DTT)

Pour la caractérisation des performances mécaniques des interfaces en traction directe, la géométrie des éprouvettes est choisie voisine d'un cube de 90 mm de côté, l'interface étant, autant que faire se peut, centrée en partie médiane. Pour cet essai les dimensions ont été choisies comme suit :

- la hauteur du bicouche est imposée par l'épaisseur de la planche expérimentale (deux couches de 5 cm au mieux) ;
- la largeur et l'épaisseur de l'éprouvette sont conditionnées par la taille de granulats et de la grille de renforcement afin d'éviter, les effets d'échelle. Il est judicieux de choisir une taille de l'ordre de 5 à 10 fois la taille maximale des granulats (12.5 mm). En plus dans le cas d'une éprouvette renforcée, il faut également prendre en compte l'ouverture de grille. Le choix d'un parallélépipède est dicté par les limitations actuelles des méthodes optiques disponibles sur site, utilisables uniquement sur sections planes;
- en conclusion, l'élanement de cette éprouvette est certes faible mais les zones étudiées resteront limitées à la partie centrale de l'éprouvette.

Trois éprouvettes de type (UN) non renforcées, cinq éprouvettes (CF) renforcées par le complexe fibre de carbone/fibre de verre et une éprouvette de type (FP) renforcée par la fibre de verre ont été testés en traction directe. Les dimensions des éprouvettes sont résumées dans le tableau II.5.

Tableau II. 5 : Dimensions des éprouvettes de l'essai de traction directe

Type d'interface		Température	Dimensions (e x L x H)	Surface
		(°C)	(mm ³)	(mm ²)
non renforcée	UN5-1	22	90 x 92 x 86	8237
	UN5-2	21	92 x 88 x 90	8137
	UN5-3	23	87 x 80 x 88	6957
renforcée par fibre de carbone/fibre de verre (CF)	CF4-1	22	95 x 91 x 90	8615
	CF4-2	22	91 x 72 x 90	6575
	CF4-3	19	93 x 92 x 91	8497
	CF4-CC1	23	90 x 85 x 100	7659
	CF4-CC2	22	91 x 91 x 94	8189
renforcée par fibre de verre (FP)	FP4-1	22	92 x 89 x 83	8206

Des casques métalliques, collés sur l'éprouvette, sont reliés par liaison vissée aux axes de la machine d'essai. La partie inférieure de l'échantillon a été fixée lors de l'essai, et la face supérieure est soumise à un chargement monotone de traction avec une vitesse de déplacement de 0.5 mm/min à la température ambiante de l'ordre de $20 \pm 2^\circ\text{C}$. Le schéma et le principe de l'essai de traction directe (DTT : Direct Tensile Test) sont présentés sur la figure II.5.

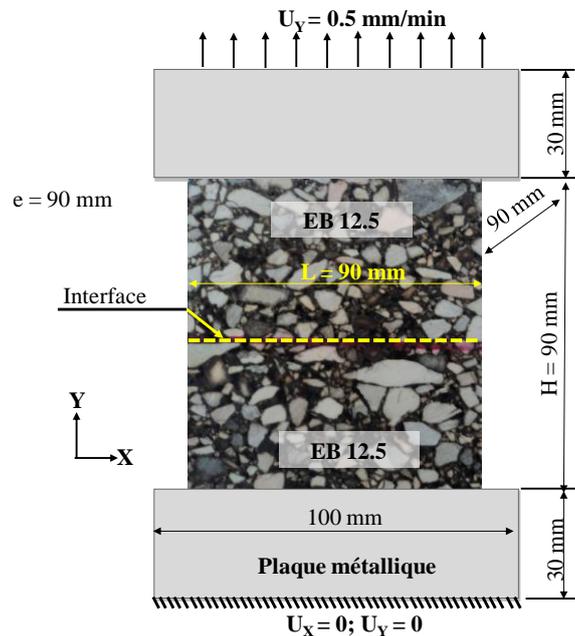


Figure II. 5 : Principe, géométrie et conditions aux limites de l'essai de traction directe (DTT)

Le bi-couche est constitué du même matériau ce qui minimise le cisaillement entre les couches au niveau de l'interface lors de cet essai de traction. Dans l'objectif de comparaison des différentes éprouvettes de géométrie à géométrie, la contrainte nominale de traction à l'interface: est calculée selon :

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (\text{II.1})$$

avec F est la force de traction et A est la section initiale de l'interface.

II.2.2. Essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST)

L'essai de cisaillement sur une éprouvette double entaillée (DNST : Double Notched Shear Test) est réalisé dans les mêmes conditions que l'essai de traction directe. Le schéma et le principe de l'essai sont présentés dans la figure II.6. Le mode de rupture de ce bicouche présente une concurrence entre deux modes de rupture : rupture en cisaillement sur l'interface ou rupture en traction dans l'enrobé. Pour cela, la géométrie de l'éprouvette et la configuration de l'essai ont été optimisées afin d'induire, autant qu'une rupture par cisaillement à l'interface. La forte teneur en vides de l'enrobé crée ici des problèmes quant à la compétition des deux modes de rupture.

Une étude paramétrique post-essai en conditions élastiques équivalentes a conclu sur la nécessité d'un allongement de l'échantillon et de la réduction de la surface de cisaillement avec un espacement entre les entailles vérifiant les conditions:

$$4 \cdot D_{\max} \leq S \leq \frac{H}{3} \quad (\text{II.2})$$

avec S espacement entre les entailles, H hauteur de l'éprouvette, D_{\max} taille maximale des granulats (12.5 mm dans notre cas d'étude).

Pour notre étude, les éprouvettes sont symétriques de dimensions (90 x 90 x h 185 mm³) avec un espacement entre entailles de l'ordre 55-60 mm. Après avoir choisi les bonnes dimensions concernant l'élanement et l'espacement entre entailles, des casques métalliques sont collés de part et d'autre de l'éprouvette (figure II.6). La partie inférieure de l'échantillon a été fixée lors de l'essai, et la face supérieure est soumise à un chargement monotone avec une vitesse de déplacement de 0.5 mm/min.

La géométrie de l'éprouvette de l'essai (DNST) a été optimisée afin de favoriser une rupture en cisaillement (mode II). La largeur est prise de l'ordre de 90 mm avec une interface (renforcée ou non renforcée) centrée au milieu de l'axe de cisaillement. Le tableau II.6 résume les principales caractéristiques géométriques de toutes les éprouvettes testées: une éprouvette non renforcée (UN), trois éprouvettes renforcées par des fibres de carbone (CF), et une éprouvette renforcée par des fibres de verre (FP).

Dans ce cas, l'interface est parallèle à la direction du mouvement de déplacement. La contrainte moyenne de cisaillement à l'interface est donnée par:

$$\tau = \frac{F}{A} = \frac{F}{e \cdot S} \quad (\text{II.3})$$

avec F est la force de traction appliquée et A est l'aire de cisaillement transversale représentée figure II.6, avec e est l'épaisseur de l'éprouvette.

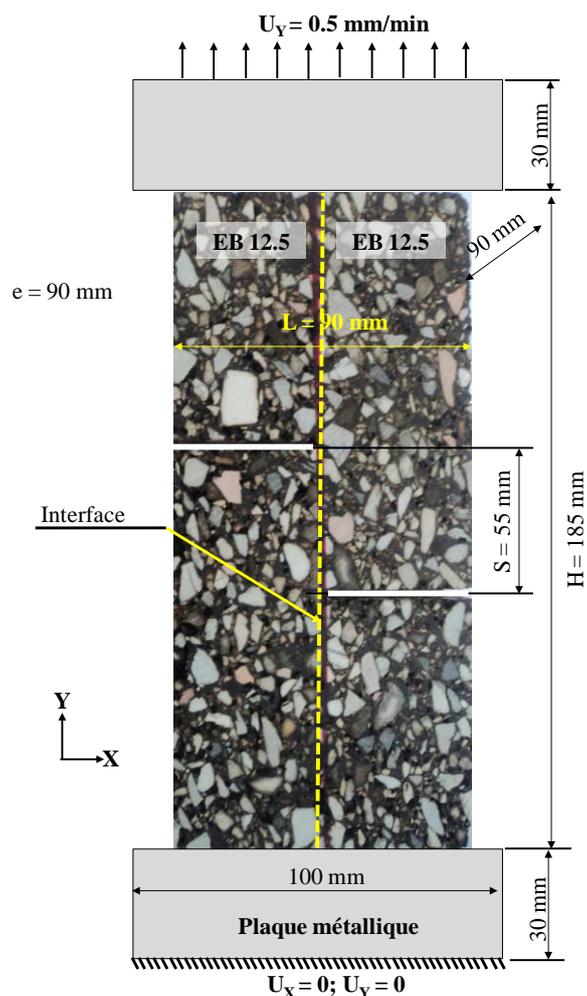


Figure II. 6 : Principe, géométrie et conditions aux limites de l'essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST)

Tableau II. 6: Dimensions des éprouvettes et température de l'essai DNST

	Type d'interface	Température	Dimensions (e x L x H)	espacement entre entailles (S)	Surface cisailée
		(°C)	(mm ³)	(mm)	(mm ²)
non renforcée	UN5-B1	20.3	(91 x 88 x 185)	37	3205
renforcée par fibre de carbone/fibre de verre (CF)	CF4-CF1	22.4	(90 x 93 x 188)	63	5684
	CF4-CF2	23.6	(92 x 92 x 187)	57	5205
	CF4-GF2	23.8	(91 x 90 x 185)	54	4877
renforcée par fibre de verre (FP)	FP4-2	20.6	(92 x 91 x 176)	102	9299

II.2.3. Essai de double cisaillement (DST)

L'essai de double cisaillement (DST : Double Shear Test) a été développé au laboratoire GEMH-GCD d'Egletons initialement pour étudier le phénomène de la remontée des fissures dans les enrobés et la propagation de fissure en mode II (Petit et al., 2002) et (Laveissiere, 2002). Il a été

ensuite adapté, en collaboration avec Eurovia, pour l'étude du comportement en cisaillement des interfaces du domaine monotone à la fatigue (Diakhaté et al., 2006) et (Diakhaté, 2007). Le principe et la géométrie de l'essai DST sont présentés sur la figure II.7.

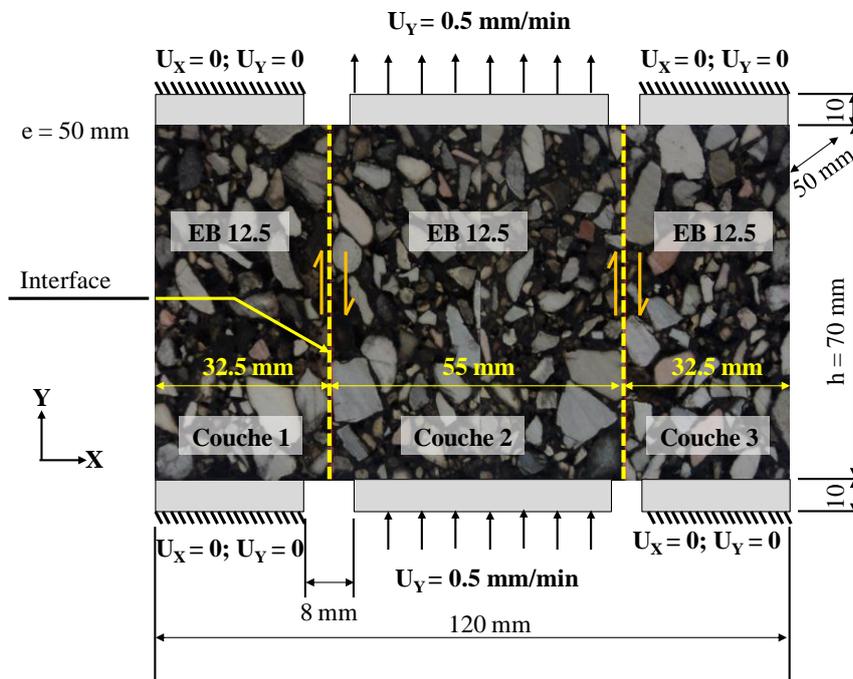


Figure II. 7 : Eprouvette et schéma de principe de l'essai DST

Dans notre cas, l'essai DST est réalisé sur une éprouvette composée de trois couches d'EB 12.5. Un complexe bicouche est, par sciage et collage, recomposé en 3 parties (couche 1, 2 et 3, les couches 1 et 3 étant les couches supérieures, la couche 2 étant le regroupement de deux couches inférieures rabotées). L'éprouvette prismatique de l'essai de double cisaillement (DST), est donc formée de trois couches deux à deux séparées par une interface. La procédure de préparation des éprouvettes est détaillée dans les travaux (Diakhaté, 2007) en respectant le sens de compactage. Elle est décrite dans la figure II.8. Les dimensions des six éprouvettes UN et CF testées sont présentées dans le tableau II.7.

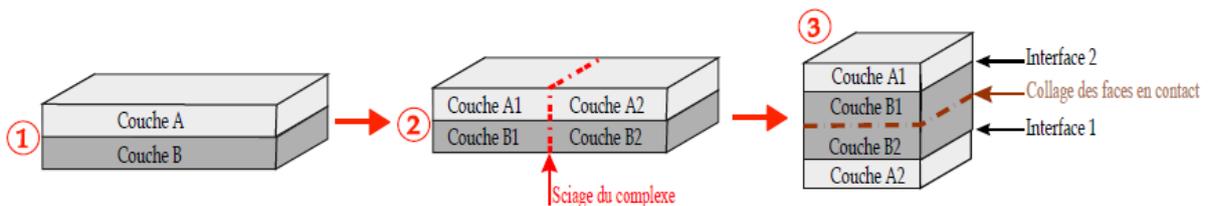


Figure II. 8 : Procédure de préparation des éprouvettes de l'essai DST, par (Diakhaté, 2007)

Les deux couches latérales 1 et 3 sont fixées au cours de l'essai, tandis que la couche centrale est sollicitée en déplacement monotone à la vitesse de déplacement de 0.5 mm/min à la température régulée de 20°C. Les dimensions de l'éprouvette sont de 70 x 120 x 50 mm³. La valeur nominale de la contrainte de cisaillement à l'interface:

$$\tau = \frac{F}{A_1 + A_2} \quad (\text{II.4})$$

avec F est l'effort de cisaillement et A_1 et A_2 sont les sections initiales des interfaces.

Tableau II. 7: Dimensions des six éprouvettes UN et CF testés

	Interface	T (°C)	e (mm)	h (mm)	surfaces cisillées (mm²)
non renforcée	UN20-21	20	49	70	6798
	UN20-51	20	52	69	7258
	UN20-64	20	50	70	6888
renforcée par fibre de carbone/fibre de verre (CF)	CF35-34 _CF1M2	20	47	69	6588
	CF35-34_FV6	20	52	69	7092
	CF35-34_FV8	20	50	68	6846

II.3. Moyens et méthodes

Dans cette section, les différents systèmes de chargement ainsi que leurs caractéristiques métrologiques sont présentés. Dans une deuxième partie, les méthodes optiques de mesure de champs utilisés afin de caractériser le comportement mécanique de l'interphase/interface sont analysées et mises en œuvre.

II.3.1. Conditions de chargement

➤ Essais de traction directe et traction sur éprouvettes double-entallées

Les essais de traction directe (DTT) et de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST) ont été réalisés sur une machine d'essai de type électromécanique Zwick[®] (figure II.9) en vitesse de déplacement de traverse imposée de 0.5 mm/min, et à température ambiante enregistrée pendant l'essai, le comportement mécanique des complexes bitumineux étant fortement dépendant de la température le choix de la vitesse de sollicitation est un compromis entre des conditions isothermes et la résolution temporelle des méthodes optiques mises en œuvre. Dans ces deux cas, deux caméras CCD²², synchronisées, sont disposées à angle droit, afin de suivre les déplacements sur deux faces latérales orthogonales de l'éprouvette. Pendant le chargement l'évolution globale force/déplacement est mesurée au moyen d'une cellule de charge de KAP-S 50 kN avec une précision de classe 0.1, et du déplacement de la traverse. La validation de la qualité des essais est assurée par des méthodes optiques de suivi de marqueurs. La fréquence d'acquisition des données est de 1 Hz.

➤ Essai de double-cisaillement

L'appareillage expérimental de l'essai de double cisaillement (DST) est illustré Figure II.10. La machine d'essai utilisée est une presse servohydraulique mono-axe MTS[®] (Material Testing System). Au cours de l'essai, les grandeurs mesurées sont la force, le déplacement vertical du vérin, le déplacement vertical relatif de la couche centrale par rapport aux couches latérales de l'éprouvette et le champ thermique au voisinage de l'éprouvette. Un capteur de force, de capacité ± 100 kN et de classe 0.2, est fixé sur la presse MTS[®], et permet de mesurer la force. Un capteur LVDT (Linear

²² AVT Marlin F-201B monochrome CCD avec un objectif Pentax 12.5-75 mm et une source de lumière LED. La résolution est de 1628(H)x1236(V) pixels².



Variable Differential Transformer), de course ± 75 mm, permet de mesurer le déplacement vertical du vérin de la presse. Un capteur de déplacement, basé sur une technologie de type extensomètre, de course ± 1 mm et positionné au voisinage de l'éprouvette, mesure le déplacement vertical relatif de la couche centrale de l'éprouvette par rapport aux couches latérales encastées. Les essais double cisaillement (DST) ont été réalisés en vitesse de déplacement de vérin imposée de 0,5 mm/min, et à une température régulée de 20 ± 0.2 °C. Les paramètres force/extensomètre/déplacement vérins ont été enregistrés à la fréquence de 10 à 100 Hz.

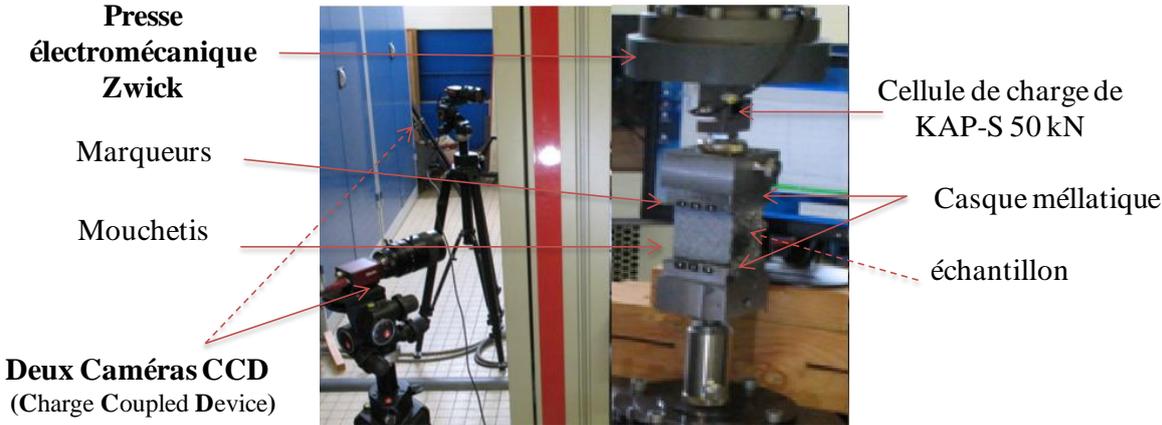


Figure II. 9 : Dispositif expérimental de l'essai de traction directe

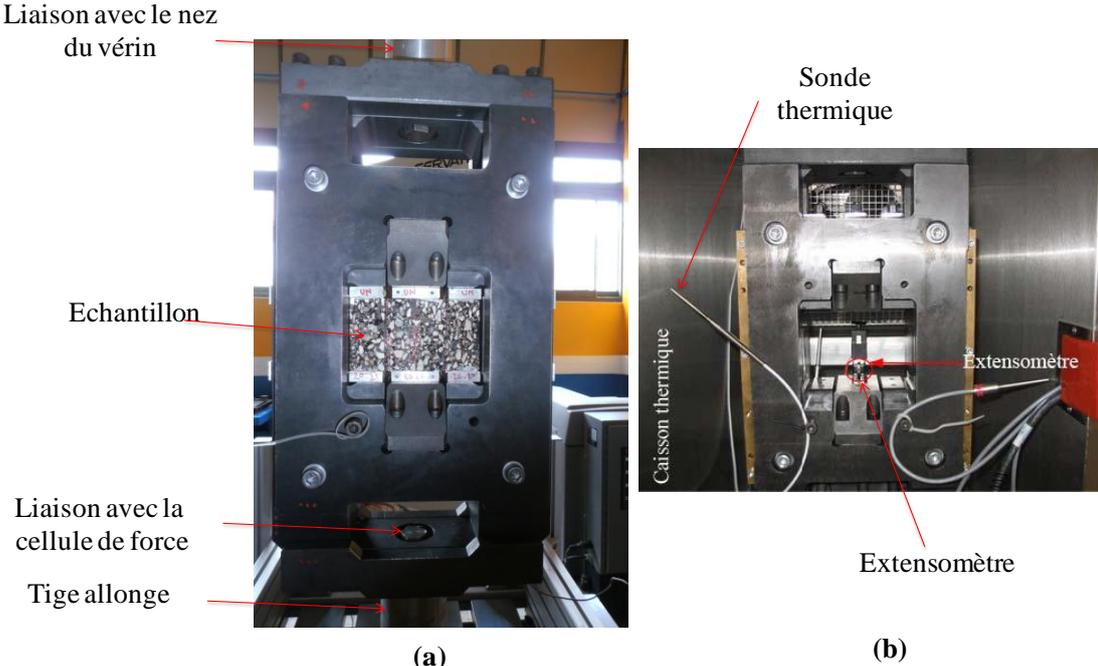


Figure II. 10 : Appareillage de l'essai DST : (a) Machine d'essai servohydraulique MTS et dispositif d'essai ; (b) Détails sur l'extensomètre (Diakhate, 2007)

II.3.2. Analyse des champs cinématiques : un outil de caractérisation par méthodes optiques de mesures de champs

Les essais effectués sont tous des essais de structure, hétérogènes par nature. Afin d'appréhender l'hétérogénéité des champs de déplacements due aux conditions d'interface, les méthodes optiques, sans contacts, apparaissent tout à fait adaptées, y compris dans leurs développements actuels prenant en considération les zones à fort gradient de déplacement. La section

suivante rappelle les principales méthodes optiques de champ ainsi que leurs performances, en se basant sur les essais réalisés. En effet, les matériaux bitumineux hétérogènes, font apparaître des champs dont l'analyse multi-échelle est indispensable en relation avec leur microstructure et le type de chargement imposé (Besnard et al., 2010). L'identification des paramètres mécaniques globaux et locaux est possible à partir de la connaissance de champs de déplacement.

II.3.2.1. Méthode de suivi de marqueurs (SM)

Pour notre application, des marqueurs sous forme de taches blanches sur un fond noir sont placés sur les casques de part et d'autre de l'éprouvette (figure II.11-a). Cette technique a été utilisée pour le cas d'essai DTT et DNST.

La mesure des déplacements par suivi de marqueurs²³ consiste à mesurer les composantes du déplacement de ces marqueurs dans une surface plane. Le principe de mesure décrit sur la figure II.11-b. Il consiste à repérer une série de marqueurs disposés à la surface de l'éprouvette. L'image numérique est représentée par une fonction discrète avec une valeur comprise entre 0 et 255 de ses niveaux de gris. Sur chaque zone de calcul, les coordonnées des marqueurs dans l'image sont obtenues à partir du calcul du centre géométrique pondéré par l'intensité lumineuse des niveaux de gris. Similaire au calcul d'un barycentre, l'équation de leur position est donnée par :

$$x_g = \frac{\sum_i x_i (I_i - I_s)}{\sum_i (I_i - I_s)} ; y_g = \frac{\sum_i y_i (I_i - I_s)}{\sum_i (I_i - I_s)} \text{ pour } I_i > I_s \quad (\text{II.5})$$

avec I_s est l'intensité seuil de la zone étudiée permettant de définir si un pixel appartient aux marqueurs ou fait partie du fond de l'image. I_i est l'intensité lumineuse du pixel d'indice i de coordonnées (x_i, y_i) .

Par différence des positions entre deux configurations, le déplacement de chaque tache peut être calculé. Cette technique est détaillée davantage dans les travaux de (Rotinat et al., 2001), (Bretagne et al., 2005) et (Brémand et al., 2011). Le suivi de 3 taches est nécessaire pour obtenir les composantes planes du gradient de transformation. L'étude de 2 taches donne uniquement le gradient dans la direction des taches. Cette méthode de suivi de marqueurs 2D est développée dans un logiciel Deftac par l'institut P' de Poitiers ("La Photomécanique | Institut Pprime," 2015).

L'incertitude de mesure est évaluée selon la procédure générale évoquée dans (Brémand et al., 2011) en suivant les déplacements d'une série de taches. Les fluctuations données par l'écart type ne peuvent être fonction que de la position des taches et la variation de luminosité. L'erreur de justesse est pratiquement constante. L'écart type sur les déplacements est donc le même que sur les positions successives. Certains paramètres peuvent modifier la valeur de l'incertitude de mesure. Elle est due uniquement à la position initiale de la tache et aux conditions initiales de prise de vue. Des images avec un contraste maximum et des gradients de niveaux de gris moyens permettent d'obtenir une incertitude plus faible. En ce qui concerne les performances de mesure de cette technique sans contact, il s'agit d'un déplacement de 0.01 μm à plusieurs dizaines de mm (fonction du système d'observation utilisée pour obtenir les images numériques). Pour cette étude effectuée par le logiciel Deftac, l'incertitude de mesure est estimée de l'ordre de 0.026 pixels.

²³ SM : Méthode de Suivi de Marqueurs ; MTm : Mark tracking methods

Cette méthode a été utilisée pour valider les conditions expérimentales des essais DTT et DNST, en contrôlant les éventuelles flexions parasites et en rejetant les essais éventuellement invalidés.

II.3.2.2. Corrélation d'images numériques (CIN)

La technique de corrélation²⁴ consiste à mettre en correspondance deux images numériques de la vue de la surface plane ou non d'un objet, à deux états distincts de déformation, un état dit « de référence » et un état dit « déformé » (Peters and Ranson, 1982),(Sutton et al., 1983), (Hild and Roux, 2006) et (Besnard et al., 2010). Le principe de la méthode est décrit sur la figure II.11-a et II.11-c. La correspondance entre deux images s'effectue sur des sous-domaines des images formant une grille virtuelle de points de mesure. Les sous domaines sont appelés fenêtres de corrélation ou subset (figure 11-a).

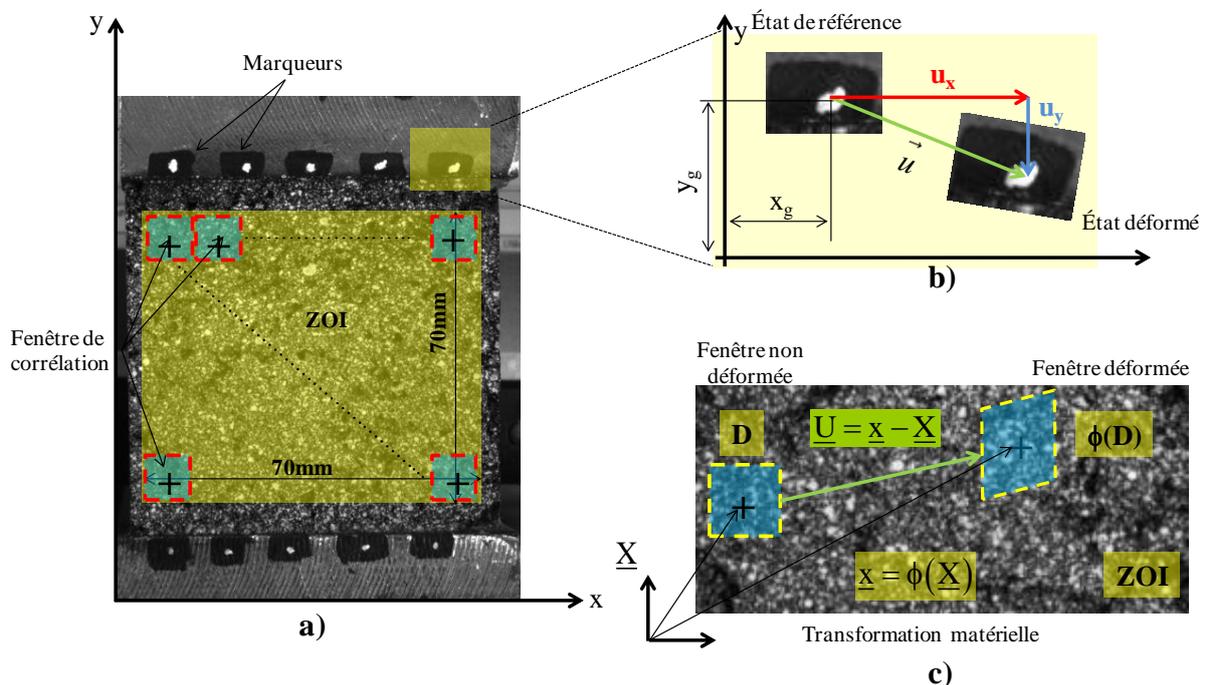


Figure II. 11 : (a) Zone d'étude (référence, marqueurs, grille de corrélation) (b) Principe de la suivi de marqueurs (c) Principe de la corrélation d'images

Pour cette méthode, il est nécessaire tout d'abord de disposer d'un motif sur chaque domaine présentant des variations spatiales de niveaux de gris dans les images (Besnard et al., 2010). La texture naturelle des surfaces peut être utilisée (figure II.12-a) ou bien on peut apporter un motif artificiel (figure II.12-b) si cette texture naturelle ne fournit pas de variations de niveaux de gris d'intensité suffisante. Le motif peut être une grille régulière de traits obtenue par marquage, lithographie, ou gravure, ou bien aléatoire comme le dépôt d'une poudre ou la projection d'une peinture à l'aide d'un spray ou d'un aérographe (Brémand et al., 2011). La figure II.11 présente un exemple de mouchetis de peinture déposé sur la surface de l'échantillon en enrobé de l'essai de traction directe (DTT) sur le bicouche étudié lors de cette thèse.

La Corrélation d'Images Numériques (CIN) a pour objet, pour chaque sous-domaine noté D dont la position $\underline{X}(X,Y)$ est définie dans l'image initiale, de retrouver la position $\underline{x}(x, y)$ de son homologue dans l'image déformée en évaluant la ressemblance des niveaux de gris de chaque sous-domaine (figure II.11-c). Ainsi, pour chaque sous-domaine, la procédure de corrélation fournit les

²⁴ CIN : Corrélation d'images numérique ; DIC : Digital images correlation

coordonnées du déplacement $\underline{U}(u, v)$ de son centre, représentant son mouvement entre les deux images, modélisé par la transformation matérielle ϕ qui s'écrit:

$$\underline{x} = \phi(\underline{X}) = \underline{X} + \underline{U}(\underline{X}) \quad (\text{II.6})$$

L'ensemble de ces valeurs pour tous les domaines forme le champ discret de déplacement de la matière à partir duquel on peut déterminer les déformations par dérivation numérique

La mise en correspondance des deux images se base sur l'hypothèse de la conservation du flux optique (ensemble de pixels avec un niveau de gris connu) durant le chargement:

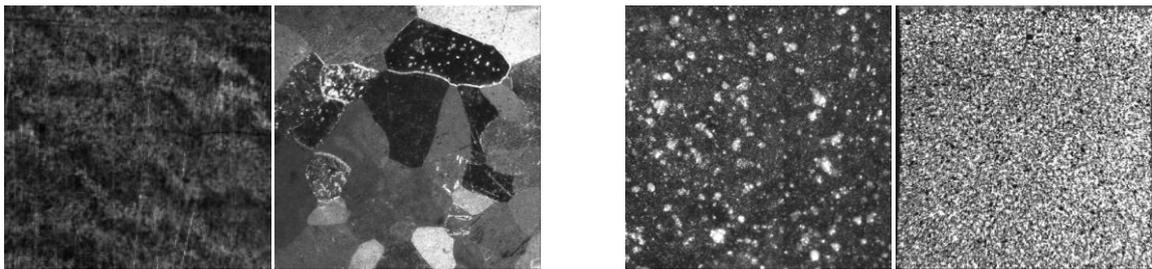
$$f(\underline{X}) = g(\underline{x}) = g(\phi(\underline{X})) \quad (\text{II.7})$$

où $f(\underline{X})$ et $g(\underline{x})$ représentent les niveaux de gris à l'état de référence et à l'état déformé.

En réalité, l'égalité n'est pas parfaite à cause de la présence de variations des signaux liées, par exemple, au bruit du capteur ou des variations de l'éclairage lors de l'acquisition.

$$f(\underline{X}) = g(\underline{x}) = g(\phi(\underline{X})) + b(\underline{X}) \quad (\text{II.8})$$

$b(\underline{X})$ est un signal aléatoire de bruit (e.g., bruits de photon, de numérisation, d'obscurité dans le cas d'images obtenues avec un capteur CCD).



(a) texture naturelle

(b) texture artificielle

Figure II. 12 : Texture de surface pour la corrélation d'images (Besnard et al., 2010)

La détermination du déplacement \underline{U} nécessite donc la minimisation de la quantité $(f(\underline{X}) - g(\phi(\underline{X})))^2$. Dans cette expression, la transformation matérielle ϕ est inconnue. Il existe plusieurs approches pour résoudre cette équation :

- approche locale (Peters and Ranson, 1982), (Sutton et al., 1983) ;
- approche globale (Hild and Roux, 2006), (Besnard et al., 2010), (Pop et al., 2011) et (Hild and Roux, 2012) ;
- approche semi-globale (Rajaona and Sulmont, 1985), (Rotinat et al., 2001).

Dans notre cas d'étude d'un matériau hétérogène, nous avons eu recours à l'utilisation de l'approche locale. Développées initialement aux USA à partir des années 1980 par (Peters and Ranson, 1982), (Sutton et al., 1983), les méthodes de corrélation d'images dites "locales" sont les plus largement répandues aujourd'hui. Elles reposent sur l'utilisation de la fonction de corrélation croisée (aussi appelée fonction d'auto-corrélation).

La transformation matérielle est alors approchée par son développement limité ϕ_0 sur le domaine D centré au point \underline{X}_0 à l'état de référence. ϕ_0 peut alors s'exprimer en fonction des variations locales du déplacement \underline{U} :

$$\phi_0(\underline{X}) = \underline{X} + \underline{U}(\underline{X}_0) + \frac{\partial \underline{U}}{\partial \underline{X}}(\underline{X}_0) \cdot (\underline{X} - \underline{X}_0) + \frac{1}{2} \cdot (\underline{X} - \underline{X}_0) \cdot \frac{\partial^2 \underline{U}}{\partial \underline{X}^2}(\underline{X}_0) \cdot (\underline{X} - \underline{X}_0) + \dots$$

A l'ordre 0, les variations de déplacement sur le domaine de corrélation D sont supposées nulles. ϕ_0 correspond alors uniquement à un déplacement de corps rigide $\underline{U}(u, v)$. A l'ordre 1, la transformation correspond à une translation et un gradient local homogène sur le domaine de corrélation, les variations du champ de déplacement étant supposées linéaires. Cette transformation matérielle locale prend alors en compte la rotation de solide rigide et la déformation locale homogène du sous domaine D.

Le choix de la modélisation de la transformation matérielle doit être adapté au système étudié et aux mécanismes de déformation mis en jeu.

Une fois réalisé le choix de l'expression mathématique pour ϕ , la détermination des valeurs optimales des paramètres de la transformation approchée ϕ_0 passe par la recherche du minimum de la quantité $C = \sum_{\underline{X} \in D} (f(\underline{X}) - g(\phi_0(\underline{X})))^2$ appelée «coefficient de corrélation».

Le coefficient de corrélation proposé par (Doumalin, 2000) est le plus souvent utilisé dans les méthodes de corrélation numérique. Il présente l'avantage d'être insensible aux variations de luminosité ou de contraste qui peuvent apparaître entre les deux images, car elle évalue la ressemblance des variations des niveaux de gris par rapport à la moyenne sur chaque domaine de corrélation.

Les coordonnées (x, y) et (x^*, y^*) de chaque point de la grille de corrélation sont liés à la déformation qui s'est produite entre l'acquisition des deux images. Si le mouvement de l'objet par rapport à la caméra est parallèle au plan de l'image et les déformations faibles, elles sont respectivement données par:

$$\begin{aligned} x^* &= x + u + \frac{\partial u}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial u}{\partial y} \Delta y \\ y^* &= y + v + \frac{\partial v}{\partial x} \Delta x + \frac{\partial v}{\partial y} \Delta y \end{aligned} \tag{II.9}$$

où u et v sont respectivement les déplacements pour des centres de sous ensemble suivant x et y . Les termes Δx et Δy sont les distances à partir du centre du subset ou fenêtre de corrélation au point (x, y) .

Pour l'analyse locale de corrélation d'images, les valeurs des incertitudes de mesure sur un déplacement calculé par corrélation d'images sont fonctions de la taille de fenêtre de corrélation (subset size), de l'intensité des gradients des niveaux de gris et du bruit dans l'image, comme l'ont montré des études récentes (Bornert et al., 2009). En revanche, cette méthode, selon la nature du signal, peut présenter une faible résolution en déplacement pour une faible résolution spatiale (dépendant de la taille de fenêtre de corrélation). De plus, les algorithmes, itératifs, peuvent être lents. Les performances de cette mesure surfacique sans contact est de l'ordre de 0.01 μm à plusieurs

dizaines de mm pour les déplacements (en fonction du système d'observation utilisé pour obtenir les images numériques par caméra ou microscope) et de l'ordre de 0.1% à plusieurs dizaines de % de déformations. Dans le cadre de notre étude, les calculs de corrélation sont réalisés par cette approche locale et permettent de déterminer les déplacements à une fraction de pixel près. La corrélation d'images est effectuée avec le logiciel CORRELA ("La Photomécanique | Institut Pprime," 2015) développé par l'axe PEM du Département GMSC de l'Institut P' de Poitiers. La performance de la méthode et du logiciel est de 0.026 pixels.

II.3.2.3. Heaviside - Corrélation d'images (H-DIC)

La corrélation d'images numériques est également utilisée en mécanique de la rupture pour la mesure de l'ouverture des fissures pendant la phase de propagation (Roux and Hild, 2006), (Pop et al., 2011). (Valle et al., 2014) proposent une extension de la CIN. Cette extension consiste à enrichir la CIN standard en prenant en compte dans la transformation, une ou plusieurs discontinuités du champ cinématique. Pour cela une ou plusieurs fonctions d'Heaviside sont rajoutées à la transformation classique énoncée précédemment :

$$\begin{aligned} x^* &= x + u + \frac{\partial u}{\partial x} x + \frac{\partial u}{\partial y} y + \sum_k u_k H_k(x, y) \\ y^* &= y + v + \frac{\partial v}{\partial x} x + \frac{\partial v}{\partial y} y + \sum_k v_k H_k(x, y) \end{aligned} \quad (\text{II.10})$$

avec

$$\begin{aligned} H_k(x, y) &= H_k(r_k, \theta_k, r) \\ H_k(x, y) &= H_k(x \cos(\theta_k) + y \sin(\theta_k) - r_k) = H_k(r - r_k) \end{aligned}$$

Et comme décrit sur la figure II.13-a, la fonction d' Heaviside vérifie les conditions suivantes:

$$H_k(x, y) = 0 \text{ si } r \leq r_k ; H_k(x, y) = 1 \text{ si } r > r_k \quad (\text{II.11})$$

Cette méthode est implémentée dans un logiciel. La version complète est «X-Correl » développée par (Valle et al., 2014). Cette technique offre une qualité de calculs de haute performance. Le seuil de détection de fissures est de l'ordre 0.1 pixel (indéfectable à l'œil nu). Un exemple de résultat, sur un échantillon bicouche de l'essai DTT, est présenté sur la figure II.13-b. Il montre la détection des microfissures qui entourent les granulats à la fin de l'essai, ceci avec fenêtre de corrélation plus grande tout en ayant une résolution spatiale de 1 pixel, contrairement à la méthode traditionnelle (CIN).



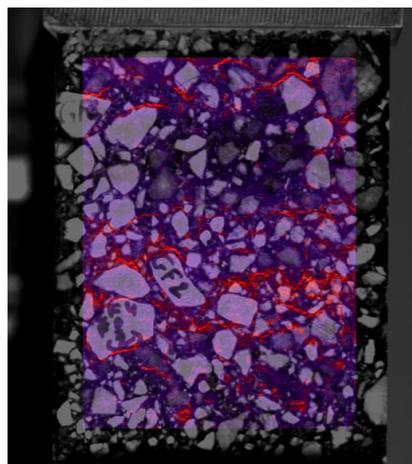
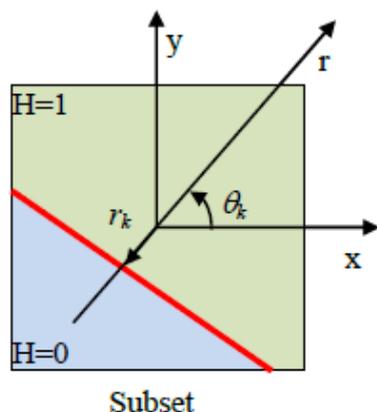


Figure II. 13 : (a) Fonction d' Heaviside ; (b) Exemple de résultat de X-Correl

II.4. Caractérisation mécanique de l'interphase/interface

Les complexes, matériels et méthodes présentés ci-dessus sont mis en œuvre pour l'identification des paramètres mécaniques d'une interphase/interface endommageable. Une analyse locale au voisinage de l'interface est proposée. Cette étude permet l'identification de la loi de comportement en mode I et II, des paramètres clés d'un modèle d'interface de type zone cohésive.

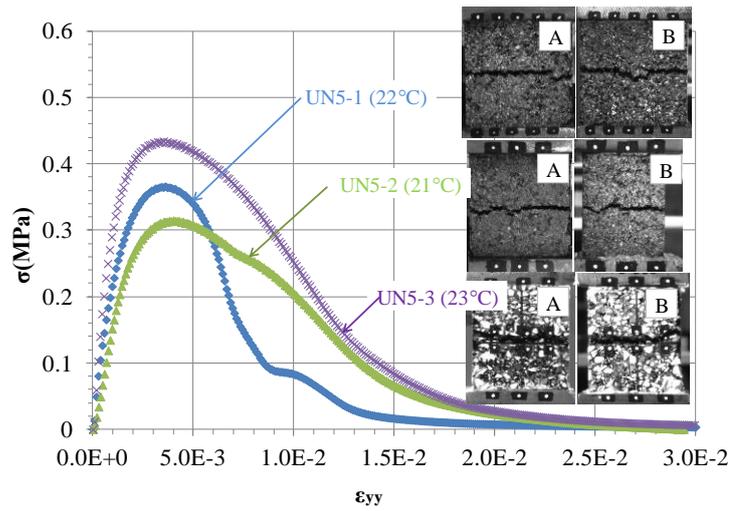
II.4.1. Essai de traction directe (DTT) : mode I

Les paramètres mécaniques de l'interphase/interface en mode I sont évalués à travers de l'essai de traction directe (DTT). Après la présentation du mode de rupture des éprouvettes, une étude paramétrique de la taille de fenêtre de corrélation permet de définir les tailles de fenêtres à prendre en compte afin de caractériser le comportement de l'enrobé ainsi que la zone de transition interfaciale ou interphase.

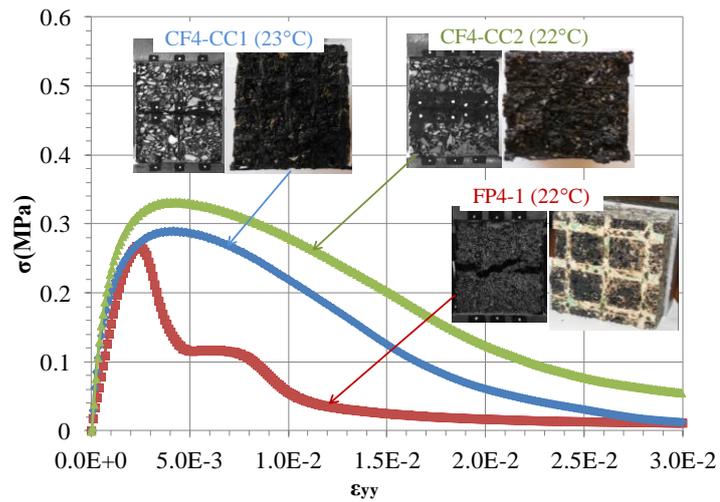
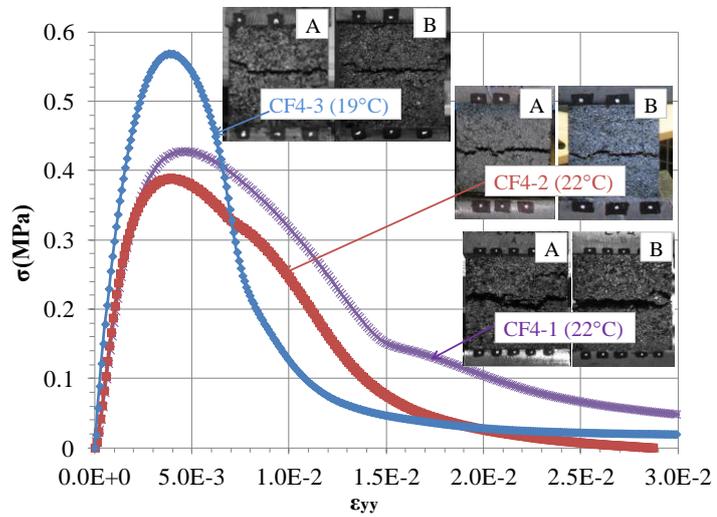
II.4.1.1 Mode de rupture et champs globaux

Les essais étant réalisés à température ambiante, les courbes contrainte-déformation nominale pour les éprouvettes UN, CF, FP ainsi que les faciès de rupture sont présentés sur la figure II.14. Pour des raisons de comparaison entre les différentes éprouvettes avec quelques différences en dimensions, la contrainte σ est calculée par l'Eq (II.1). La déformation globale ε_{yy} conventionnelle est calculée par le rapport entre ΔU_y et la hauteur initiale de l'éprouvette. Les résultats globaux sont résumés dans le tableau II.8. Les champs globaux d'extension relative intègrent les liaisons déformables pour les paramètres de déplacement de la traverse de la machine. Les courbes montrent des différences de fragilité justifiées par l'effet de la température enregistrée entre 19 et 23 °C. La différence peut être également justifiée par la porosité très variable dans ce bicouche d'enrobé bitumineux (Annexe 1.1).

L'analyse visuelle des ruptures macroscopiques des éprouvettes bicouches montre que la rupture est toujours localisée à l'interface. Le mode de rupture peut être influencé par le phénomène d'engrènement local des granulats au voisinage de cette interface. Les surfaces de rupture sont souvent brunâtres et montrent une forte teneur en fines non imprégnées, cette observation est également valable au cœur de l'enrobé.



(a) Eprouvette non renforcée (UN)



(b) Eprouvette renforcée (CF) et (FP)

Figure II. 14 : Courbe contrainte σ - déformation ϵ_{yy} et faciès de rupture correspondant à chaque essai

Tableau II. 8: Résultats de l'essai de traction directe des champs globaux

Interface type		F_{\max} (kN)	σ_{\max} (MPa)	temps pic (s)	ΔU_y pic (mm)
Non renforcée	UN5-1	3.01	0.37	37.37	0.31
	UN5-2	2.56	0.31	42.42	0.35
	UN5-3	3.02	0.43	37.34	0.31
Renforcée	CF4-1	3.69	0.43	50.50	0.42
	CF4-2	2.71	0.41	52.49	0.43
	CF4-3	4.84	0.57	41.38	0.34
	CF4-CC1	2.23	0.29	49.49	0.41
	CF4-CC2	2.72	0.33	48.45	0.40
	FP4-1	2.20	0.27	23.23	0.19

Comme il a été mentionné précédemment, l'objectif de cette étude est de caractériser l'interphase et d'aboutir à une meilleure compréhension du phénomène de décollement par endommagement de l'interphase / interface. Pour la suite de l'étude en mode I, la méthodologie d'identification des propriétés mécaniques d'une éprouvette "CF4-3" est présentée. Pour illustration, une analyse globale paramétrique, avec différentes tailles de fenêtres de corrélation sera présentée dans la section suivante.

Les résultats des autres éprouvettes seront présentés en annexe 2.1. Il est à noter que l'étude de faisabilité sur les éprouvettes (CF4-CC1, CF4-CC2 et UN5-3) a été effectuée avec la méthode de suivis de marqueurs avec une épaisseur prédéfinie de la ZTI de l'ordre de 10 mm.

II.4.1.2 Analyse globale

➤ Champs globaux

La figure II.15-a présente le référentiel choisi et la zone d'étude pour la corrélation de l'échantillon sollicité en traction. Pour le suivi de marqueurs (MTm), des taches blanches sur fond noir ont été placées sur les casques de part et d'autre de l'éprouvette. Le principe de la mesure présenté précédemment consiste à repérer ces marqueurs dans l'image par calcul du centre géométrique pondéré par l'intensité lumineuse. Les positions des barycentres des marqueurs au cours de l'essai permettent d'obtenir la variation globale de longueur ΔU_y . Le rapport entre ΔU_y et la hauteur initiale de l'éprouvette est définie comme la déformation globale ε_{yy} conventionnelle :

$$\varepsilon_{yy} (\text{MTm}) = \frac{\overline{\Delta U_y}}{h_0} \quad (\text{II.12})$$

avec $h_0=90$ mm.

La méthode de Suivi de Marqueurs permet de mesurer l'élongation au droit de l'éprouvette (au niveau des casques métalliques collés) et de valider les conditions aux limites lors de l'essai de traction. La méthode de corrélation d'images (DIC) permet de décrire le comportement mécanique du bicouche à une échelle locale. Pour cet essai, le grandissement des images est de l'ordre de 0.202 mm/pixel. Les légendes des graphiques précisent la taille, en pixels, des fenêtres de corrélation ainsi que du décalage choisi, lors des analyses par corrélation. Les déplacements de marqueurs de part et d'autre des échantillons sont présentés en Annexe 2.1.

La déformation axiale globale du bicouche est calculée à partir de la moyenne des marqueurs positionnés sur les casques métalliques par la méthode du suivi de marqueurs et la zone de corrélation pour la corrélation d'images est de l'ordre de $70 \times 70 \text{ mm}^2$, en s'éloignant des bords libres ou collés. Les résultats obtenus, en termes de déformation axiale globale, sont superposés sur la figure II.18-b. La déformation par la méthode de corrélation de la zone d'étude globale ZOI (Zone of interest) suffisamment loin est calculée à partir de l'équation:

$$\varepsilon_{yy}(\text{DIC}) = \frac{\Delta \bar{U}_y}{h_{\text{ZOI}}} \quad (\text{II.13})$$

avec: $h_{\text{ZOI}} = 70 \text{ mm}$ et $\Delta \bar{U}_y = (\bar{U}_y)_{l_n} - (\bar{U}_y)_{l_1}$: variation de déplacement moyen sur la ZOI entre la ligne 1 et n de la zone d'intérêt de corrélation (ZOI : $70 \times 70 \text{ mm}^2$).

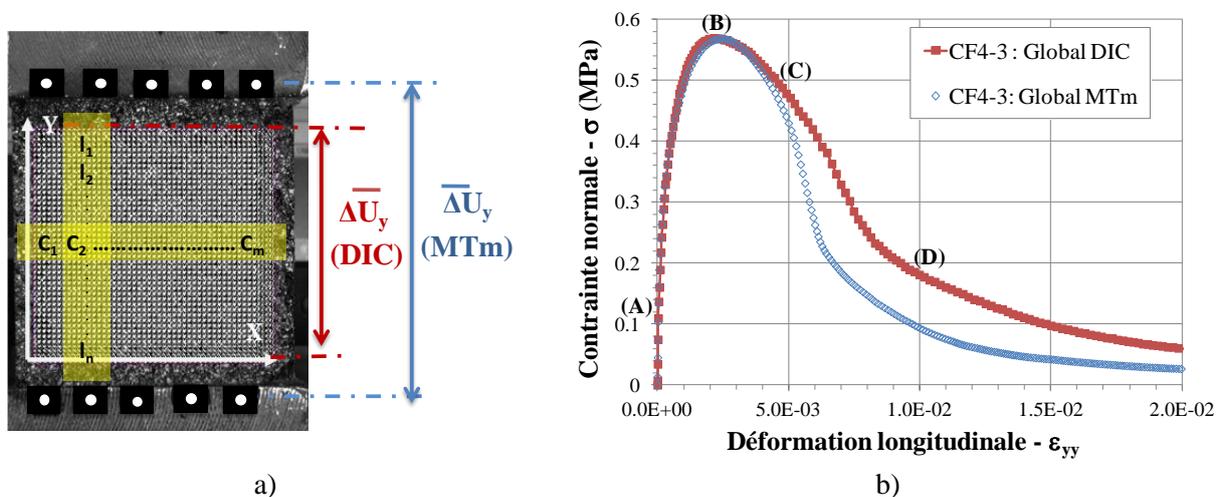


Figure II. 15 : a) Zone d'étude (ZOI) (référentiel, marqueurs et grille de corrélation) b) Champs globaux du bicouche

Sur la figure II.15-b, le comportement mécanique global (σ - ε_{yy}) en traction du bicouche est caractérisé par trois phases : d'une phase "initiale pseudo-linéaire" (0-A : $\sigma = 0.11 \text{ MPa}$, une phase d'endommagement jusqu'au point B ($\sigma = 0.57 \text{ MPa}$) qui représente le pic et enfin une phase de propagation de fissures quasi-stable à l'interface de point C jusqu'au son décollement avec reprise des efforts par la grille au point (D, $\sigma = 0.19 \text{ MPa}$).

Pendant la phase de chargement (0-B), les courbes contrainte nominale-déformation nominale des champs globaux obtenues par les deux méthodes (MTm et DIC) sont confondues. En post pic, à partir du point C ($\sigma = 0.55 \text{ MPa}$), une différence significative est observable entre les courbes fournies par les deux méthodes. Ce résultat peut être expliqué par la localisation des fissurations à l'interface et l'hypothèse alors irréaliste, dans un cas comme dans l'autre, d'un milieu continu, mais avec une échelle différente.

➤ Champs locaux : effet de la taille de fenêtre de corrélation

Une étude paramétrique de la déformation longitudinale en fonction de la taille de fenêtre de corrélation pour les différentes phases de chargement a été effectuée. Elle révèle l'influence de l'échelle d'observation par le choix du domaine de corrélation sur le comportement homogénéisé de l'enrobé bitumineux des deux couches et sur la localisation de l'interphase (ZTI). Les cartographies de

déformation ε_{yy} du spécimen CF4-3 pour les différentes phases de chargement sont illustrées sur la figure II.16 pour différentes tailles de fenêtres de corrélation de 8 par 8 à 64 par 64 pixels² avec un décalage de 1 pixel. Les résultats de H-DIC (40x40 pixels², décalage de 1 pixel) valident les résultats DIC trouvés. Les résultats H-DIC permettent de mettre en évidence une localisation beaucoup plus nette du décollement à l'interface.

Sur cette figure, le comportement résultant du bicouche est homogénéisé pour les tailles de fenêtres de corrélation les plus grandes. Pour la taille des sous-ensembles de 64 par 64 pixels², équivalente à la taille maximale des granulats, le bicouche est homogénéisé. En revanche, il faut diminuer la taille de fenêtre de corrélation pour faire apparaître la localisation de l'interphase. En parallèle, l'analyse des cartographies des déformations en fonction des différentes phases de chargement permet de localiser le décollement de l'interphase et le début de la fissure macroscopique.

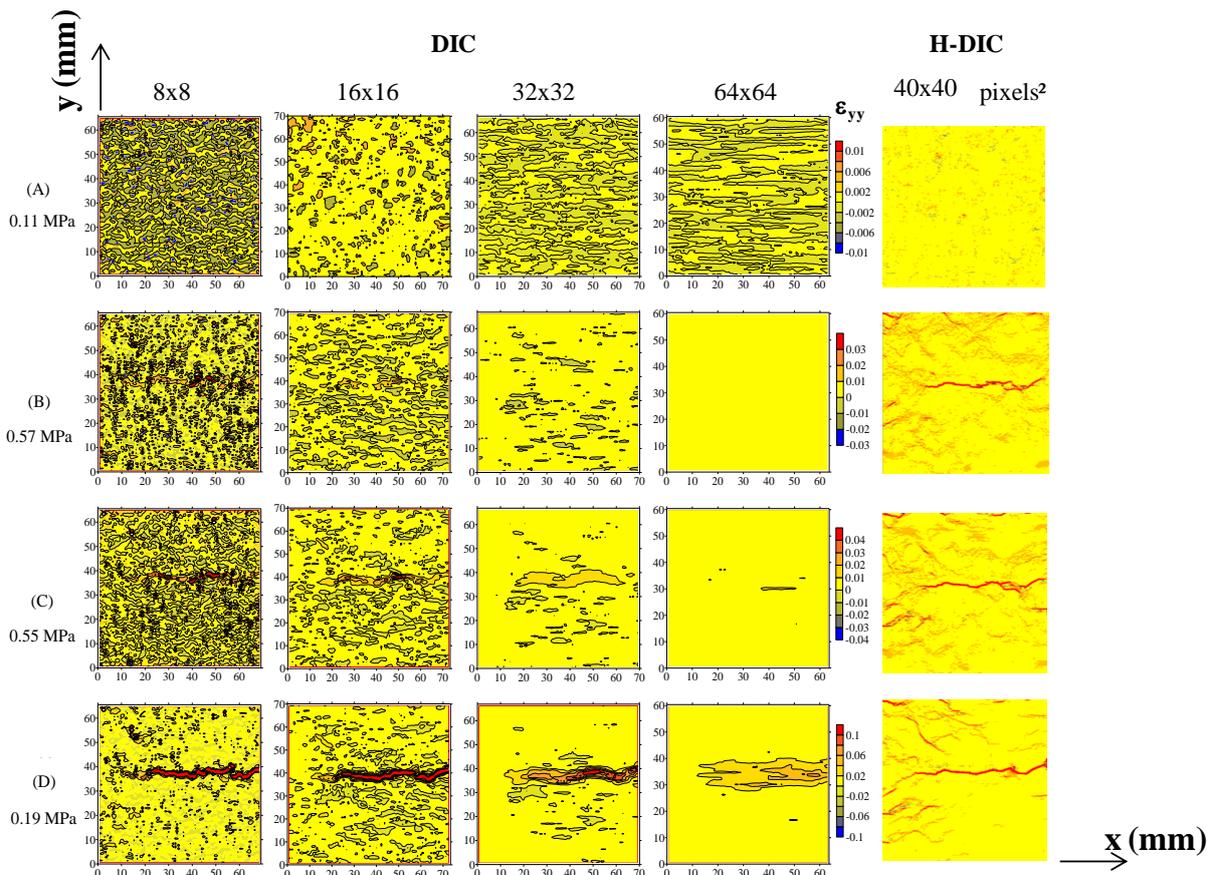


Figure II. 16 : Cartographies de déformation ε_{yy} pour différents tailles de fenêtres de corrélation à différentes phases de chargement par les méthodes DIC et H-DIC (Valle et al., 2014)

Le champ au point (A: $\sigma = 0.11$ MPa) est caractérisé par un comportement pseudo-élastique linéaire du champ global et permet de visualiser l'hétérogénéité du matériau. Le second champ correspond à la contrainte maximale obtenue au point (B : $\sigma = 0.57$ MPa). Le début de localisation de l'interphase est visualisé pour les deux tailles de fenêtres de corrélation les plus petites (8x8) et (16 x16) pixels². Cependant pour la taille (64x64) pixels² aucune localisation n'est enregistrée au pic. Le champ dans la phase en post-pic (C) met en évidence clairement la localisation des déformations à l'interphase pour les quatre tailles de fenêtres de corrélation. Enfin, le champ de déformation au point (D) montre le décollement à l'interface et le début de la fissure macroscopique. Cette analyse conduit à souligner trois points importants:

- Les fenêtres de corrélation de taille 64 x64 (12.93 x 12.93 mm²) et 32 x 32 pixels² (6.4 x 6.4 mm²) fournissent des champs homogénéisés pour les couches supérieure et inférieure du complexe.
- En revanche, les fenêtres de corrélation de taille 16x16 pixels² (3.2x3.2 mm²) et 8x8 pixels² (1,6x1.6 mm²) permettent de mieux capturer les hétérogénéités et l'apparition de la localisation des déformations dans l'interphase.
- La méthode H-DIC (Valle et al., 2014) permet une détection précoce de l'endommagement (microfissuration) que dans le mastic autour des granulats ou dans la zone interfaciale.

II.4.1.3 Analyse locale par la méthode de corrélation

Afin de s'affranchir des hétérogénéités liées au matériau, et suite à l'analyse des profils de rupture, les déplacements U_y , sont calculés par une moyenne obtenue sur une largeur réduite de la ZOI à 40 mm (suivant x) tracée selon le profil de hauteur de 70 mm (suivant y). Un exemple d'évolution de ce déplacement moyen \bar{U}_y , en fonction du n° d'image, en phase pré et post-pic dans la zone de corrélation analysée est présenté sur la figure II.17.

Pour cette étude, la manipulation des données de champs de déplacement (obtenue par le logiciel Correla) est effectuée par le logiciel de programmation R[®]. Pour l'essai DTT, soient n et m respectivement le nombre de fenêtres de corrélation suivant x et suivant y de la ZOI (figure II.18), les déplacements moyens suivant x et y sont calculés respectivement pour les différentes zones selon les équations suivantes:

$$\left(\bar{u}_x\right)_j = \frac{\sum_k u_x(j,k)}{(1-k+1)} ; \left(\bar{u}_y\right)_k = \frac{\sum_i u_y(i,k)}{(j-i+1)} \quad (\text{II.14})$$

Avec $\left(\bar{u}_x\right)_j$: déplacement moyen suivant x sur la colonne j entre les lignes d'indices k et l;

$\left(\bar{u}_y\right)_k$: déplacement moyen suivant y sur la ligne k entre les colonnes d'indices i et j.



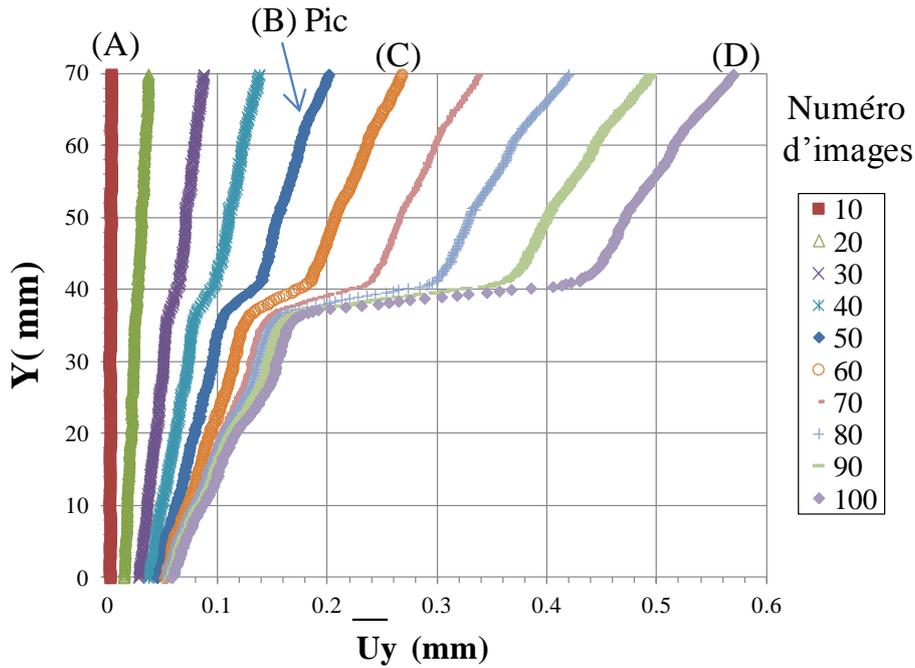


Figure II. 17 : Exemple d'évolution de \bar{U}_y en fonction de Y, 16x16 pixels² [1]

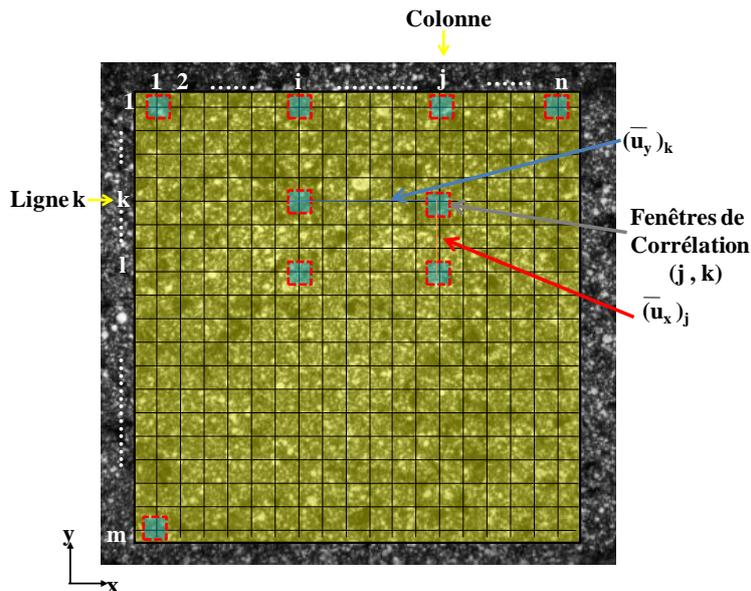


Figure II. 18 : Discrétisation de la ZOI pour le calcul du déplacement moyen

La présentation des profils \bar{U}_y figure II.17 montre l'existence de trois zones: une Zone Transitoire Intermédiaire (ZTI) identifiée autour de l'interface et encadrée par deux zones représentatives du comportement homogénéisé de l'enrobé.

Dans la ZTI, la déformation locale est alors définie comme le coefficient directeur du segment médian de chaque profil au cours de l'essai. La hauteur de ce segment médian, en phase pré-pic caractérise la longueur (ou épaisseur) de l'interphase.

Deux autres zones représentatives de l'enrobé bitumineux de taille (20 x 40 mm²) sont alors définies de part et d'autre de la ZTI. Ces zones sont choisies de taille supérieure à celle de D_{max} . Elles seront utilisées afin d'évaluer les propriétés mécaniques élastiques équivalentes (module sécant et

coefficient de Poisson) des deux couches d'enrobés. Ces résultats sont détaillés dans le paragraphe suivant (§ II.4.1.4).

Les profils d'évolution du déplacement moyen \bar{U}_y , correspondants à cinq pas de chargement entre le point A : 0.11 et le point B : 0.57 MPa respectivement (cf. figure II.16), en fonction de la position selon y sont tracés figure II.19, pour les différentes tailles de fenêtres de corrélation. Le zoom en zone centrale met clairement en évidence la localisation précoce des déformations au niveau de l'interphase. Comme il a été souligné dans l'analyse globale, la taille de fenêtre de corrélation est un paramètre important pour la capture de la localisation et l'identification de la hauteur de la zone transitoire intermédiaire (ZTI).

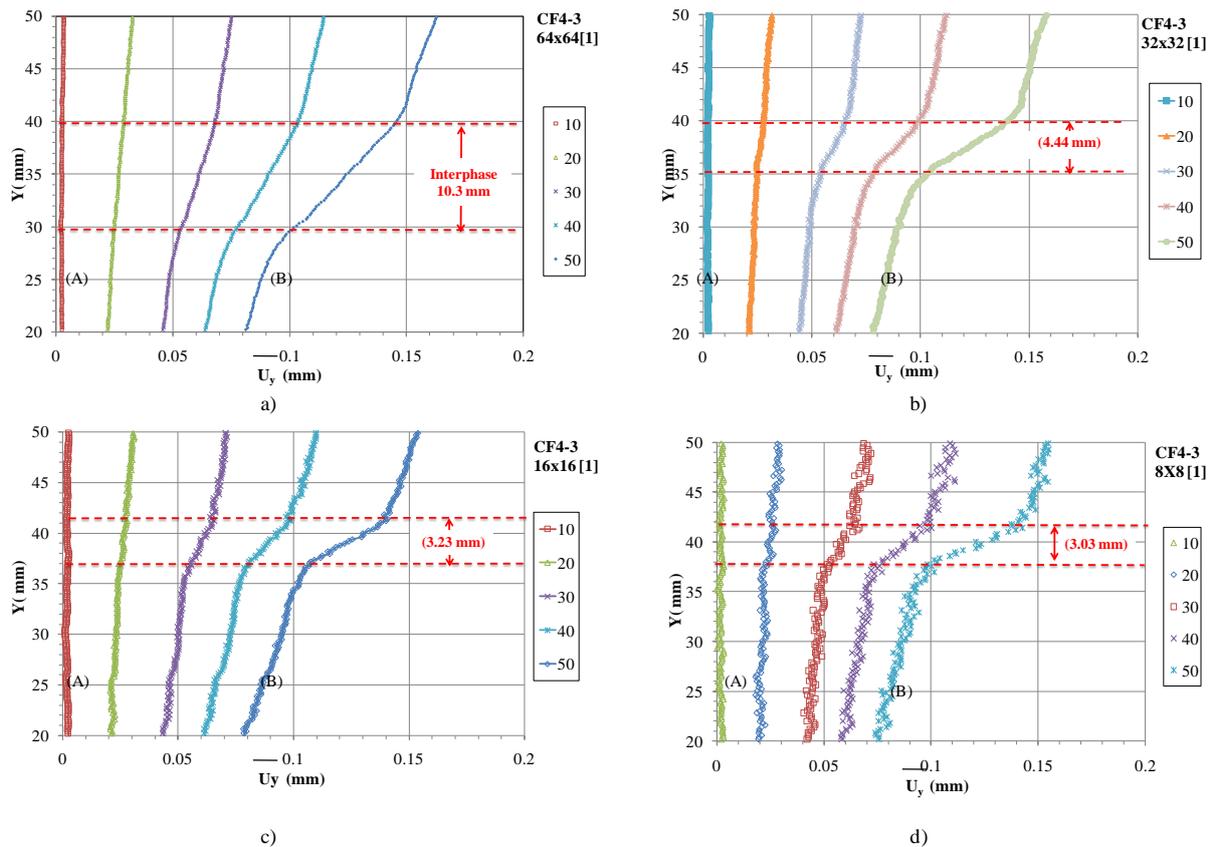


Figure II. 19 : Zoom sur la localisation de l'Interphase (ZTI) : déplacement (\bar{U}_y) en fonction de la y-position pour les différentes tailles de fenêtres de corrélation.

Sur figure II.20, l'épaisseur de cette zone calculée diminue avec la taille de la fenêtre de corrélation et se stabilise aux environs de 3 mm entre les tailles de 16x16 et 8x8 pixels². En revanche, le niveau de bruit augmente. En conséquence, pour l'identification des propriétés mécaniques de l'interface, l'optimum correspond à la résolution spatiale de corrélation égale à 16x16 pixels² [1].

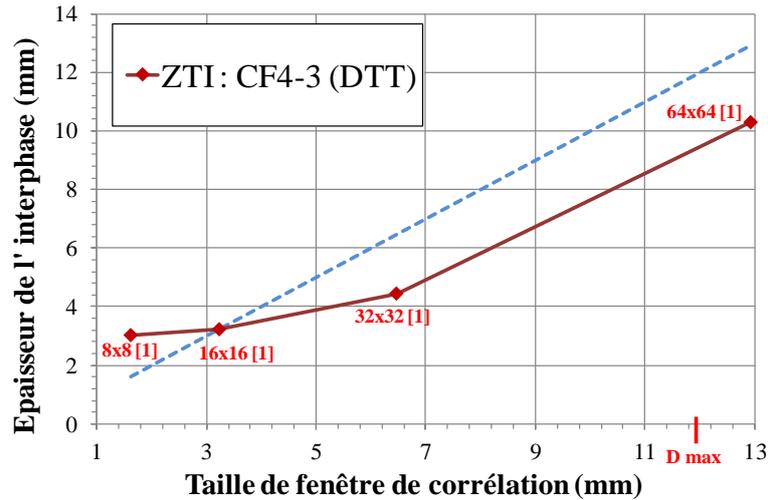


Figure II. 20 : Epaisseurs de localisation de l'interphase en fonction de la taille de fenêtre

Sur la figure (II.21-a), la superposition des courbes contrainte axiale- déformations axiales globale et locale permet de visualiser la différence du comportement du complexe sur les différentes zones d'analyse : 1- zone globale (ZOI) et 2- zone transitoire intermédiaire (ZTI). La figure (II.21-b) présente un zoom sur le début de l'essai. L'amorçage de la localisation dans la zone interfaciale semble être très précoce. La dispersion observée pour les tout premiers points de la déformation locale correspond à la limite de résolution de la méthode. Les propriétés mécaniques de l'interphase/interface seront identifiées à partir de ces résultats (§ II.4.1.5).

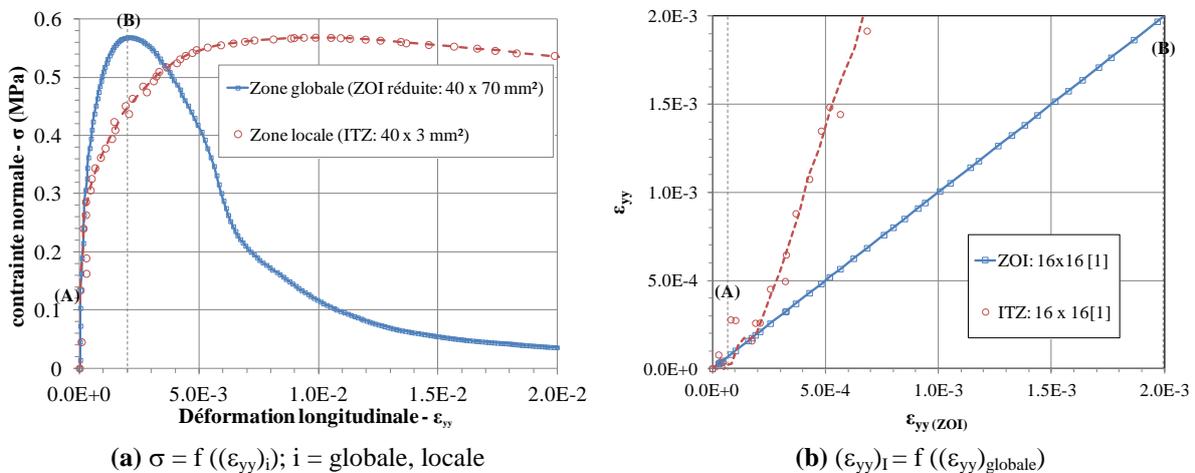


Figure II. 21: (a) Superposition des courbes de comportement globale et locale, (b) Zoom sur le début de l'essai

II.4.1.4 Identification des propriétés mécaniques

Les propriétés mécaniques des matériaux et de l'interphase sont évaluées à partir des données DIC dans les différentes zones précédemment identifiées (figure II.22) : couche supérieure, inférieure et interphase.



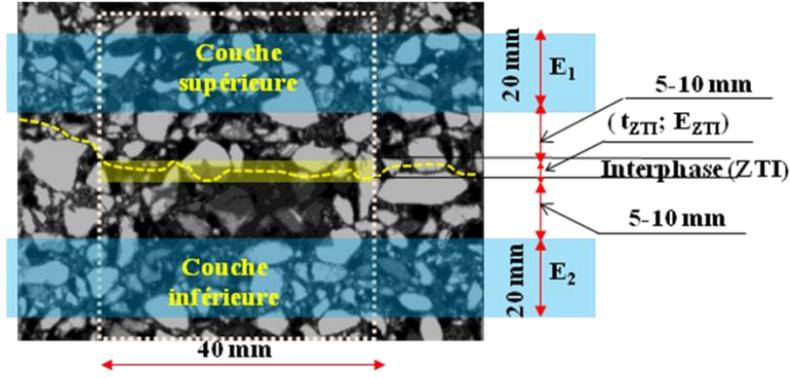


Figure II. 22 : Représentation des trois zones identifiées sur le bicouche

Les modules de Young équivalents sécants des couches supérieure, inférieure et de l'interphase (ZTI), notés respectivement E_1 , E_2 and E_{ZTI} , sont calculés jusqu'au pic des contraintes, pour la taille de fenêtres de corrélation retenue. Ces modules sont déterminés expérimentalement à partir de l'équation suivante :

$$\sigma = E_i \times \varepsilon_{yy_i} \quad (\text{II.15})$$

où i correspond à la désignation de la couche et ε_{yy_i} est la déformation longitudinale de chaque zone et σ la contrainte nominale apparente. Les déplacements moyens sont mesurés sur des tailles de jauge de dimensions de référence ($L_0=40$ mm et $h_0=20$ mm) pour le calcul des déformations dans les couches supérieures et inférieure et ($L_0=40$ mm et $t_{ITZ}=3$ mm) pour l'interphase. Les dimensions de référence correspondent à un état non déformé ($t=0$ s).

Le calcul des déformations ε_{xx} et ε_{yy} d'une zone de référence de dimensions (L_0, h_0) entre les lignes (k et l) et les colonnes (i et j) est présenté sur la figure II.23. La déformation ε_{xx} suivant x est calculée par (figure II. 23-a):

$$\varepsilon_{xx} = \frac{(\bar{u}_x)_j - (\bar{u}_x)_i}{\Delta X_0} \quad (\text{II.16})$$

avec $L_0 = \Delta X_0 = (x_j - x_i)_{t=0s}$ et x_j, x_i sont les abscisses initiaux des colonnes j et i respectivement.

Les déformations ε_{yy} suivant la direction x sont calculées de la même manière (figure II.23-b):

$$\varepsilon_{yy} = \frac{(\bar{u}_y)_l - (\bar{u}_y)_k}{\Delta Y_0} \quad (\text{II.17})$$

avec $h_0 = \Delta Y_0 = (y_l - y_k)_{t=0s}$ et y_l, y_k sont les ordonnées initiaux des lignes l et k respectivement.

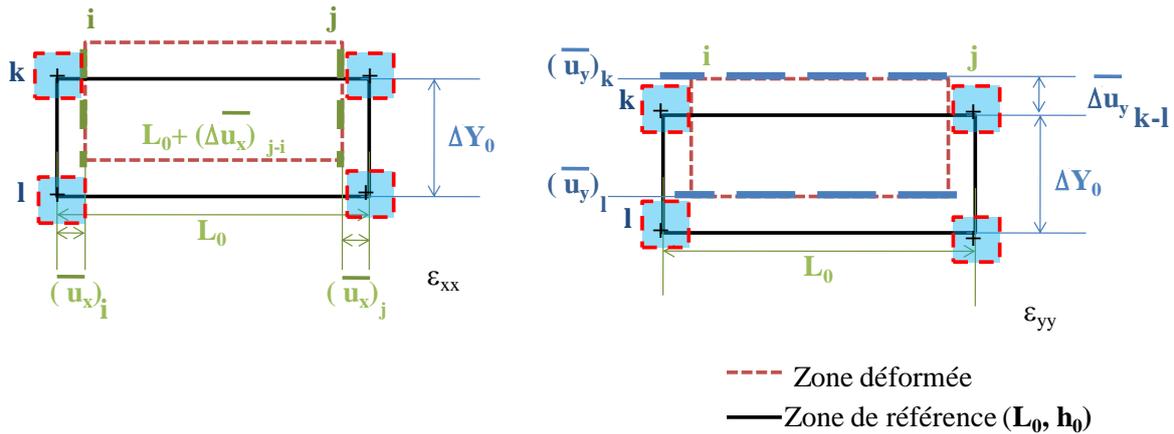


Figure II. 23 : Calcul des déformations en traction : essai DTT

Pour pouvoir appréhender l'incertitude de mesures sur les déplacements utilisés dans les différents calculs, une première étape est d'estimer l'incertitude type de mesure d'une composante du champ de déplacement en un point donné. Cette valeur, par exemple σ_{u_y} est l'écart type sur cette composante, entre deux images fixes, non déformées (Brémand et al., 2011). Ceci permet de quantifier le bruit de mesure. Par la suite, les déplacements utilisés sont des déplacements moyens homogénéisés selon une ligne ou une colonne.

L'incertitude type de mesure sur la moyenne d'une composante de déplacement, calculée à partir de n fenêtres de corrélation sur la ligne est alors :

$$\delta(\bar{u}_y) = \frac{\sigma_{u_y}}{\sqrt{n}} \quad (\text{II.18})$$

avec $\bar{u}_y(k) = \frac{\sum_{i=1}^n u_y(i,k)}{n}$ le déplacement moyen

Les résultats présentés Figure II.24 montrent qu'à partir d'une taille de fenêtres 16x16 [1], l'incertitude de mesure sur une valeur ponctuelle de déplacement est inférieure à 1 μm . Les incertitudes type de mesure sur les déplacements ponctuels et moyens (u_x et u_y) sont présentées sur le tableau II.9 pour les différentes zones (couches supérieure et inférieure, interphase).

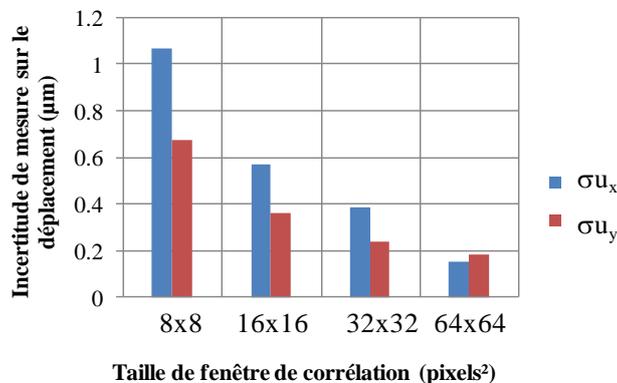


Figure II. 24 Incertitude type de mesure en fonction de la taille de fenêtres de corrélation

Tableau II. 9 : Incertitude de mesure sur le déplacement et le champ de déformation 16x16 pixels² [1]

Incertitude type	couche supérieure (40 x20 mm ²)	couche inférieure (40 x20 mm ²)	Interphase (40 x3 mm ²)
σu_x (μm)	0.57	0.64	1.09
σu_y (μm)	0.36	0.36	0.36
n(y/x)	156/103	156/103	156 /14
$\delta(u_x)$ (μm)	0.056	0.063	0.29
$\delta(u_y)$ (μm)	0.029	0.029	0.029

La figure II.25 présente l'évolution de ces modules sécants en fonction de la déformation longitudinale ϵ_{yy} de la couche correspondante. La chute du module traduit l'endommagement du matériau dans toutes les zones du bicouche. D'après ces résultats, le comportement en couches inférieure et supérieure (E_1 et E_2) est quasiment identique. La différence entre les évolutions des modules sécants des couches (supérieure et inférieure) et de celui de la zone transitoire intermédiaire (ZTI) met en évidence un endommagement plus précoce de l'interphase par décollement progressif.

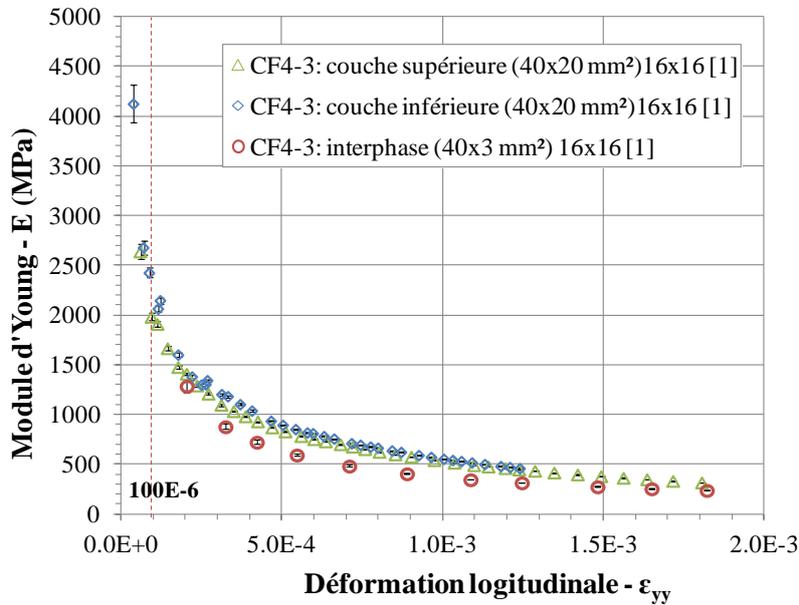
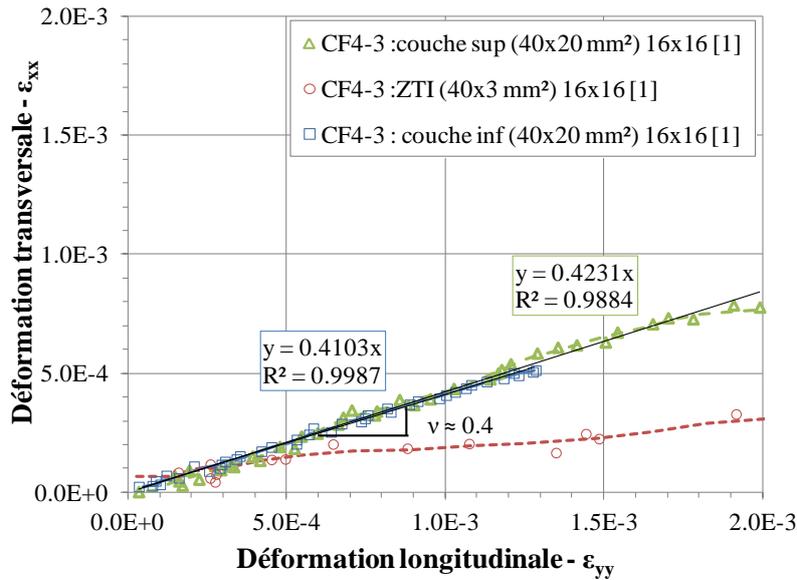


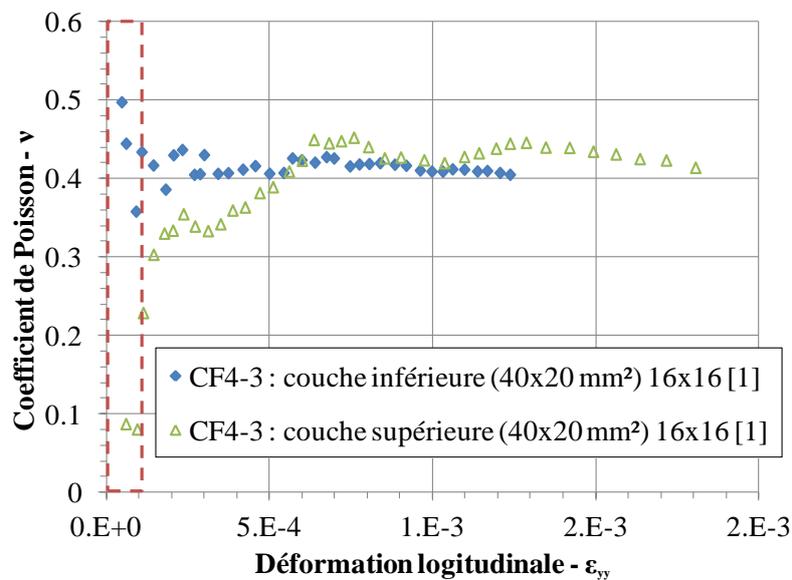
Figure II. 25 : Evolutions des modules sécants des couches supérieure et inférieure et de l'interphase

La figure II.26-a présente l'évolution des déformations transversales en fonction des déformations longitudinales pour la taille de corrélation retenue de 16 x16 [1]. Le coefficient de Poisson de chaque zone est calculé à partir des mesures de champs de déformation transversale et longitudinale ϵ_{xx} et ϵ_{yy} expérimentalement à partir de l'équation suivante :

$$\nu = -\frac{\epsilon_{xx}}{\epsilon_{yy}} \quad (\text{II.19})$$



(a)



(b)

Figure II. 26 : Coefficient de Poisson: ϵ_{xx} en fonction de ϵ_{yy}

Les résultats présentés sur les figures II.25 et II.26 confirment que les deux couches d'enrobés ont le même comportement mécanique. En première approximation, on pourra considérer que $E_1 \approx E_2$ and $\nu_1 \approx \nu_2$ et que les cinétiques d'endommagement sont les mêmes en couches supérieure et inférieure

Les résultats obtenus par cette analyse pour les deux couches d'enrobés sont comparés aux valeurs de module sécant obtenus par essais MAER, selon la norme NF EN 12697-26-Annexe E. Ces essais ont été réalisés par le DLA du Cerema (Wendling, 2014). Douze éprouvettes de dimensions 40 x 70 x 125 mm³ ont été extraites d'une plaque (CF). La géométrie des différentes éprouvettes est présentée en annexe 1.2. Les éprouvettes sont numérotées de 1I à 6I pour la couche inférieure et de 1S à 6S pour la couche supérieure. La figure II.27 présente le plan de sciage et les dimensions des éprouvettes (DT-PR).



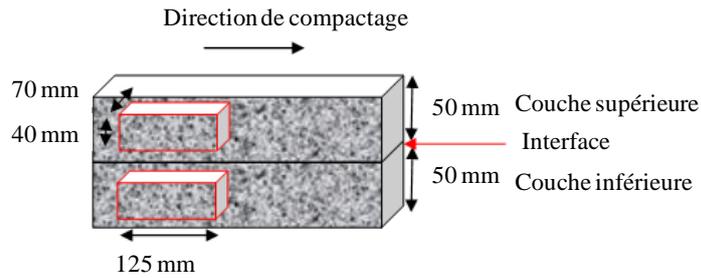


Figure II. 27: Plan de sciage et dimensions des éprouvettes prismatiques pour l'essai (DT-PR)

L'essai MAER a été mis au point par (Linder, 1977) et développé par (Moutier, 1990).

Des éprouvettes prismatiques de dimensions $(40 \times 70 \times 125) \text{ mm}^3$ sont sollicitées en traction directe suivant une rampe en vitesse de déplacement linéaire contrôlée pour différentes températures T ($-5, 0, 5, 10, 15$ et 20°C) et différents temps t de chargement (1, 3, 10, 30, 100 et 300 s) aboutissant à une valeur prédéfinie de déformation axiale. Les niveaux de déformation peuvent être compris entre 50×10^{-6} et 200×10^{-6} et doivent être suffisamment faibles pour rester dans le domaine de la viscoélasticité linéaire. Dans cette étude le niveau retenu est de 100×10^{-6} .

Les mesures sont donc réalisées dans le domaine temporel.. Elles permettent de définir le module sécant $S(t)$ du matériau par :

$$S(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon(t)} \quad (\text{II.20})$$

avec $\sigma(t)$: contrainte au temps t

$\varepsilon(t)$: déformation au temps t

Les résultats obtenus permettent de tracer les isothermes du module sécant en fonction du temps de chargement. Dans le cas où le matériau satisfait au principe de l'équivalence temps-température (il est thermo rhéologiquement simple), il est alors possible de déduire de ces isothermes les courbes maitresses pour une température de référence donnée. Figure II.28, les courbes maitresses moyennes correspondantes aux couches inférieure et supérieure sont présentées, Figure II.30 pour une température de référence de 20°C .

Les valeurs obtenues étant globales (pilotage en déplacement, déformation calculée à partir de la longueur initiale de l'éprouvette), elles seront comparées à nos valeurs expérimentales en supposant un champ de déformation homogène dans l'éprouvette (ce qui est le cas en tout début d'essai) et en utilisant la vitesse nominale imposée de déplacement (hypothèse confirmée par les analyses de suivi de marqueurs). Le niveau de déformation axiale de 100×10^{-6} est alors atteint en 1.07 s. Les modules sécants retenus seront donc les modules à 1 s et 20°C .

Les modules sécants obtenus, dans ces conditions, lors des essais MAER sont présentés, Figure II.29, pour l'ensemble des éprouvettes testées. Les valeurs moyennes sont de l'ordre de: 2400 MPa (avec un écart type de 208 MPa) et 1734 MPa (avec un écart type de 215 MPa) pour les couche supérieure et inférieure, respectivement.

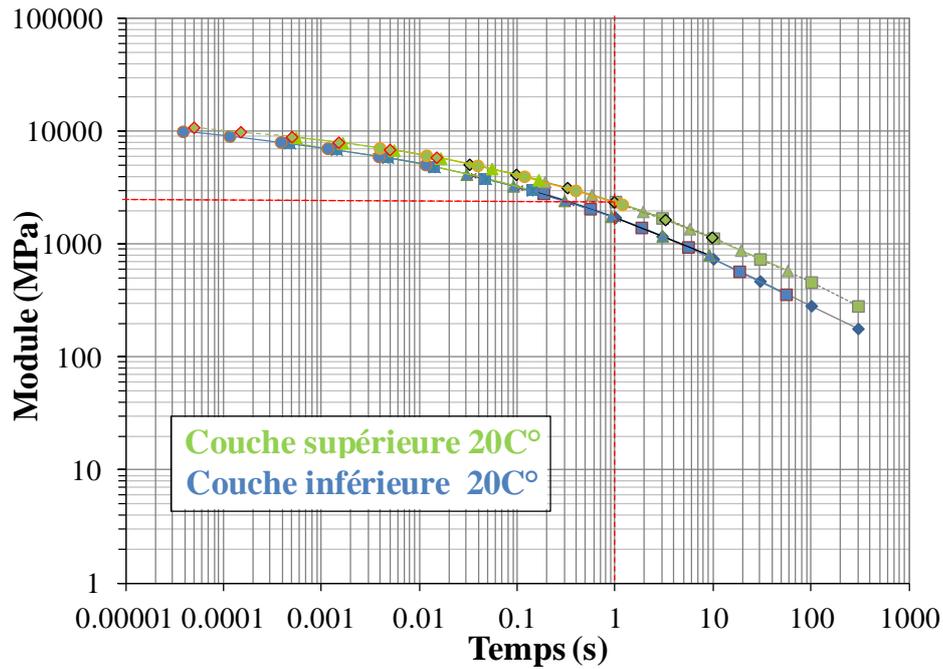


Figure II. 28 : Courbe maitresse à $T_R = 20^\circ\text{C}$ pour l'essai (DT-PR)

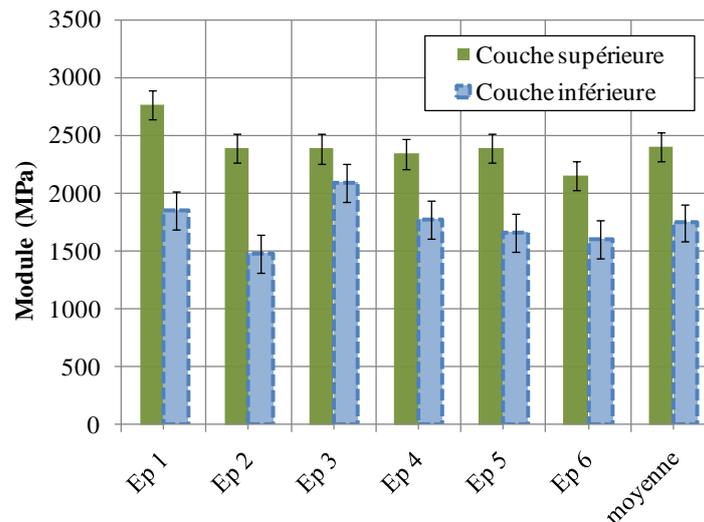


Figure II. 29 : Comparaison des modules sécants à $T = 20^\circ\text{C}$ et à 1 s

La comparaison entre les résultats des modules sécants initiaux des essais DTT analysés par la méthode DIC et ceux de l'essai normalisé DT-PR est présentée dans la figure II.30. Les valeurs sont en bonne concordance, compte tenu des intervalles d'incertitude. Ce résultat montre la pertinence de la méthode de corrélation d'images locale à identifier les propriétés mécaniques des zones représentatives choisies dans les couches supérieure et inférieure. Il permet également de valider la taille de fenêtre de corrélation de $16 \times 16 \text{ pixels}^2$, pour l'ensemble de l'analyse.



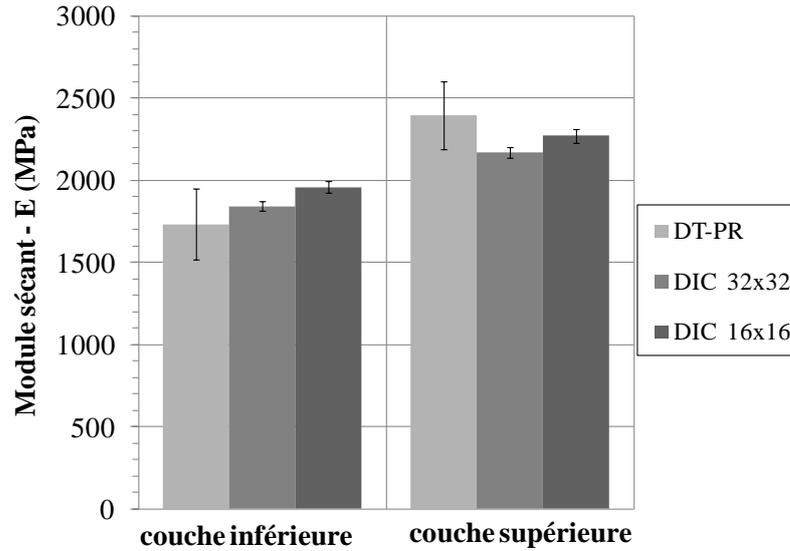


Figure II. 30: Comparaison des modules sécants obtenus par les essais DT-PR et DTT

II.4.1.5 Identification de la loi de comportement de l'interface en mode I

Dans le cadre d'une modélisation de l'interface de type modèle de zone cohésive (§I.2.2), i.e sans épaisseur, le comportement de l'interface endommageable doit être identifié à partir des données de l'interphase. Deux approches sont utilisées afin de caractériser l'interface :

- la raideur normale élastique équivalente de l'interface k_n peut être calculée à partir d'un développement asymptotique d'ordre 0 au voisinage de l'interphase.
- ou cette raideur k_n peut être déduite d'un calcul d'homogénéisation de la zone transitoire intermédiaire (ZTI), reprenant également les résultats obtenus pour l'enrobé.

En traction simple, la loi de comportement mécanique d'une interface élastique endommageable peut être exprimée par la relation suivante entre la contrainte normale et le saut de déplacement normal de type loi traction-séparation:

$$\sigma = k_n^0 \cdot (1-d) \cdot [U_n] \quad (\text{II.21})$$

où σ : contrainte normale (pour cette étude, la contrainte nominale de traction),

k_n^0 : raideur normale élastique initiale.

$[U_n]$: saut de déplacement normal relatif à l'interface défini comme suit:

$$[U_n] = [U_y] = U_y^+ - U_y^- \quad (\text{II.22})$$

d : variable d'endommagement scalaire, définie au sens de la mécanique de l'endommagement (Kachanov, 1958), (Kachanov, 1986), (Lemaitre and Chaboche, 1985), (Ladeveze, 1995) telle que :

$$d = 1 - \frac{k_n}{k_n^0} \quad (\text{II.23})$$

k_n : raideur normale apparente de l'interface endommagée

La figure II.31 résume les deux stratégies d'identification adoptées dans cette étude, pour le passage du comportement de l'interphase à celui d'une interface plane sans épaisseur ($e = 0$ mm). Premièrement, un développement asymptotique (Abdelmoula et al., 1998) est appliqué en utilisant les données de DIC de l'interphase (t_{ITZ} , ε_{yy}^{ITZ} and E_{ITZ}) : le schéma de l'interphase avec une épaisseur très faible ($t_{ITZ} \ll L$) conduit à la définition de l'interface sans épaisseur. Deuxièmement, l'interphase est considérée comme un ensemble constitué par trois couches notamment une partie de la couche supérieure, de l'interface sans épaisseur et de la couche inférieure.

Dans le premier modèle (figure II.31-a), la liaison entre les deux couches supérieure et inférieure est considérée comme une couche transitoire d'épaisseur notée (t_{ZTI}). Cette épaisseur est considérée comme faible par rapport à sa largeur notée L . Rappelons que dans ce cas, t_{ITZ} : est de l'ordre de 3 mm et L de 90 mm, soit ($\frac{t_{ZTI}}{L} \sim 3.10^{-2}$).

Le champ de déformation, peut être asymptotiquement développé asymptotiquement développé par rapport $\frac{t_{ZTI}}{L}$ sous la forme:

$$\varepsilon(\mathbf{u}) = \varepsilon_0 + \frac{t_{ZTI}}{L} \varepsilon_1 + \dots \quad (II.24)$$

où \mathbf{u} est le champ de déplacement.

Ainsi, à l'ordre 0, la composante ε_{yy}^{ITZ} à l'interface est égale à :

$$\varepsilon_{yy}^{ITZ} = \varepsilon_0 \approx \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} \right) \text{ avec } \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} \right) \approx \frac{\Delta U_y}{t_{ITZ}} \quad (II.25)$$

avec $\Delta U_y = u_y^+ - u_y^-$ est la différence de déplacement entre les couches supérieure et inférieure de l'interphase. La loi de comportement à l'interface devient:

$$\sigma = E_{ZTI} \cdot \varepsilon_{yy}^{ITZ} = E_{ZTI} \cdot \frac{(\Delta U_y)_{ZTI}}{t_{ITZ}} = \left(\frac{E_{ZTI}}{t_{ITZ}} \right) \cdot (\Delta U_y)_{ZTI} = k_n^{(1)} \cdot [U_y]^{(1)} \quad (II.26)$$

Le module de raideur normale identifié par la première méthode est noté $k_n^{(1)}$ et le déplacement normal à l'interface est noté $[U_y]^{(1)}$. Ils sont calculés à partir de données expérimentales de l'interphase(ZTI) avec:

$$k_n^{(1)} = \frac{E_{ZTI}}{t_{ZTI}} \quad (II.27)$$

$$[U_y]^{(1)} = (\Delta U_y)_{ZTI} = \varepsilon_{yy}^{ZTI} \cdot t_{ZTI} \quad (II.28)$$

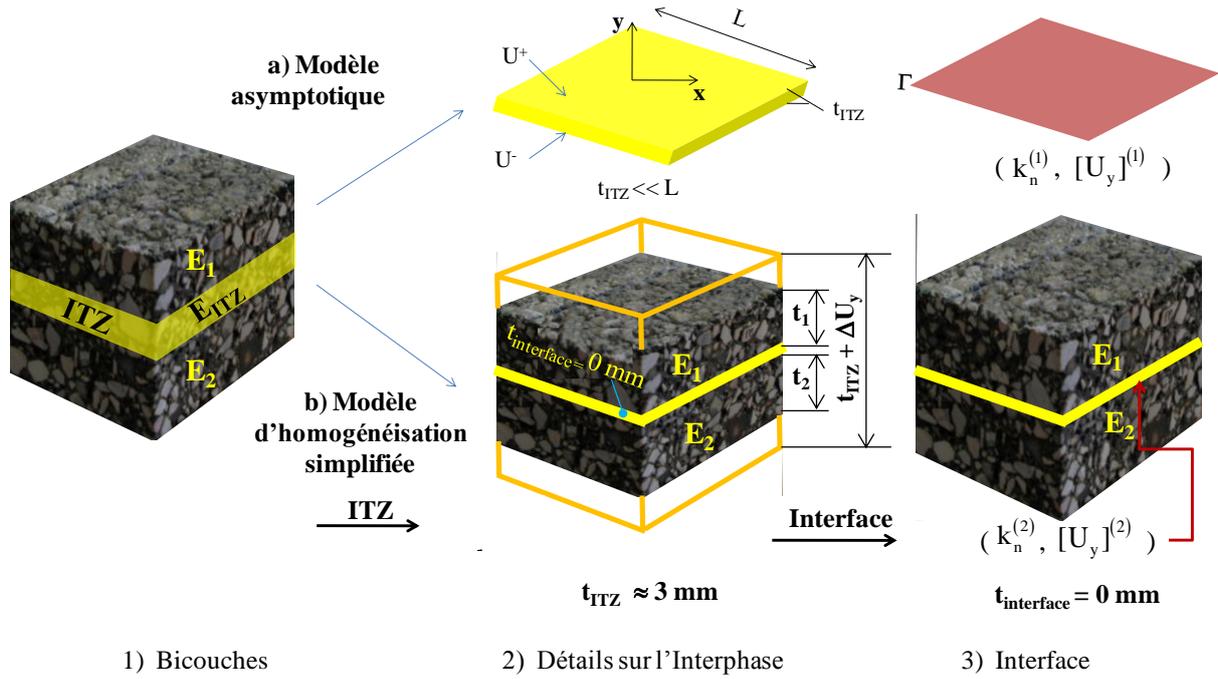


Figure II. 31: Modélisation de l'interface

Pour le second modèle (figure II.31-b), l'interphase est supposée constituée par trois éléments une partie de la couche supérieure, et de la couche inférieure et de l'interface sans épaisseur. Le déplacement relatif de part et d'autre de l'interphase est décomposé en 3 composantes selon :

$$(\Delta U_y)_{ZTI} = (\Delta U_y)_1 + (\Delta U_y)_2 + [U_y] \quad (\text{II.29})$$

avec $(\Delta U_y)_1$ et $(\Delta U_y)_2$: déplacements relatifs associés aux parties des couches dans l'interphase,

$[U_y]$: saut de déplacement à l'interface.

Un modèle d'homogénéisation simplifié est alors proposé pour décrire l'interphase (ZTI) en utilisant les données des deux couches supérieure et inférieure. La raideur normale notée $k_n^{(2)}$ et le saut de déplacement normal relatif à l'interface $[U_y]^{(2)}$ sont calculés suivant les équations suivantes:

$$k_n^{(2)} = \frac{E_{ITZ} \cdot E_1 \cdot E_2}{E_1 \cdot E_2 \cdot t_{ITZ} - E_{ITZ} \cdot E_2 \cdot t_1 - E_{ITZ} \cdot E_1 \cdot t_2} \quad (\text{II.30})$$

$$[U_y]^{(2)} = \varepsilon_{yy}^{ITZ} \cdot t_{ITZ} - \left[\left(\frac{\sigma}{E_1} \right) \cdot t_1 + \left(\frac{\sigma}{E_2} \right) \cdot t_2 \right] \quad (\text{II.31})$$

avec E_i ($i=1,2$) : les modules sécants des couches inférieure et supérieure déduits des analyses sur matériau ;

$t_{i(i=1,2)}$: les épaisseurs des couches supérieure et inférieure dans l'interphase;

$t_{ITZ} = t_1 + t_2 + t_{interface}$: l'épaisseur totale de l'interphase (Figure II.31-b).

Les hypothèses permettant d'aboutir à ces expressions sont :

- un comportement équivalent pour les matériaux composant les couches supérieure et inférieure (mêmes module, coefficient de Poisson, cinétique d'endommagement),
- l'homogénéité de l'enrobé au centre d'une couche et au voisinage de l'interface (cette zone étant parfois plus poreuse (Santagata et al., 2008)).

La comparaison entre les raideurs normales $k_n^{(1)}$ et $k_n^{(2)}$ obtenues par les deux approches en fonction du saut de déplacement normal relatif à l'interface est présentée dans la figure II.32 et une représentation de l'évolution de $[U_y]^{(2)}$ en fonction de $[U_y]^{(1)}$ est donnée en figure II.33.

A $t = 10$ s qui correspond à 42 % de la charge maximale, les valeurs de la rigidité normale de l'interface sont de l'ordre de: $k_n^{(1)} = 400 \pm 20$ MPa/mm correspondant à un saut de déplacement normal $[U_y]^{(1)}$ égal à 0.66 ± 0.02 μm pour la première méthode et $k_n^{(2)} = 1900 \pm 60$ MPa/mm pour $[U_y]^{(2)}$ égal à 0.14 ± 0.02 μm , pour la deuxième méthode. Le rapport entre les rigidités des deux méthodes est de l'ordre de 5 alors que l'écart entre le saut de déplacement évalué à l'interface est de l'ordre de 0.5 μm .

A $t = 43$ s (au pic) les valeurs sont respectivement, $k_n^{(1)} = 18$ MPa/mm pour $[U_y]^{(1)} = 3.2$ μm et $k_n^{(2)} = 21$ MPa/mm pour $[U_y]^{(2)} = 2.7$ μm . Le rapport entre les rigidités des deux méthodes est de l'ordre de 1 alors que l'écart entre le saut de déplacement a est toujours de l'ordre de 0.5 μm .

Il apparait clairement que le développement asymptotique à l'ordre 0 minimise la valeur de la raideur et surestime celle du saut de déplacement, et il pourrait être pertinent de continuer le développement au moins jusqu'à l'ordre 1.

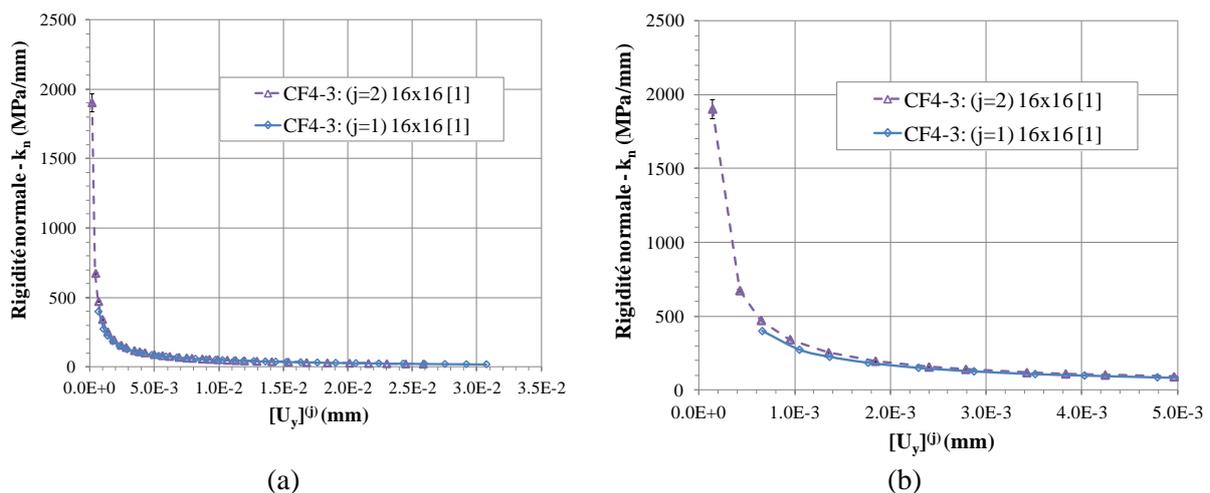


Figure II. 32 : (a) Comparaison des rigidités normales des deux méthodes ; (b) Zoom



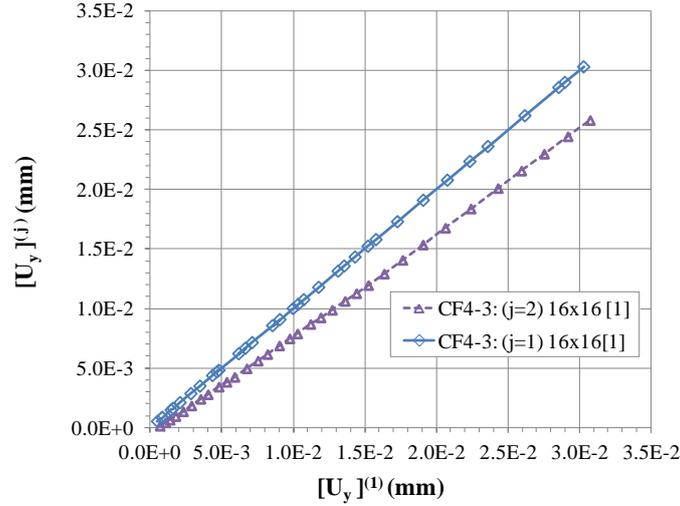


Figure II. 33 : Evolution de $[U_y]^{(j)}$ en fonction de $[U_y]^{(1)}$

Il est important de souligner que la méthode d'homogénéisation ($k_n^{(2)}$ et $[U_y]^{(2)}$), bien qu'associée à des hypothèses simplificatrices, permet d'appréhender assez finement le comportement de l'interface. L'incertitude type sur le saut de déplacement est estimée à $(\pm 0.02 \mu\text{m})$ pour le choix de fenêtre de corrélation 16×16 [1].

La figure II.34 présente le comportement de l'interface, obtenu à partir de cette méthode, ainsi que l'évolution de la densité d'énergie dissipée pour l'essai de traction simple. Les paramètres du comportement mécanique de l'interface tels que l'évolution de endommagement, (d), la vitesse maximale d'endommagement (\dot{d}_{max}), l'énergie de pré-fissuration (PE_I) et le taux de restitution d'énergie critique (G_{IC}) peuvent être déduits directement de la loi de traction séparation de l'interface: σ - $[U_n]$.

L'énergie de pré-fissuration notée (PE_I), jusqu'au pic est calculée par :

$$PE_I = \int_0^{[U_n]_{\text{pic}}} \sigma \cdot d[U_y] \quad (\text{II.32})$$

avec $[U_n]_{\text{pic}}$: saut de déplacement normal à la contrainte maximale (σ_{max}).

L'énergie de rupture interfaciale en mode I, (G_{IC}) est l'énergie dissipée par unité de surface lors du décollement de l'interface ; elle est calculée par:

$$G_{IC} = \int_0^{[U_n]_c} \sigma \cdot d[U_y] \quad (\text{II.33})$$

avec $[U_n]_c = [U_y]_{d=1}$ à l'endommagement ($d = 1$)



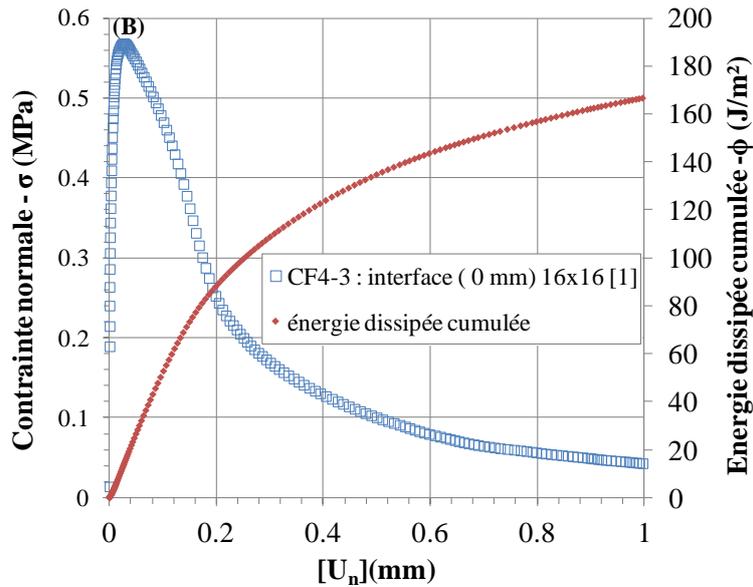


Figure II.34 : Loi de traction séparation de l'interface : $\sigma - [U_n]$ et évolution de la densité d'énergie dissipée cumulée

La figure II.36 présente l'évolution de la rigidité normale $k_n^{(2)}$, calculée à partir des résultats de l'Eq (II.31), ainsi que de la variable d'endommagement d (en axe secondaire) en fonction du déplacement normal relatif à l'interface.

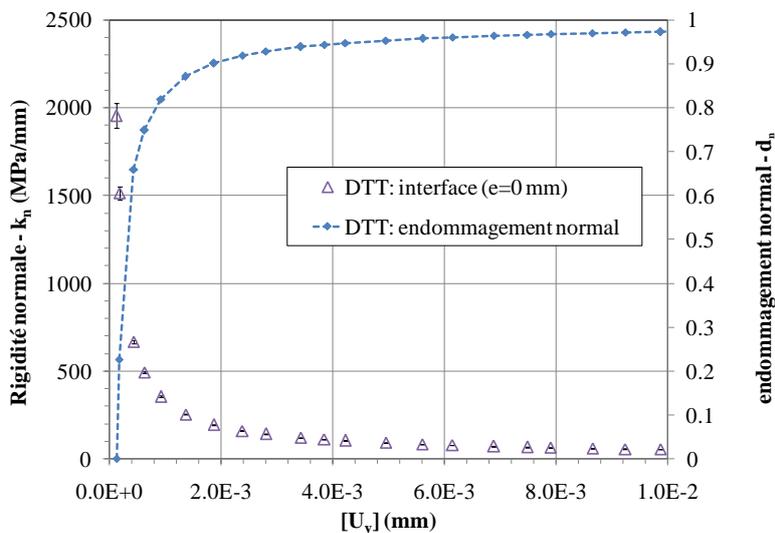


Figure II. 35: Evolution de la rigidité normale $k_n^{(2)}$ et de l'endommagement en fonction du déplacement relatif à l'interface

Ces résultats seront analysés plus en détail, chapitre III, pour identifier les paramètres du modèle de zone cohésive choisi.

Pour pouvoir comparer mieux et visualiser les différentes cinétiques en cours d'essai, les résultats obtenus à partir des déformations homogénéisées des différentes zones : zone globale, (ZOI) : bicouche ($40 \times 70 \text{ mm}^2$), couche supérieure ($40 \times 20 \text{ mm}^2$) couche inférieure ($40 \times 20 \text{ mm}^2$) et la Zone Transitoire Intermédiaire (ZTI) ou interphase ($40 \times 3 \text{ mm}^2$). les évolutions des déformations ϵ_{yy} en fonction du temps, présentées Figure II.36-a, montrent l'existence de différentes phases d'évolution

de $\dot{\epsilon}$. L'évolution de la déformation locale en fonction du temps, en comparaison avec la déformation globale, montre quatre phases distinctes :

- **La phase 0 :** correspond à un comportement linéaire avant la localisation sur l'interphase/interface. Pendant cette phase, l'interphase (locale) se déforme comme le bicouche (global), figure II.36-b.
- **En phase 1 :** la localisation des déformations apparaît au niveau de l'interphase, La vitesse de déformation locale dans la ZTI augmente.
- **En Phase 2 :** l'endommagement localisé s'accélère. La vitesse de déformation de l'interphase continue à augmenter. Le rapport entre déformations axiales globale et locale est de l'ordre de cinq.
- **La Phase 3 : correspond au comportement post-pic:** Le rapport est entre le champ de déformation local et global de l'ordre de 10. Cette phase correspond à l'apparition de fissures et de zones de décohésion au niveau des couches supérieure et inférieure et à la propagation du décollement à l'interface, soit aux limites des hypothèses de la mécanique des milieux continus.



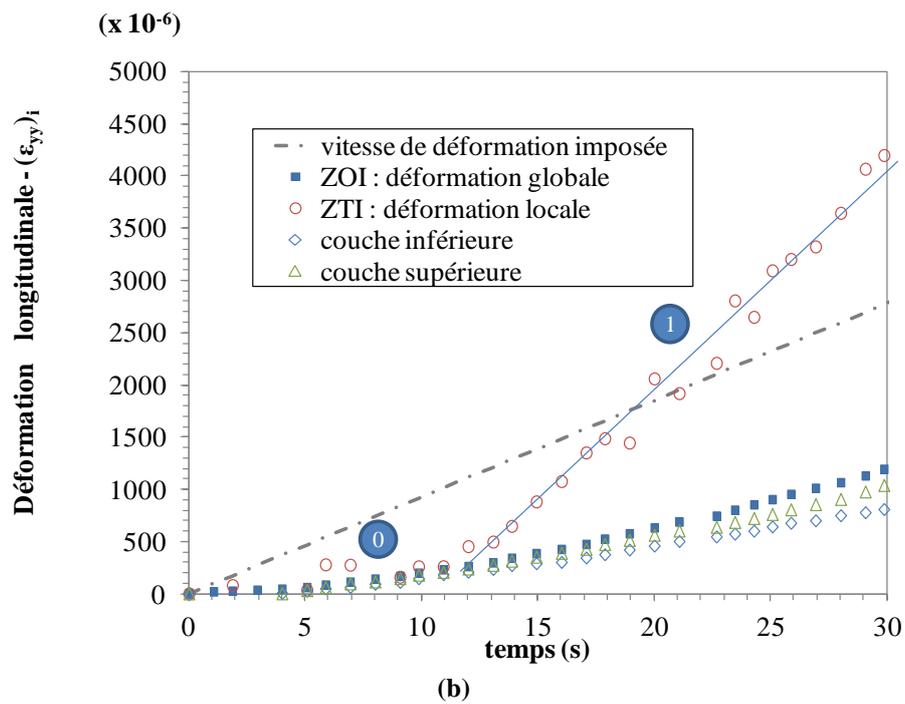
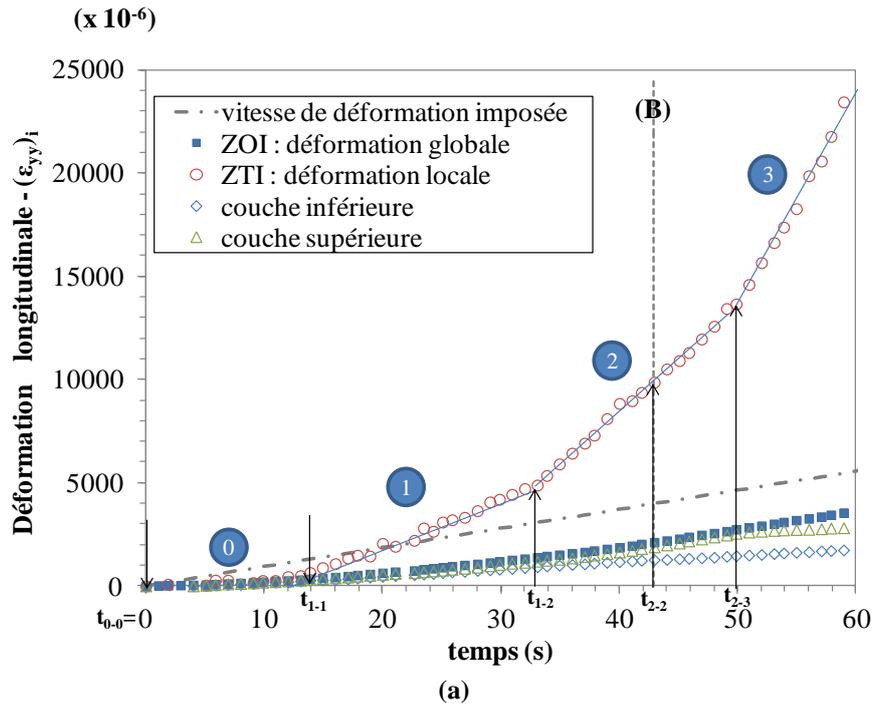


Figure II. 36 : a) Analyse de la vitesse de déformation dans les différentes zones du bicouche, b) Zoom sur la phase 0 et 1 de la vitesse de déformation

Le tableau II.10 récapitule les résultats en termes de module sécant équivalent, du saut de déplacement et de raideur normale interfaciale aux transitions entre ces 4 phases. On peut remarquer les très faibles valeurs de $[U_y]$ en fin de phase 0. L'endommagement affecte les 3 zones : enrobé et interphase mais l'endommagement majoritaire dans l'ITZ est celui de l'interface. En première approximation, la modélisation présentée en chapitre III fera l'hypothèse d'un bicouche élastique équivalent séparé par une interface endommageable.

Tableau II. 10 : Chute de module pendant les différentes phase de déformation du bicouche en traction monotone

Phase	Temps		E_{ITZ}	E_1	E_2	$[U_y]$	k_n	k_n/k_{n0}	E_1/E_{10}	E_2/E_{20}	$\Delta k_n/k_n$
	Indice	(s)	(MPa)	(MPa)	(MPa)	(μm)	(MPa/mm)	(%)	(%)	(%)	(%)
0	t_{0-0}	0	-	-	-	-	-				
		1	-	-	-	-	-				
		10	1288	1476	1818	0.14	1905	100	100	100	3.3
		11	880	1395	1565	0.42	675	35	95	86	0.5
1	$t_{0-1} = t_{1-1}$	12	724	1289	1479	0.65	473	25	87	81	0.3
2	$t_{1-2} = t_{2-1}$	33	108	457	594	12.92	42	2	31	33	0.2
	t_{2-2} (pic)	43	57	301	448	26.98	21	1	20	25	0.2
	$t_{2-3} = t_{3-1}$	50	40	220	383	38.74	14	0.8	15	21	0.1

Les caractéristiques mécaniques identifiées expérimentalement lors de l'essai de traction directe (DTT) en mode I sont résumées dans le tableau II.11. Il est à rappeler que l'énergie de pré-fissuration PE_I est calculée jusqu'au pic. Les modules des couches et la raideur normale de l'interface sont évalués vers la fin de la phase 0 (à 100 μ def). L'énergie G_{IC} est calculée à la rupture totale de l'interface. Ces paramètres seront intégrés dans la modélisation de l'interface endommageable dans le chapitre III.

Tableau II. 11 : Résultats de l'essai DTT par l'analyse DIC

Echantillon	T (°C)	Couche supérieure	Couche inférieure	Interface		
		E_1 (MPa)	E_2 (MPa)	k_n (MPa/mm)	PE_I (J/m ²)	G_{IC} (J/m ²)
CF4-2	22	1253	1460	406	9.33	50.6
CF4-3	19	1960	2270	490	14.58	173.54

II.4.2. Essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST)

Pour évaluer les paramètres mécaniques de l'interphase et de l'interface en mode II, des essais de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST) ont été réalisés (cf §II.2.2.2). Comme pour l'essai DTT, les modes de rupture des éprouvettes sont présentés, ainsi qu'une analyse globale. Une analyse locale au voisinage de l'interface permet d'identifier la longueur caractéristique de l'interphase ainsi que les lois de comportement et les paramètres mécaniques de l'interphase/interface en mode II.

II.4.2.1. Mode de rupture et champs globaux

Dans cet essai, deux modes de rupture sont en compétition: le premier est la rupture en mode II au niveau de l'interface, et le deuxième est une propagation de fissure en mode I au niveau des pointes des entailles. La géométrie de l'éprouvette (position et distance entre entailles) peut être optimisée pour favoriser le mode de cisaillement. Dans notre cas et bien que le profil des entailles soit arrondi, la forte teneur en vides de l'enrobé du bicouche induit de piètres performances mécaniques en traction et rend plus délicate cette optimisation. La figure II.37 présente les différents faciès de rupture après la ruine totale des éprouvettes. Ces faciès correspondent à une rupture en mode II au niveau de l'interface entre les deux entailles suivie par une fissuration en pointe d'entaille supérieure, pour toutes

les éprouvettes renforcées. L'essai sur éprouvette non renforcé est instable pour différentes géométries testées.

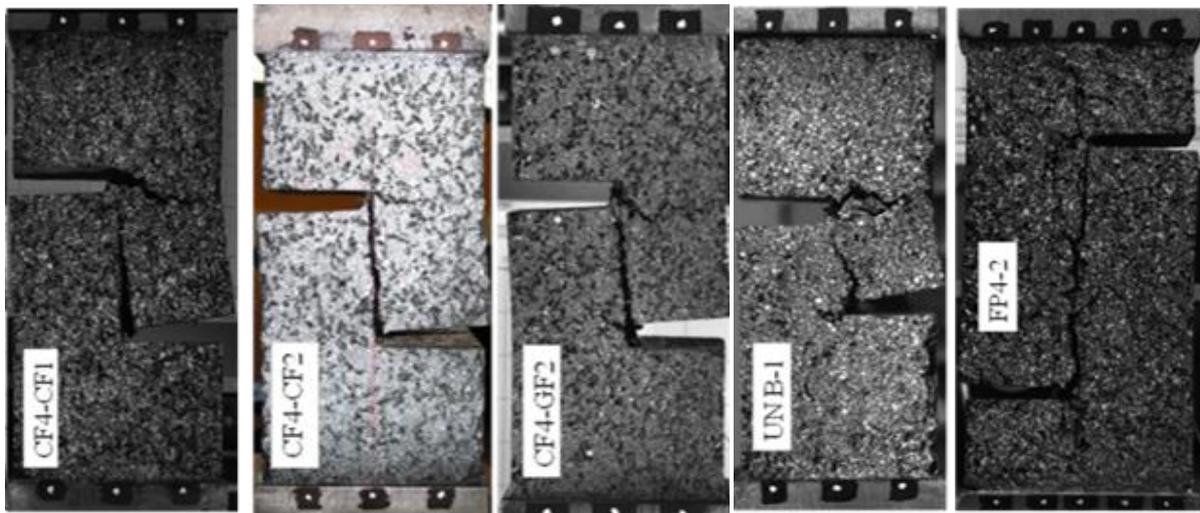


Figure II. 37: Faciès de rupture de l'essai DNST

Pour l'étude globale, le déplacement tangentiel relatif à l'interface est déterminé par la méthode de suivi des marqueurs sur les casques de part et d'autre de l'échantillon. La contrainte de cisaillement est une contrainte nominale définie comme la force mesurée rapportée à la section cisailée entre entailles. Le comportement global des différentes éprouvettes est présenté Figure II.37. Les courbes montrent une certaine variabilité de l'essai. Quelques différences peuvent être expliquées par la variation de température entre 2 essais consécutifs, d'autres sont clairement associées à la compétition entre les 2 modes. Les deux éprouvettes CF4-CF2 et CF4-GF2 qui présentent une rupture prépondérante en mode II sont sélectionnées pour une analyse plus poussée avec les méthodes optiques de mesure de champs.

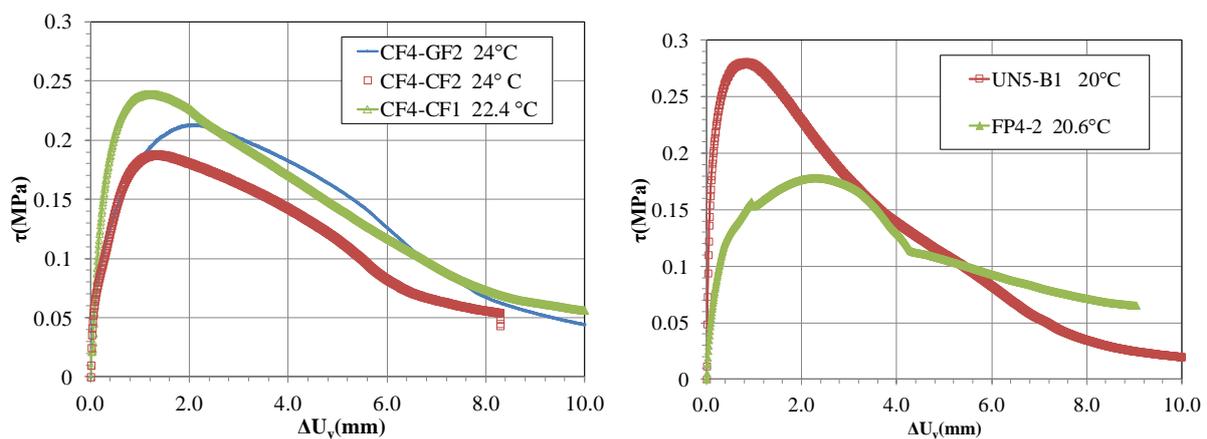


Figure II. 38: Courbe de contrainte de cisaillement (τ) en fonction du déplacement tangentiel relatif à l'interphase ΔU_y

II.4.2.2. Analyse globale par corrélation d'images

Un exemple de résultats d'analyse par méthodes optiques est présenté pour l'éprouvette CF4-GF2. Les résultats de l'éprouvette CF4-CF2 seront présentés en annexe 2.2. Le grandissement est de 0.216 mm/pixel. La figure II.39-a présente le référentiel choisi et la zone d'étude par corrélation (CIN). Plutôt qu'arbitraire, le positionnement de cette zone a été guidé par l'emplacement des entailles

(en s'éloignant des zones de concentration de contraintes) et par l'hétérogénéité de l'enrobé (en gardant des dimensions aussi grandes que possible). La figure II.39-b présente la superposition de la courbe force-déplacement relatif à l'interface à partir des suivis de marqueurs et des données machine (déplacement de la traverse de la presse Zwick) ainsi que 6 points caractéristiques dont l'analyse en champ global est présentée figure II.40.

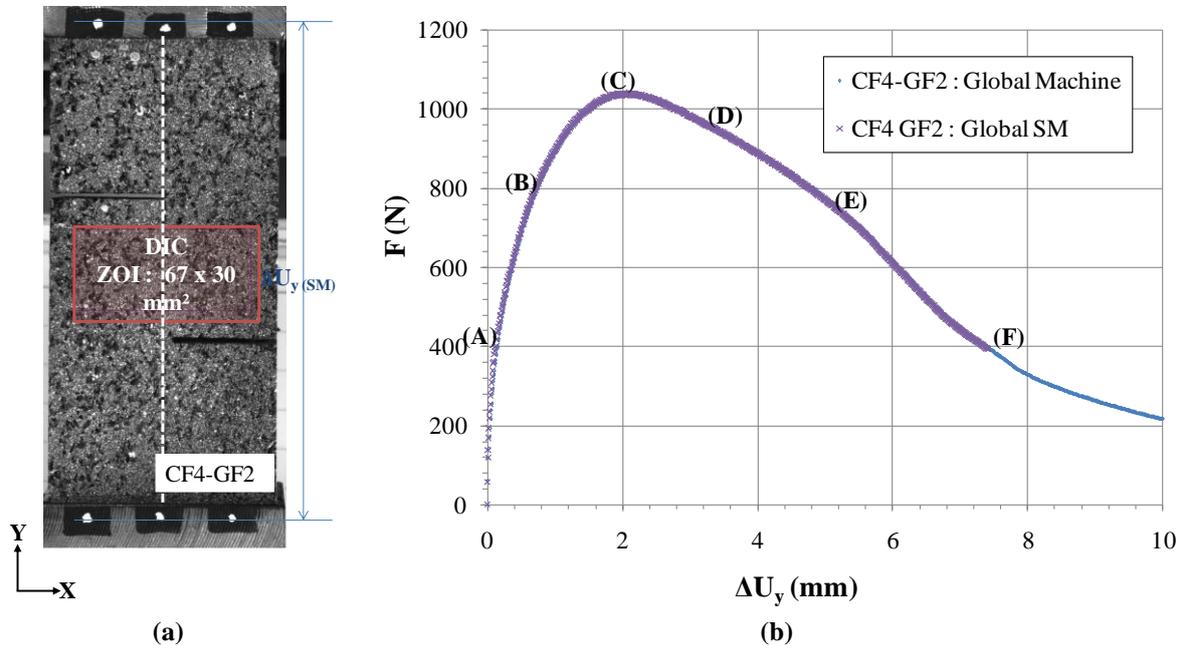


Figure II. 39 : a) Référentiel choisi et la zone d'étude par corrélation (CIN) ; b) Champs globaux: Courbe force - déplacement tangentiel à l'interface par la méthode de suivi des marqueurs et les données de machine

Sur cette figure, les cartographies des champs de déformation (ϵ_{xy}) de la zone de corrélation analysée (ZOI: 67 x 30 mm²) sont présentées pour les deux méthodes DIC et H-DIC avec deux tailles de fenêtres de corrélation (8x8 et 16x16 pixels²). Du début de l'essai, jusqu'à (A), la cartographie de la ZOI ne met pas en évidence de localisation indépendamment des hétérogénéités matérielles. Une concentration de déformation se développe au voisinage de l'interface entre (A) et (B). A l'effort maximal (C), un réseau de microfissures est clairement détecté par la méthode H-DIC. En phase post-pic (D, E, F), les microfissures se propagent et l'épaisseur de la zone endommagée augmente. Un endommagement plus diffus du matériau est également observé. La figure II.41 présente les images réelles au voisinage de l'interface avec l'évolution de propagation de fissures au voisinage de l'entaille ainsi que du glissement au niveau de l'interface pour les différentes phases de chargement. La mesure de champs (figure II.40) révèle des micro-mécanismes invisibles par une observation directe des images (cf. points B et C figure II.41). Ceci confirme la pertinence de l'utilisation des méthodes de type H-DIC pour l'étude des interfaces.

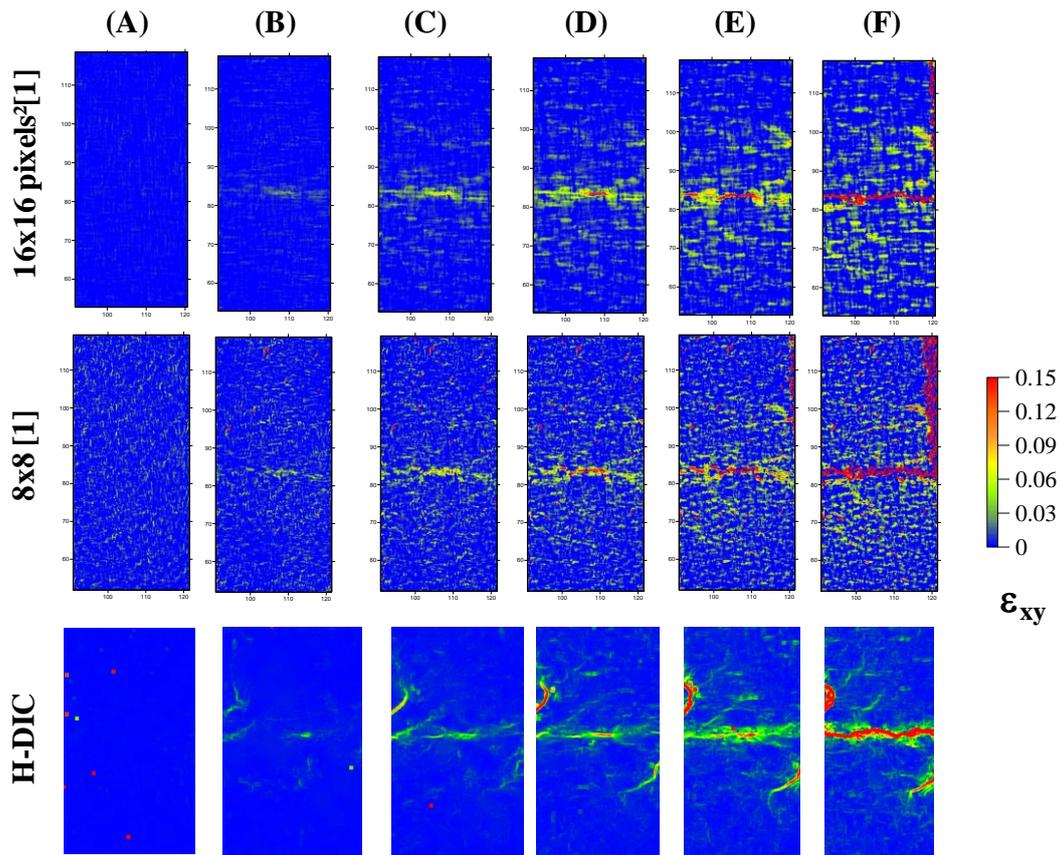


Figure II. 40: Cartographies de déformation ε_{xy} à différentes phases de chargement en comparaison avec la méthode H-DIC

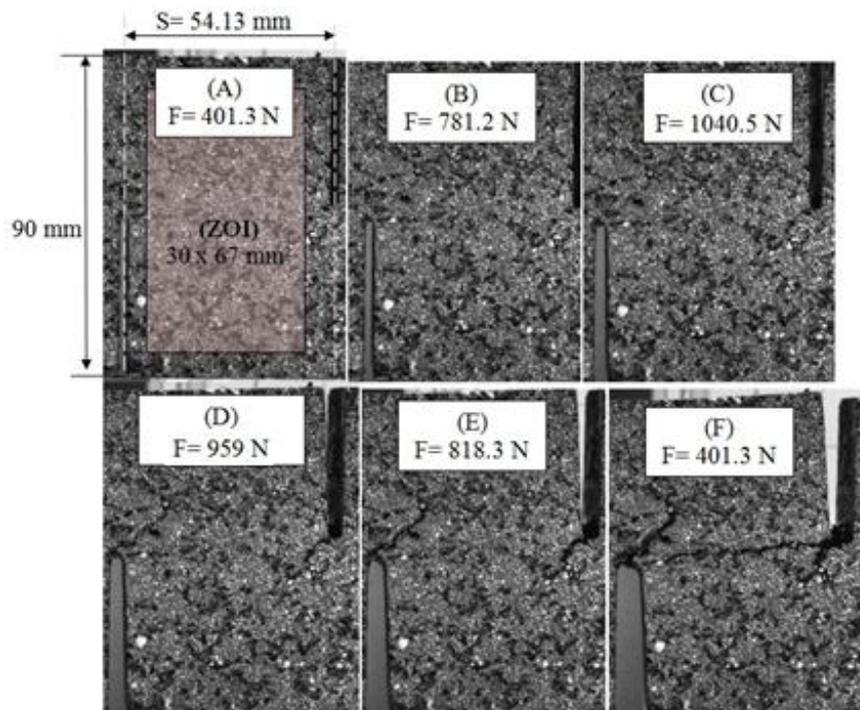


Figure II. 41: Fissurations macroscopiques au voisinage de l'interface.

Pour la suite de l'étude, comme pour l'étude de l'essai DTT, une étude paramétrique en fonction de la taille de fenêtre de corrélation a été effectuée et la taille de 16 x16 pixels² [1] a été

retenue afin d'étudier la localisation de l'interphase (analyse locale) et pour identifier les propriétés mécaniques de l'interface endommageable. Afin de s'éloigner des effets des entailles et de s'affranchir des hétérogénéités de l'enrobé, le calcul des déplacements est moyenné sur une bande centrale de la ZOI.

II.4.2.3. Analyse locale par la corrélation d'images

La figure II.46-a présente l'évolution du déplacement moyen \bar{u}_y en fonction de l'abscisse x pour une taille de fenêtre de (16 x16 [1]), en fonction du n° d'image, jusqu'au pic (Point C) pour la zone de corrélation analysée (67 x 30 mm²). Un zoom sur la localisation de l'interphase (zone transitoire intermédiaire) est donné, Figure II.42-b. Les résultats de localisation par la méthode de changement de pente montrent que la hauteur de localisation de l'interphase est de l'ordre de 3 mm. Comme pour l'essai DTT, la localisation est perceptible avant le point B et est très précoce par rapport au pic.

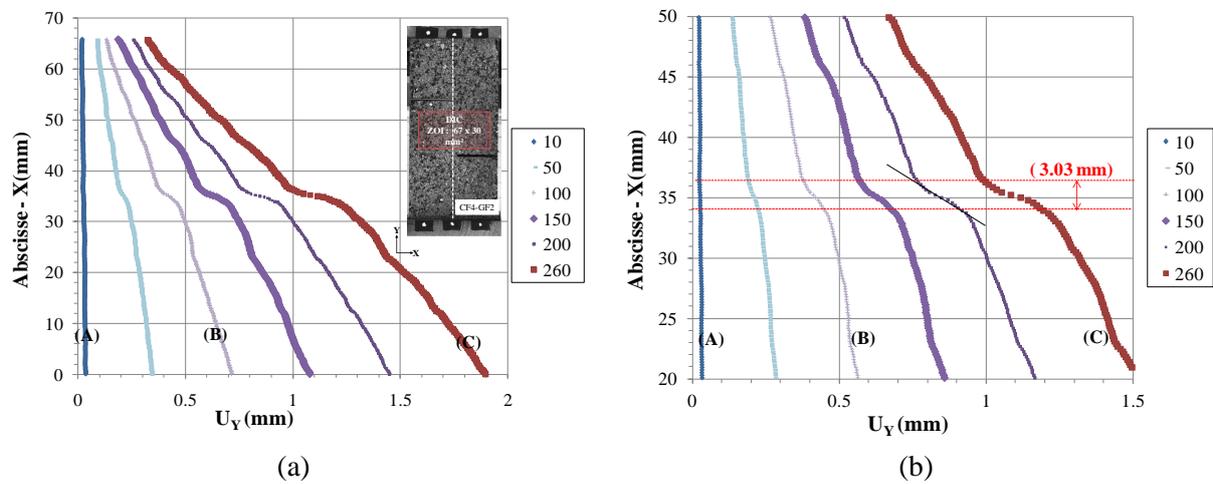


Figure II. 42: a) Déplacement (\bar{U}_y) en fonction de l'abscisse X pour la taille de fenêtre de corrélation 16x16 [1]
b) Zoom sur la localisation de l'Interphase (ZTI)

Les déformations équivalentes locales de l'interphase et des couches évoluent au cours des phases de chargement. Ces déformations sont calculées sur des jauges de taille (7.5 x 20) mm² pour les zones matériau et de taille (3 x 20) mm² pour l'interphase. Les champs (ϵ_{xx} , ϵ_{yy} et γ_{xy}) sont analysés et comparés dans les différentes zones.

Pour l'essai DNST, sur la figure II.43, les angles de distorsion γ_x et γ_y des sous-ensembles de corrélation pour une zone étudiée (entre les lignes k-l et les colonnes i-j) sont donnés par :

$$\tan \gamma_x = \frac{\partial u_y}{\partial x} = \frac{(\bar{u}_y)_k - (\bar{u}_y)_l}{\Delta x} ; \tan \gamma_y = \frac{\partial u_x}{\partial y} = \frac{(\bar{u}_x)_j - (\bar{u}_x)_i}{\Delta y} \quad (II.34)$$

L'angle entre les directions \vec{ij} et \vec{kl} (avant déformation) initialement égale à $\pi/2$ dans les zones d'étude par corrélation d'images (couche supérieure, couche inférieure, et interphase) est diminué après déformation de l'angle:

$$\gamma_{xy} = \gamma_x + \gamma_y, \text{ avec: } \varepsilon_{xy} = \frac{1}{2} \gamma_{xy} \quad (\text{II.35})$$

ε_{xx} : déformation dans la direction-x ;

ε_{yy} : déformation dans la direction y ;

ε_{xy} : moitié de la déformation angulaire entre les directions x et y ;

γ_{xy} est appelée déformation en cisaillement de la zone étudiée entre les directions x et y.

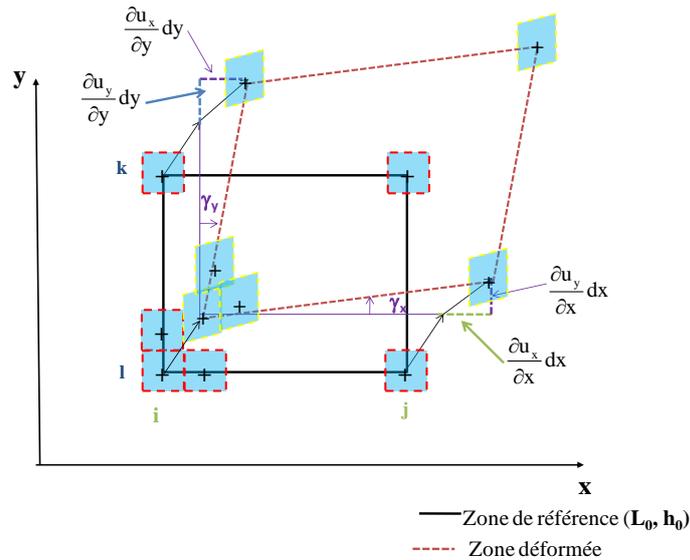
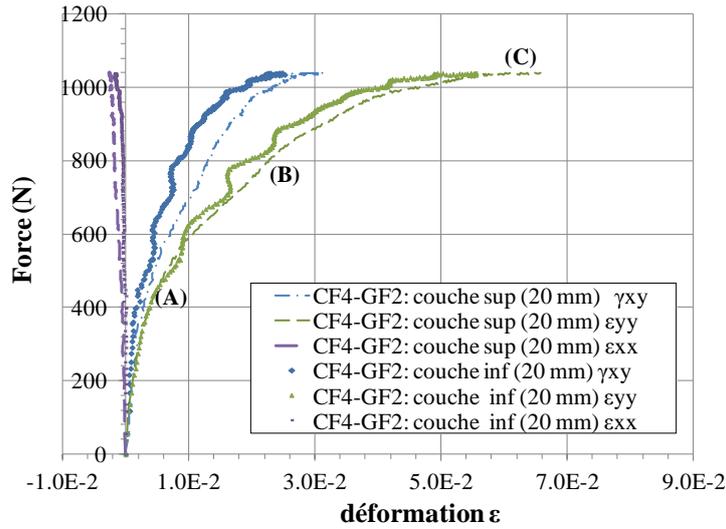


Figure II. 43 : Calcul des déformations en cisaillement : essai DNST

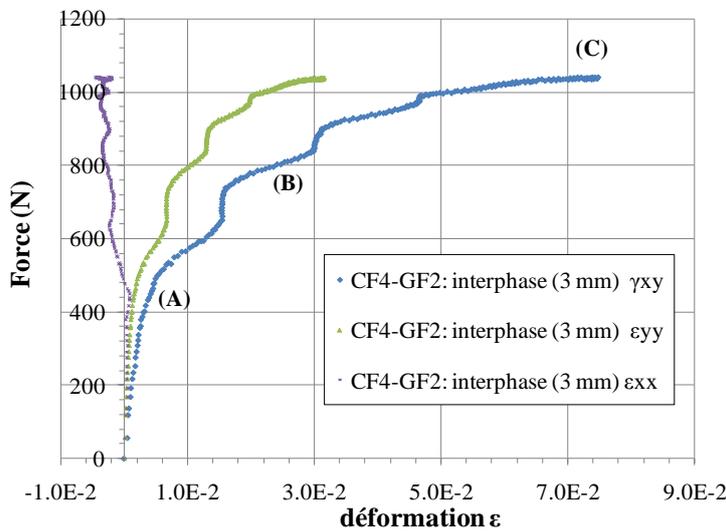
Dans les zones supérieure et inférieure (figure II.44-a) les couches sont sollicitées en mode mixte de traction et de cisaillement. Il est à noter que la composante d'extension (ε_{yy}) est deux fois plus grande que celle de distorsion (γ_{xy}). Dans la zone transitoire intermédiaire (ZTI), les composantes de déformation de l'interphase (figure II.44-b) montre que l'état de déformation, quasiment de distorsion pure au début de l'essai, se complexifie ensuite avec l'apparition d'une composante non nulle d'extension (ε_{yy}). Mais la composante (γ_{xy}) de distorsion est prépondérante par rapport à la composante d'extension. La distorsion (γ_{xy}) est deux fois et demie plus grande que l'extension (ε_{yy}). L'apparition de cette composante d'extension (ε_{xx}) met en évidence la mixité des modes au niveau de l'interphase, mixité associée à la rugosité et à la macrotexture de surface de l'interface.

Si l'on compare les champs de déformations dans les couches d'enrobé et dans la (ZTI), on peut remarquer que pendant la première phase de chargement (OA), la distorsion moyenne γ_{xy} de l'interphase et l'extension moyenne de l'enrobé sont du même ordre de grandeur. Dans la seconde phase (AB), la composante de distorsion de l'interphase devient prédominante.





(a)



(b)

Figure II. 44 : Champs de déformation : (a) dans des zones des couches supérieure et inférieure ; (b) dans la zone transitoire intermédiaire (ZTI) localisée au voisinage de l'interface

En conclusion, l'analyse des champs locaux moyennés montre que la distorsion γ_{xy} est bien localisée dans l'interphase (ZTI). Elle est accompagnée par une composante d'extension, associée à l'apparition de mode mixte (mode I et II) sur une surface rugueuse soumise à un cisaillement direct.

La loi de comportement de l'interphase en cisaillement est présentée sur la figure II.45-a. Au pic et en post-pic, l'essai DNST peut être aussi caractérisé par la résistance au pic et l'angle de dilataance. Ces deux paramètres sont étroitement liés à la géométrie des surfaces en contact (Mazzoleni, 1997). L'angle de dilataance ψ par :

$$\psi = \arctan \left[\frac{\Delta u_n}{\Delta u_t} \right] \quad (\text{II.36})$$

avec Δu_t déplacement tangentiel et Δu_n est le déplacement normal, calculé sur l'épaisseur de l'interphase

Les traitements des données DIC dans la zone localisée (ZTI) permettent d'estimer le seuil de dilataance macroscopique ainsi que l'indicateur angle de dilataance, caractéristique de la macrotexture des surfaces en contact et de son évolution éventuelle en post-rupture (D). La figure II.45 présente l'évolution de la contrainte de cisaillement en fonction du déplacement tangentiel Δu_t ainsi que celle du déplacement normal Δu_n en fonction du déplacement tangentiel Δu_t . L'angle de dilataance est estimé est de 38° .

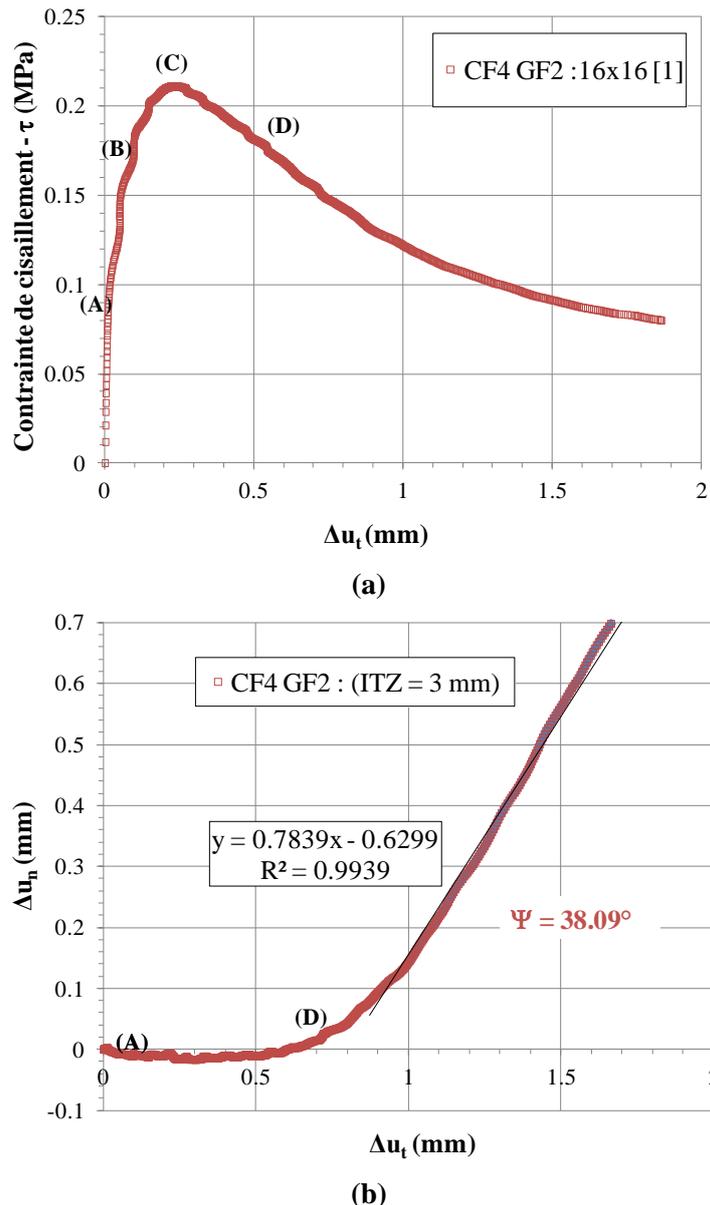


Figure II. 45: (a) Loi de comportement de l'interphase en cisaillement ; (b) courbe de dilataance

II.4.2.4. Identification de la loi de comportement de l'interface en mode II

La loi de comportement de l'interface en cisaillement est donnée par l'équation:



$$\tau = k_s [U_t] = k_s^0 (1 - d_s) [U_t] \quad (\text{II.37})$$

où τ : contrainte de cisaillement sur l'interface ;

k_s : raideur tangentielle apparente de l'interface endommagée ;

k_s^0 : raideur tangentielle initiale de l'interface ;

d : variable d'endommagement scalaire ;

$[U_t]$: saut de déplacement tangentiel à l'interface.

La raideur interfaciale tangentielle (k_s) est obtenue, dans ce cas, à partir d'une approche d'homogénéisation simplifiée du comportement mécanique des deux couches bitumineuses séparées par une interface d'épaisseur considérée nulle selon la méthodologie présentée ci-dessous et schématisée en figure II.49. Le module de cisaillement G_{ZTI} de l'interphase est déterminé à partir de l'essai DNST. La déformation en cisaillement γ_{ZTI} de l'interphase, est identifiée à partir des données DIC dans la zone localisée de hauteur 3 mm. La rigidité tangentielle de l'interface (k_s) et le saut de déplacement tangentiel $[U_t]$ à l'interface sont calculés, pour la méthode d'homogénéisation par :

$$k_s^{(2)} = \frac{G_{ZTI} G_1 G_2}{t_{ZTI} \left(G_1 G_2 - \frac{1}{2} (G_1 G_{ZTI} + G_2 G_{ZTI}) \right)} \quad (\text{II.38})$$

$$[U_t]^{(2)} = \gamma_{ZTI} t_{ZTI} - (\gamma_1 t_1 + \gamma_2 t_2) \quad (\text{II.39})$$

avec : G_i ($i = 1, 2, ZTI$) : les modules sécants en cisaillement des couches inférieure et supérieure et de l'interphase ;

t_i ($i = 1, 2, ZTI$) : les épaisseurs des couches supérieure et inférieure (dans l'interphase) ;

$t_{ZTI} = t_1 + t_2 + t_{\text{interface}}$: l'épaisseur de l'interphase (Figure II.49-b).

La méthode d'homogénéisation simplifiée est utilisée dans ce cas sous les hypothèses suivantes que : les zones matériaux sont soumises aux mêmes états de contrainte que l'interphase, l'essai est hétérogène mais les zones matériaux sont très proches de l'interphase pour cette application, et les deux couches 1 et 2 sont identiques.

La figure II.47-a présente l'évolution de la raideur tangentielle k_s et de l'endommagement en fonction du saut de déplacement tangentiel relatif à l'interface, sous ces hypothèses. La figure II.47-b compare entre les résultats de raideurs tangentielles interfaciales calculées par les deux approches précédemment décrites. Les résultats confirment les conclusions tirées en mode I. La rigidité tangentielle de l'interface (k_s) et le saut de déplacement tangentiel $[U_t]$ à l'interface sont calculés, pour la méthode asymptotique d'ordre 0 par :

$$k_s^{(1)} = \frac{G_{ZTI}}{t_{ZTI}} ; [U_t]^{(1)} = (\Delta U_y)_{ZTI} = \gamma_{ZTI} \cdot t_{ZTI} \quad (\text{II.40})$$

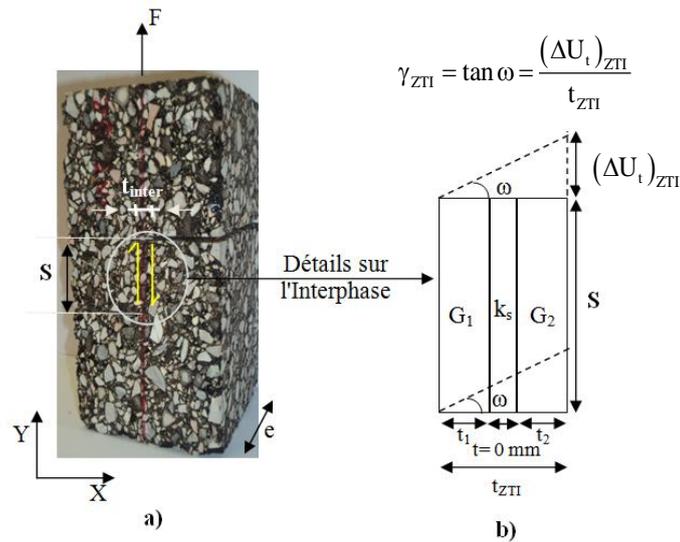
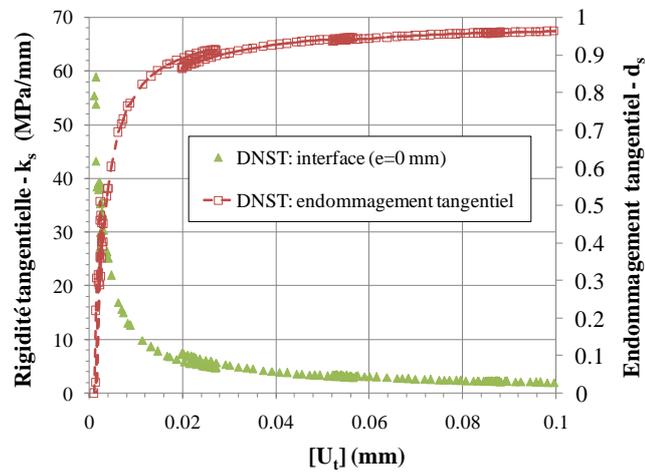
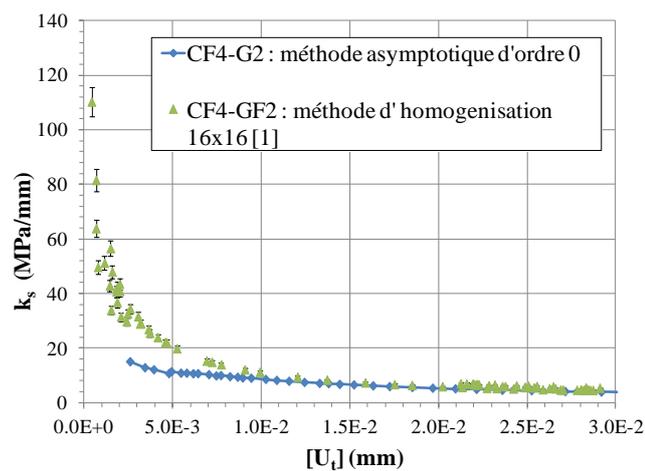


Figure II. 46 : (a) Schéma de l'essai de cisaillement double entaillé sur le bicouche bitumineux, (b) schéma de l'approche d'homogénéisation simplifiée de l'interphase (ZTI)



(a)



(b)

Figure II. 47 : (a) Evolution de la rigidité tangentielle k_s de l'interface et de l'endommagement en fonction de déplacement relatif à l'interface ; (b) Comparaison des deux approches

Finalement, les caractéristiques mécaniques en mode II identifiées expérimentalement à partir de l'essai DNST sont résumées dans le tableau II.9. Il est à préciser que l'énergie de pré-fissuration

PE_{II} est calculée jusqu'au pic. La raideur tangentielle de l'interface est évaluée à une déformation (de l'ordre de 100 μ def). L'énergie G_{IIc} est calculée à la rupture totale de l'interface.

Tableau II. 12: Résultats de l'essai DNST

Interface	t_{ZTI}	τ_{max}	ψ	k_s	PE_{II}	G_{IIc}
	(mm)	(MPa)	(°)	(MPa/mm)	(J/m ²)	(J/m ²)
CF4-GF2	3.03	0.21	38.09	55.38	25.13	150.77
CF4-CF2	2.83	0.19	36.43	27.63	16.81	288.85

L'essai DNST est un essai intéressant mais fortement hétérogène et les résultats peuvent être influencés par la nature de l'interface, renforcée ou non. L'étude réalisée montre qu'il est pertinent en termes de longueur caractéristique de l'interphase ainsi que pour la caractérisation de son comportement. Néanmoins, le passage à la caractérisation de l'interface est délicat et le mode de sollicitation devient assez rapidement un mode mixte. Pour la modélisation présentée chapitre III, il est indispensable de pouvoir valider les modèles sur des essais en mode décollé. C'est pourquoi des essais classiques de double cisaillement complémentaires ont été mis en œuvre.

II.4.3. Essai de double cisaillement (DST) : mode II

Dans cette section, les paramètres mécaniques de l'interface ont été évalués à travers l'essai de double cisaillement (DST) présenté au (§II.2.3). Cet essai présente l'avantage de générer deux bandes de cisaillement homogènes localisées. Des essais de caractérisation de champs cinématiques par analyse d'images ont permis de valider l'analyse locale à partir des données globales (Millien et al., 2008). Après présentation du mode de rupture des éprouvettes, l'identification de la loi de comportement et les paramètres mécaniques de l'interface permet un bilan en mode II.

II.4.3.1 Mode de rupture

Le mode de rupture est présenté figure II.48. Toutes les éprouvettes cassent sur les deux interfaces. Les faciès de rupture montrent des surfaces rugueuses, et riches en fines.



Figure II. 48 : Mode de rupture de l'interface: (a) interface UN ; (b) 2x3 maille FV8

II.4.3.2 Identification de la loi de comportement de l'interface en mode II

La valeur nominale de la contrainte de cisaillement (τ) appliquée à l'interface est le rapport entre la force (F) mesurée et la somme des deux sections de l'interface. La valeur maximale de cisaillement (τ_{max}) pendant la phase de chargement représente la résistance en cisaillement de l'interface et définit la rupture de l'interface. Cette rupture n'est jamais visible au niveau macroscopique pour cet essai. Le comportement post pic ne sera pas étudié en détail car les conditions aux limites induisent un confinement pour de grands déplacements. Le déplacement relatif mesuré

entre partie fixe et partie mobile est supposé caractéristique du saut de déplacement tangentiel de l'interface $[U_t]$. Figure II.49, la loi de comportement de l'interface en cisaillement est donnée par :

$$\tau = k_s [U_t] = k_s^0 (1 - d_s) [U_t] \quad (\text{II.41})$$

où τ : contrainte de cisaillement à l'interface ;

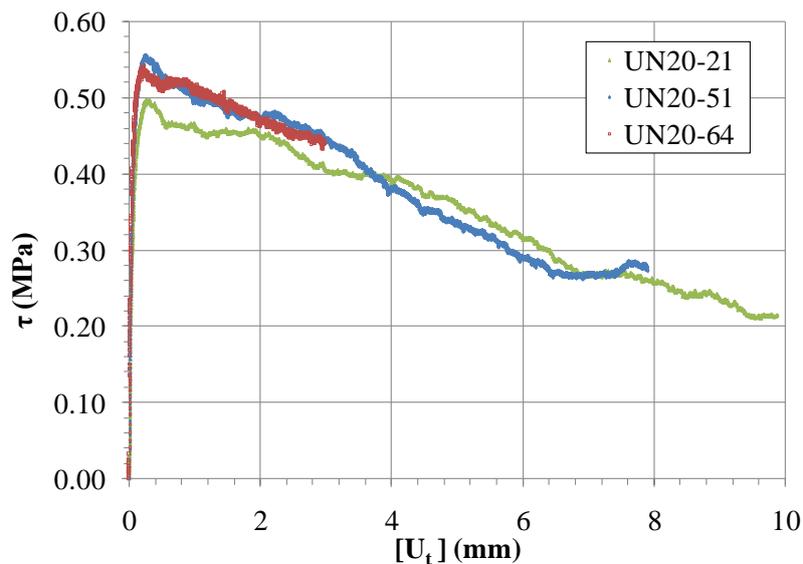
k_s : raideur tangentielle apparente de l'interface endommagée ;

k_s^0 : Raideur tangentielle initiale de l'interface ;

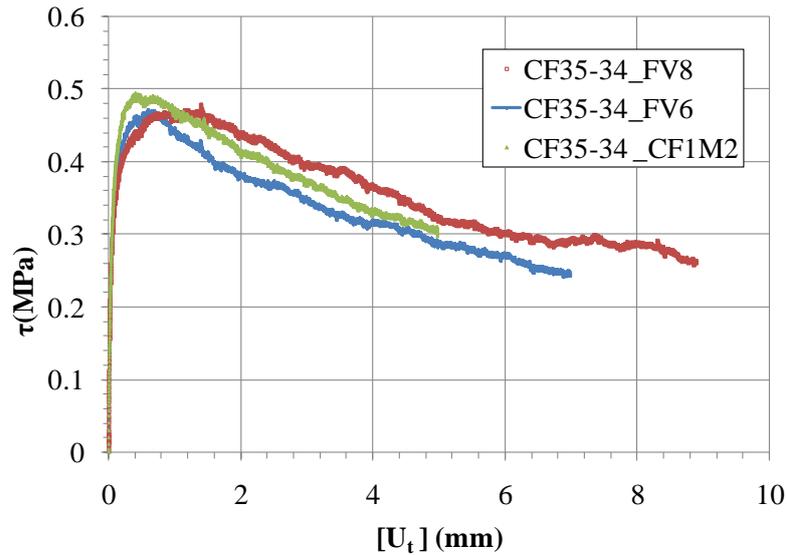
d_s : variable d'endommagement scalaire (d) ;

$[U_t]$: saut de déplacement tangentiel à l'interface.

Pour les différents types d'interfaces sollicitées (UN) et (CF), les résultats sont présentés sur les figures II.49-a et b respectivement. Il convient de constater la très bonne reproductibilité des différents essais. En post-pic, les conditions aux limites ainsi que la rugosité et l'engrènement entre granulats génèrent un frottement et conditionnent les valeurs de la contrainte résiduelle (τ_{res}) de l'ordre de 0.25 MPa pour tous les échantillons testés.



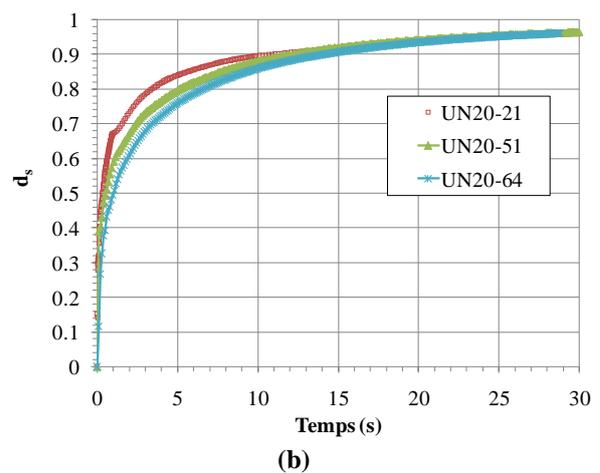
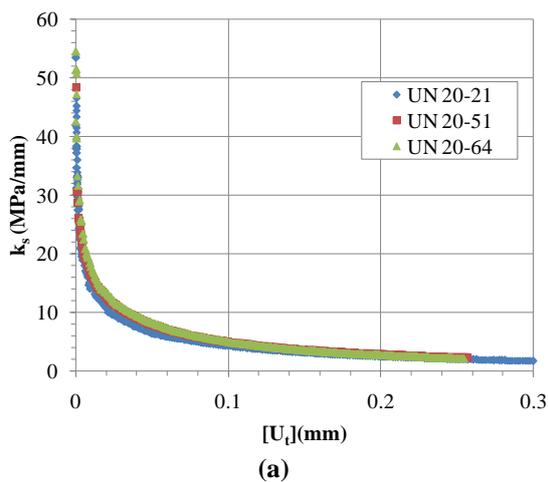
(a) éprouvette non renforcée (UN)



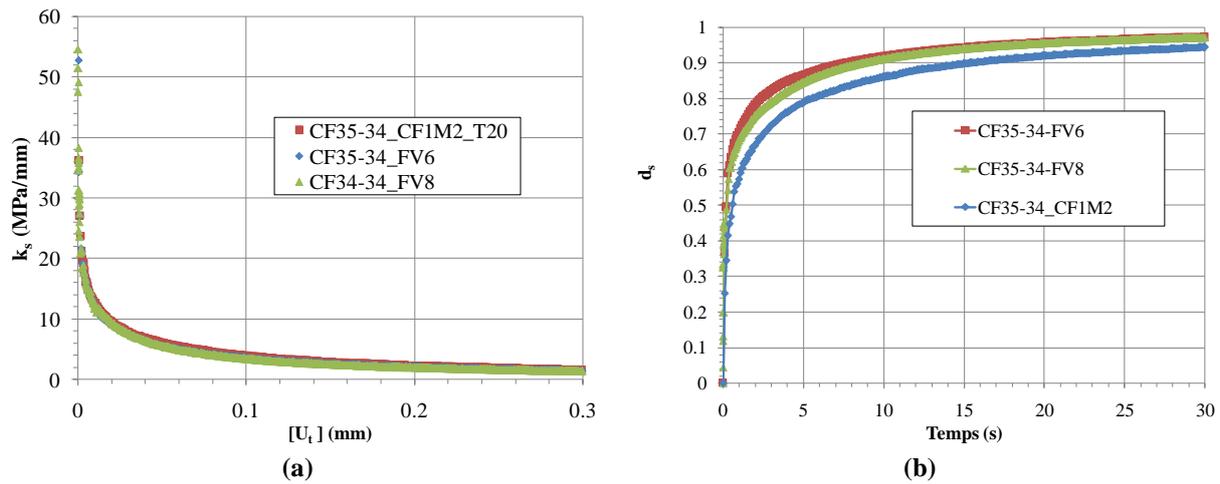
b) éprouvette renforcée par des fibres de carbone (CF)

Figure II. 49 : Loi de comportement de l'interface en cisaillement : contrainte de cisaillement τ en fonction du saut de déplacement $[U_t]$.

Les figures II.50-a présente la raideur tangentielle de l'interface k_s , définie en fonction de l'endommagement tangentiel (d_s) en fonction du saut de déplacement tangentiel $[U_t]$ pour les deux types d'interfaces. L'évolution de l'endommagement en fonction du temps, figure II.50-b, permet de quantifier les variations de la vitesse d'endommagement au cours de l'essai et d'identifier certains paramètres du modèle de zone cohésive présentée au chapitre III.



Interface non renforcée (UN)



Interface renforcée (CF)

Figure II. 50: a) Evolution de la raideur tangentielle k_s en fonction du déplacement relatif de l'interface b) Evolution de l'endommagement d_s en fonction du temps

Les énergies de pré-fissuration (PE_{II}) et énergie de rupture interfaciale (G_{IIc}) en mode II sont calculées à partir des résultats de la figure II.49. Finalement, les caractéristiques mécaniques en mode II identifiées expérimentalement à partir de l'essai DST sont résumées dans le tableau II.10. Il est à noter également que la raideur tangentielle est calculée à 100μ def.

Tableau II. 13: Résultats de l'essai DST

Interface	τ_{max}	$[U_t]_{pic}$	τ_{res}	k_s	PE_{II}	G_{IIc}
	(MPa)	(mm)	(MPa)	(MPa/mm)	(J/m ²)	(J/m ²)
UN20-21	0.50	0.30	0.27	50.21	123.26	3481.94
UN20-51	0.56	0.26	0.27	49.62	118.97	3089.23
UN20-64	0.55	0.22	-	48.14	100.65	-
CF35-34_CF1M2	0.50	0.40	0.30	78.46	167.88	1960.63
CF35-34_FV6	0.48	0.52	0.24	53.22	210.87	2360.42
CF35-34_FV8	0.48	0.92	0.29	34.79	383.91	3187.40

II.5. Caractérisation physique de l'interface : macro-texture de surface

Une interface de chaussée, quel que soit le procédé de mise en œuvre ou de préparation de surface, n'est pas une surface parfaitement plane. L'ensemble des aspérités de surface constitue la rugosité. Comme présenté au chapitre I, plusieurs méthodes et techniques ont été développées pour quantifier la macrotexture de surface. Des études expérimentales récentes ont montré une corrélation entre les propriétés mécaniques des interfaces entre couches bitumineuses ou béton blanc/béton noir et ses caractéristiques de macro-texture, notamment à travers différents types de formulation et granulométrie par (Raab et al., 2012), (D'Andrea et al., 2013) et (Zofka et al., 2015), multiples porosités (Santagata et al., 2008), et diverses méthodes de traitement de surface (Leng et al., 2009).

Cette section est dédiée à l'évaluation de la macro-texture du bicouche expertisée dans le cadre de ce projet. Deux méthodes sont utilisées dans cette étude : une méthode très globale (la profondeur moyenne de macro-texture) et une méthode innovante (en structures routières) : la méthode de projection de franges par décalage de phase. La première méthode est choisie car elle est économique, rapide et applicable sur le terrain. La deuxième méthode permettra d'aboutir à une cartographie 3D de

la surface d'une couche. Cette étude de caractérisation de la macrotexture du bicouche testé est menée essentiellement pour deux objectifs :

- Etablir une éventuelle corrélation entre l'épaisseur de l'interphase identifiée par les méthodes de corrélation d'images et des paramètres géométriques de la macrotexture ;
- Obtenir une cartographie 2D/3D, permettant l'intégration, lors d'une modélisation numérique de l'interface, des profils linéiques ou surfaciques, réels ou simplifiés (cf. chapitre III) ainsi qu'une étude de l'influence de ces profils sur la réponse mécanique des complexes.

II.5.1. Méthodes et corps d'épreuve

Il n'est pas clairement possible d'appréhender la macrotexture initiale de la surface entre couches inférieure et supérieure du complexe testé, bien qu'une analyse puisse être menée en post-rupture. Dans ce contexte, et compte tenu des caractéristiques de réalisation de la planche expérimentale (même enrobé et mêmes modalités de compactage pour chaque couche), il sera fait l'hypothèse que la texture de surface supérieure d'une plaque peut être considérée comme représentative de celle de la couche inférieure (et donc de l'interface entre couches).

Plusieurs plaques ont été testées, à l'aide de deux méthodes mises en œuvre. Les surfaces ont été dépoussiérées, brossées et nettoyées des résidus de sciage de prélèvement (fines brunâtres). Les plaques ont ensuite été séchées et les mesures de PMT ont été réalisées. Les zones circulaires correspondantes aux mesures de PMT ont été repérées et les micro-billes de verre ont été aspirées soigneusement. Un pochoir carré d'arête égale au moins au diamètre des taches a été utilisé pour délimiter une zone d'étude par projection de franges, centrée sur la tache et matérialisée par la projection d'une très fine couche de peinture acrylique blanche. La figure II.51 présente un exemple de zone d'étude de l'ordre de 120x120 mm².

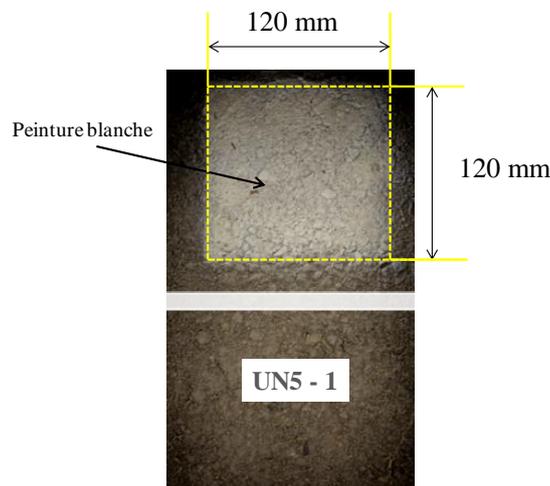


Figure II. 51 : Préparation des plaques pour le test de rugosité.

➤ Méthode d'essai de la Profondeur Moyenne de Texture (PMT)

La méthode quantitative la plus simple pour évaluer la macrotexture d'une surface de chaussée, dite aussi « essai à la tache », permet de quantifier une profondeur moyenne des aspérités de surface. Cette méthode (NF EN 13036-1) est réalisée de manière ponctuelle. Le principe (cf Figure II.52) consiste à verser un volume connu (25 cm³) de microbilles de verre calibrées (figure II.52-b), au point de mesure choisi, puis à répartir et araser, à l'aide d'un disque araseur muni d'un

patin en caoutchouc, ces billes, de manière à venir combler les vides et à obtenir une tache de forme approximativement circulaire (figure II.52-c). Les creux sont alors supposés totalement comblés et le sommet des aspérités est juste affleurant. La Profondeur Moyenne de Texture (PMT) est le rapport, exprimé en mm, du volume apparent répandu sur la surface couverte.

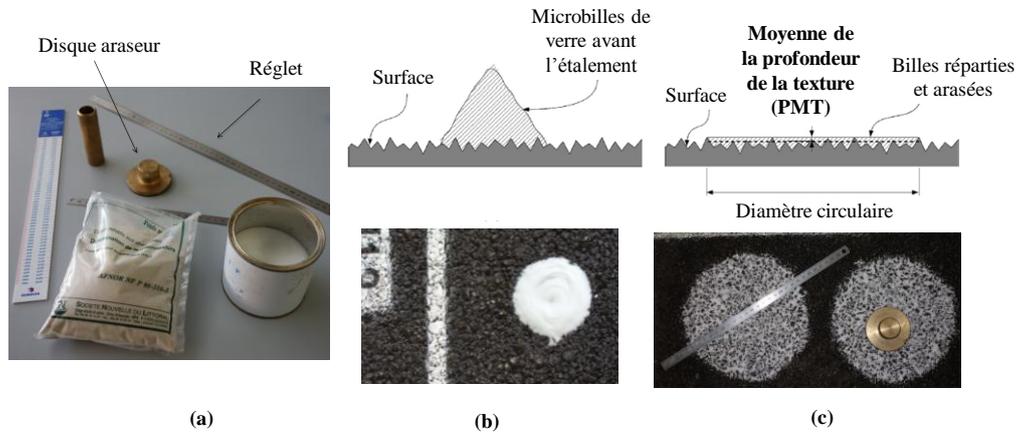


Figure II. 52: Principe de mesure de la Profondeur Moyenne de la Texture (PMT)

➤ Méthode optique de projection de franges par décalage de phase

Le principe de la projection de franges est le même que celui du moiré d'ombre. Le principe général consiste à projeter, par l'intermédiaire, par exemple, d'un vidéo-projecteur, différents réseaux de franges (alternances de bandes noires et claires, plus ou moins larges et de géométrie connue) sur la surface à caractériser (Liu et al., 2003). Lorsque le réseau de franges rencontre la surface, il se déforme. L'image est captée par une camera CCD, sous un autre angle de vue. Pour chaque géométrie de réseau, les franges sont décalées spatialement d'un pas prédéfini sur la surface à analyser.

Le dispositif expérimental, présenté figure II.53, est composé d'une caméra CCD, d'un vidéo projecteur et d'un comparateur. Le relief de surface est obtenu à partir d'une analyse des images enregistrées et d'une procédure d'étalonnage et de traitement développée par (Leandry, 2012) et (Léandry et al., 2012). Le comparateur permet de modifier la position du système perpendiculairement à la surface visée, selon un pas connu, et est utilisé pour une procédure d'étalonnage sur une surface plane de référence (cf Figure II.54). La précision de la méthode est de l'ordre de $10\ \mu\text{m}$ (Leandry, 2012). Dans le cadre de cette thèse, il s'agit bien d'utilisation de cette méthode comme un outil d'évaluation de la macrotecture de surface, sans étude détaillée des différents paramètres du montage.

La résolution spatiale et l'incertitude dépendent de la méthode d'extraction de phase utilisée, des caractéristiques du montage (pas du réseau, distance, résolution du capteur et grandissement). Par exemple, la résolution peut atteindre $5/100^\circ$ de millimètre pour un objet de $1\ \text{m}^2$ (Brémand et al., 2011).

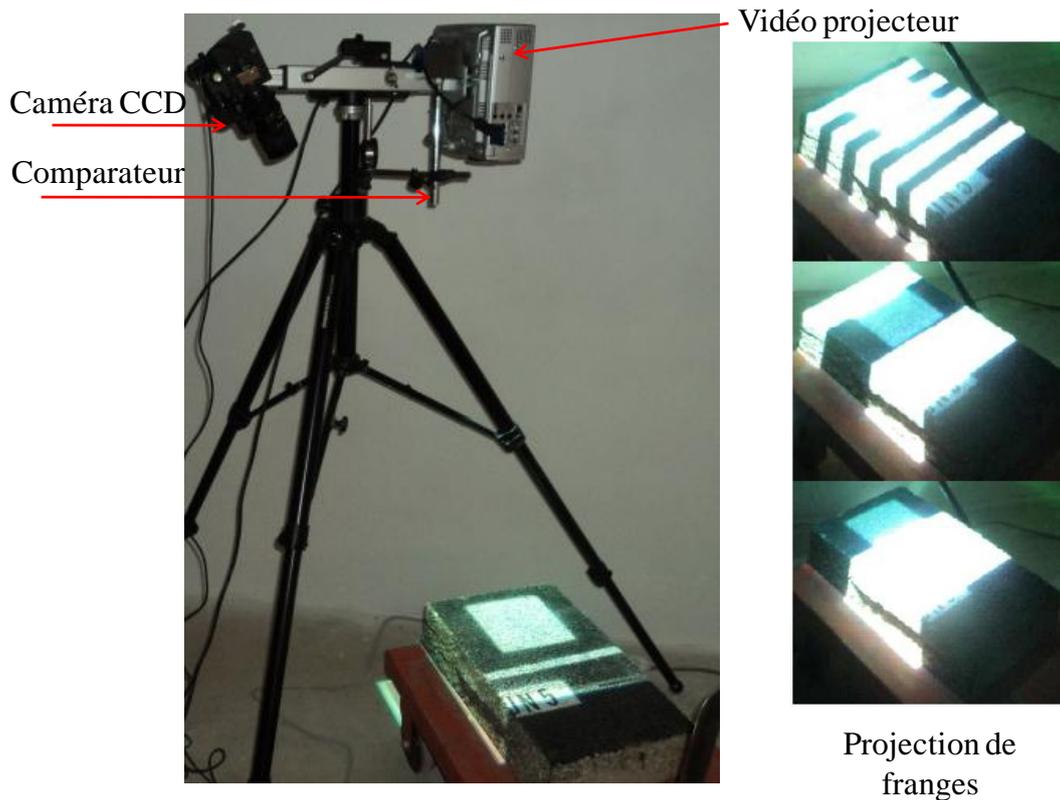


Figure II. 53: Dispositif expérimental de l'essai de projection de franges

Cette méthode met en œuvre une analyse spectrale utilisant la transformée de Fourier spatiale (Morimoto and Fujigaki, 2000), (Brémand et al., 2011). Elle permet l'analyse d'un réseau de franges en transformant celui-ci en un champ de phases φ dont les images (au moins trois) sont déphasées les unes par rapport aux autres. Le logiciel utilisé est Light3D, développé, au sein de l'axe PEM du Département GMSC de l'Institut P' de Poitiers ("La Photomécanique | Institut Pprime," 2015). Les résultats sont des champs discrétisés de points, caractérisés par leurs coordonnées (x, y et z(x,y)).

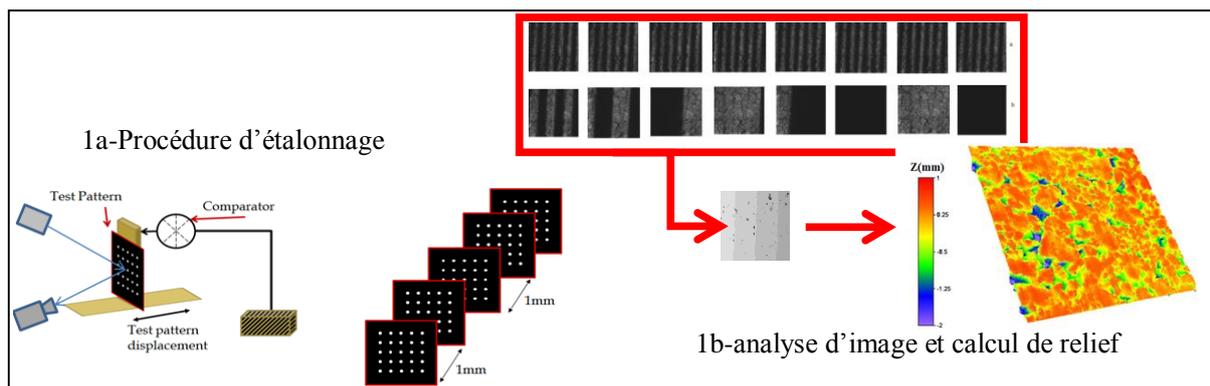


Figure II. 54 : Champ discret de phase continue et relief de la surface d'étude (Léandry et al., 2015)

II.5.2. Paramètres normatifs de caractérisation d'un état de surface

La définition des paramètres de texture est issue pour un profil linéaire (2D) de la norme NF ISO 4287 et pour une surface (3D) de la Norme NF ISO 25178. Les champs (x, y et z(x,y)) obtenus sont traités soit comme des profils 2D de type (x, z(x) à y donné, ou y, z(y) à x donné, où x est la direction de compactage), soit comme des champs 3D (x, y et z(x,y)). Dans ces deux cas, une première opération consiste à redresser les valeurs z(x), z(y) ou z (x, y) obtenues, en identifiant la ligne ou le

plan moyen déterminé à partir des résultats bruts, par régression au sens des moindres carrés. Les valeurs corrigées sont notées $Z(x)$, $Z(y)$ ou $Z(x, y)$ et leur valeur moyenne est nulle. A partir de ces valeurs corrigées, différents paramètres peuvent être identifiés :

- des paramètres de hauteur, ne quantifiant que l'axe Z perpendiculaire au profil ou à la surface ;
- des paramètres spatiaux, quantifiant les informations latérales présentes sur les axes x et y de la surface ;
- des paramètres fonctionnels, calculés à partir de la courbe d'Abbott-Firestone obtenue par intégration de la distribution des hauteurs Z sur tout le profil ou toute la surface permettant de caractériser spécifiquement les pics qui jouent un rôle dans le contact entre deux surfaces.

(Leach, 2013) a présenté un état de l'art sur la caractérisation des textures de surface et l'utilisation de ces méthodes dans différents domaines. Les Tableau II.14 et II.15 résument les définitions des principaux paramètres de hauteur, paramètres spatiaux et paramètres fonctionnels d'un état de surface pour un profil 2D et une surface 3D. Les paramètres présentés ci-dessous sont commentés selon la pertinence des indicateurs pour les interfaces de chaussées.

Les paramètres de hauteur ne prennent en compte que l'altitude des points de la macrotecture. La méthode géométrique est plus riche. Les paramètres spatiaux permettent de décrire la complexité de la texture à travers l'angle de rugosité. Les paramètres fonctionnels permettent de suivre l'évolution de la texture de surface en profondeur. Cette distribution permet de définir le taux d'engrènement entre les aspérités au niveau de l'interface en couches de chaussées en se basant sur les courbes de taux de surface portante en 2D et 3D.



Tableau II. 14 : Paramètres de hauteur, paramètres spatiaux et paramètres fonctionnels d'un état de surface linéique (2D) selon la norme ISO 4287

Tab II.14 - a : Paramètres de hauteur d'un état de surface linéique (2D) selon la norme ISO 4287

Paramètres de hauteur	Description et formules	Commentaires
ISO 4287		
Rp	Hauteur maximale des pics	hauteur du pic le plus haut par rapport à la ligne moyenne, sur une longueur de base (l_b)
Rv	Profondeur maximale des vallées	profondeur de la vallée la plus profonde par rapport à la ligne moyenne, sur une longueur de base (l_b)
Rt (ou Rmax)	Hauteur totale du profil	hauteur entre la vallée la plus profonde et le pic le plus haut sur la longueur d'évaluation (l_b)
Ra	Rugosité moyenne arithmétique du profil $R_a = \frac{1}{l_b} \int_0^{l_b} Z(x) dx$	évaluation globale de l'amplitude de la rugosité du profil Elle ne donne aucune information sur la répartition spatiale des irrégularités du profil ni de la forme du profil.
Rq	Rugosité moyenne quadratique du profil $R_q = \sqrt{\frac{1}{l_b} \int_0^{l_b} Z^2(x) dx}$	écart-type de la distribution des hauteurs, sur la longueur d'évaluation (l_b).
Rc	hauteur moyenne des éléments du profil $R_c = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m Z_{t_i}$	Ce paramètre est calculé sur des surfaces présentant des textures périodiques Il est retenu pour la modélisation mésoscopique de l'interface dans le chapitre III.
Rsk	Coefficient d'asymétrie (<i>kewness</i> en anglais) $R_{sk} = \frac{1}{R_q^3} \left[\frac{1}{l_b} \int_0^{l_b} Z^3(x) dx \right]$	<p>Le coefficient d'asymétrie de la distribution des hauteurs, sans dimension, est défini sur la longueur d'évaluation :</p> <ul style="list-style-type: none"> - Rsk < 0 : indique la dominance des creux, profil plein (les saillies les plus hautes sont écartées) résistant bien à l'usure ; - Rsk = 0 : profil normal ; le nombre de points du profil est maximum autour de la ligne moyenne ; la courbe de distribution d'amplitude suit une loi normale. - Rsk > 0 : indique une dominance des pics, profil creux résistant peu à l'usure.



Rku	<p>Coefficient d'aplatissement (kurtosis en anglais)</p> $R_{ku} = \frac{1}{R_q^4} \left[\frac{1}{l_b} \int_0^{l_b} Z^4(x) dx \right]$	<p>Ce coefficient, sans dimension, caractérise la largeur de la distribution des hauteurs et traduit la forme aplatie ou pointue de la distribution des altitudes dans un profil. Il est défini sur la longueur d'évaluation :</p> <ul style="list-style-type: none"> - Rku < 3 : profil large ; - Rku = 3 : profil normal; distribution normale - Rku > 3 : profil serré ; distribution est plus aplatie
-----	---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------	-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Tab II.14-b: Paramètres spatiaux d'un état de surface linéique (2D) selon la norme ISO 4287

Paramètres spatiaux	Description et formules	Commentaires
RSm	$\lambda = RSm = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m X_{s_i}$	<p>Largeur moyenne des éléments du profil définie sur la longueur d'évaluation.</p> <p>Ce paramètre permet de caractériser la largeur des motifs des textures périodiques ou pseudo-périodiques.</p> <p>Ce paramètre est noté λ pour la suite de l'étude dans le chapitre III.</p>
Rdq	<p>La pente moyenne quadratique du profil définie sur la longueur d'évaluation</p>	<p>Ce paramètre désigne une première approche de la complexité de surface:</p> <ul style="list-style-type: none"> - une valeur faible correspond à une surface plutôt lisse, - une forte valeur indique une surface rugueuse et complexe. <p>Le résultat est exprimé en degrés.</p> <p>Ce paramètre est noté α_{Rug} dans le chapitre III.</p>

Tab II.14-c : Paramètres fonctionnels d'un état de surface linéique (2D) selon la norme ISO 4287

Paramètres fonctionnels	Description et formules	Commentaires
Rmr	Taux de portance à une profondeur donnée	<p>Ce paramètre donne le pourcentage de matière coupée à une profondeur donnée depuis le haut du profil. La référence du seuil peut également être prise sur la ligne moyenne ou un autre profil de coupe.</p>
Rdc	Différence de hauteur portante	<p>Ce paramètre fournit une valeur robuste de la hauteur maximale de la texture avec Rdc (2%-98%) qui permet d'éliminer les points extrêmes du profil.</p>

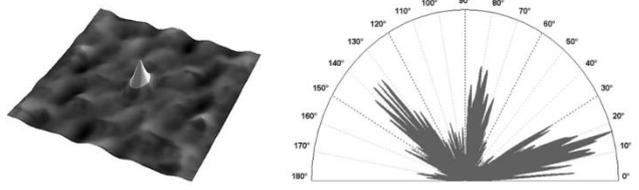
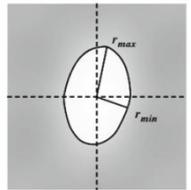


Tableau II. 15 : Paramètres de hauteur, paramètres spatiaux et paramètres fonctionnels d'un état de surface surfacique (3D) selon la norme ISO 25178

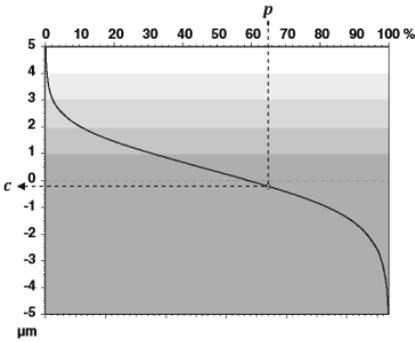
Tab 15 -a : Paramètres de hauteur e d'un état de surface (3D) selon la norme ISO 25178

Paramètres de hauteur	Description et formules	Remarques
ISO 25178	La plupart des paramètres de l'ISO 4287 peuvent facilement être étendus pour le cas 3D. Les paramètres de champs de surface sont évalués selon la norme (ISO 25178) sur l'aire de définition (A). Il est simplement l'extension à un plan des équations des paramètres définis sur une ligne.	
Sz (ou Smax)	hauteur maximale (totale)	cette valeur correspond à la somme de la hauteur maximale de pic et de creux dans la zone de définition (A) hauteur totale de la surface
Sa	$S_a = \frac{1}{A} \iint_A Z(x, y) dx dy$	hauteur moyenne arithmétique définie sur la surface dévaluation
Sq	$S_q = \sqrt{\frac{1}{A} \iint_A Z^2(x, y) dx dy}$	hauteur moyenne quadratique (écart-type de la distribution des hauteurs)
Ssk	$S_{sk} = \frac{1}{S_q^3} \left[\frac{1}{A} \iint_A Z^3(x, y) dx dy \right]$	facteur d'asymétrie de la distribution des hauteurs
Sku	$S_{ku} = \frac{1}{S_q^4} \left[\frac{1}{A} \iint_A Z^4(x, y) dx dy \right]$	facteur d'aplatissement de la distribution des hauteurs

Tab 15 -b : Paramètres spatiaux d'un état de surface (3D) selon la norme ISO 25178

Paramètres spatiaux	Description et formules	Commentaires
ISO 25178	 <p>(Leach, 2013)</p>	
Sal	Longueur de décroissance de l'autocorrélation $Sal = R_{min}$	Les rayons minimum et maximum sont mesurés sur le lobe central issu du seuillage du pic central d'autocorrélation. Le paramètre est exprimé en unité de longueur.
Str	Rapport d'aspect de la texture $Str = \frac{R_{min}}{R_{max}}$	Si la surface présente une direction de texture privilégiée, le lobe central sera très allongé et le rayon max sera très supérieur au rayon min. Il prend une valeur entre 0 et 1 : - Une surface isotrope a une valeur de Str proche de 1, - Une surface fortement anisotrope aura une valeur de Str proche de 0.
Std	Directionnalité de la texture	La visualisation du spectre polaire montre les directions principales. La direction principale du spectre donne le paramètre Std exprimé en degrés, dans le sens trigonométrique. Ce paramètre est retenu dans cette étude afin de vérifier l'anisotropie et le choix du profil en modélisation 2D.

Tab II.15-b : Paramètres fonctionnels d'un état de surface (3D) selon la norme ISO 25178

Paramètres fonctionnels	Description et formules	Commentaires
Smr	Taux de portance surfacique	Ce paramètre donne le pourcentage de matière coupée à une profondeur c donnée depuis le haut du profil. Smr équivalent à Rmr en 2D.
Smc	Taux de portance inverse 	Il définit la hauteur du taux de surface portante.
Sdc	Différence de hauteur portante $Sdc = Smc(p) - Smc(q)$	Le paramètre Sdc est calculé par la différence entre deux paramètres Smc. Il est équivalent à Rdc en 2D. Ce paramètre est retenu par la suite car il fournit une valeur fonctionnelle de la hauteur mécanique d'engrènement au niveau d'interface de chaussées en éliminant les pics et les creux extrêmes. Les résultats seront comparés à résultats de la « PMT ».

II.5.3. Analyse des résultats

Pour cette étude, la rugosité de surface de trois plaques UN (UN4, UN5 et UN13) a été évaluée, selon les méthodes normatives rappelées précédemment. Le traitement des données fournies par le logiciel Lights3D (x,y,z) de la texture de surface obtenue par la méthode de projection de franges a été effectué avec le logiciel MountainsMap®.

➤ Caractérisation de la macro texture en 3D et en 2D

Selon les travaux de (Ech et al., 2012), la longueur de base l_b minimale, permettant d'obtenir une convergence des paramètres de rugosité doit être supérieure à 6 fois le diamètre D des granulats, soit dans notre cas, 75 mm. Afin de s'affranchir des effets de bords, les zones d'étude (120x120 mm²) sont réduites à 100 x 100 mm². Le pas choisi suivant x et y est de l'ordre de 200 µm, soit 500 points par profil. La précision en Z est de l'ordre de 10 µm. Les différents indicateurs de rugosité sont calculés suivant la norme ISO 25178 pour les textures de surface en 3D et présentés Figure II.55 et Tableau II.16.



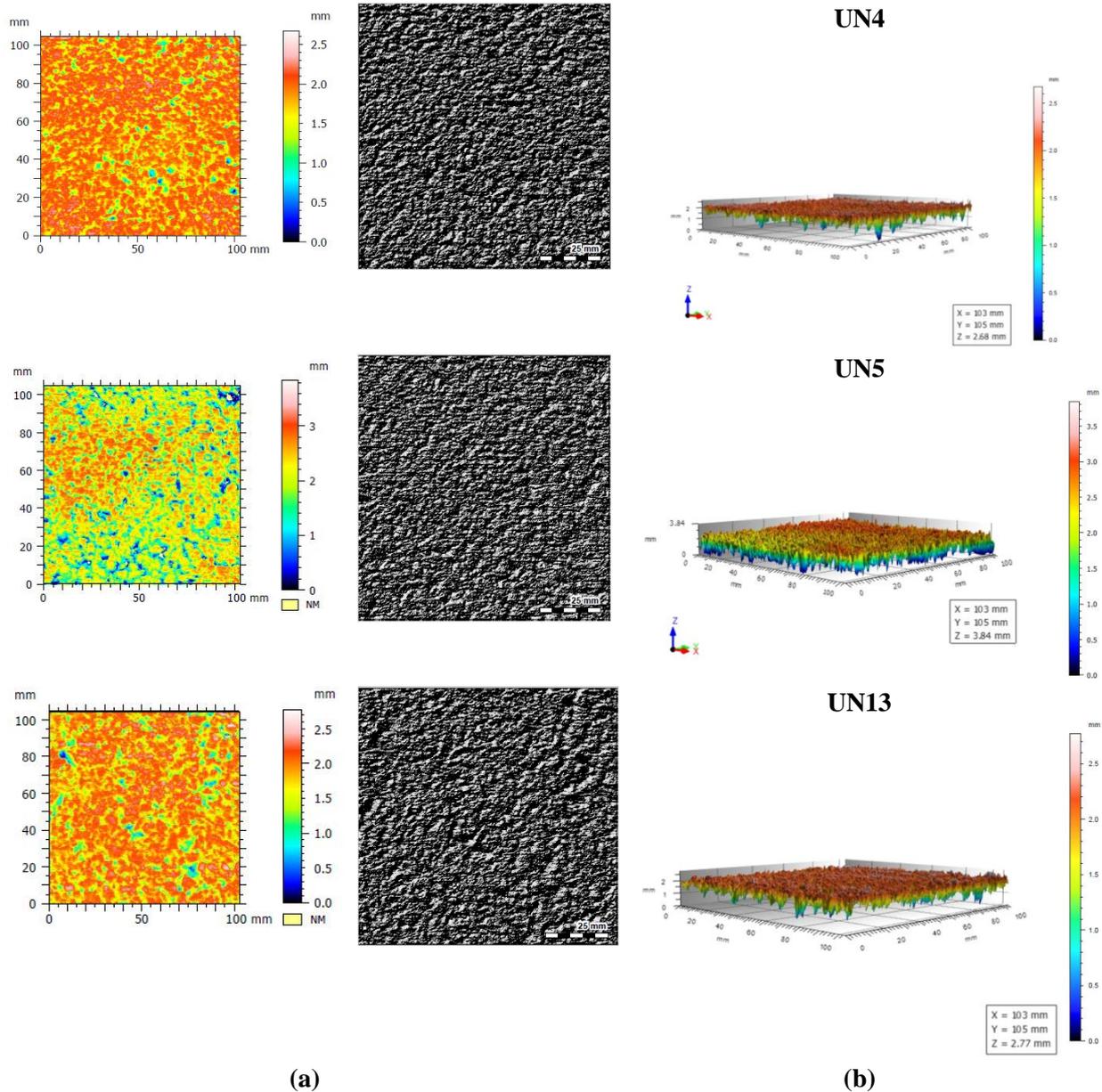


Figure II. 55 : Cartographie 3D fournies par le logiciel Mountains Map®

Tableau II. 16 : Paramètres de hauteur (3D)

Paramètres de hauteur	Unité	Plaques		
		UN4	UN5	UN13
ISO 25178				
S_p	(mm)	0.794	1.79	0.890
S_v	(mm)	1.88	2.05	1.88
S_z (S_t ou S_{max})	(mm)	2.68	3.84	2.77
S_a	(mm)	0.195	0.469	0.242
S_q	(mm)	0.260	0.593	0.316
S_{sk}	-	-1.51	-0.868	-1.23
S_{ku}	-	6.39	3.43	4.99

On peut remarquer une certaine variabilité de surface entre deux plaques voisines dans la planche (UN4 et UN5). Le coefficient d'asymétrie S_{sk} est négatif, ce qui montre la prédominance des



creux ($S_v > S_p$). Le coefficient d'aplatissement S_{ku} est supérieur à 3 affirmant que les aspérités sont plutôt de forme aplaties, ce qui est cohérent avec la mise en œuvre par compactage. L'analyse de la texture des plaques UN révèle que la hauteur totale de surface (S_z) correspondante à la rugosité maximale de pic à creux est d'environ 3 mm ($S_z = S_p + S_v \approx 3$ mm).

Les résultats mécaniques des essais de traction (DTT) et de cisaillement (DNST) précédemment présentés ont montré la présence d'une zone transitoire interfaciale d'une épaisseur de l'ordre de 3 mm pour le bicouche testé EB 12.5. La figure II.56 rappelle les épaisseurs de l'interphase (ZTI²⁵), pour les différents essais DTT et DNST traités par DIC, et pour une fenêtre de corrélation de 16x16 pixels² [1] et compare ces épaisseurs aux valeurs extrêmes des hauteurs totales de surface des plaques UN. Cette figure montre que la longueur caractéristique de localisation est en corrélation avec la macrotexture de surface. Il serait intéressant de confirmer ce résultat en disposant de bicouches de rugosités très différentes.

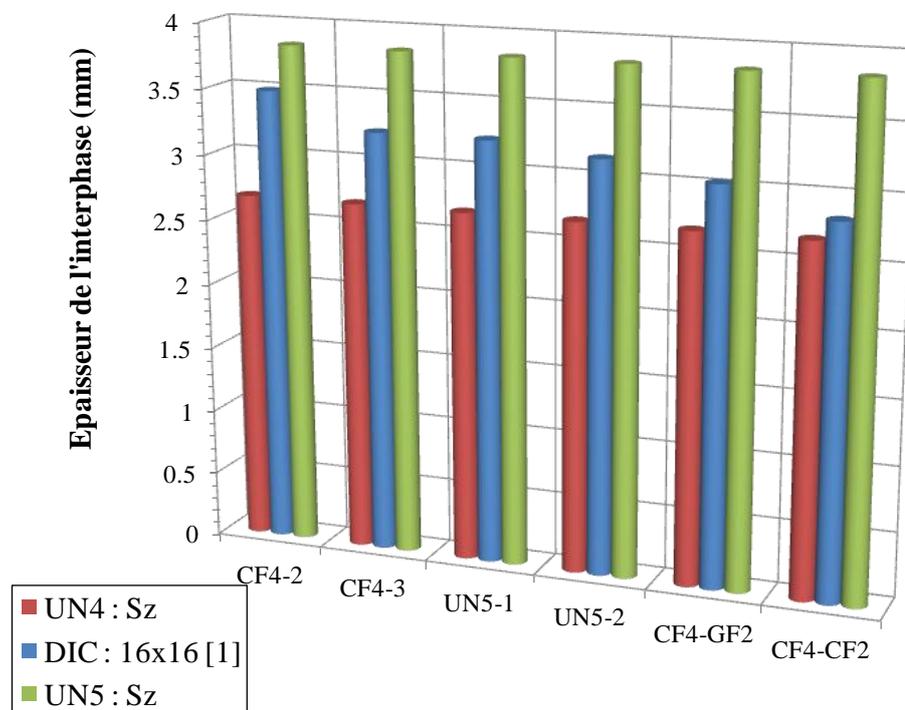
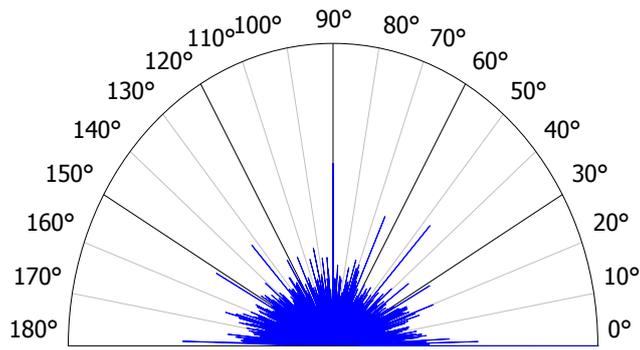


Figure II. 56 : Comparaison des résultats de localisation en mode I et II avec la macrotexture de surface

Les paramètres spatiaux permettent de définir une éventuelle anisotropie de la texture. L'isotropie d'une surface peut être évaluée à partir d'outils basés sur la Transformée de Fourier et l'autocorrélation. La visualisation du spectre de Fourier en coordonnées polaires présenté figure II.57 montre clairement une faible anisotropie avec deux directions principales prédominantes correspondant au sens du compactage (α , $Std = 0.253^\circ$) et à sa perpendiculaire dans le plan.

²⁵ ZTI : Zone transitoire intermédiaire interfaciale





Paramètres	Valeur	Unité
Isotropie	75.5	%
Première Direction	0.253	°
Deuxième Direction	90.0	°

Figure II. 57 : Paramètres spatiaux : spectre polaire et directions privilégiées de la texture de la plaque UN5

La courbe d'Abbott-Firestone permet de suivre l'évolution de la texture en profondeur. Cette courbe donne la longueur d'intersection (en pourcentage) avec la surface remplie de matière et une ligne variable parallèle à la ligne de référence. Le taux de longueur portante (S_{mr}) est de l'ordre de 0.005 % pour la plaque UN5 pour un profil de coupe de $c = 0.01\text{mm}$. La figure II.58 représente un exemple de résultats de la plaque UN5. Les paramètres fonctionnels en 3D sont calculés pour les différentes plaques à des différentes valeurs de taux de portance. Les résultats de la différence de hauteur portante S_{dc} (2% - 98%) permet de calculer la hauteur totale de la texture en éliminant les pics les plus hauts et les creux les plus profonds. Les résultats de hauteur portante, Tableau II.17, montrent des hauteurs relativement inférieures à la hauteur maximale S_z donnée (cf. Tableau II.16). Les résultats des paramètres fonctionnels à des différents taux de portance surfacique seront comparées par la suite aux résultats de la Profondeur Moyenne de la Texture.

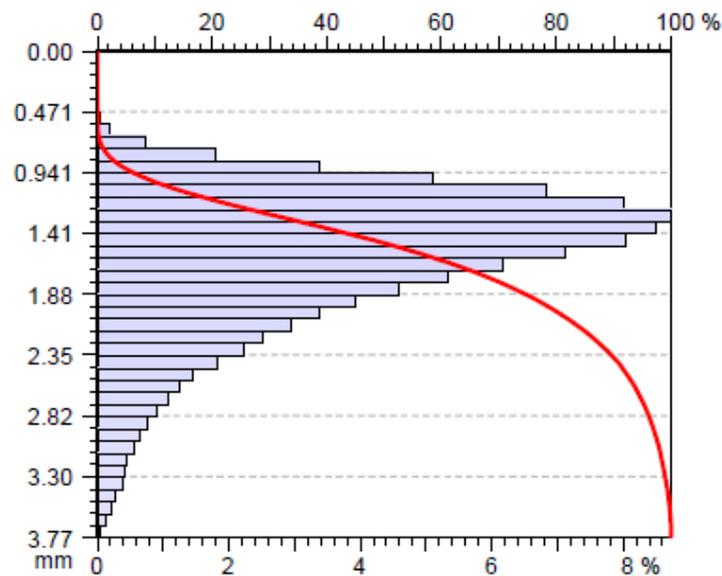


Figure II. 58 : Courbe d'Abbott de la plaque UN5



Tableau II. 17 : Paramètres fonctionnels (3D)

Plaques		UN4	UN5	UN13
Smr c = 0.01mm	%	0.0153	0.00468	0.00306
Smc à 10%	(mm)	0.259	0.647	0.328
Sdc (2% - 98%)	(mm)	1.07	2.39	1.35
Sdc (10 % - 90%)	(mm)	0.605	1.49	0.778
Sdc (20 % - 80%)	(mm)	0.373	0.95	0.489

Une modélisation de l'interface rugueuse par la méthode des éléments finis est proposée dans le chapitre III. Pour simplifier le modèle géométrique et garder des temps de calcul raisonnables, les calculs sont effectués en mode plan. L'état de surface surfacique est donc utilisé pour extraire des profils type, qui permettent ensuite de passer de la rugosité réelle à une rugosité équivalente périodique. A titre d'exemple, deux profils sont extraits de chaque surface : leur origine est au milieu de la zone d'étude, le premier Px est parallèle à la direction de compactage, l'autre Py lui est orthogonal (cf les directions privilégiées figure 57).

Les différents paramètres de hauteur, spatiaux et fonctionnels des profils extraits des trois cartographies des plaques UN4 , UN5 et UN13 sont calculés suivant la norme ISO 4287 et regroupés dans les tableaux II.18 et II.19 et II.20. Un exemple d'un profil extrait de la plaque UN5 est présenté sur la figure II.59.

Les résultats de hauteurs 2D montre une variabilité de hauteurs de texture significative entre les différents profils étudiés en comparaison avec les résultats en 3D. Cependant, les coefficients d'asymétrie (S_{sk}) et d'aplatissement (S_{ku}) confirment la forme des motifs de texture (cf. Tableau II.18).

Les paramètres spatiaux (Tableau II.19) montrent que les aspérités périodiques sont définies par une largeur moyenne (RS_m) comprise entre (5 à 8 mm pour les six profils étudiés) et la pente moyenne quadratique (Rdq) montre la complexité de la texture du bicouche étudié (19 à 42 % pour les six profils étudiés). Une étude numérique est proposé au Chapitre III afin d'étudier les influences de ces paramètres sur le comportement mécanique de l'interface notamment l'engrènement en cisaillement.

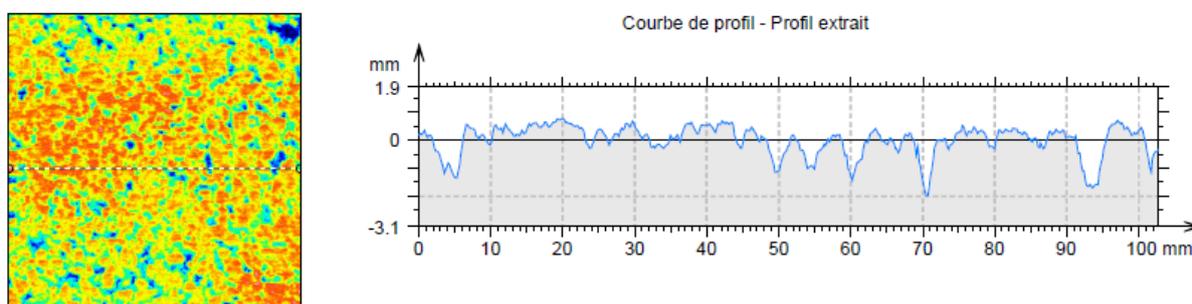


Figure II. 59: Exemple de profil Px extrait de la plaque UN5

Tableau II. 18 : Paramètres de hauteur (2D)

Paramètres de hauteur (2D)		Profilométrie ISO 4287					
		UN4		UN5		UN13	
		Px1	Py1	Px2	Py2	Px3	Py3
R_p	(mm)	0.343	0.352	1.10	0.776	0.403	0.454
R_v	(mm)	1.20	1.05	1.70	1.98	0.929	1.13
R_z (R_t ou R_{max})	(mm)	1.54	1.4	2.80	2.76	1.33	1.58
R_a	(mm)	0.198	0.156	0.450	0.412	0.222	0.244
R_q	(mm)	0.281	0.211	0.548	0.544	0.279	0.303
R_c	(mm)	0.579	0.494	1.31	1.06	0.707	0.680
R_{sk}	-	-1.9	-1.6	-0.693	-1.31	-1.05	-0.985
R_{ku}	-	6.55	6.99	2.90	4.43	3.43	3.81

Tableau II. 19: Paramètres spatiaux (2D)

Paramètres spatiaux (2D)		Profilométrie ISO 4287					
		UN4		UN5		UN13	
		Px1	Py1	Px2	Py2	Px3	Py3
$R_{Sm}(\lambda)$	(mm)	6.62	5.66	5.53	5.25	7.85	8.19
$R_{dq}(\alpha_{Rug})$	(°)	24.3	19.6	41.7	35.2	18.9	19.1

Pour les paramètres fonctionnels en 2D, le paramètre R_{mr} est calculé pour un profil de coupe $c = 0.01$ mm sous le pic le plus haut. La hauteur portante R_{dc} est calculée entre $p = 20\%$ et $q = 80\%$ pour les différents profils étudiés. Un exemple de résultat est présenté pour le profil Px de la plaque UN5 sur la figure II.60 avec une hauteur portante de 0.733 mm. Les paramètres liés au taux de longueur portante pour les différentes plaques UN sont regroupés dans le tableau II.20.

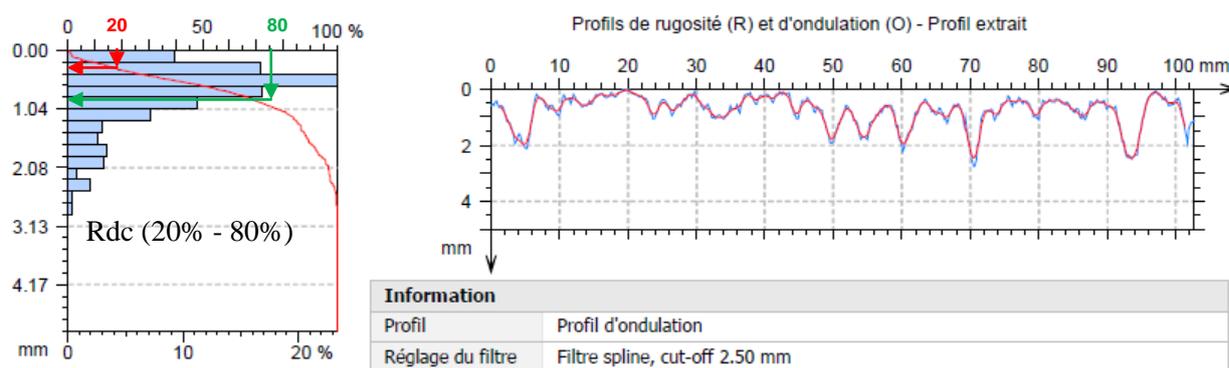


Figure II. 60 : Exemple de résultat de courbe d'Abbott du profil Px2 de la plaque UN5

Les paramètres fonctionnels obtenus en 2D sont comparés à ceux obtenus en 3D. Les résultats fonctionnels R_{dc} (différence de hauteur portante entre 20% - 80%) des deux études ont donné des résultats proches. On ne cherche pas ici de prouver une équivalence entre les résultats 2D et 3D car il faut passer nécessairement par une étude systématique des autres paramètres de hauteur et fonctionnels.

Tableau II. 20 : Paramètres fonctionnels

		UN4		UN5		UN13	
		Px1	Py1	Px2	Py2	Px3	Py3
Rmr	(%)	0.195	0.195	0.189	0.189	0.207	0.207
Rdc (20% - 80%) 2D	(mm)	0.301	0.297	0.952	0.733	0.466	0.547
Sdc (20 % - 80%) 3D	(mm)	0.335		0.926		0.469	

➤ **Corrélation entre la méthode volumétrique et profilométrique**

Généralement, la méthode à la tache classique est la plus répandue dans le domaine de chaussées par son coût économique, sa simplicité et sa rapidité. L'indicateur de la méthode profilométrique est la PMP (NF EN ISO 13473-1, 2004) . Elle se calcule de la façon indiquée sur la figure II.61 et peut être transformée en Profondeur de la Texture Equivalente (PTE) selon la formule suivante :

$$PTE \approx 0.22 + 0.8 PMP \tag{II.42}$$

où PMP, en mm est la profondeur moyenne du profil

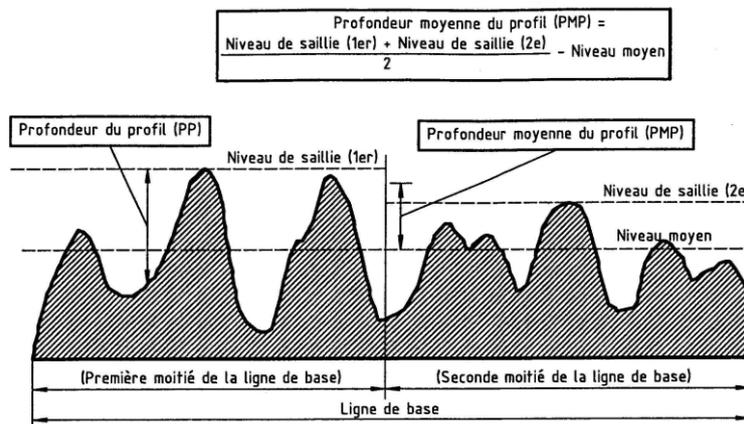


Figure II. 61 : Méthode de calcul de Profondeur Moyenne de Profil (PMP) (ISO 13473-1)

Pour obtenir le nombre de profils nécessaires à une évaluation correcte de la PTE, une étude systématique de calcul de PMP est effectuée en fonction du nombre de profil et en fonction de la dimension de l'échantillon (Léandry et al., 2015). Les valeurs sont regroupées dans le tableau II.21. Les résultats présentés sur la figure II.62 montrent la bonne corrélation entre les deux méthodes avec une profondeur moyenne de la texture de l'ordre de 1 mm. Les profils de surface des différentes plaques sont présentés sur la figure II.63.

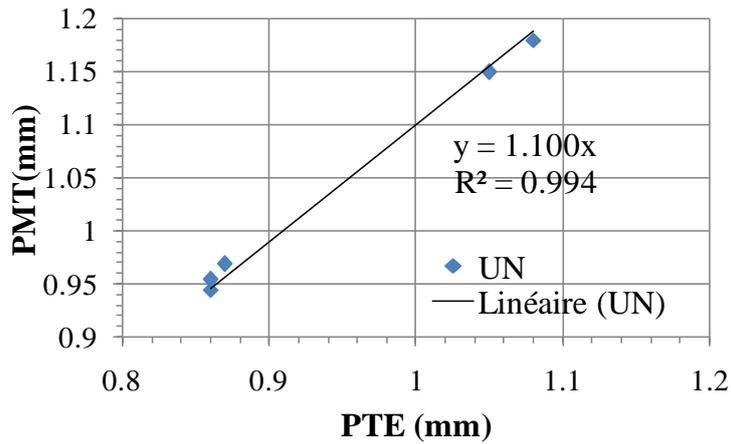


Figure II. 62 : Corrélation entre la méthode profilométrique de projection de Franges et volumétrique (PMT)

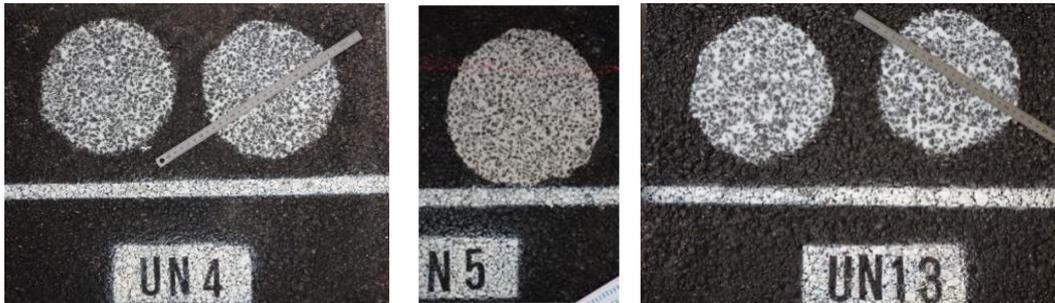


Figure II. 63 : Profils de surface des plaques UN4, UN5 et UN13

Tableau II. 21 : Résultats de la méthode volumétrique

Plaques	PMT(mm)	PMP(mm)	PTE (mm)
UN5_1	0.945	0.93	0.86
UN4_1	0.954	0.94	0.86
UN4_2	0.969	0.96	0.87
UN13_1	1.18	1.23	1.08
UN13_2	1.15	1.19	1.05

Les paramètres fonctionnels du taux de portance en 3D sont comparées aux résultats de la méthode « PMT » sur la figure II.64. Le critère de calcul de la hauteur portante de la texture entre (20%-80%) est choisi dans cette application afin d'estimer la hauteur mécanique d'engrènement au niveau des interfaces. Les plaques UN4 et UN13 présentent une PMT de l'ordre de la hauteur maximale de la texture calculé par le paramètre fonctionnel Sdc (2% - 98%). Ces deux plaques sont caractérisées par une texture de $\alpha_{Rugo} = R_{dq} = 20^\circ$.

Cependant, pour la plaque UN5 avec une rugosité de l'ordre de ($R_{dq} = 40^\circ$) présente une PMT de l'ordre de Sdc (20%-80%). Cette plaque présente une texture relativement plus complexe que les deux autres plaques étudiées UN4 et UN13.

Ces résultats montrent que la profondeur moyenne de la texture « PMT » n'est pas suffisante pour la description de la complexité de la texture et de la rugosité périodique pour la modélisation mésoscopique des interfaces de chaussées.



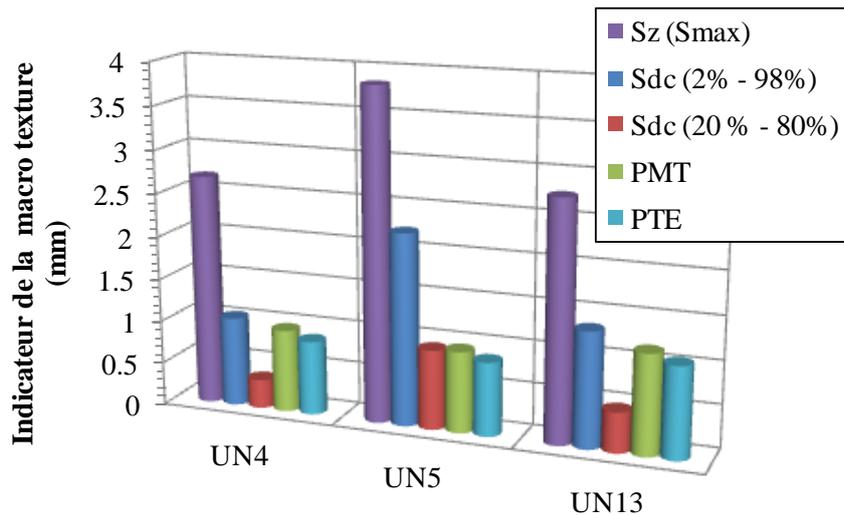


Figure II. 64 : Comparaison entre les paramètres de la texture en (3D) et les résultats de la (PMT) de la méthode volumétrique

➤ **Choix des paramètres retenus pour la modélisation mésoscopique 2D**

Trois catégories de paramètres seront retenues pour la modélisation de la rugosité géométrique au niveau de l'interface.

- Un paramètre de hauteur : R_c hauteur moyenne des éléments du profil ;
- Deux paramètres spatiaux, paramètres de pente ou d'espacement : la largeur moyenne des éléments $R_{Sm}(\lambda)$ ou la pente moyenne $R_{dq}(\alpha_{R_{ugro}})$;
- Deux paramètres indicateurs sur la forme des motifs périodiques: coefficients d'asymétrie R_{sk} et d'aplatissement R_{ku} .

L'analyse de la texture 3D et 2D a montré une forme périodique de type pic trapézoïdale-creux triangulaire. Pour la suite de l'étude, il est envisagé dans le chapitre III de modéliser le comportement mécanique des interfaces à l'échelle mésoscopique. Pour cet objectif, différents modèle de rugosité périodique (RP) sont proposés notamment, triangulaire (RP-1), trapézoïdale (RP-2) et pic trapézoïdale-creux triangulaire (RP-3). Pour la suite de l'étude, le profil de la texture du bicouche testé est appelé par rugosité réelle (RR), Figure II.65. Une comparaison de l'effet de la forme de rugosité sur l'engrènement mécanique en mode II de cisaillement est ensuite proposée. Cette étude mènera à un choix de la forme d'une rugosité périodique (RP) équivalente à la rugosité réelle.



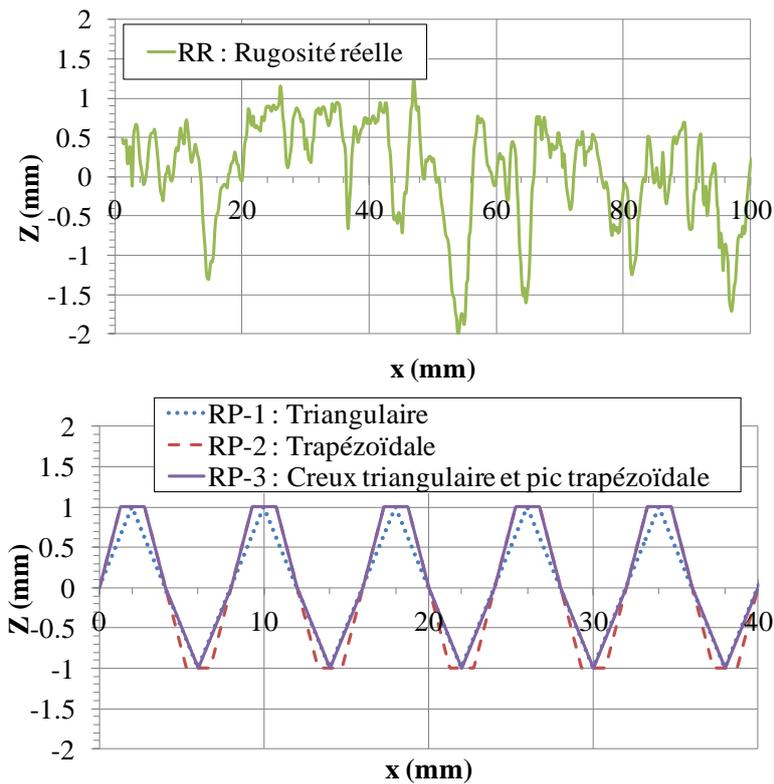


Figure II. 65 : Modélisation 2D de la rugosité réelle (RR) par des profils de rugosité périodiques

Conclusion

Ce présent chapitre propose une étude expérimentale sur le comportement mécanique et physique de l'interface/ interphase. Une approche d'analyse multi-échelle a permis d'identifier les paramètres mécaniques d'adhésion et d'endommagement (raideurs normale et tangentielle, vitesse d'endommagement et énergie de décollement en mode I et II ...) au niveau de l'interface. La rugosité est un des paramètres clés pour un bon collage au niveau de l'interface. L'analyse locale au voisinage de l'interphase a montré l'effet de la rugosité sur l'identification de la taille de la zone transitoire intermédiaire dans l'essai de traction DTT et de cisaillement DNST. L'analyse de la texture de surface du bicouche a permis de retenir les paramètres nécessaires afin de modéliser un profil équivalent de la morphologie de l'interface entre couches de chaussées. L'algorithme présenté sur la figure II.66 résume la démarche de l'étude expérimentale adoptée.



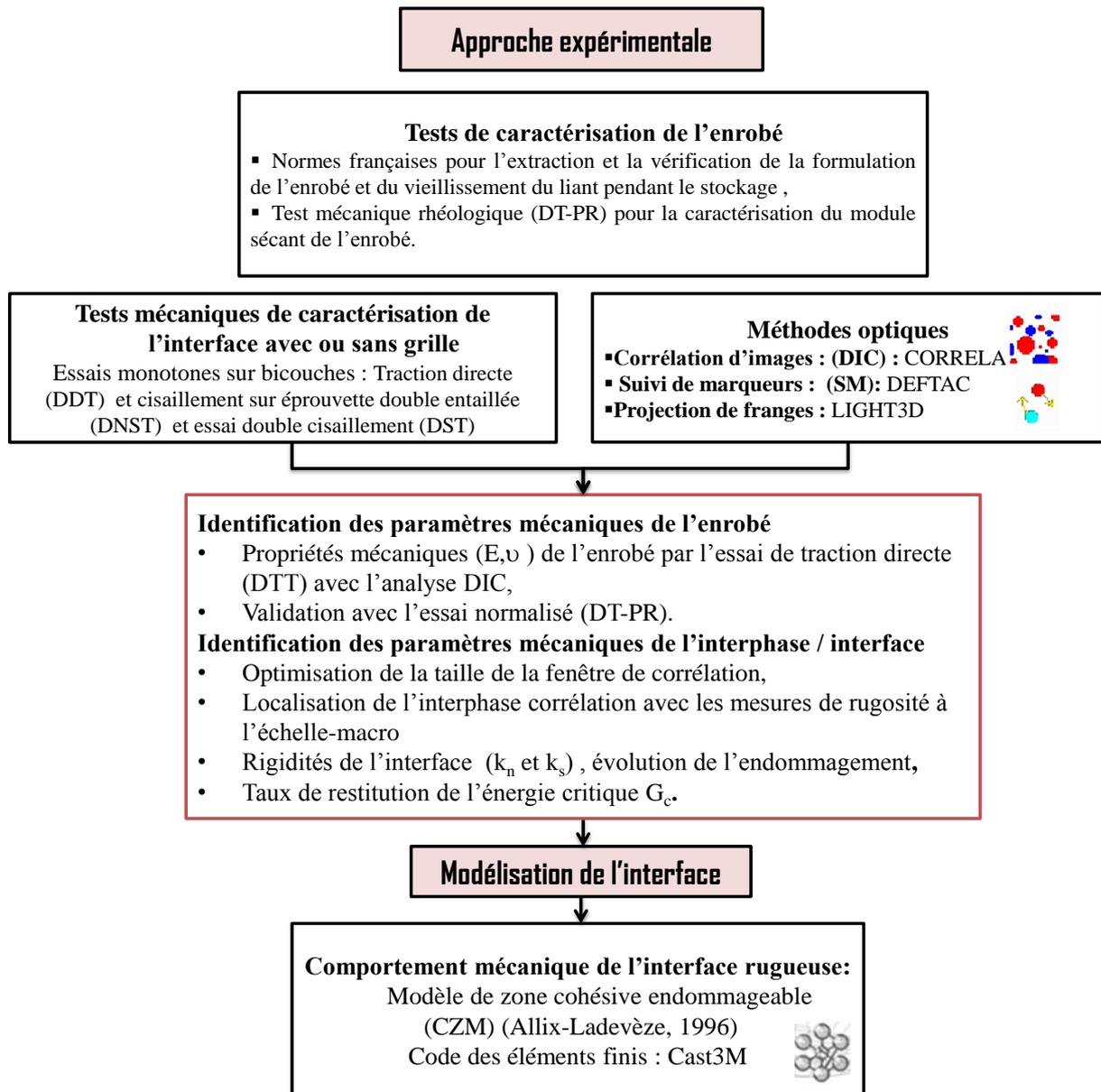


Figure II. 66: Algorithme de la démarche de l'étude expérimentale

Le chapitre III suivant propose une modélisation de l'interface avec un modèle de type zone cohésive. Les données issues de l'étude expérimentale seront introduites dans une modélisation 2D par éléments finis. Les lois de comportement proposées sont une loi élastique équivalente à la température de l'essai pour les enrobés et un modèle de type joint visco-élastoplastique endommageable pour l'interface. Une étude paramétrique de l'effet des paramètres de rugosité sur le comportement mécanique de l'interface en mode I et II sera présentée.



Chapitre III. Modélisation multi-échelle des interfaces endommageables de chaussées

D'après l'étude bibliographique (§ I.4), les modèles proposés pour les interfaces entre couches de chaussées ne sont pas nombreux et ne reproduisent pas la phénoménologie réelle du décollement et du glissement. En plus, la modélisation de l'interface est cruciale dans le dimensionnement des structures multicouches. Le comportement de l'interface après des observations phénoménologiques cf. (§ II.4) et (§ II.5) fait intervenir des propriétés d'adhésion et d'engrènement. L'engrènement est complexe et dépend de plusieurs facteurs (formulation des matériaux, macro texture, mise en œuvre, couche d'accrochages, ...). L'engrènement permet certainement de limiter la discontinuité entre couches. Sa modélisation à l'échelle structure est lourde et coûteuse, alors qu'à l'échelle matériau, elle permet de mieux comprendre le comportement. D'où l'importance de procéder à une modélisation simplifiée pour le dimensionnement. Il ressort de cette analyse, que le calcul des raideurs équivalentes de l'interface imparfaite dans les structures multicouches de chaussées, mérite d'être repris et approfondi, de manière à disposer de modèles réalistes et fiables. Dans le précédent chapitre, les méthodes optiques de mesure des champs ont permis d'explorer la loi de comportement et les propriétés mécaniques et morphologiques de l'interphase/interface. Les résultats obtenus ont montré une corrélation entre l'épaisseur de la zone transitoire interfaciale (ZTI) et la rugosité de l'interface. Les études bibliographiques ont révélé l'efficacité des modèles de zones cohésives pour la modélisation des interfaces. Il est proposé dans ce chapitre une modélisation numérique de l'interface rugueuse entre couches de chaussées sous sollicitations monotones à l'aide d'un modèle de zone cohésive viscoplastique endommageable à des différentes échelles : méso/macro.



Introduction

L'état de l'art présenté sur les aspects phénoménologiques dans le chapitre I distingue les notions d'interface et d'interphase. La première notion considère l'interface comme une surface sans épaisseur limitant les deux couches assemblées. La deuxième considère une interphase ayant une certaine épaisseur comme une zone transitoire intermédiaire (ZTI). L'étude expérimentale au travers d'essais en mode I et II analysés par des méthodes optiques de mesure des champs (DIC et H-DIC) ont permis la localisation de la ZTI de quelques millimètres dans le contexte testé. Afin de modéliser les phénomènes de dégradation dans cette zone, deux possibilités sont proposées dans la bibliographie. La première propose de considérer l'interphase comme une troisième couche avec une faible épaisseur. Et la deuxième suggère de considérer l'interface comme un élément sans épaisseur. Cela revient à considérer deux échelles d'observations et de modélisation.

En effet, pour la plus petite échelle, l'hypothèse que l'interface est un matériau de transition à part entière est considérée. Cela implique donc l'existence d'un domaine de mesure non nul qui est occupé par l'interphase. L'identification expérimentale de la hauteur caractéristique permet une meilleure prédiction des modèles. Dans ce cas, le modèle repose sur une relation tensorielle entre d'une part le tenseur des déformations totales et d'autre part, des contraintes. Cette approche offre un double intérêt : d'un côté, une robustesse numérique accrue due au fait que les problèmes d'interpénétration ne se posent plus et d'autre part, une formulation en contraintes/déformations cohérente selon (Richard, 2010).

D'autres chercheurs ont préféré se concentrer sur une modélisation à une échelle plus macroscopique qui consiste à supposer que l'interface entre couches est une entité sans épaisseur. Ce type de loi de comportement est généralement associé à des éléments joints, sans épaisseur avec dédoublement de nœuds (Beer, 1985). Dans le cadre de cette thèse, il est proposé d'utiliser un modèle de zone cohésive (MZC) en s'appuyant sur la mécanique de l'endommagement, capable de représenter le plus fidèlement possible l'ensemble des traits de comportements de l'interface rugueuse entre couches de chaussées identifiés expérimentalement.

Plusieurs chercheurs ont montré l'influence de la rugosité sur le comportement mécanique de l'interface dans plusieurs domaines en génie civil. (Khaoua et al., 1996), (Raffa and Lebon, 2014) et (Fouchal et al., 2014) ont étudié l'effet de la rugosité périodique pour les maçonneries par les modèles asymptotiques. (Santos, 2009) et (Santos and Julio, 2013) se sont intéressés par le comportement de l'interface entre couches de béton par un modèle empirique basé sur une étude statistique sur les paramètres d'amplitude de la rugosité interfaciale. (Koval et al., 2011) a étudié l'effet de la rugosité (en dents de scie) sur le comportement mécanique en cisaillement cyclique annulaire lent entre des matériaux granulaires. (Zavattieri et al., 2008) ont étudié la propagation de fissure en mode I influencée par la morphologie de l'interface par un modèle de zone cohésive (Xu-Needleman , viscosity modified model) entre deux solides élasto-plastiques. Dans le domaine de la mécanique des roches, (Vergne, 1984), (Hoang, 2010), (Vallier et al., 2010) et (Nouailletas, 2013) se sont intéressés à la modélisation de la rugosité dans les joints rocheux. (Vergne, 1984) a utilisé l'élément joint à six nœuds pour la modélisation des discontinuités. Le modèle proposé est basé sur la loi bilinéaire de Patton et permet de décrire le comportement de l'interface lié à la géométrie des aspérités du profil de la discontinuité. (Said, 2006) a développé deux modèles numériques par éléments finis en 2D et 3D adéquats pour représenter le comportement de l'interface sol granulaire-structure qui joue un rôle essentiel dans la modélisation des pieux sous charge axiale. En particulier, le modèle 3D permet de considérer l'effet des contraintes verticale et orthoradiale appliquées à l'interface, en plus de la contrainte radiale, il considère une dilatance « volumique » qui est distribuée de la même manière dans les trois directions (radiale, verticale et orthoradiale). (Vallier et al., 2010) ont proposé un modèle

multi-échelle constitutif des joints rocheux en cisaillement basé sur le critère de Mohr Coulomb. ((Nouailletas, 2013) a étudié un modèle de contact endommageable entre interfaces rugueuses. Récemment (Serpieri et al., 2015) ont développé un modèle de zone cohésive en mode mixte en prenant compte de l'effet de dilatation et de dégradation des aspérités. L'importance des raideurs équivalentes dans le dimensionnement est détaillée dans les travaux de (Alkatan, 2005) qui proposait la modélisation des raideurs des assemblages par des éléments filetés précontraints.

La démarche suivie dans la présente thèse est de mieux préciser les variables d'influence pour aboutir à une description fine et réaliste du comportement mécanique des interfaces rugueuses de chaussée. Un modèle phénoménologique d'interface est présenté : Identification et validation.

Ce chapitre concerne la modélisation numérique de l'interface endommageable et rugueuse. Il comporte principalement cinq parties.

D'abord dans la première partie (§III.1), le modèle d'endommagement d'Allix-ladevèze de type zone cohésive permettant d'obtenir une description du processus de dégradation des interfaces en mode I, II ou mixte est présenté.

Ensuite, la deuxième partie (§III.2) est consacrée à l'étude de sensibilité des paramètres du modèle dans le cas d'une interface lisse (échelle macro) et avec rugosité réelle (échelle méso) en mode I et II.

Dans la troisième partie (§III.3), les résultats de la méso-modélisation sont confrontées aux résultats expérimentaux pour différents essais en mode I et II. Cette approche a montré son intérêt.

A la quatrième partie (§III.4), une modélisation de la rugosité géométrique par des aspérités périodiques est proposée dans le but de recherche d'un profil équivalent.

Finalement, notre contribution sur le MZC est proposée dans la cinquième partie (§III.5) à travers la modélisation de la raideur équivalente de l'interface rugueuse par une méthode rhéologique en élasticité et un critère d'équivalence énergétique méso/macro. Cette étape permettra le passage de l'échelle méso à l'échelle macroscopique pour la modélisation des chaussées.

Enfin, ce chapitre se terminera par des conclusions sur la pertinence du modèle d'endommagement en mode mixte à l'échelle méso/macro pour l'étude du comportement de l'interface rugueuse et sur des perspectives des travaux futurs.



III.1. Présentation du modèle utilisé et analyse des paramètres

Dans cette partie, le modèle de zone cohésive (MZC) retenu est d'abord brièvement rappelé et analyse des paramètres. Ensuite les méthodes de mises en œuvre numériques des éléments d'interfaces sont présentées. Enfin les paramètres du modèle sont résumés dans un bilan.

III.1.1. Modèle d'interface endommageable de type MZC

Le modèle d'interface, retenue pour l'étude du décollement des interfaces entre couches de chaussée, a été développé initialement pour l'étude du délaminage des matériaux composites à l'échelle « méso » (Ladevèze, 1992), (Allix et al., 1995), (Gornet et al., 2000), (Gornet and Ijaz, 2011). A cette échelle, la structure est décrite au moyen des constituants de bases appelés méso-constituants (couches et interface). Il s'agit d'un modèle de zone cohésive associant mécanique de la rupture et mécanique de l'endommagement. Son contexte théorique est rappelé brièvement dans cette section. Le cadre thermodynamique pour la mécanique de l'endommagement et la dernière version du modèle sont présentés dans la thèse de (Le Mauff, 2013).

L'endommagement de l'interface est pris en compte par une variable scalaire interne $d \in [0,1]$, (Kachanov, 1958), (Lemaitre and Chaboche, 1985). La loi de comportement de l'interface est présentée ci-dessous :

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

Avec k_n^0 et k_s^0 : raideurs normale et tangentielle initiales (élastique) de l'interface,

d_n et d_s : variables d'endommagement associées respectivement au mode I et au mode II.

L'énergie de déformation de l'interface endommagée (potentiel thermodynamique de Gibbs) s'écrit :

$$E_D = \frac{1}{2} \left((1-d_s) k_s^0 [U_t]^2 + (1-d_n) k_n^0 \langle [U_n] \rangle_+^2 \right) + \frac{1}{2} k_n^0 \langle [U_n] \rangle_-^2 \quad (\text{III.2})$$

où $\langle x \rangle_{\pm} = \frac{|x| \pm x}{2}$

Les forces thermodynamiques (Y_I et Y_{II}) conjuguées aux variables d'endommagement et associées aux modes I et II sont :

$$Y_I = Y_{d_n} = \frac{1}{2} \frac{\langle \sigma \rangle_+^2}{k_n^0 (1-d_n)^2} ; Y_{II} = Y_{d_s} = \frac{1}{2} \frac{\tau^2}{k_s^0 (1-d_s)^2} \quad (\text{III.3})$$

L'énergie dissipée est positive afin de satisfaire à l'inéquation de Clausius-Duhem. L'énergie dissipée (ϕ) s'écrit :

$$\phi = Y_{d_n} \dot{d}_n + Y_{d_s} \dot{d}_s \quad (\text{III.4})$$

avec ($\phi \geq 0$)

Une loi d'évolution de l'endommagement "isotrope" est décrite par un taux de restitution d'énergie dit « équivalent » (Allix and Ladevèze, 1992), s'écrit selon l'équation suivante:

$$\underline{Y}(t) = \text{Sup}_{\tau \leq t} \left[\left((Y_{d_n})^\alpha + (\gamma Y_{d_s})^\alpha \right)^{1/\alpha} \right] \quad (\text{III.5})$$

L'évolution de l'endommagement en mode I et II sont fortement couplée à travers les deux paramètres α et γ .

- **Modèle quasi-statique**

La loi d'évolution de l'endommagement, en quasi-statique, choisi par (Allix et al., 1996) est définie par le choix d'une fonction dépendante des propriétés de l'interface définie comme:

$$\text{Si } d_n < 1 \text{ et } \underline{Y} < Y_R \text{ alors } D = \omega(\underline{Y}) = d_n = d_s \text{ Sinon } D = d_n = d_s = 1 \quad (\text{III.6})$$

où, l'(Eq. 7) représente la loi d'évolution de l'endommagement en quasi-statique qui dépend principalement du taux de restitution d'énergie équivalent :

$$D = \omega(\underline{Y}) = \left[\frac{n}{n+1} \frac{\langle \underline{Y} - Y_0 \rangle_+}{Y_c - Y_0} \right]^n \quad (\text{III.7})$$

avec le terme $\langle x \rangle_+$ correspond à la partie positive de la quantité encadrée, Y_0 énergie élastique avant l'endommagement (seuil d'endommagement), Y_c énergie critique d'endommagement en mode I pur (cf. figure III.1), n paramètre de fragilité de l'interface, Y_R force thermodynamique à la rupture associée à l'endommagement critique d_c telle que :

$$Y_R = Y_0 + \frac{n+1}{n} d_c^{1/n} (Y_c - Y_0) \quad (\text{III.8})$$

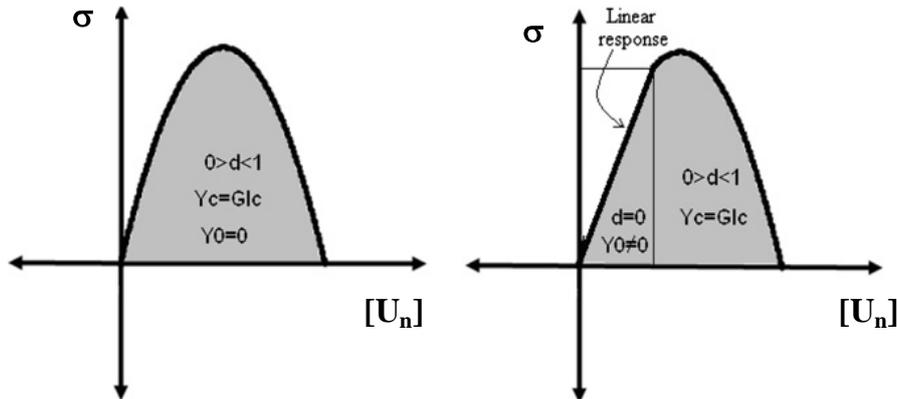


Figure III. 1 : Courbe de contrainte vs. déplacement pour le mode I (Gornet and Ijaz, 2011)

- **Modèle avec effet de retard**

L'hypothèse principale du modèle avec effet de retard est que l'endommagement n'est pas instantané et il dépend d'un certain temps caractéristique (Allix et al., 2003). Ce modèle est aussi un modèle d'endommagement à taux limité (Le Mauff, 2013).

Une viscosité est donc introduite dans la loi d'évolution de l'endommagement par l'intermédiaire d'un temps caractéristique qui permet de retarder le pic d'endommagement en fixant une vitesse maximale à la variable d'endommagement, d'où son nom de modèle à taux limite, et plus

communément de modèle à effet retard. Comparé aux autres modèles avec effet de vitesse, celui-ci a l'avantage de fixer une borne maximale à la vitesse d'endommagement lui permettant de régulariser le problème quelle que soit la vitesse de déformation.

La variante du modèle dite avec effet de retard, introduit deux paramètres supplémentaires en plus des paramètres du modèle quasi-statique précédemment présenté. Les premiers modèles à effet-retard (Ladevèze, 1992) ont été élaborés pour des composites stratifiés. La loi d'évolution est donc modifiée pour être écrite en vitesse et vérifie une loi de type :

$$\frac{d\bar{D}}{dt} = \frac{1}{\tau_c} \langle D - \bar{D} \rangle_+^m \quad (\text{III.9})$$

avec τ_c et m deux caractéristiques matériaux supplémentaires au modèle quasi-statique. Les modèles à effet-retard régularisent l'endommagement en limitant son accroissement dans le matériau au cours du temps. Avec ces modèles, la régularisation porte directement sur la variable d'endommagement. D est la valeur qu'elle aurait si l'effet retard n'était pas utilisé (elle correspond à l'ancienne façon de calculer D dans le modèle quasi-statique). On note \bar{D} la variable d'endommagement régularisée.

L'évolution du décollement isotrope est gouvernée par la force thermodynamique $\underline{Y}(t)$ (Gornet et al., 2000). Elle devient alors :

$$\text{Si } (D < 1) \text{ et } (\underline{Y} < Y_R) \text{ alors } \bar{D} = k \langle \omega(Y) - \bar{D} \rangle_+^m, \text{ avec } \dot{D} = \dot{d}_n = \dot{d}_s \quad (\text{III.10})$$

$$\text{Sinon } D = d_n = d_s = 1$$

où k est un temps caractéristique et m est un deuxième paramètre de fragilité du modèle d'endommagement à effet retard.

Cette technique de régularisation ne permettant pas de se débarrasser complètement de la dépendance au maillage (Suffis, 2004), la loi suivante est proposée dans (Ladevèze et al., 2000) pour le calcul de la variable d'endommagement régularisé :

$$\frac{d\bar{D}}{dt} = \frac{1}{\tau_c} \exp\left(-a \langle D - \bar{D} \rangle_+\right) \quad (\text{III.11})$$

τ_c et a paramètres de l'effet-retard. On peut vérifier qu'avec cette formule la vitesse d'endommagement ne peut pas dépasser non plus $1/\tau_c$ car le terme exponentiel est toujours inférieur à 1 (Cazes, 2010).

Par la suite, pour les simulations numériques, le modèle à effet de retard donné par l'(Eq.III.9) est utilisé.

- **Paramètres de couplage**

Une façon de relier la Mécanique de l'Endommagement à la Mécanique Elastique Linéaire de la Rupture (MELR) est de comparer la dissipation mécanique donnée par les deux approches. Cette méthode est utilisée par (Allix et al., 1996). Pour les sollicitations en modes purs, les relations entre les énergies de décollement en mode I et II sont représentés par les équations ci-dessous :

$$G_{Ic} = Y_C \text{ et } G_{IIc} = \frac{Y_C}{\gamma} \quad (\text{III.12})$$

Avec G_{Ic} , G_{IIc} sont interprétés comme le travail nécessaire par unité de surface pour le décollement de l'interface en mode I, mode II respectivement. γ est le paramètre de couplage entre les deux modes.

Les énergies de décollement représentent les aires sous les courbes de la figure III.2 et calculées selon l'équation suivante :

$$G_{Ic} = \int_{d_n=0}^{d_n=1} \sigma d[U_n] ; G_{IIc} = \int_{d_s=0}^{d_s=1} \tau d[U_I] \quad (\text{III.13})$$

Dans le cas de chargement en mode mixte, le taux de restitution d'énergie critique global de décollement de l'interface est :

$$G_c = G_I + G_{II} \quad (\text{III.14})$$

Le Critère de propagation de Griffith est déterminé en mode mixte par l'équation:

$$\left(\frac{G_I}{G_{Ic}} \right)^\alpha + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIc}} \right)^\alpha = 1 \quad (\text{III.15})$$

avec α est un paramètre qui gouverne la forme et le lieu de rupture en mode mixte. La détermination expérimentale de ce paramètre est délicate. Notons que la plupart du temps, un critère de type elliptique avec $\alpha = 2$ est utilisé, en supposant une évolution linéaire entre le mode I et le mode II (Vandellos et al., 2009), (Vandellos et al., 2013).

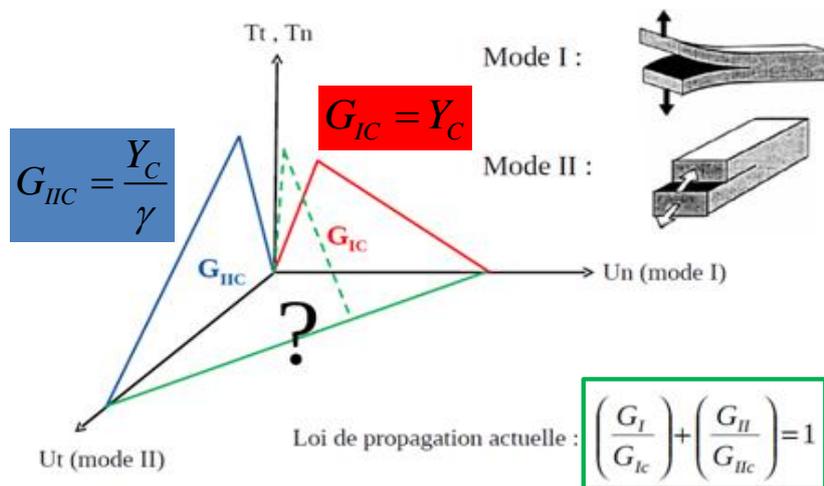


Figure III. 2 : Description des paramètres physiques liés à l'amorçage et à la propagation (Vandellos, 2009)

Les algorithmes numériques d'implémentation des modèles quasi-statique et à effet de retard sous le code de calcul par éléments finis Cast3M, sont développés et présentés par (Gornet et al., 2000). Ils sont rappelés dans la section suivante.

III.1.2. Mise en œuvre numérique

Dans notre cas d'étude, le choix se porte sur l'utilisation des éléments joints de type isoparamétrique dans le code éléments finis sous Cast3M (CEA, 2015) pour la modélisation des

interfaces entre couches de chaussées. Une modélisation analytiques de la raideur équivalente de l'interface rugueuse périodique à l'aide des éléments joints de type ressort est proposé dans (§III.3). Les algorithmes numériques d'implémentation des modèles quasi-statique et à effet de retard développés par (Gornet et al., 2000) sous le code de calcul par éléments finis Cast3M, sont présentés dans ce paragraphe.

- **Maillage et discrétisation spatiale de l'interface**

Considérons Γ une interface entre deux matériaux en contact (Ω_1 et Ω_2) sur la figure III.3-a. De nombreuses stratégies numériques sont utilisées pour la modélisation du contact entre deux éléments. Dans cette partie les cas de figures disponibles dans le code de simulations en éléments finis Cast3M (CEA, 2015) sont présentés. Il s'agit de deux possibilités.

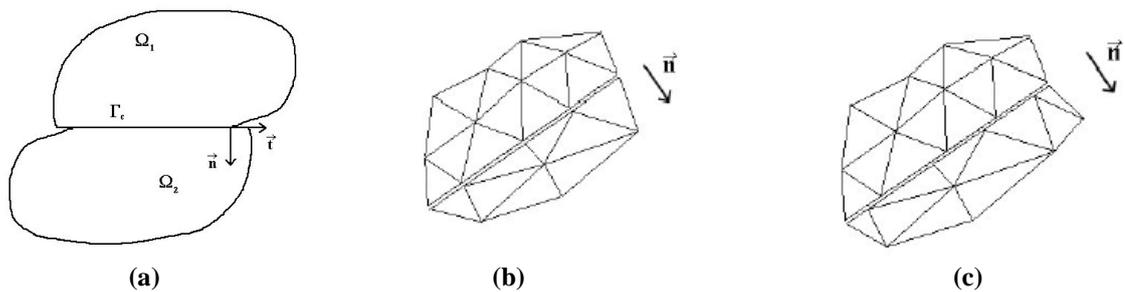


Figure III. 3 : Contact entre deux couches : maillage à l'interface (Pandraud, 2004)

S'il s'agit des maillages compatibles aux interfaces comme à la figure III.3-b, le contact unilatéral est assuré directement en utilisant des éléments joints (§I.4.1.2) avec l'opérateur LIAI (RACC pour des éléments linéiques). En utilisation de ce type de modèle, le comportement est régi par une loi de type traction-séparation choisie, qui traduit la dégradation progressive du matériau au cours du chargement. Les éléments cohésifs ne représentent pas le matériau « physique », mais permettent de représenter la diminution des contraintes cohésives lors de l'endommagement progressif du matériau. Lorsque ce dernier est localement trop dégradé, l'élément cohésif de type « joint » rompt et la fissure peut se propager. À l'aide de cet outil, le comportement de l'interface est modélisé aussi bien en traction pure, qu'en cisaillement ou en mode mixte en insérant des lois de couplage entre les directions de sollicitations.

Dans le cas de maillages incompatibles sur l'interface (figure III.3-c), la technique précédente n'est pas applicable. Un maillage de type contact est généré. L'opérateur (IMPO) de Cast3M sera recommandé. Celui-ci va utiliser une gestion du contact en faisant appel à la technique des maillages maître – esclave. Le principe est représenté sur la figure III.4. La surface esclave rentre en contact avec la surface maîtresse. Les nœuds de la surface esclave ne peuvent pas pénétrer à travers la surface maîtresse. Les nœuds de la surface maîtresse peuvent pénétrer dans la surface esclave. La direction de contact est normale à la surface maîtresse. Les forces de contact normales sont transmises selon la direction normale de contact.

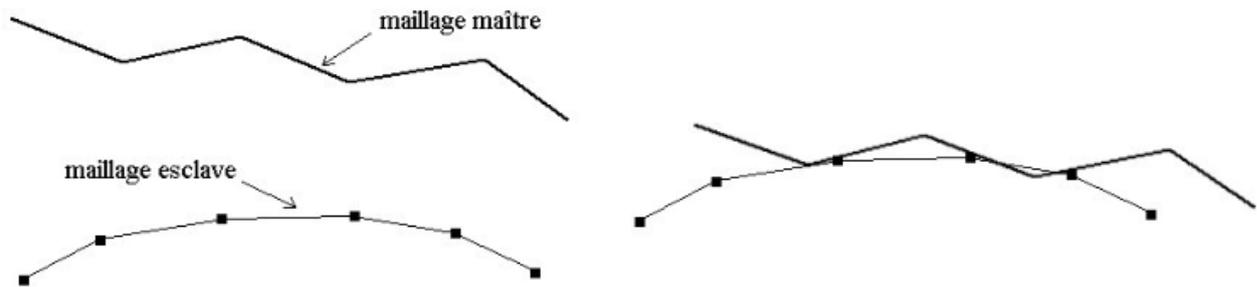


Figure III. 4 : Maillage maître-esclave

- **Algorithmes de résolution numérique sous Cast3M**

Dans cette section les algorithmes de résolution du MZC sous Cast3M sont présentés.

- **Modèle d'endommagement quasi-statique (élasto-plastique endommageable)**

L'équation de l'évolution du modèle d'endommagement quasi-statique (élasto-plastique endommageable) discrétisée en temps s'écrit sous cette forme :

$$d_{j+1} = \omega(Y_{j+1}) \quad (\text{III.16})$$

L'équation précédente peut aussi s'écrire en fonction des sauts de déplacement au plan de l'interface en mode I (normal) et en mode II (tangential). La figure III.5 ci-dessous présente le schéma de l'algorithme d'intégration sous Cast3M donné par (Gornet et al., 2000). Ce modèle est nommé HINTE sous le code des éléments finis sous Cast3M. Il a comme support géométrique les éléments raccords (en 2D pour l'instant). Dans le cas tridimensionnel, on utilise la version dite avec effet de retard sous le nom VISCOHINTE dans Cast3M.



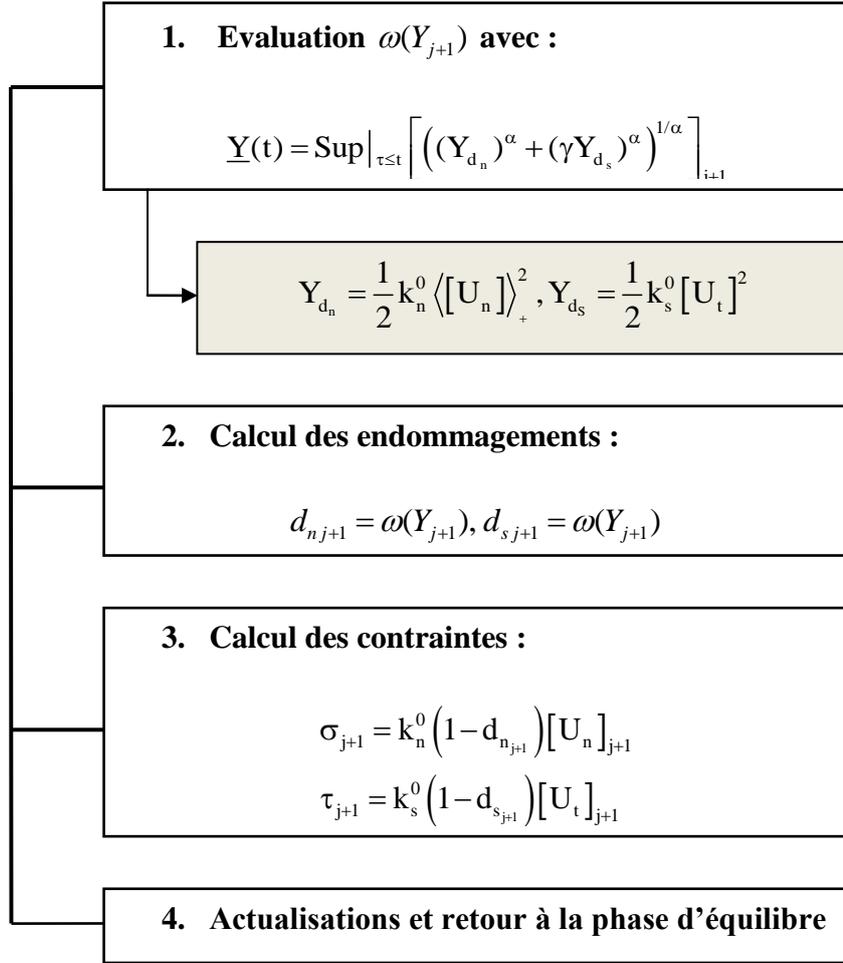


Figure III. 5: Schéma de l'algorithme d'intégration sous Cast3M du modèle d'endommagement quasi-statique

○ **Modèle d'endommagement dynamique (visco-plastique endommageable)**

Afin d'intégrer le modèle de comportement élastique endommageable à effet de retard, dynamique (visco-plastique en-dommageable), un schéma de type Euler implicite a été utilisé par (Gornet et al., 2000). L'équation de l'évolution de l'endommagement par décollement normal et glissement tangentiel au niveau de l'interface discrétisée en temps est représentée par:

$$d_{j+1} = d_j + \Delta t k \left\langle \omega(\underline{Y}_{j+1}) - d_{j+1} \right\rangle_+^m \quad (\text{III.17})$$

Cette équation est non linéaire par rapport à l'endommagement, un schéma de Newton est utilisé pour la résoudre. L'algorithme d'intégration est présenté sur la figure III.6.



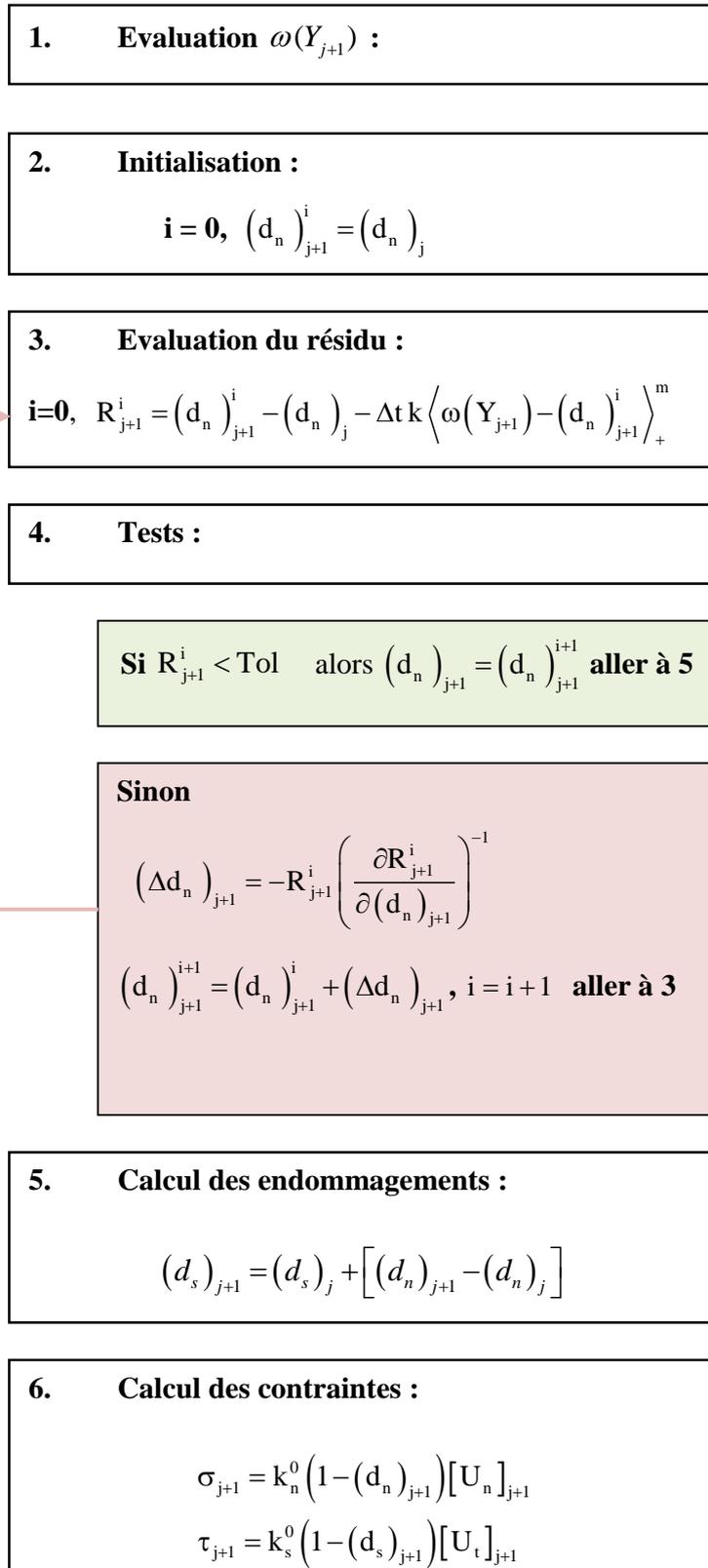


Figure III. 6 : Schéma de l'algorithme d'intégration avec effet de retard sous Cast3M du modèle d'endommagement

III.1.3. Bilan sur les paramètres du modèle

En résumé, le modèle comprend neuf (9) paramètres. Ce modèle phénoménologique dépend de trois paramètres en quasi-statique (Y_0 , Y_c et n), deux de couplage en mode mixte (α et γ) et deux supplémentaires pour le modèle à effet de retard (k et m), hormis les caractéristiques de raideurs initiales de l'interface (k_n et k_s). La loi d'évolution de l'interface en quasi-statique est alors définie par six paramètres intrinsèques au matériau k_n , k_s , Y_0 , Y_c , γ et n . Les paramètres Y_0 , n et les rigidités de l'interface sont responsables de l'apparition du délaminage. Or, (Allix et al., 1996) ont montré que les paramètres Y_c , γ et α sont reliés au taux de restitution d'énergie critique. Afin de minimiser le nombre de paramètres à identifier, dans la suite de cette étude, il est à considérer que α et m sont choisis égaux à 1 et Y_0 est égale à 0 J.m^{-2} .

Une étude paramétrique de sensibilité du modèle est proposée dans la section suivante pour les différents modes de sollicitations avec le modèle à effet de retard. Ce dernier est adopté, car il propose une régularisation de l'endommagement en limitant son accroissement dans le matériau au cours du temps. Les paramètres de référence à l'étude paramétrique sont récapitulés dans le tableau ci-dessous.

Tableau III. 1 : Description des paramètres du modèle d'interface

Notation	Sens physique	Valeur nominale	Unité
k_n	Rigidité élastique normale de l'interface (mode I : ouverture)	500	MPa.mm^{-2}
k_s	Rigidité élastique tangentielle de l'interface (mode II : cisaillement)	100	MPa.mm^{-2}
n	Paramètre de fragilité	0.01	-
Y_0	Seuil initial en énergie pour le début de l'endommagement	0	J.m^{-2}
Y_c	Energie de décollement en mode I pur Equivalent au taux de restitution de l'énergie G_{Ic} : énergie critique d'endommagement en mode I	30	J.m^{-2}
α	paramètre gouvernant la forme et le lieu de rupture en mode mixte	1	-
γ	paramètre de couplage entre les deux modes	0.1	-
k	Vitesse maximale de l'endommagement	10	s^{-1}
m	Deuxième paramètre de fragilité	1	-



III.2. Etude paramétrique et apport de l'analyse à deux échelles : macro-mésos

Dans cette partie, il s'agit d'étudier tous les paramètres du modèle d'endommagement en mode I et mode II. Une étude à deux échelles est proposée afin d'analyser le comportement mécanique des interfaces lisse (échelle macroscopique) et rugueuse (échelle mésoscopique).

III.2.1. Mode I : Traction, essai Direct Tensile Test (DTT)

Dans la présente section, l'effet des paramètres du modèle d'endommagement sur la loi de comportement de l'interface en mode I est étudié. Toutes les simulations sont effectuées avec les paramètres de référence présentés dans le tableau III.1. Premièrement, le maillage, les conditions aux limites et les différentes hypothèses sont exposés. Deuxièmement, la densité du maillage et le pas de temps de calcul sont optimisés. Troisièmement, une étude de sensibilité de l'effet des paramètres mécaniques du bicouche et de la loi d'endommagement de l'interface est présentée. A la fin de cette section, une étude détaillée sur l'effet des rigidités interfaciales élastiques initiales est proposée.

III.2.1.1. Maillage, conditions aux limites, hypothèses

Une modélisation 2D de l'essai de traction DTT, par la méthode des éléments finis est proposée. Les simulations numériques sont réalisées sous le logiciel Cast3M avec l'hypothèse de déformation plane. Les deux couches d'enrobé sont discrétisées avec des éléments TRI3. Cependant des éléments joints de type RAC2 sont utilisés pour l'interface (Tableau III.2). Le maillage et les conditions aux limites associées au modèle DTT sont présentés dans la figure III.9. Le maillage correspond à un niveau de raffinement autour de l'interface.

Tableau III. 2 : Paramètres du maillage pour les simulations

Couche (2D)	Géométrie –support/Éléments finis: TRI3/TRI3 Degré d'interpolation: 1
Interface (1D)	Géométrie –support/ Éléments finis: RAC2/JOI2 Degré d'interpolation: 2

Le comportement mécanique des couches est supposé élastique avec $E_1 = E_2 = 2000$ MPa et $\nu_1 = \nu_2 = 0.4$. Alors que l'interface est simulée avec une loi d'endommagement de type : $\{\bar{\sigma}\} = (1-d) \cdot K_0 \cdot [U]$.

Le modèle MZC d' Allix-Ladevèze (§ III.1.1) évalue la variable d'endommagement « d » à la fin de chaque pas de calcul (en déplacement imposé). L'endommagement est associé à un comportement cohésif à l'interface. Les simulations sont effectuées à partir d'un maillage, formé de deux couches, constituées d'éléments bidimensionnels reliées par des éléments d'interface sans épaisseur (Beer, 1985). Le maillage et les conditions aux limites associées à l'essai de Traction Directe (DTT) sont présentés sur la figure III.7-a. Sur la figure III.8, un profil de rugosité réelle (§ II.5.1.3) a été importé dans le maillage sous Cast3M. Le profil de rugosité intégré dans le maillage est représenté sur la figure III.7-b. Les paramètres de rugosité périodiques selon la norme ISO 4287 sont résumés dans le tableau III.3. Pour la suite de l'étude l'interface macroscopique lisse sera notée (IL), l'interface mesoscopique avec rugosité réelle est nommée (IRR).



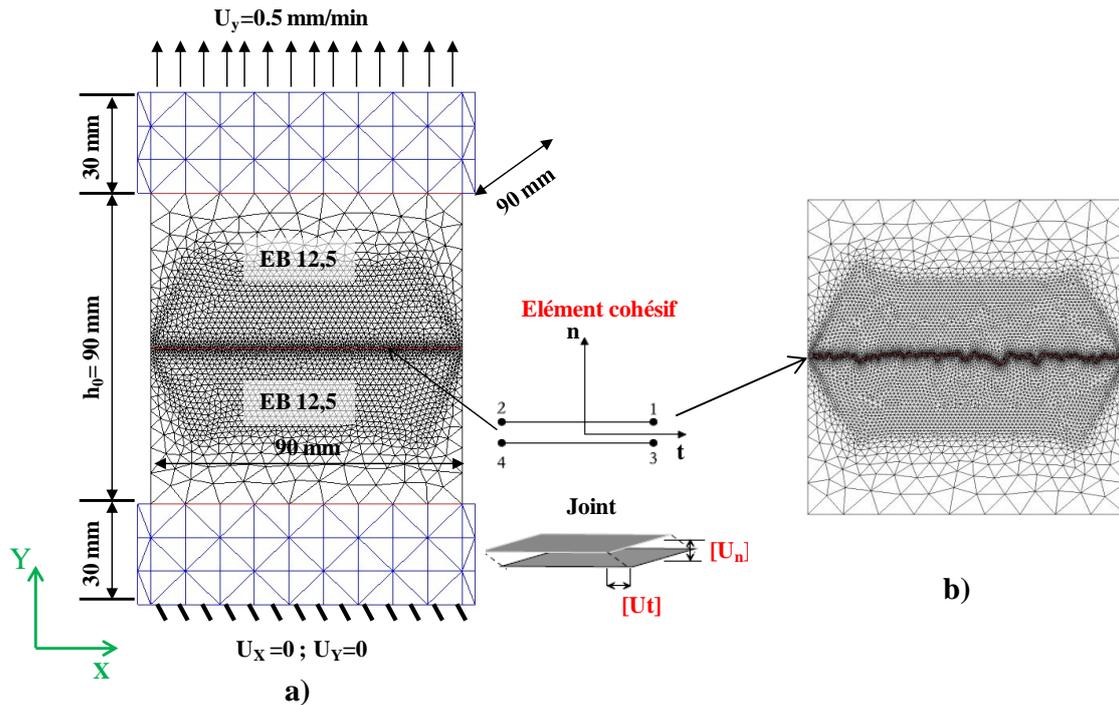


Figure III. 7: Maillage et conditions aux limites de l'essai de Traction Directe (DTT) : (a) interface lisse (IL) ; (b) interface avec rugosité réelle (IRR)

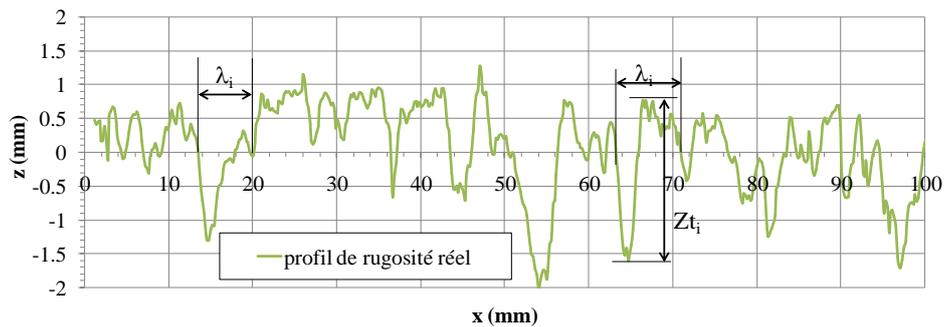


Figure III. 8 : Profil de rugosité réelle (identifiée par la méthode de projection de franges)

Tableau III. 3: Paramètres de rugosité périodiques des éléments du profil 2D

Hauteur moyenne des éléments de profils	Largeur moyenne	Pente moyenne quadratique	Coefficient de symétrie	Coefficient d'aplatissement
Rc	$\lambda (R_{Sm})$	$\alpha (P_{dq})$	R_{sk}	R_{ku}
(mm)	(mm)	(°)	-	-
1.35	5.45	45.1	-0.954	4.03

- **Extraction des résultats et analyse des contraintes**

Les simulations présentées correspondent à des maillages grossiers 10 mm pour les couches et une densité raffinée autour de l'interface égale à 1 mm avec 2622 éléments pour la macro-modélisation et 14045 éléments pour la méso modélisation du bicouche (cf. figures III.9).

Les courbes de la figure III.10 présentent la répartition des valeurs de contrainte normale et de cisaillement aux interfaces (IL et IRR) pour l'échelle locale (\vec{n}, \vec{t}) et à l'échelle globale (\vec{x}, \vec{y}). La contrainte de cisaillement est nulle pour le cas d'interface lisse. Cependant en cas de rugosité

géométrique de l'interface, les résultats montrent qu'il s'agit d'un mode mixte avec une contrainte normale supérieure à la contrainte de cisaillement et cela à cause du mode I « pur » et des raideurs élastiques initiales $k_n=500$; $k_s=100$ MPa/mm.

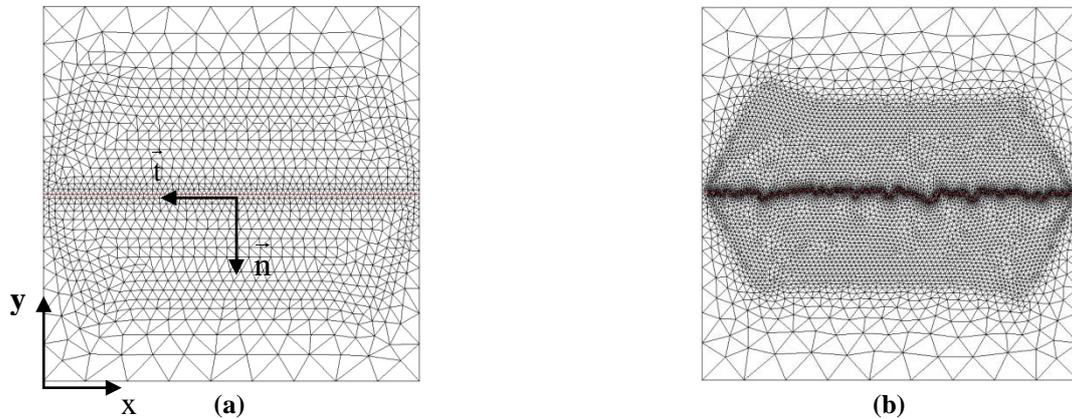


Figure III. 9 : Maillage grossier des deux modélisations : (a) macro (IL) et (b) méso (IRR) pour l'essai DTT

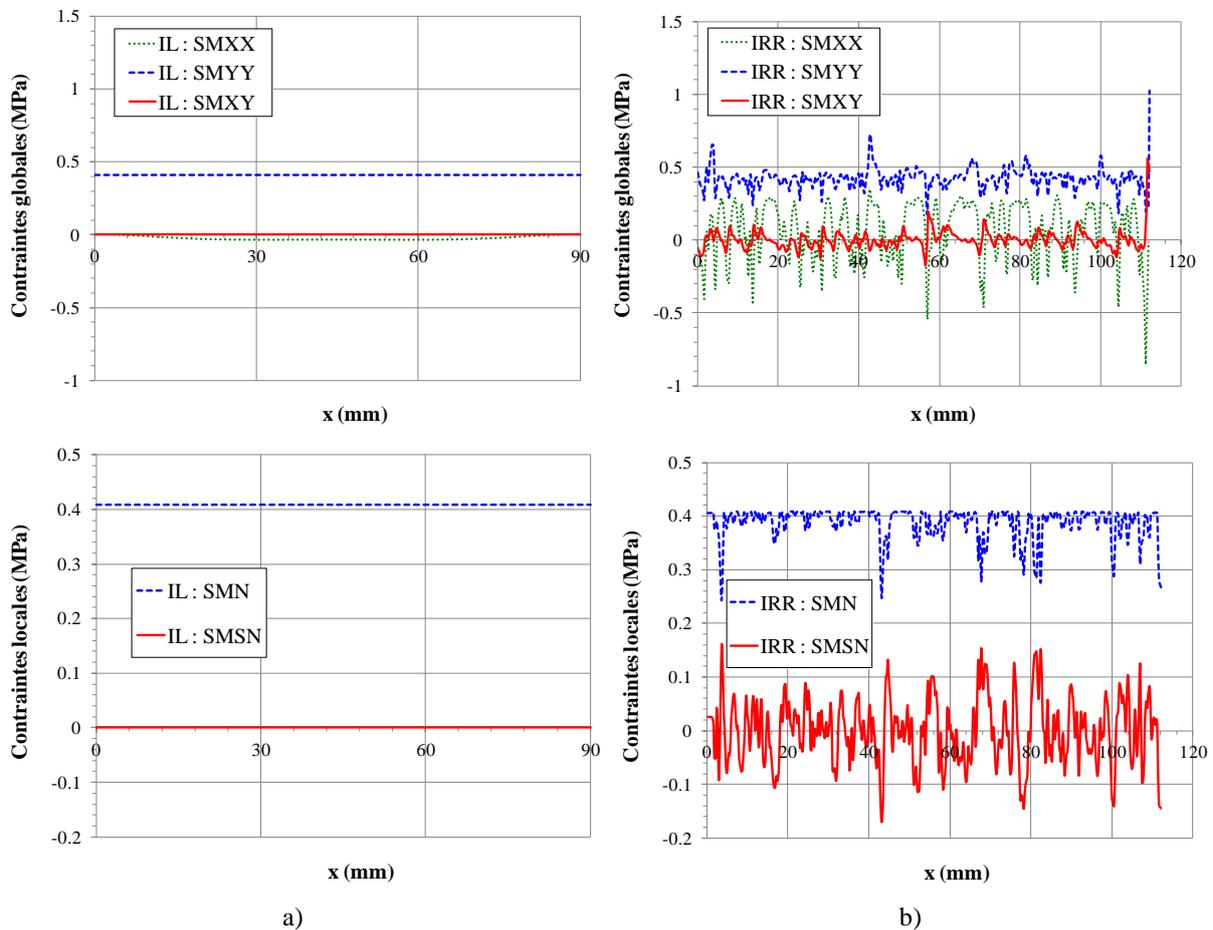


Figure III. 10 : Répartition des valeurs de contraintes à l'échelle globale (\bar{x}, \bar{y}), de la contrainte normale (σ_n) SMN et la contrainte tangentielle de cisaillement SMSN (τ) avec le repère local (\vec{n}, \vec{t}) à $t = 6.7$ s

Les figures III.11-a et III.11-b montrent la répartition des contraintes de Von Mises dans les macro et méso-modèle, respectivement. L'amplitude de contrainte dans la méso modélisation est supérieure à celle de la macro modélisation. En analysant les interfaces (ITZ) dans les deux modèles, une différence significative est remarquée en termes de répartition des contraintes pour le même niveau d'endommagement $D = 0.98$.

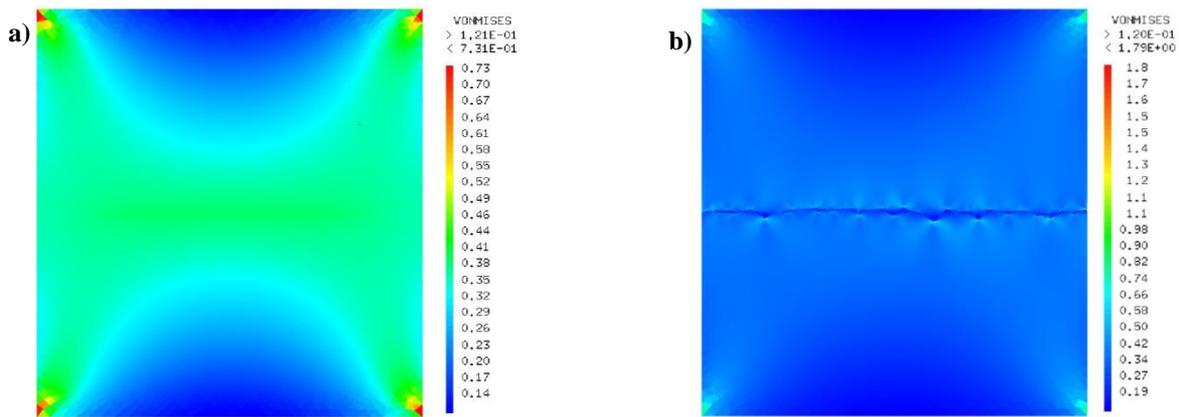


Figure III. 11 : Champs de contraintes de Von Mises des deux modélisations : a) macro (lisse) et b) méso (rugo) dans le bicouche

Pour la suite de l'étude, dans le but de comparer les résultats, en mode I, pour les deux cas d'interface lisse (IL) et avec rugosité réelle (IRR), il est proposé d'extraire l'effort normal (F_n) résultant aux bi-couches. Ce dernier sera tracé en fonction du saut de déplacement normal relatif moyen à l'interface $[U_n]$ au niveau de l'élément joint, afin de présenter la loi de comportement en mode I correspondante à la démarche suivie pour le traitement des données expérimentales de l'essai DTT (cf. figure III.12).

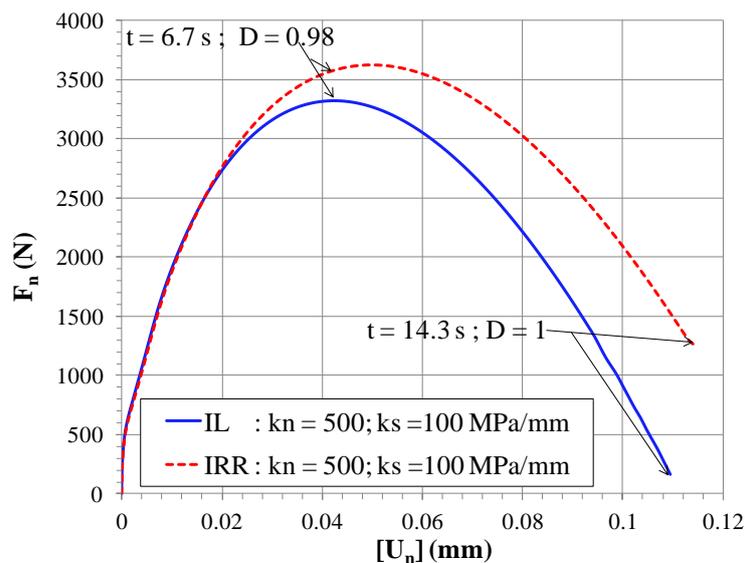


Figure III. 12 : Loi de comportement en mode I

- **Influence de la densité de maillage**

Pour toutes les simulations présentées, les éléments triangulaires à trois (3) nœuds de degré 1 sont utilisés. Il faut noter que dans Cast3M, les points de Gauss des éléments de joints de l'interface se coïncident avec les points nodaux. Par conséquent, à la fois la contrainte et la déformation ainsi que toutes les variables internes, telle que (l'énergie de décollement, les variables d'endommagement, etc.) sont également calculées aux points nodaux des éléments de l'interface. Plusieurs travaux antérieurs ont testé l'efficacité du modèle à effet de retard sur la régularisation vis à vis de la dépendance de maillage, notamment (Suffis, 2004), (Le Mauff, 2013). Dans le cas où l'effet retard est utilisé, la viscosité ajoutée par le modèle permet de stabiliser la réponse (Le Mauff, 2013). L'endommagement évolue de façon continue au cours du temps calculé par la méthode de Newton-Raphson. Le modèle à effet de retard est donc utile pour maintenir une solution indépendante du maillage. La taille retenue

présente un raffinement autour de l'interface dans la zone de sollicitation maximale (cf. figure III.9), elle est nécessaire pour la discrétisation de l'interface rugueuse (IRR). La taille des éléments à proximité de l'interface a été choisie à 1 mm. Ce choix est bien entendu à corrélérer à la macro texture de l'interface.

- **Influence du pas de temps (Δt)**

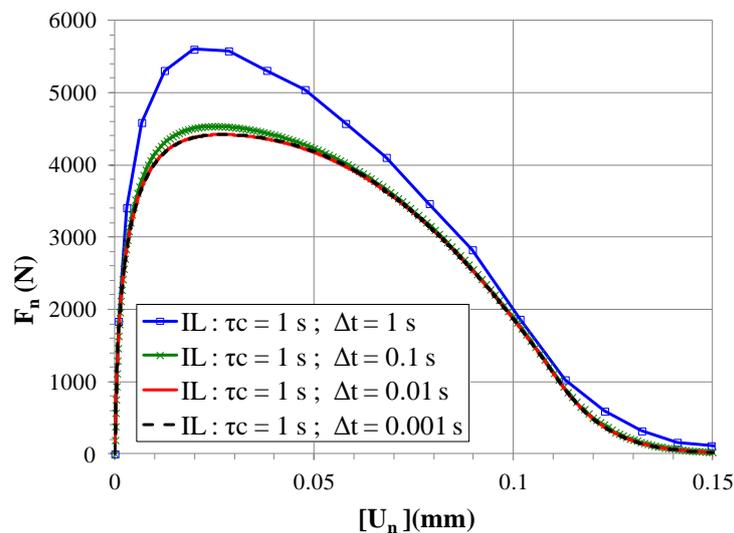
Afin de résoudre le problème sur tout le temps de chargement, une discrétisation temporelle est utilisée. Cette discrétisation fait intervenir un pas de temps qui sépare les différents instants auxquels une solution est recherchée. Ce pas de temps, Δt , est utilisé afin de déterminer la valeur de la variable d'endommagement (d_{n+1}) correspondante au temps $t+\Delta t$. Le schéma d'Euler implicite prend:

$$d_{n+1} = d_n + \Delta t \cdot \dot{d}_{n+1}$$

Ce schéma d'intégration temporelle étant connu pour être inconditionnellement stable, aucune condition n'est donc à donner au pas de temps (Le Mauff, 2013). Une étude de sensibilité du pas de temps est présentée pour quatre valeurs de 1 s à 0.001 s sur la figure III.13. A priori, pour des valeurs de pas de temps supérieures au paramètre (temps caractéristique) τ_c , des différences peuvent apparaître. Ceci est dû au fait que le modèle à effet retard impose une vitesse maximale d'endommagement :

$$k = \dot{d}_{\max} = 1/\tau_c \text{ ce qui impose que : } d_{n+1} \geq d_n + \Delta t \cdot \dot{d}_{n+1} = d_n + \Delta t / \tau_c$$

or la variable d'endommagement est bornée entre 0 et 1. Donc dans ce cas limite, pour bien prendre en compte le taux limite d'endommagement dans l'intégration numérique, il faut que Δt soit inférieur ou égale au temps caractéristique de l'endommagement maximal. On voit donc apparaître un pas de temps Δt maximum à prendre en compte lors des simulations, qui est de l'ordre de la valeur du paramètre τ_c . Sur les figures III.13-a et b, l'effet de pas de temps a été étudié pour deux temps caractéristique. Pour la suite de l'étude paramétrique, un pas de temps de 0.1 s a été retenu ($k = 10 \text{ s}^{-1}$). L'effet de temps caractéristique est étudié dans la section (§ III.2.1.3).



(a)



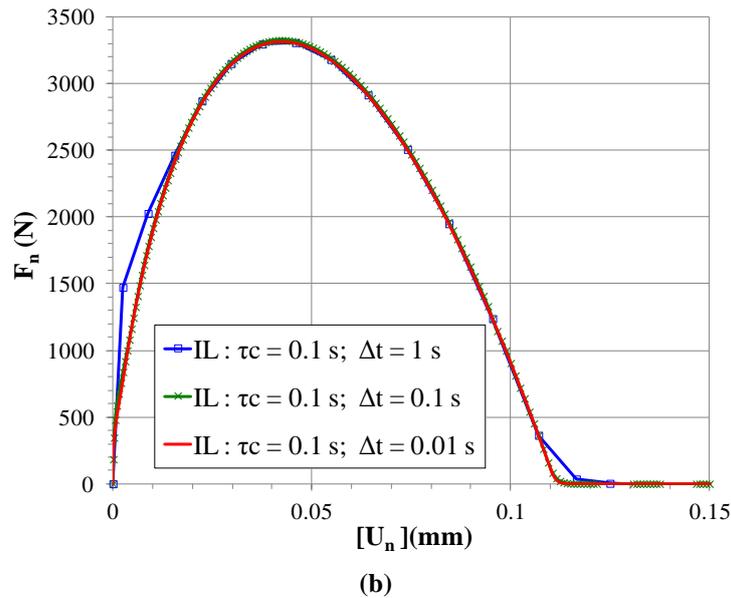


Figure III. 13: Effet de pas de temps pour deux temps caractéristiques : (a) Taux d'endommagement $k = 1s^{-1}$;
 (b) Taux d'endommagement $k = 10 s^{-1}$

III.2.1.2. Effet des paramètres mécaniques des couches d'enrobés

Dans le cadre de notre application dans les structures de chaussées, les matériaux utilisés sont les enrobés bitumineux thermosensible et viscoélastique. Ces matériaux sont connus par leurs modules complexes et leurs coefficient de Poisson fortement dépendants à la température de chargement et à la fréquence de sollicitation (NE 12697-26), (Chailleux, 2014; Delaporte et al., 2007). L'étude de sensibilité sur l'effet de module et du coefficient de Poisson des couches sur la loi du comportement en traction est présentée sur les figures III.14 et III.15.

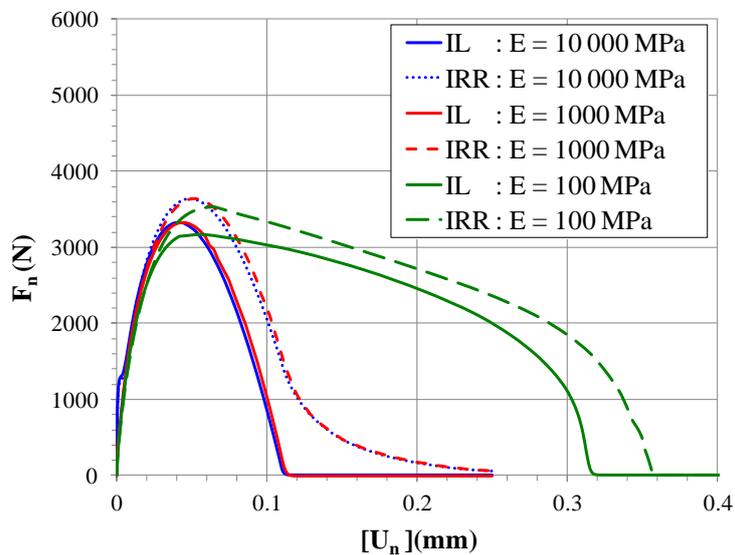


Figure III. 14 : Effet du module E des deux couches bitumineuses



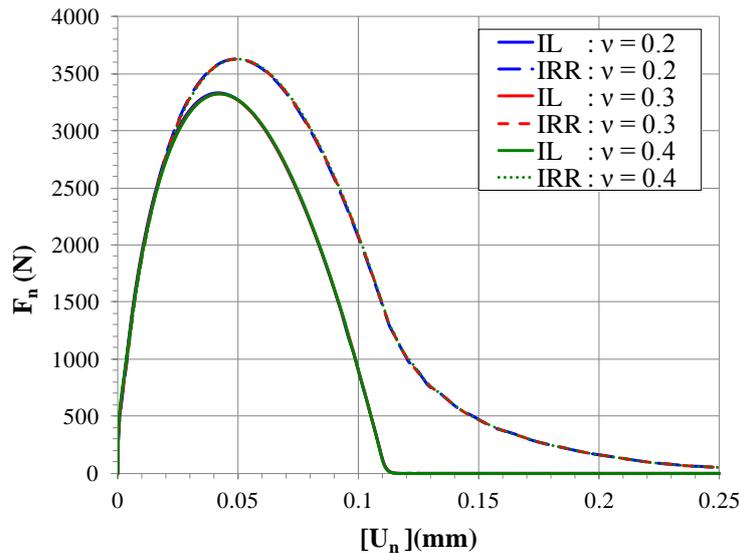


Figure III. 15 : Effet du coefficient de Poisson (ν) des deux couches bitumineuses

Sur la figure III.14, le module des couches influe légèrement sur la résistance maximale (F_{max}) en traction du bicouche initialement collé. Ce résultat peut montrer l'effet de l'endommagement des couches d'enrobé pendant le processus de décollement par traction de l'interface. En effet, l'analyse présentée dans le paragraphe (§ II.4.1.6-c) a montré la dominance de l'endommagement de l'interface par rapport à l'endommagement des couches pour cet essai. Par la suite, les résultats des simulations seront analysés avec l'hypothèse de module des couches élastiques équivalent (2000 MPa à la température 20°C) pendant le processus d'endommagement de l'interface.

Les résultats montrent que le module des couches et le coefficient de Poisson n'ont pas d'influence sur la résistance maximale en traction en mode I, dans les cas des interfaces (IL) et (IRR). La rugosité apporte plus de résistance et de la ductilité sur les courbes de loi de comportement $F_n - [U_n]$ sans modifier la raideur initiale pour le jeu de paramètres étudié. L'énergie de rupture G_{Ic} de l'IRR modélisée avec des considérations mésoscopiques est supérieure à celle de l'interface lisse (IL).

III.2.1.3. Effet des paramètres du modèle d'endommagement de l'interface

Une étude paramétrique est menée concernant l'influence de chaque paramètre du modèle d'endommagement notamment le premier paramètre de fragilité n , les raideurs normale et tangentielle initiales de l'interface et les paramètres de l'effet de retard (la vitesse maximale de l'endommagement k) et enfin les paramètres de propagation (l'énergie de décollement Y_c en mode I et le paramètre de couplage en mode mixte γ).

- **Paramètre de fragilité (n)**

Le paramètre (n) du modèle quasi-statique est un paramètre caractérisant l'état de fragilité de l'interface. D'après la figure III.16, si la valeur de n augmente, l'interface se fragilise. D'après les travaux de (Allix et al., 1996), n est égale à 0.5 pour les matériaux composites.



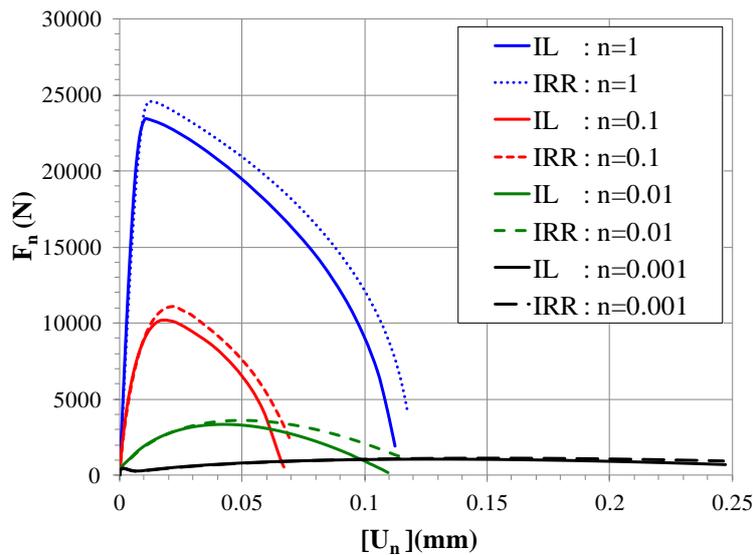


Figure III. 16 : Influence du paramètre n sur la loi de comportement en mode I $\tau_c = 0.1 s$

- **Paramètres de l'effet retard (τ_c)**

Le paramètre de l'effet retard (τ_c) joue le rôle d'un temps caractéristique limitant la vitesse maximale de l'endommagement. Ce dernier étant compris entre 0 et 1, la grandeur $D - \bar{D}$ ne peut pas dépasser 1 et la vitesse d'évolution de l'endommagement ne peut donc pas dépasser le taux maximal d'endommagement nommé k . Afin d'observer son influence sur le comportement de l'interface, il est proposé sur la figure III.17 des simulations pour différentes valeurs de k . En observant la courbe de réponse force-déplacement pour ces valeurs, une valeur de vitesse maximale d'endommagement k plus petite a tendance à augmenter le pic d'effort, et le taux de restitution d'énergie G_{Ic} . Ce dernier peut être interprété comme le travail fourni par l'unité de surface pour rompre l'interface en mode I. Il faut noter que lorsque les vitesses sont grandes (temps caractéristique faible), le modèle avec effet de retard coïncide avec le modèle statique pour un jeu de paramètres $k ; m$ choisis. Les simulations montrent que le paramètre τ_c influence fortement la solution. Il retarde la rupture finale lorsqu'il augmente, et il fait augmenter la force maximale. De même, l'énergie dissipée augmente lorsque que τ_c augmente et la vitesse d'endommagement k diminue. Une étude récente (Le Mauff, 2013) a développé un modèle d'endommagement à taux limité en proposant une loi entre l'énergie de décollement Y_c et le temps caractéristique τ_c . Il suffit d'évaluer la différence entre les dissipations des modèles avec et sans effet de retard pour identifier l'influence du temps caractéristique.



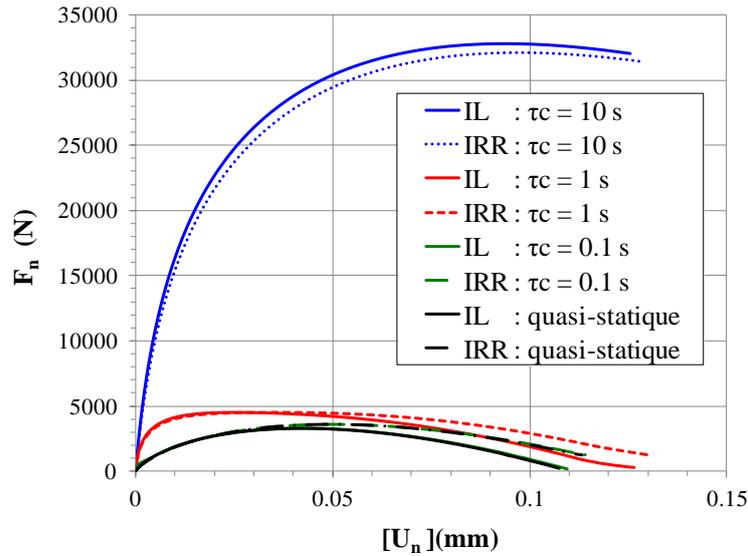


Figure III. 17 : Influence du temps caractéristique τ_c de l'endommagement sur la loi de comportement

D'après (Monerie and Acary, 2001), l'existence de solutions non régulières est une des difficultés majeures des modèles de zone cohésive. Les modèles de zone cohésive indépendants de la vitesse d'endommagement donnent donc lieu plus facilement à des sauts de solution. Pour pallier ces problèmes de solutions à saut, différentes régularisations ont été envisagées dans la littérature : évolution visqueuse de l'endommagement surfacique (Allix et al., 1995) , (Cangémi et al., 1996), (Chaboche et al., 2001) et (Monerie and Acary, 2001), modèles non locaux, raffinement de maillage, pilotage local de l'évolution de la décohésion. En effet, l'existence physique de cette viscosité n'est pas établie pour tous les matériaux. Dans notre application, la viscosité peut être identifiable pour l'adhésion de l'enrobé et de la couche d'émulsion viscoélastiques.

- **Paramètres de propagation (Y_c et γ)**

Le paramètre (Y_c) est un paramètre majeur en mode I, car celui-ci est directement lié à l'énergie surfacique dissipée ($J.m^{-2}$) pendant le processus de dégradation par décollement. Sur la figure III.18, pour des valeurs différentes de Y_c , il est constaté qu'une augmentation de la valeur de Y_c induit une augmentation du taux de restitution d'énergie. En effet, en cas d'interface lisse (IL), Y_c est égale à G_{Ic} . Cette énergie peut être évaluée en fonction de l'énergie dissipée pendant le processus de l'endommagement par l'équation suivante :

$$G_{Ic} = \frac{\omega_{dis}}{A} \tag{III.18}$$

avec $\omega_{dis} = \frac{2}{3} \cdot F_{max} \cdot [U_c]$ et $A = 0.09 \times 0.09 m^2$

Cependant en cas de l'interface rugueuse (IRR), les résultats montrent la contribution de la rugosité réelle en traction directe (mode I d'arrachement) par l'augmentation de l'énergie de rupture.

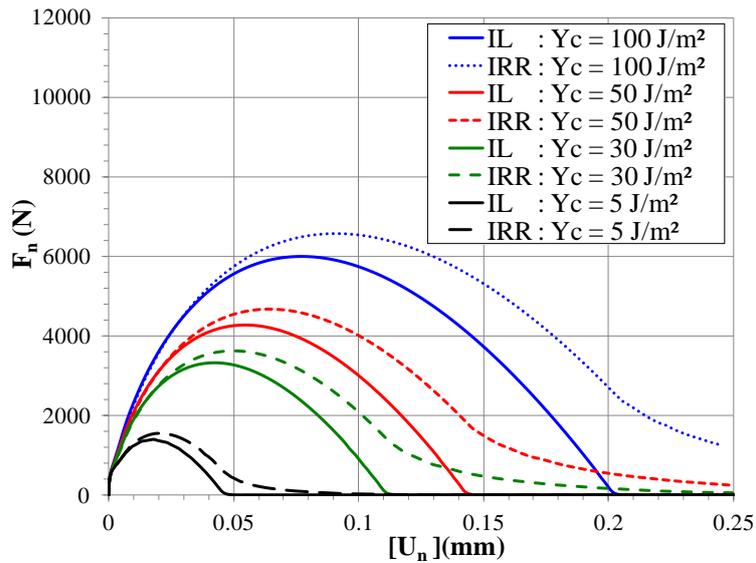


Figure III. 18 : Influence du paramètre Y_c avec $\gamma=0.1$; $k_n=500$ et $k_s=100$ MPa/mm

L'effet du paramètre de couplage (γ) sur la loi du comportement de l'interface lisse et rugueuse est présenté sur la figure III.19. Le paramètre γ n'a pas d'effet pour le cas d'interface lisse. Dans le cas d'interface rugueuse, un effet du paramètre de couplage sur la ductilité est détecté. Cependant, l'effet n'est pas remarquable pour le cas d'une interface de faible rigidité tangentielle ($k_s = 100$ MPa/mm). Le taux de restitution d'énergie de l'interface augmente en cas de sollicitation en mode mixte avec une rigidité tangentielle importante.

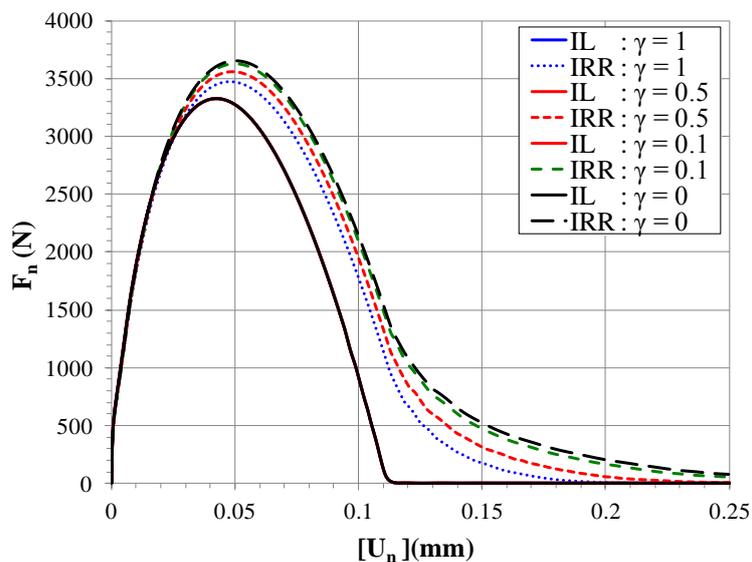


Figure III. 19 : Influence du paramètre γ avec $Y_c = 30$ J/m²

III.2.1.4. Effet des rigidités interfaciales élastiques initiales

Un aspect important du comportement des interfaces concerne leur déformabilité ou encore la loi de comportement qui décrit la relation contrainte-déplacement. Sur ces courbes, la raideur normale de l'interface (K_n) est décrite comme le taux de variation de la contrainte normale (σ_n) par rapport aux déplacements normaux (U_n). La raideur tangentielle (K_s) est définie également par la variation de la contrainte tangentielle (τ) par rapport aux déplacements tangentiels (U_t) (Goodman et al., 1968).

- **Rigidité normale (k_n)**

Une étude de sensibilité de la raideur normale a été effectuée avec différentes valeurs (10, 100, 500, 1000 et 2000 MPa/mm) pour deux raideurs tangentielles différentes sur la loi du comportement de l'interface aux deux échelles en utilisant les paramètres de référence du tableau III.1. Les résultats de simulations présentés sur les figures III.20 respectivement pour $k_s = 100$ et $k_s = 2000$ MPa/mm.

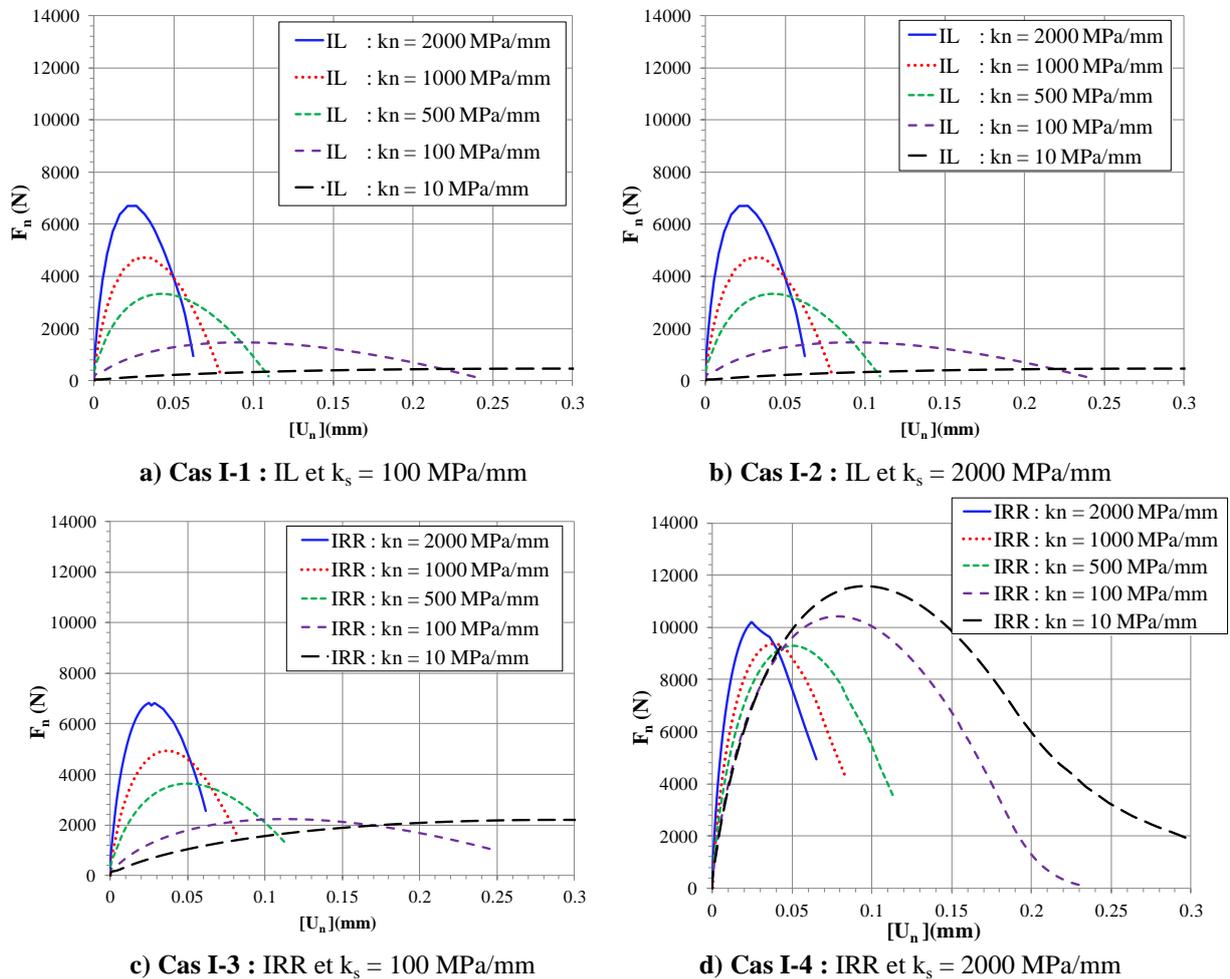
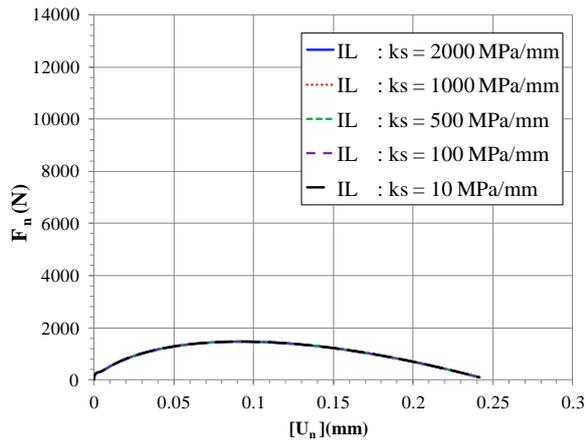


Figure III. 20: Influence de rigidité normale k_n sur la loi du comportement de l'interface en mode I

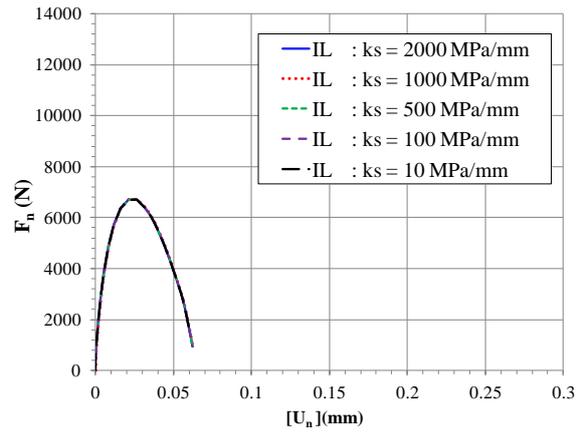
- **Rigidité tangentielle (k_s)**

Une étude de sensibilité de la raideur tangentielle a été effectuée avec différentes valeurs de rigidités tangentielles pour deux raideurs normales différentes (100 et 2000 MPa/mm) et toujours avec les paramètres de références donnés dans le tableau III.1. Les résultats sont présentés sur les figures III.21.

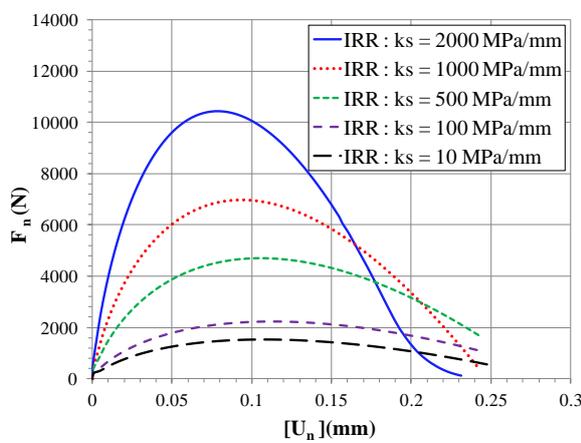




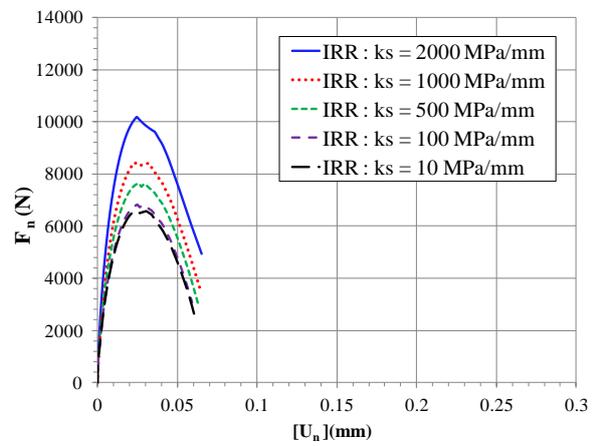
a) Cas I-1 : IL et $k_n = 100$ MPa/mm



b) Cas I-2 : IL et $k_n = 2000$ MPa/mm



c) Cas I-3 : IRR et $k_n = 100$ MPa/mm



d) Cas I-4 : IRR et $k_n = 2000$ MPa/mm

Figure III. 21 : Influence de la rigidité tangentielle k_s sur la loi du comportement de l'interface en mode I

• Analyse de l'effet de k_n et k_s en mode I

L'approche proposée consiste à comparer pour les différents cas de simulation la force maximale résultante (F_{max}), le taux de restitution de l'énergie critique en traction (G_{Tc}) et enfin la raideur équivalente élastique initiale (k_n)_{eq} en fonction de l'évolution des rigidités normale et tangentielle. L'analyse des résultats des figures III.20 et III.21 a permis de tirer les constatations suivantes :

- Pour l'interface lisse (IL), la rigidité tangentielle k_s n'a aucune influence sur la résistance en traction en mode I pur (cas I-1 et cas I-2). Par contre, cette résistance évolue significativement en fonction de la rigidité normale k_n .
- Pour l'interface rugueuse (IRR), il s'agit d'un mode mixte (cas I-3 et cas I-4). Dans ce cas, les rigidités normale et tangentielle k_n et k_s influent ensemble sur la résistance en traction en fonction du paramètre de couplage (γ). Pour cette étude $\gamma = 0.1$.

Afin d'identifier le critère de rupture de l'interface avec l'essai de traction, les forces maximales normalisées ($(F_{max})_i / F_{max}$) sont présentées à chaque fois en fonction d'un paramètre d'évolution de la rigidité noté:

$$\eta_n = \eta(k_n) = \frac{(k_n)_i}{(k_n)_{max}} ; \eta_s = \eta(k_s) = \frac{(k_s)_i}{(k_s)_{max}} \quad (III.19)$$

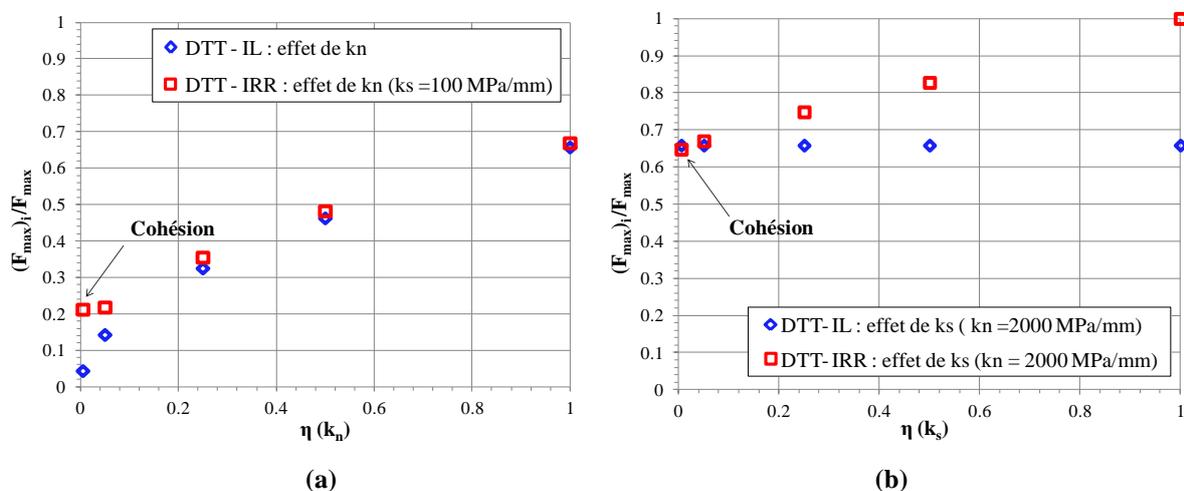
avec : $(F_{max})_i$ représente la force maximale correspondante à chaque cas de simulation avec $(k_n)_i$,

F_{max} correspond à la force maximale résultante avec $(k_n)_{max} = (k_s)_{max} = 2000 \text{ MPa/mm}$.

Dans un premier lieu, l'effet des raideurs sur la résistance en traction est étudié. Les résultats de la figure III.22-a montrent que l'augmentation de la valeur de la rigidité normale dans tous les cas étudiés IL (cas I-1 et I-2) ou IRR (cas I-3) à des faibles rigidités tangentielles (égale à 100 MPa/mm) entraîne une augmentation de la résistance maximale en traction. Cependant pour le (cas I-4) avec une raideur tangentielle importante, l'évolution de F_{max} présente un point d'inflexion pour les raideurs normales les plus faibles (10 et 100 MPa/mm). Pour ces cas, il s'agit d'un phénomène de dilatance des aspérités suivant la normale avec une résistance au glissement importante résultante de la raideur tangentielle de 2000 MPa/mm. En outre, l'évolution de la résistance maximale dans le cas d'interface lisse (IL), peut être caractérisée par une loi bilinéaire (commence par 0) à pente décroissante quand la raideur normale augmente. L'évolution de la résistance maximale à la traction dans le cas de la méso-modélisation peut être caractérisée par une loi bilinéaire avec une cohésion à une rigidité normale quasi-nulle et une raideur tangentielle initiale. La cohésion est plus importante lorsque k_s augmente.

Pour étudier l'effet de la raideur tangentielle sur la résistance en traction, les effets de l'évolution de k_s pour les différents cas précédemment étudiés sont superposés sur la figure III.22-b. Pour le cas de l'interface lisse (IL), la rigidité tangentielle (k_s) n'a pas d'influence sur le comportement en mode I. Cependant, l'évolution de la résistance maximale en traction est linéaire en fonction de la raideur tangentielle dans le cas de l'interface rugueuse (IRR).

L'interface rugueuse en traction possède une cohésion/ résistance pour une raideur normale nulle, qui évolue positivement avec la raideur tangentielle.



En second lieu, si on s'intéresse au critère de propagation énergétique associé à G_c . La variation de l'aire sous la courbe ($F_n-[U_n]$) de l'interface endommagée dépend du couple de raideurs initiales. La figure III.23-a, met en évidence l'influence de l'évolution de la raideur normale $\eta(k_n)$ sur le taux de restitution d'énergie critique en mode I (G_{Ic}). Les valeurs du taux de restitution d'énergie sont normalisées par la valeur d'entrée du modèle (Y_c): énergie de décohésion en mode I pur égale à 30 J/m². Les résultats, présentés sur la figure III.23-a, montrent que pour la macro-modélisation (IL) l'augmentation de la valeur de la rigidité normale k_n n'a pas d'effet direct sur le taux de restitution de l'énergie. Néanmoins, dans le cas de l'interface rugueuse (IRR), (cas I-3 et I-4), l'augmentation de la

valeur de la rigidité normale k_n fragilise l'interface. Cet effet est plus prononcé dans le cas de la méso-modélisation avec une raideur tangentielle importante égale à 2000 MPa/mm (figure III.20-d).

Ensuite, sur la figure II.23-b, la raideur tangentielle k_s n'a pas une d'influence sur le taux de restitution d'énergie pour l'interface lisse (IL). Cependant, en cas de l'interface rugueuse (IRR), lorsque k_s augmente elle induit plus de ductilité sur le comportement. C'est-à-dire le taux de restitution d'énergie augmente avec k_s . Ce phénomène est plus prononcé pour des raideurs normales plus faibles (cas I-3).

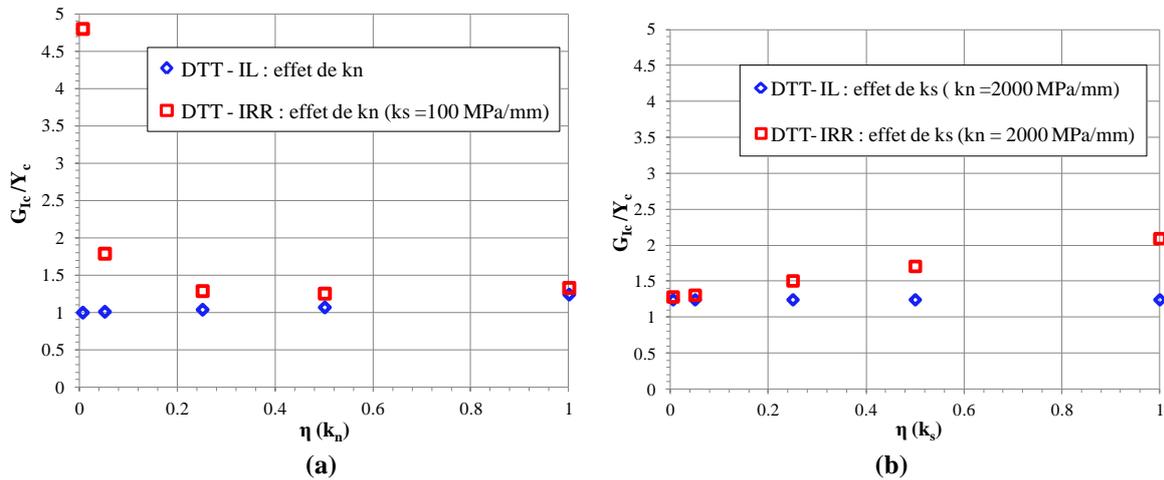


Figure III. 23 : Evolution du taux de restitution d'énergie critique G_c (avec $Y_c = 30$ J/m²) en fonction de l'évolution de : a) la rigidité normale ; b) la rigidité tangentielle

En effet, les évolutions d'endommagement au niveau de l'interface pour les deux cas de modélisations sont présentées sur la figure III.24. En effet, l'aire sous la courbe représente l'énergie dissipée notée w_{dis} , ce qui signifierait que si w_{dis} augmente, l'endommagement est plus réparti en cas d'interface rugueuse. Ce qui explique que dans le cas d'interface rugueuse (IRR), l'énergie G_{Ic} de décollement en mode I est supérieure à Y_c . Néanmoins, pour le cas d'interface lisse, l'endommagement est plus localisé. Ce qui explique que dans le cas d'interface lisse (IL), l'énergie G_{Ic} de décollement en mode I est égale à Y_c .

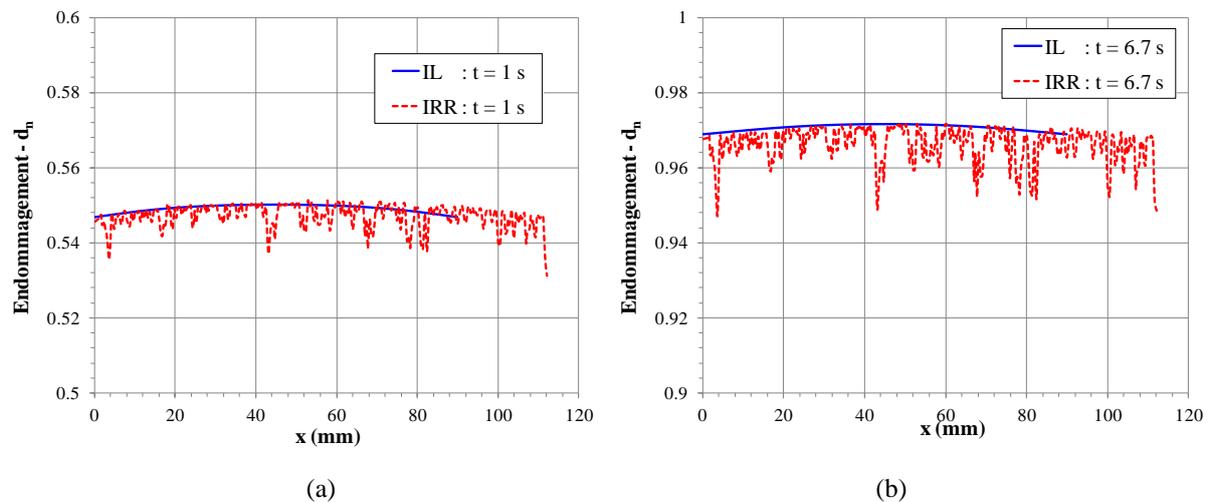


Figure III. 24 : Evolution de l'endommagement au niveau de l'interface avec $\eta_n = 0.25$ et $\eta_s = 0.05$: (a) à $t=1$ s ; (b) au pic à $t=6.7$ s



L'étude de l'effet des rigidités sur les raideurs équivalentes sera présenté dans la section (§ II.2.3) en comparaison avec les effets des mêmes paramètres dans le cas de l'essai DST.

III.2.1.5. Bilan sur l'étude en mode I

En conclusion, en cas de modélisation macroscopique (mode I pur), les paramètres influant sur le comportement de l'interface lisse sont principalement : le temps caractéristique τ_c , la rigidité normale k_n et l'énergie de décollement Y_c . En cas de modélisation mésoscopique, la rugosité géométrique et la raideur tangentielle apportent une ductilité sur la loi de comportement de l'interface en mode I. Cependant, l'apport de la rugosité sur la résistance en traction reste négligeable et dépend principalement du paramètre de couplage γ et de la raideur tangentielle k_s .

Le mode I étant maintenant étudié séparément. La même démarche est entreprise pour le mode de cisaillement « pur ».

III.2.2. Mode II : Cisaillement, essai DST

Dans cette section, l'influence des paramètres précédemment étudiés en mode I, seront étudiés pour le cas d'un essai de cisaillement avec les paramètres de référence du tableau III.1.

III.2.2.1. Maillage, conditions aux limites, hypothèses

L'éprouvette modélisée ici est l'éprouvette DST présentée au chapitre II. La modélisation considère la symétrie de l'éprouvette 2D (cf. figure III.25). Des éléments joints à deux nœuds (RAC2 dans Cast3M) sont utilisés pour l'interface face à des éléments triangulaires à trois nœuds (TRI3 dans Cast3M) pour le matériau. Ce choix a été retenu pour une meilleure description géométrique de la rugosité. Le maillage et les conditions aux limites associées au modèle DST symétrique sont présentés sur la figure III.25 pour le cas de l'interface lisse et rugueuse.

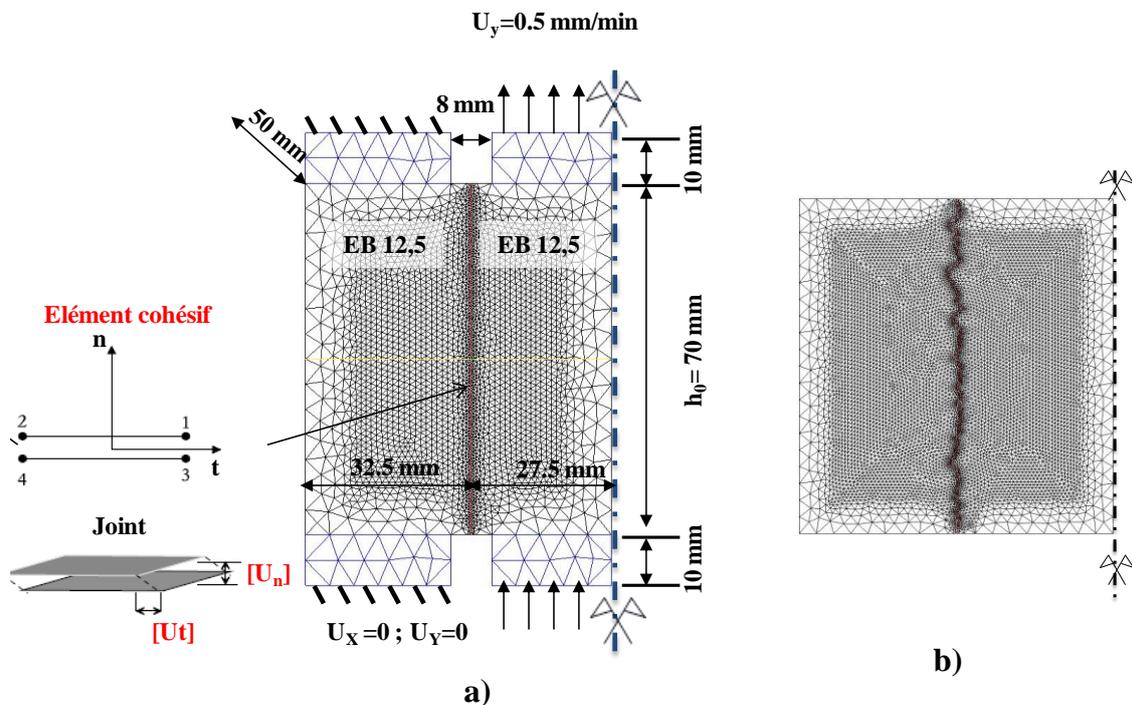


Figure III. 25 : Essai double cisaillement (DST) : (a) macro modélisation; (b) méso modélisation

- **Méthode d'extraction des résultats de calcul en éléments finis**

Les simulations présentées dans le cas-IL, correspondent à maillage avec une taille élémentaire de 10 mm pour le matériau avec un raffinement d'élément à l'interface de 1 mm (figure III.26-a). Dans le cas IRR, la taille des éléments pour le matériau est de 3 mm et de 0.3 mm à l'interface (cf. figure III.26-b).

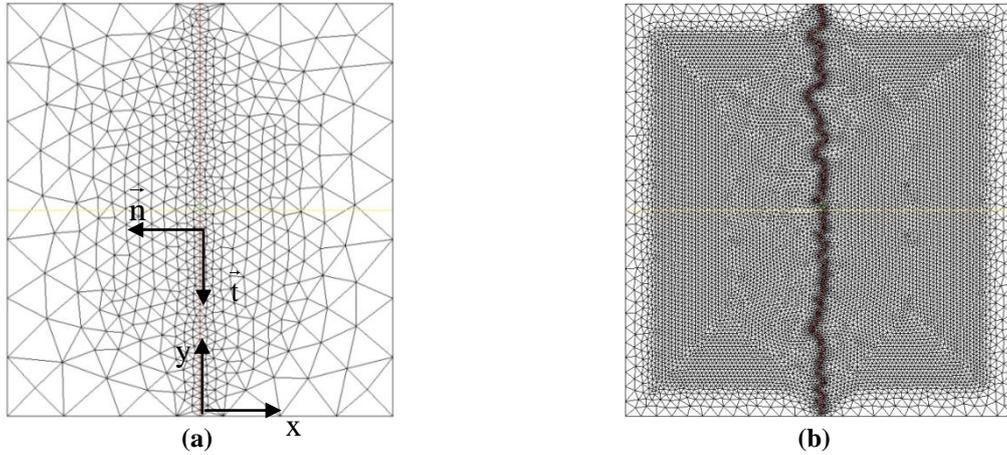


Figure III. 26 : Maillages des deux modélisations: (a) macro (IL) et (b) méso (IRR)

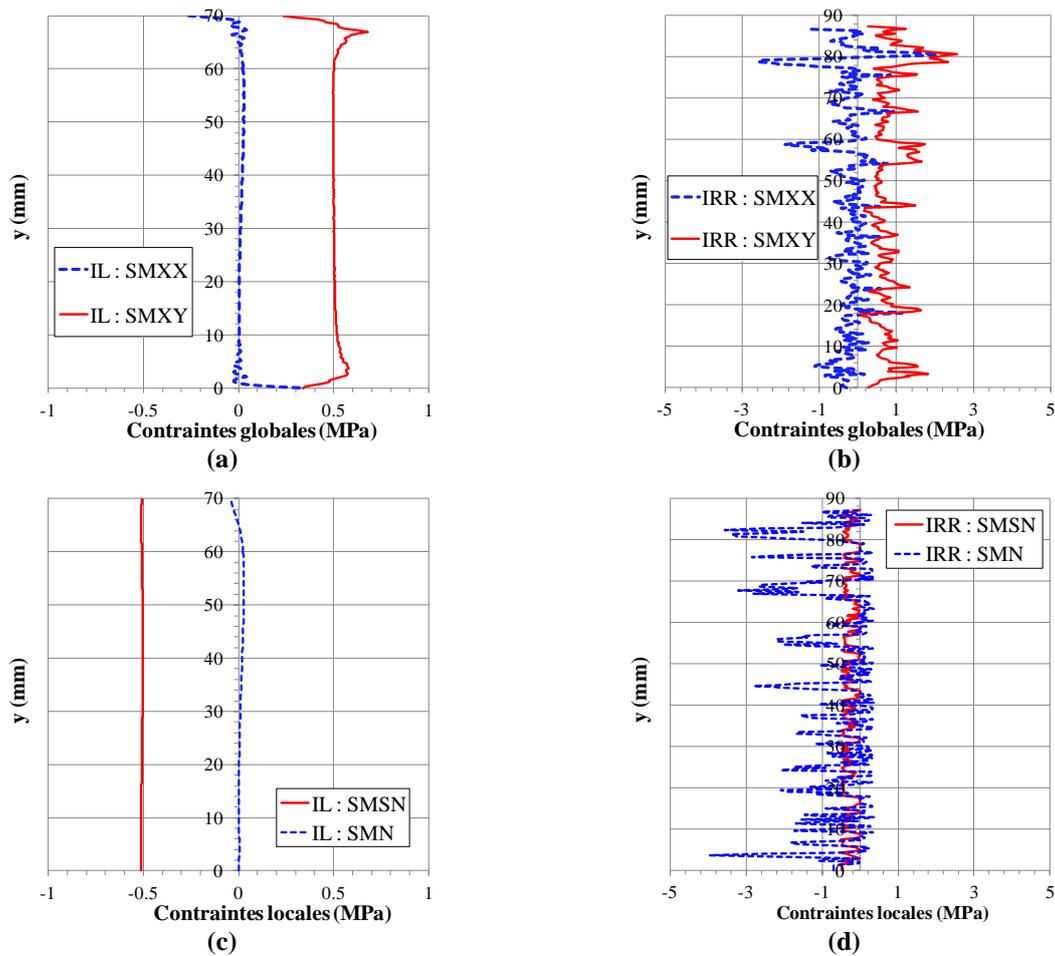


Figure III. 27 : Comparaison des modélisations à deux échelles: Répartition des contraintes de cisaillement σ_{xy} , normale σ_{xx} à l'échelle globale (\vec{x}, \vec{y}) ; de contraintes normale SMN (σ_n) et tangentielle SMSN (τ) avec le repère local (\vec{n}, \vec{t}) à $t=22.5s$

Les courbes de la figure III.27 présentent la répartition des valeurs de contraintes de traction et de cisailage aux interfaces (IL et IRR) pour les échelles locale (\vec{n}, \vec{t}) et globale (\vec{x}, \vec{y}).

D'après les résultats des figures III.27, la contrainte de cisailage est constante dans la partie centrale sur 50 mm. 10 mm d'effets de bords sont à considérer dans le cas-IL. La contrainte de normale est nulle pour le cas-IL. Cependant en cas de rugosité géométrique de l'interface, les résultats montrent qu'il s'agit d'un mode mixte. On constate que SMXX reste faible en moyenne. Les variations ne sont liées qu'à des singularités. Les champs de contraintes de Von Mises des deux modélisations sont présentés sur la figure III.28.

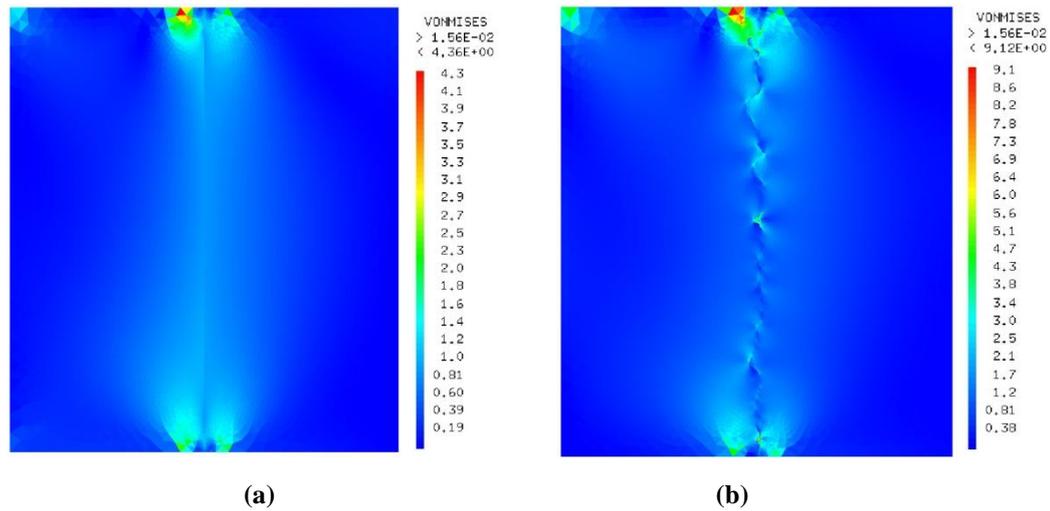


Figure III. 28 : Champs de contraintes de Von Mises des deux modélisations : (a) macro et (b) méso

La conclusion de tout ça ne peut être que la modélisation méso permet d'accéder à une meilleure description locale indispensable à la description du phénomène de rupture à l'interface. D'où la nécessité de recourir à la modélisation méso pour revenir ensuite au macro.

L'utilisation d'un joint rugueux permet de modéliser la loi de comportement élasto-plastique d'un joint de type dilatant. La rugosité géométrique apporte l'effet dilatant au joint initialement lisse non dilatant. Les déformées de l'éprouvette DST est présentée sur la figure III.29. La courbe de dilatace au point OM est présentée sur la figure III.30.

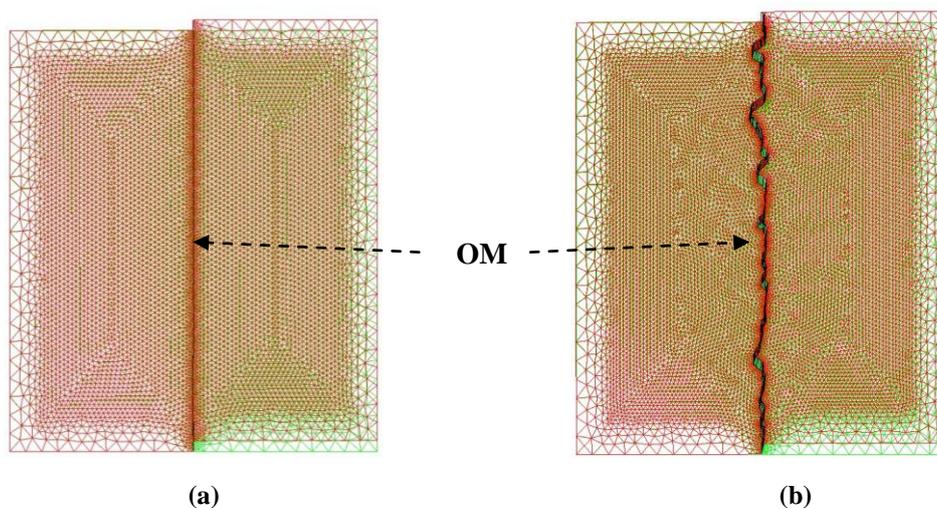


Figure III. 29 : Les déformées de DST: (a) macro (lisse) et (b) méso (rugo)

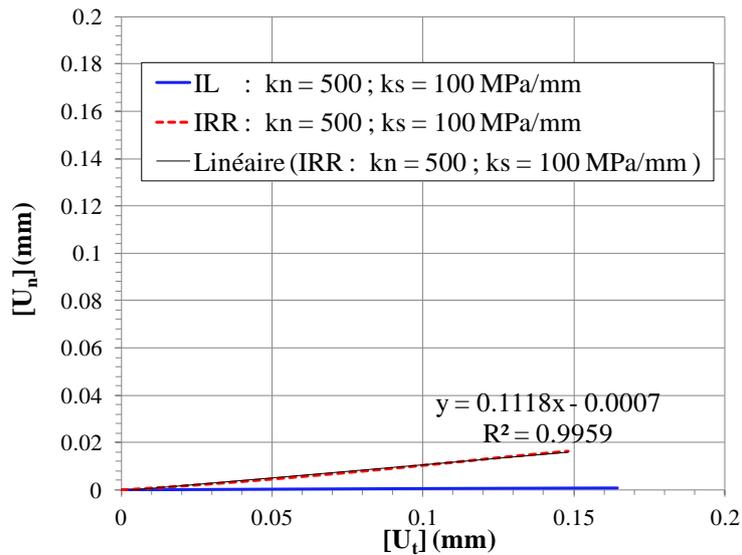


Figure III. 30 : Courbe de dilatace point OM : saut de déplacement normal $[U_n]$ vs $[U_t]$

Pour la suite de l'étude afin de comparer les lois de comportement des deux cas (IRR) et (IL), il est proposé d'extraire sur les faces de casques centraux, la force résultante F engendrée par l'application d'un déplacement imposée de 0.5 mm/min. Pour le saut de déplacement, à l'échelle globale, il convient d'extraire les déplacements de part et d'autres des casques supérieures et inférieures (cf. figure III.31). Cependant à l'échelle locale, il s'agit d'un saut de déplacement moyen à l'interface en fonction de la contrainte moyenne à l'interface (cf. figure III.32).

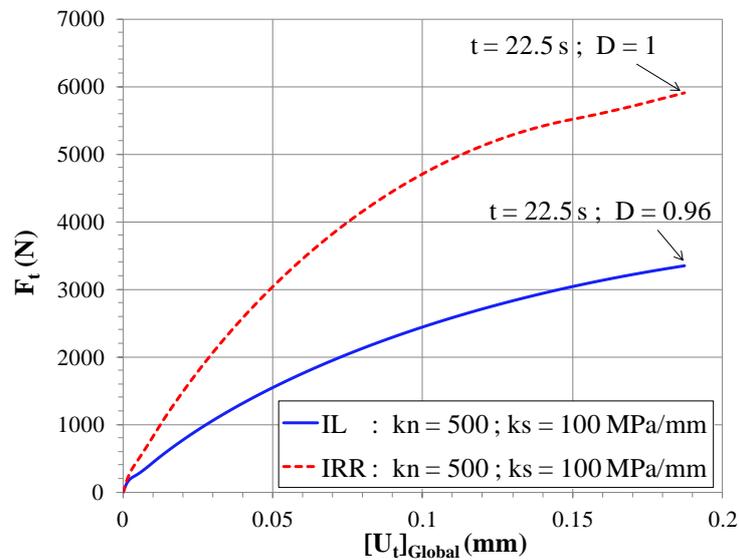
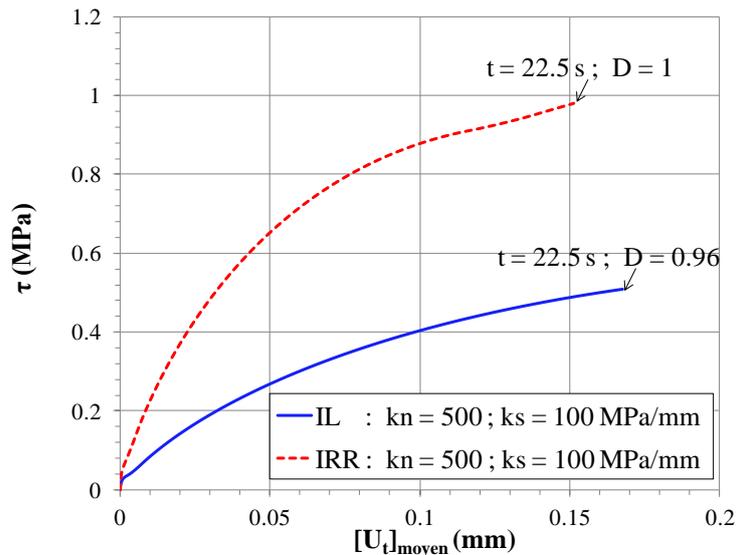


Figure III. 31 : Loi de comportement de l'interface à l'échelle globale : Force résultante F_t vs. Saut de déplacement tangentiel aux casques $[U_t]$





(a)

Figure III. 32 : Loi de comportement de l'interface à l'échelle locale : Contrainte moyenne τ vs. Saut de déplacement tangentiel moyen $[U_t]$

- **Effet des paramètres de discrétisation spatiale et temporelle**

L'étude de l'influence de la taille de densité de maillage et du pas de temps a été effectuée pour la méso et macro modélisation. Les résultats de simulations avec les différents cas de maillage montrent l'efficacité du modèle à effet de retard à supprimer la dépendance à la densité de maillage. Le maillage retenu est présenté sur la figure III.26. Il correspond pour la macro modélisation à un maillage pour le matériau avec une taille de 10 mm et une taille locale à l'interface de 1 mm. Cependant pour la méso modélisation, la taille locale est égale à un quart de la hauteur moyenne des aspérités (0.3 mm) et une taille de 3 mm pour le matériau. Le pas de temps 0.1 s est retenu pour le cas de l'essai de cisaillement avec un τ_c égale à 0.1s.

III.2.2.2. Paramètres liés aux couches d'enrobés

La figure III.33 présente une étude de sensibilité de l'effet du module des couches (E) sur la loi de comportement de l'interface. Pour la modélisation macroscopique, le module de Young des couches n'influe pas sur la loi du comportement de l'élément de joint lisse. Cependant, en cas de modélisation mésoscopique, la loi de comportement est influencée par le module d'élasticité des couches au voisinage de l'interface endommageable. Ce phénomène correspond à une description du phénomène de dilatance dans le cas de l'interface rugueuse (IRR). Cependant, aucune évolution des courbes Effort-Déplacement n'est constatée du fait d'une variation du coefficient de Poisson (ν) dans la gamme des valeurs considérées.

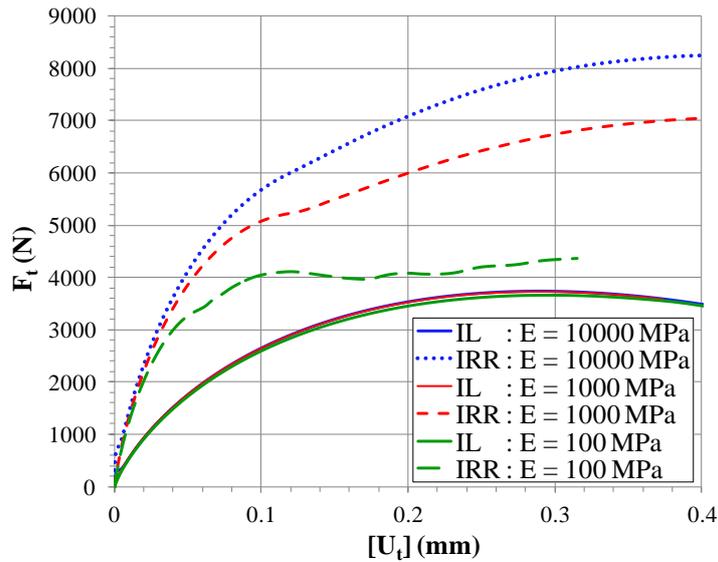


Figure III. 33 : Effet du module E des deux couches bitumineuses

III.2.2.3. Paramètres du modèle d'endommagement d'interface

Dans cette section, l'effet des deux paramètres du modèle d'endommagement notamment la fragilité (n) en quasi-statique et le temps caractéristique de l'effet de retard sont étudiés dans le cas de l'essai de cisaillement DST.

- **Paramètre de fragilité (n)**

L'effet de la fragilité (n) est présenté sur les figures III.34 pour les interfaces IL et IRR. Les résultats montrent les mêmes tendances que celles issues de l'essai de traction. La résistance en traction en mode I et II pour $n=1$ est de l'ordre à 25 000 N pour le cas de l'interface lisse et rugueuse.

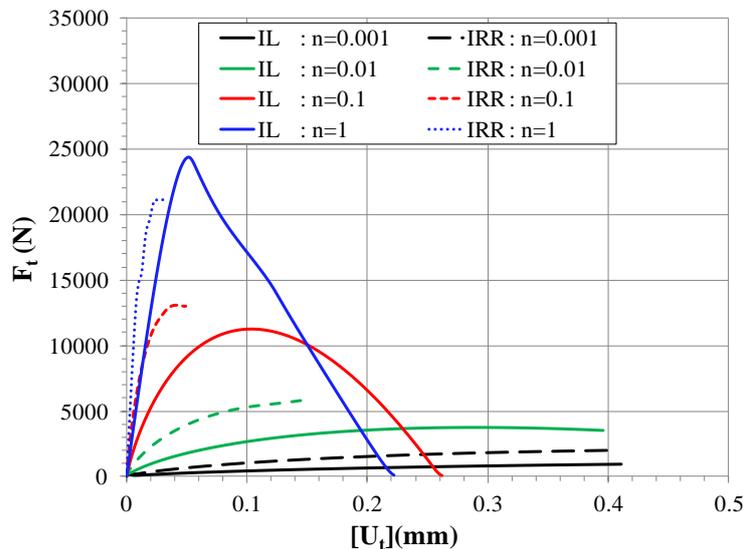


Figure III. 34 : Influence du paramètre n sur la loi du comportement en mode II



- **Effet du temps caractéristique (τ_c)**

L'effet du temps caractéristique (τ_c), correspondant à l'inverse de la vitesse ou taux maximal d'endommagement (k), est étudié dans les figures III.35. Ces résultats sont similaires à ceux issus l'essai de traction. Cependant, l'effet retard est plus remarquable dans le cas de l'interface rugueuse à faible vitesse d'endommagement. L'utilisation d'un modèle avec effet de retard permet d'obtenir une indépendance des résultats à la finesse du maillage. Cependant, il existe un choix de la densité de maillage et du pas de temps en fonction du temps caractéristique τ_c du modèle à effet de retard sans alourdir les simulations en termes de temps de calcul. D'après (Gornet et al., 2000), la version du modèle à effet de retard permet d'assurer l'objectivité de la réponse jusqu'à la phase ultime de la rupture (Ladeveze, 1995). Les coefficients optimums sont déterminés tels que les résultats soient identiques pour les modèles avec ou sans effet de retard.

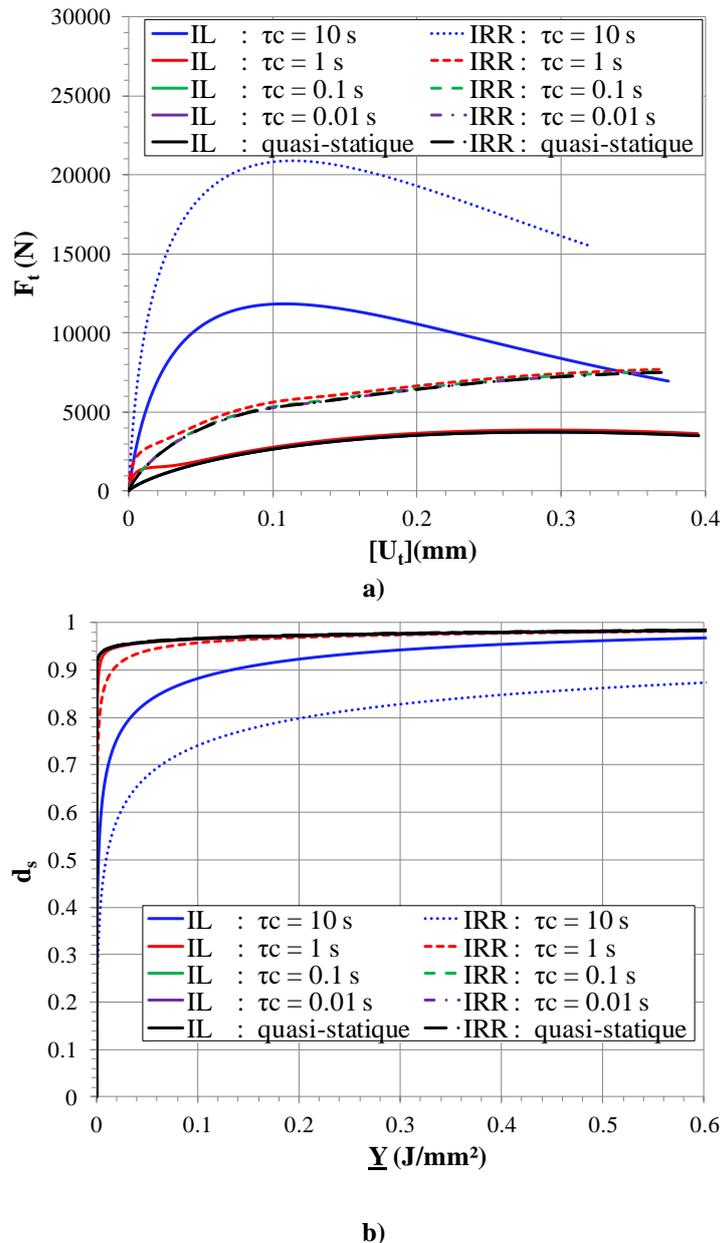


Figure III. 35 : Influence du temps caractéristique τ_c sur : (a) loi de comportement en mode II ; (b) Endommagement d_s vs. taux de restitution d'énergie équivalent \underline{Y}

- **Paramètres de propagation (Y_c et γ)**



Le modèle de zone cohésive utilisé développe un endommagement « d » isotrope en mode mixte basé sur un critère énergétique équivalent aux deux modes de sollicitation. L'expression de l'endommagement dépend principalement du taux de restitution d'énergie équivalent \underline{Y} (cf. Eq III.5). Dans cette étude, il est intéressant de visualiser l'effet du paramètre de couplage γ et de l'énergie critique de décollement en mode I (Y_c) sur la loi de comportement en mode II pour les paramètres de raideurs $k_n = 500$ et $k_s = 100$ MPa/mm et pour 0.1 et les paramètres de références du tableau III.1.

Les figures III.36 présentent l'effet de Y_c sur la loi du comportement de l'interface IL et IRR. La rugosité améliore significativement la résistance au cisaillement de l'interface. L'énergie Y_c en mode II, influe sur la propagation de l'endommagement. L'interface est plus ductile lorsque Y_c augmente. Cependant, l'énergie n'influe pas sur la raideur initiale de la loi de comportement en cisaillement.

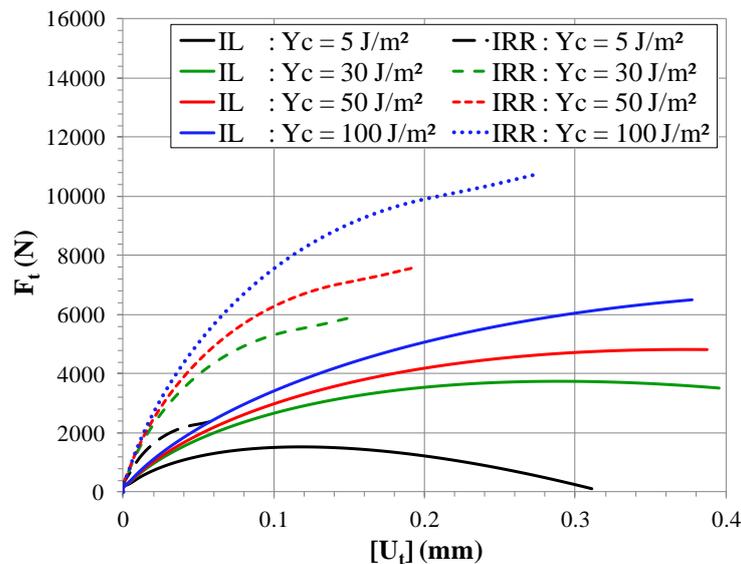


Figure III. 36 : Effet d' Y_c en mode II avec $\gamma=0.1$

Les superpositions des lois de comportement de l'interface avec différentes valeurs de paramètre de couplage γ sont données sur la figure III.35. Contrairement au mode I pur, le paramètre de couplage influe sur l'énergie de décollement en mode II pur dans le cas de l'interface lisse (cf. figure III.20).

Pour le cas de l'interface lisse (IL), l'énergie critique de rupture en mode G_{cII} est égale à Y_c pour $\gamma=1$ et G_{IIc} est 10 fois supérieure à Y_c pour $\gamma = 0.1$ en mode II pur avec un comportement radoucissant.

Pour le cas de l'interface rugueuse (IRR), le paramètre de couplage γ permet de gérer le critère de propagation en mode mixte. L'augmentation de ce paramètre maximise l'énergie dissipée par endommagement en mode II. Il permet de modéliser les différents comportements en élasto-plasticité :

- Lorsque γ égale à zéro, il s'agit d'un comportement élastique. Le taux de restitution d'énergie équivalent \underline{Y} ne dépend pas de l'énergie dissipée en mode II,
- Lorsque γ est supérieur à 0.5, il s'agit d'un comportement radoucissant et un écrouissage négatif,
- Lorsque γ est inférieur à 0.5, il s'agit d'un comportement durcissant et un écrouissage positif.

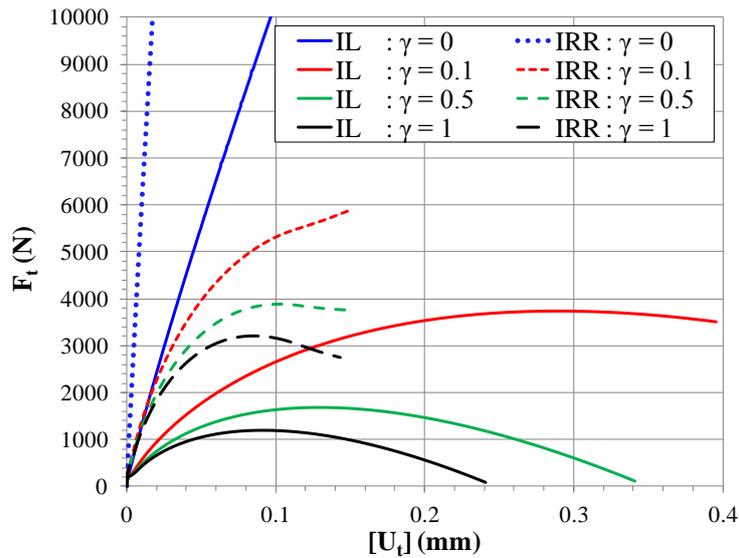


Figure III. 37 : Effet du paramètre de couplage avec $Y_c = 30 \text{ J/m}^2$

III.2.2.4. Effet des rigidités interfaciales initiales

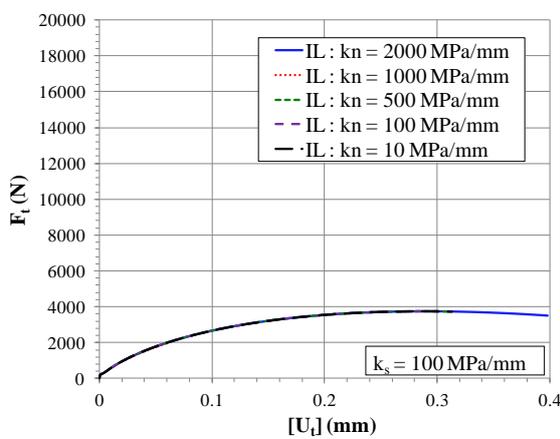
Une étude de sensibilité de la résistance au cisaillement de l'interface endommageable (IL) et (IRR) vis-à-vis aux raideurs élastiques initiales est présentée dans cette section pour l'essai DST pour les cas mêmes précédemment décrits pour DTT (§ II.2.1.4).

- **Rigidité normale (k_n)**

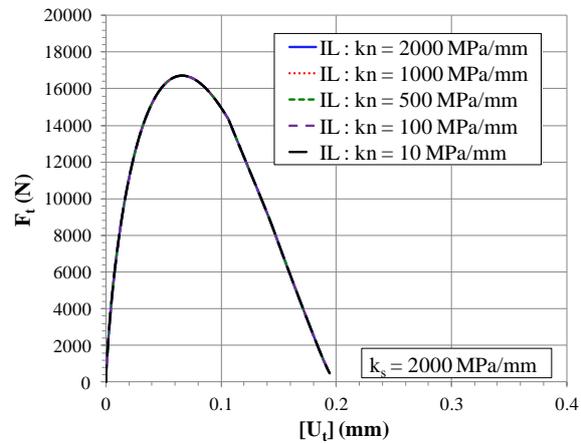
L'étude de sensibilité de l'effet de la rigidité normale initiale élastique k_n dans le cas de l'interface lisse et rugueuse est présentée dans les figures III.38. Les courbes de lois de comportement de l'interface sont arrêtées lorsque la valeur de l'endommagement atteint la valeur de 1. Il s'agit à chaque fois de présenter la résultante F_t en fonction du saut de déplacement moyen à l'interface.

Dans le cas IL (cas II-1 et II-2), la rigidité normale k_n n'a aucune influence sur la résistance en cisaillement en mode II pur. Par contre, cette résistance évolue significativement en fonction de la rigidité tangentielle k_s . En revanche, dans le cas où le mode mixte est activé par la rugosité géométrique, (cas II-3 et cas II-4), la rigidité normale initiale k_n influe sur la rigidité équivalente, sur le seuil de F_{max} et l'énergie de rupture en cisaillement en fonction de la raideur tangentielle k_s^0 . Dans ces cas, le joint rugueux de l'(IRR) est initialement imbriqué et fermé avec une raideur normale et tangentielle élastique initiale avant le début de l'endommagement. Le modèle de zone cohésive d'Allix-Ladevèze propose un endommagement isotrope. Le cisaillement débute par la séparation de la surface du joint et la création d'une ouverture dépendante de la raideur k_n . Au début du cisaillement, une dilatance se produit à cause des aspérités pour des valeurs faibles de rigidité normale k_n . Les effets du mouvement le long des aspérités sont moins marqués avec une forte raideur normale (k_n égale à 2000 MPa/mm). Dans ce cas, un phénomène non linéaire de butée au niveau des aspérités se développe, qui cause une rupture des aspérités avec des niveaux de déplacement relatif tangentiel à l'interface faible. Dans la nature, ce sont les granulats qui se cassent. A titre d'exemple, cf. figure III.36-c, pour une raideur tangentielle k_s égale à 100 MPa/mm et normale $k_n = 2000 \text{ MPa/mm}$, l'endommagement atteint la valeur critique de 1 à un $[U_t]$ à l'interface de l'ordre de 0.08 mm en comparaison avec une valeur de $[U_t]$ de 0.4 mm pour le joint ayant une raideur normale de 10 MPa/mm avec la même raideur tangentielle.

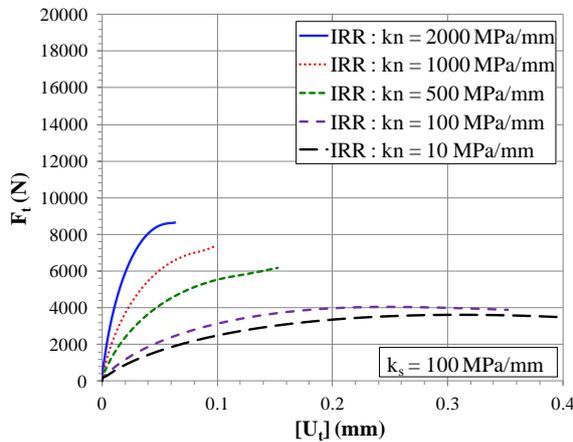
Pour la suite de l'étude ($F_{max,i}$) correspond à la force maximale résultante avant l'endommagement total de l'interface ($d=1$).



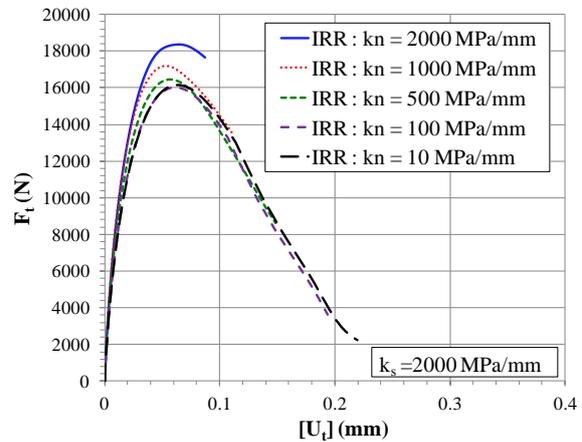
a) Cas II-1 : IL et $k_s = 100$ MPa/mm



b) Cas II-2 : IL et $k_s = 2000$ MPa/mm



c) Cas II-3 : IRR et $k_s = 100$ MPa/mm

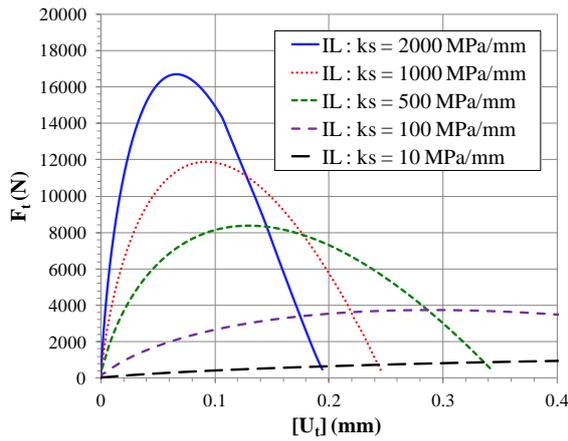


d) Cas II-4 : IRR et $k_s = 2000$ MPa/mm

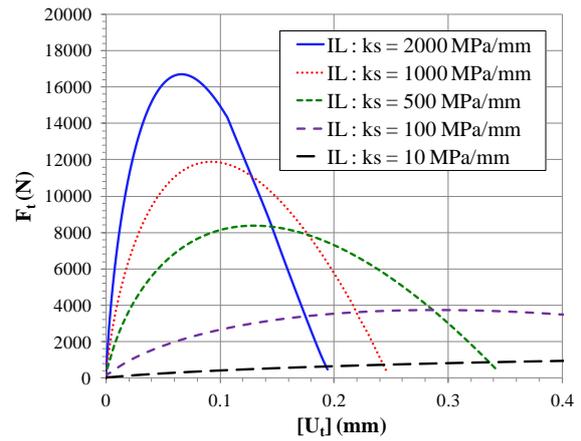
Figure III. 38 : Influence de la rigidité normale élastique initiale k_n

- **Rigidité tangentielle (k_s)**

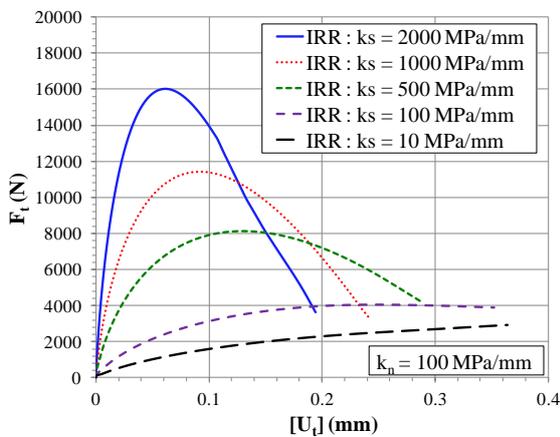
L'étude de sensibilité de l'effet de la rigidité tangentielle k_s en mode II dans le cas de l'interface lisse et rugueuse est présentée dans les figures III.39. Dans le cas de l'interface lisse (cas II-1 et II-2), la rigidité tangentielle joue le rôle d'un paramètre de fragilité sur la loi de comportement de l'interface en mode II pur. Pour le cas II-3 de faible valeur de k_n , les aspérités peuvent se dilater, ce qui permet le cisaillement des aspérités. Cependant pour les grandes valeurs de k_n (cas II-4), l'endommagement se produit par la rupture des aspérités en contact. Ce qui confirme les constatations précédemment trouvées. En conclusion, avec le modèle de zone cohésive visco-élastoplastique à endommagement isotrope, pour les faibles valeurs de raideur tangentielle k_s avec une grande valeur de k_n , un phénomène de butée se développe au niveau des aspérités de l'élément joint rugueux. En revanche pour des faibles raideurs normales k_n très inférieur à k_s il s'agit d'un phénomène de dilatance des aspérités.



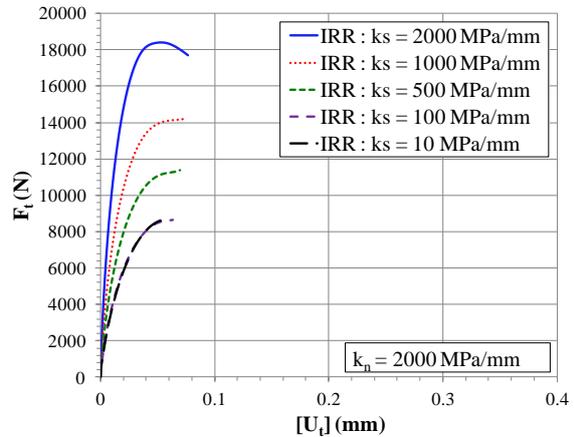
a) Cas II-1 : IL et $k_n = 100$ MPa/mm



b) Cas II-2 : IL et $k_n = 2000$ MPa/mm



c) Cas II-3 : IRR et $k_n = 100$ MPa/mm



d) Cas II-4 : IRR et $k_n = 2000$ MPa/mm

Figure III. 39 : Influence de la rigidité normale k_n sur la loi du comportement de l'interface en cisaillement

• Analyse de l'effet de k_n et k_s en mode II

Les points $(F_{\max})_i = f((k_n)_i, (k_s)_i)$ des lois de comportements représentées sur les figures III.38 et III.39 pour le cas de l'essai de cisaillement ont permis de tracer un critère de rupture en mode II piloté par l'endommagement en mode mixte. Les résultats de cette analyse sont présentés sur la figure III.40.

Sur la figure III.40-a, l'effet de k_n dans le cas de l'interface lisse IL (cas II-1 et II-2) est superposé au cas de l'interface rugueuse (cas II-3 et II-4). La rigidité normale k_n n'a pas d'influence sur la résistance en cisaillement en mode II pur. Par contre, elle contribue dans le cas de l'interface rugueuse. Pour des valeurs de η_n proche de zéro, on peut constater que la rugosité génère une cohésion initiale qui dépend des raideurs tangentielles élastiques et de la rugosité géométrique. Plus k_n est grande plus la cohésion est importante (cf. cas II-3 et II-4).

Avec une augmentation de la raideur normale, la résistance au cisaillement à travers les aspérités augmente progressivement. Le critère de rupture en cisaillement obtenue est représenté par une loi bilinéaire à pente décroissante en fonction de la raideur normale. La raideur normale k_n joue le rôle d'un confinement à l'interface sollicitée en cisaillement.

Sur la figure III.40-b, l'effet de k_s dans le cas de l'interface lisse IL (cas II-1) est superposé au cas de l'interface rugueuse IRR (II-4).

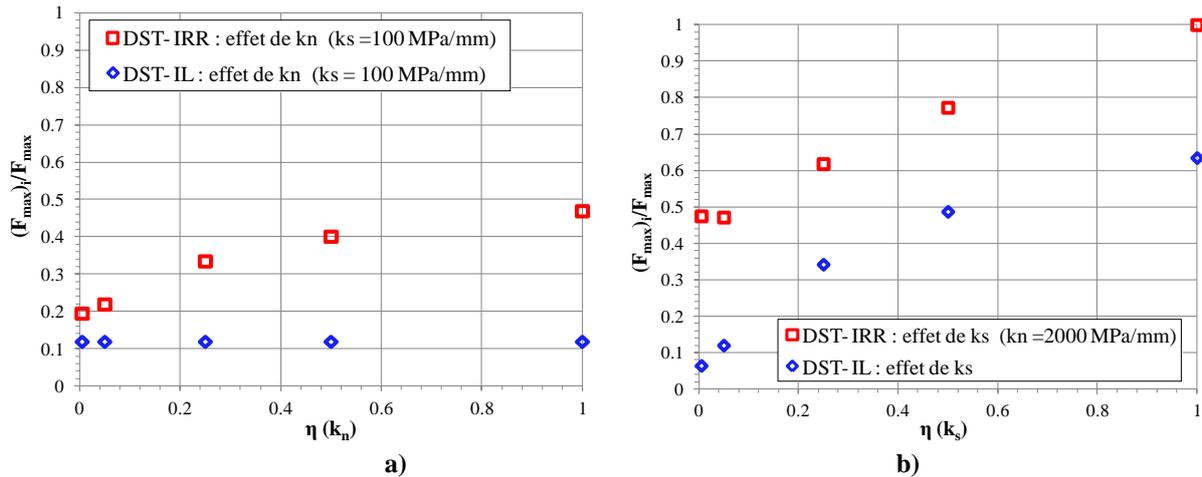


Figure III. 40 : Effet des rigidités sur la force maximale en cisaillement directe : a) rigidité normale ; b) rigidité tangentielle

Le modèle phénoménologique à l'échelle mésoscopique permet alors de retrouver le critère Griffith-Coulomb de rupture en mode mixte appliqué généralement aux discontinuités rocheuses.

En effet, le critère de rupture par cisaillement de Mohr-Coulomb (cf. figure III.41-b) est largement utilisé afin de modéliser le comportement des joints rocheux et des interfaces :

$$|\tau_{\max}| = c + \sigma_n \tan \phi \quad (\text{III.20})$$

avec c : est la cohésion ; ϕ : l'angle de frottement interne

(Patton, 1966), (Goodman et al., 1968) et (Barton, 1976) ont considéré l'influence de la rugosité des joints. Le critère de rupture est donc défini par une enveloppe bilinéaire (cf. figure III.41-c). En effet, l'angle de frottement d'un joint rugueux dont la surface des aspérités est inclinée d'un angle i est égal à $\phi + i$. En plus, l'abrasion progressive des aspérités est à l'origine d'une stabilisation à une valeur résiduelle de la contrainte de cisaillement pour les grands déplacements ce qui correspond à un angle de frottement résiduel ϕ_r .

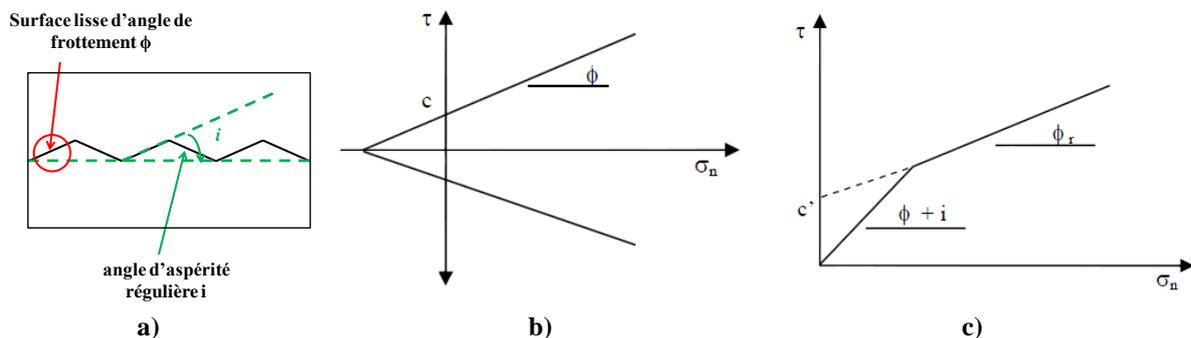


Figure III. 41 : (a) Joint à rugosité régulière ; (b) Enveloppe linéaire pour les interfaces. Critère de rupture de Mohr-Coulomb ; (c) Enveloppe bilinéaire pour les joints tenant compte des aspérités (Goodman et al., 1968)

Cependant le critère de Mohr-Coulomb n'est valable que pour le domaine des confinements faibles. A un haut niveau de confinement, il surestime la résistance, ainsi que la résistance à la traction. Dans la plus part des cas, la mécanique des roches traite des problèmes superficiels et de faible confinement, aussi ce critère est largement employé, grâce à sa simplicité et son succès (Zhao, 2007).

Le critère de Griffith se base sur la mécanique des ruptures fragiles, utilisant les concepts d'énergie de déformations élastiques. L'enveloppe de Griffith – Coulomb est présentée sur la figure III.42. Ce critère décrit le comportement de la propagation de fissures de forme elliptique en considérant l'énergie mise en jeu. L'équation n'est établie que lorsqu'une fissure est capable de se propager suffisamment pour fracturer le matériau. Le gain dans l'énergie de surface est égal à la perte d'énergie de déformation. Les principales hypothèses de Griffith sont :

- les fissures elliptiques se propagent à partir des points de traction maximale,
- le frottement dans les fissures comprimées est négligé.

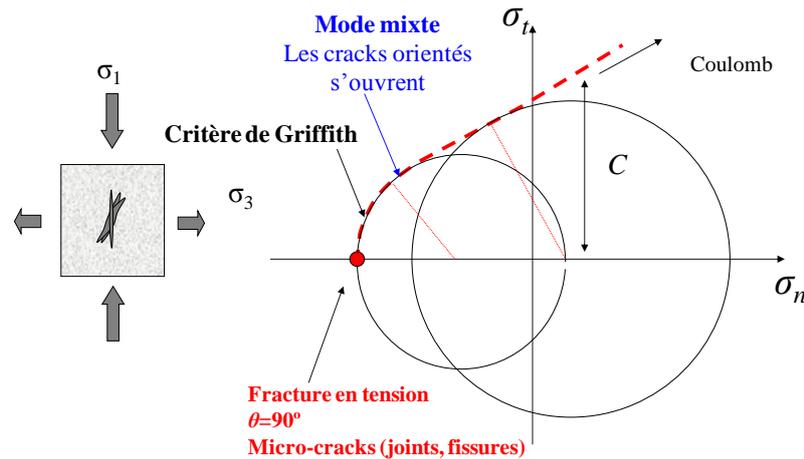


Figure III. 42 : Enveloppe de Griffith-Coulomb

Les résultats de l'effet des raideurs normale et tangentielle sur le taux de restitution d'énergie sont présentés sur la figure III.43. Il est à noter que les énergies calculées G_{IIc} correspondent au travail fournie jusqu'à l'endommagement $D = 1$. Ces résultats confirment les constatations données dans l'essai de traction DTT. Dans le cas de l'interface rugueuse, l'augmentation de k_n fragilise l'interface. La cinétique de cet effet est plus remarquable pour des faibles valeurs de k_s . La rigidité tangentielle augmente la ductilité de l'interface. Et ce phénomène est plus marqué pour des raideurs normales faibles.

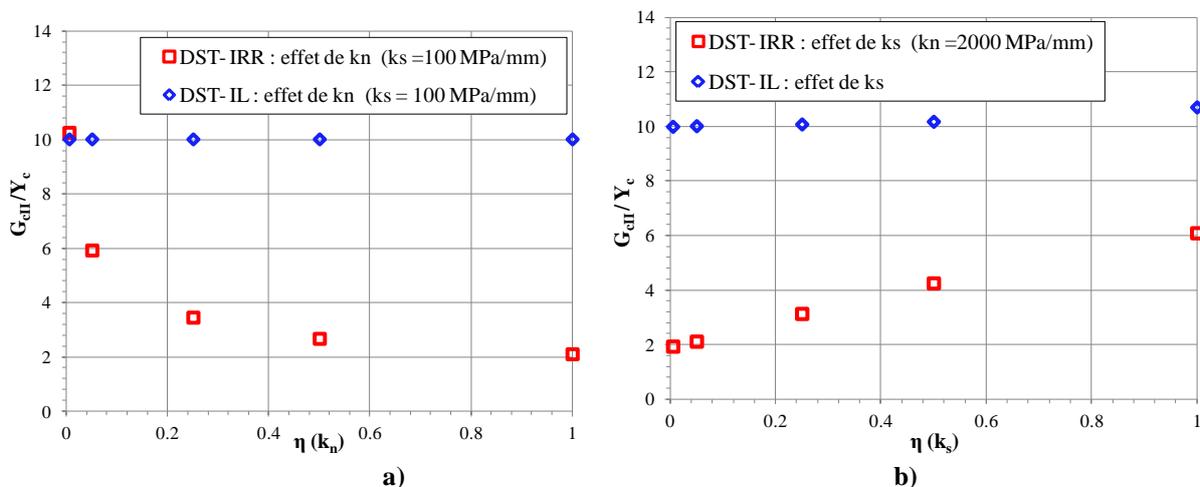


Figure III. 43 : Effet des rigidités (k_n et k_s) sur le taux de restitution d'énergie en cisaillement

La variation de l'énergie critique G_{IIc} peut être causée par les différences de l'évolution de l'endommagement le long de l'interface sollicitée en mode II pour les deux cas de modélisation (cf.

figure III.44). L'endommagement dans le cas de modélisation mésoscopique est plus réparti que dans le cas de l'interface lisse modélisée à l'échelle macroscopique. Néanmoins, les valeurs de l'endommagement de l'interface rugueuse sont supérieures à celles de l'interface lisse. Ce qui peut justifier la diminution de l'énergie en mode II en cas de méso modélisation.

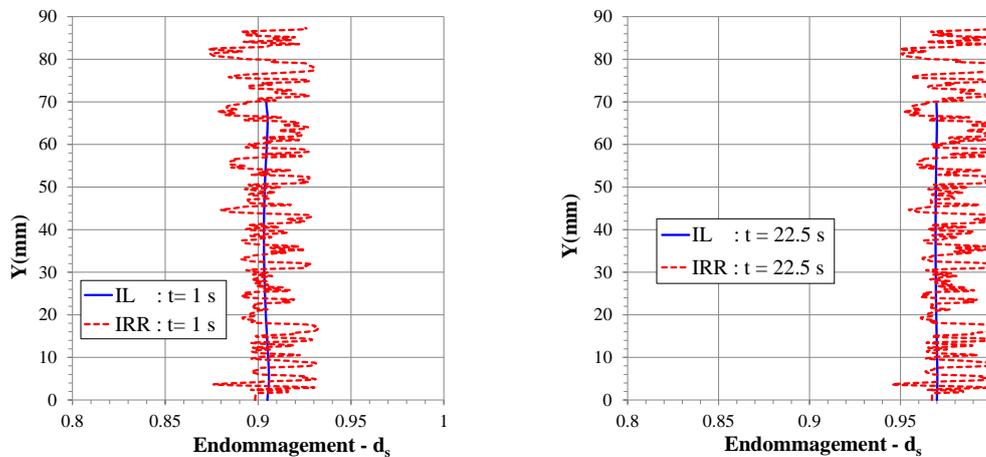


Figure III. 44 : Evolution de l'endommagement pour l'essai DST (en mode II) au niveau de l'interface avec $\eta_n = 0.25$ et $\eta_s = 0.05$: (a) à $t=1$ s (b) au pic à $t = 22.5$ s

III.2.3. Effet des raideurs en mode I et II

Une étude paramétrique sur l'effet des rigidités normale et tangentielle a été présentée dans les sections (§ III.2.1.4) et (§ III.2.2.4) en mode I et II, respectivement. Les résultats ont permis d'analyser l'effet des rigidités normale et tangentielle à l'échelle macroscopique avec une interface lisse et mésoscopique avec une interface rugueuse.

Quatre cas de raideurs élastiques initiales de références ont été testés numériquement pour les essais de traction (DTT) et de cisaillement (DST), respectivement :

- **Cas 1 :** étude de l'effet de la rigidité en gardant la rigidité de référence égale 100 MPa/mm avec une **interface lisse (IL)**.
- **Cas 2 :** étude de l'effet de la rigidité en gardant la rigidité de référence égale à 2000 MPa/mm avec une **interface lisse (IL)**.

Les **cas 3** et **4** sont identiques aux cas précédents mais avec une modélisation de **Interface rugueuse (IRR)** à l'échelle mésoscopique.

L'approche proposée consiste à présenter pour les différents cas de simulation la force maximale résultante (F_{max}), la raideur équivalente élastique initiale $(k_n)_{eq}^0$ et enfin le taux de restitution de l'énergie critique en traction (G_{cl}) et en cisaillement (G_{cII}) en fonction d'un paramètre de rigidité noté η_i . L'analyse sur la résistance maximale (F_{max}), et sur le taux de restitution de l'énergie ont été déjà présenté dans (§ III.2.1.4) et (§ III.2.2.4) respectivement en mode I et II.

Dans cette section, il s'agit d'analyser les résultats concernant la raideur équivalente élastique initiale $(k_n)_{eq}^0$. Elle correspond à la pente de la première partie de la courbe, qui représente la raideur de la zone cohésive.

L'évolution de la rigidité normale et tangentielle sont représentées par deux paramètres notés η_n et η_s calculés à partir des formules suivantes :

$$\eta_n = \eta(k_n) = \frac{(k_n)_i}{(k_n)_{\max}} \quad ; \quad \eta_s = \eta(k_s) = \frac{(k_s)_i}{(k_s)_{\max}} \quad (\text{III.21})$$

avec $(k_n)_{\max} = (k_s)_{\max} = 2000 \text{ MPa/mm}$: est donc choisie de façon à représenter une évolution nominale de la raideur.

La raideur moyenne équivalente à la rugosité notée $(k_n^{\text{rugeo}})_{\text{eq}}^0$ est calculée pour le premier incrément de la loi du comportement (contrainte moyenne - saut de déplacement moyen) à l'interface en mode I et en mode II. Cette valeur sera divisée par la raideur $(k_n)_{\max}$ et $(k_s)_{\max}$ respectivement en mode I et en mode II :

$$(\eta_{\text{rugeo}})_n = \frac{\left((k_n^{\text{rugeo}})_{\text{eq}}^0 \right)_I}{(k_n)_{\max}} \quad ; \quad (\eta_{\text{rugeo}})_s = \frac{\left((k_s^{\text{rugeo}})_{\text{eq}}^0 \right)_{\text{II}}}{(k_s)_{\max}} \quad (\text{III.22})$$

- **Calcul analytique des raideurs de couplage à l'échelle mésoscopique**

En élasticité (en 2D), la matrice constitutive reliant le vecteur contrainte au vecteur déplacement relatif à l'interface rugueuse peut être écrite au point (B) par les relations suivantes :

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_{nn} & k_{ns} \\ k_{sn} & k_{ss} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} [U_n] \\ [U_t] \end{pmatrix} \quad \begin{cases} \sigma_B = k_{nn}[U_x]_B + k_{ns}[U_y]_B \\ \tau_B = k_{sn}[U_x]_B + k_{ss}[U_y]_B \end{cases} \quad (\text{III.23})$$

avec $[U_x]$ et $[U_y]$ sont respectivement les déplacements relatifs normal et tangentiel à l'interface en cisaillement ; k_{nn} , k_{ss} , k_{ns} et k_{sn} sont respectivement, la rigidité normale, tangentielle et les composantes de la rigidité couplée.

A l'échelle micro des aspérités, en fonction des composants du repère local (\vec{n}, \vec{t}) , avec une hypothèse que les composantes normales et tangentielles sont non couplées, la loi constitutive de l'élément joint élastique peut être décrite par les équations suivantes :

$$\begin{pmatrix} \sigma \\ \tau \end{pmatrix}_{B'_{B(\vec{n}, \vec{t})}} = \begin{pmatrix} k_{\mu n} & 0 \\ 0 & k_{\mu s} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} [U_n] \\ [U_t] \end{pmatrix}_{B'} \quad \begin{cases} \sigma_{B'} = k_{\mu n}[U_n]_{B'} \\ \tau_{B'} = k_{\mu s}[U_t]_{B'} \end{cases} \quad (\text{III.24})$$

Le vecteur de déplacement relatif local $([u_n], [u_t])$ est calculé pour l'élément joint méso au moyen de transformation de coordonnées (x, y) en fonction de l'angle d'aspérité α (cf. figure III.45) à travers la matrice de passage:

$$\underline{\underline{\sigma}}_B = P_{B \rightarrow B'} \underline{\underline{\sigma}}_{B'} P_{B' \rightarrow B} \quad ; \quad [\vec{u}]_B = P_{B \rightarrow B'} [\vec{u}]_{B'}$$



$$\mathbf{B}'(\vec{n}, \vec{t}) \begin{cases} \vec{n} = \cos \alpha \vec{x} + \sin \alpha \vec{y} \\ \vec{t} = -\sin \alpha \vec{x} + \cos \alpha \vec{y} \end{cases} \quad (\text{III.25})$$

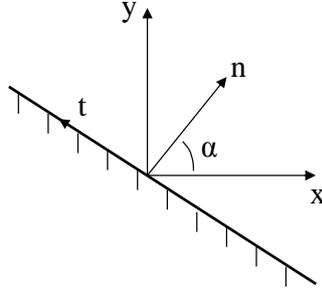


Figure III. 45 : Présentation du repère global (\vec{x}, \vec{y}) et local (\vec{n}, \vec{t}) pour une aspérité d'angle α

Les rigidités d'interface (k_{nn} , k_{ss} , k_{ns} et k_{sn}) à l'échelle mésoscopique couplée sont exprimées en fonction des rigidités de l'interface lisse ($k_{\mu n}$, $k_{\mu s}$) et l'angle d'aspérité (α) :

$$\begin{cases} k_{nn} = k_{\mu n} \cos^2(\alpha) + k_{\mu s} \sin^2(\alpha) \\ k_{ns} = k_{sn} = (k_{\mu n} - k_{\mu s}) \frac{\sin(2\alpha)}{2} \\ k_{ss} = k_{\mu n} \sin^2(\alpha) + k_{\mu s} \cos^2(\alpha) \end{cases} \quad (\text{III.26})$$

Finalement, la matrice de rigidité à l'échelle mésoscopique en fonction de l'angle (α) peut être écrite sous la forme :

$$\mathbf{K}_{\mathbf{B}(\vec{x}, \vec{y})}^{\text{rug}} = \underbrace{\begin{pmatrix} k_{\mu n} & 0 \\ 0 & k_{\mu s} \end{pmatrix}}_{\text{lisse}} + (k_{\mu n} - k_{\mu s}) \underbrace{\begin{pmatrix} -\sin^2(\alpha) & \frac{\sin(2\alpha)}{2} \\ \frac{\sin(2\alpha)}{2} & \sin^2(\alpha) \end{pmatrix}}_{\text{rugosité}} \quad (\text{III.27})$$

• Simulations numériques

Les résultats des raideurs élastiques analytiques en mode mixte des lois de comportement macroscopiques et mésoscopique peuvent être calculés en fonction de l'évolution des raideurs normale et tangentielle élastiques initiales pour les deux modes de sollicitation. Pour les calculs numériques avec le MZC, afin d'évaluer la raideur en mode mixte, la contrainte incrémentale moyenne et le vecteur saut de déplacement moyen sont déterminés selon les équations suivantes :

$$\sigma_{\mathbf{B}(\vec{x}, \vec{y})} = \frac{\sum_{i=1}^n (\sigma_i)_{\mathbf{B}(\vec{x}, \vec{y})}}{n} \quad (\text{III.28})$$

$$\tau_{\mathbf{B}(\vec{x}, \vec{y})} = \frac{\sum_{i=1}^n (\tau_i)_{\mathbf{B}(\vec{x}, \vec{y})}}{n} \quad (\text{III.29})$$

$$[\mathbf{U}]_{B(\bar{x}, \bar{y})} = \left\{ \frac{\sum_{i=1}^n [\mathbf{U}_x]_{iB(\bar{x}, \bar{y})}}{n}; \frac{\sum_{i=1}^n [\mathbf{U}_y]_{iB(\bar{x}, \bar{y})}}{n} \right\} \quad (\text{III.30})$$

A l'échelle méso, la rigidité associée à une rugosité peut être finalement calculée à partir des résultats mésoscopiques selon l'équation :

$$\mathbf{k}_n^{\text{Rug}} = \left(\frac{\sigma_{\text{moyen}}}{[\mathbf{U}_n]_{\text{moyen}} \right)_{B(\bar{x}, \bar{y})} ; \mathbf{k}_s^{\text{Rug}} = \left(\frac{\tau_{\text{moyen}}}{[\mathbf{U}_t]_{\text{moyen}} \right)_{B(\bar{x}, \bar{y})} \quad (\text{III.31})$$

Sur la figure III.46, l'effet des rigidités initiales au modèle (MZC) sur la raideur élastique équivalente de la loi de comportement de l'interface lisse (IL) et rugueuse (IRR) est présenté.

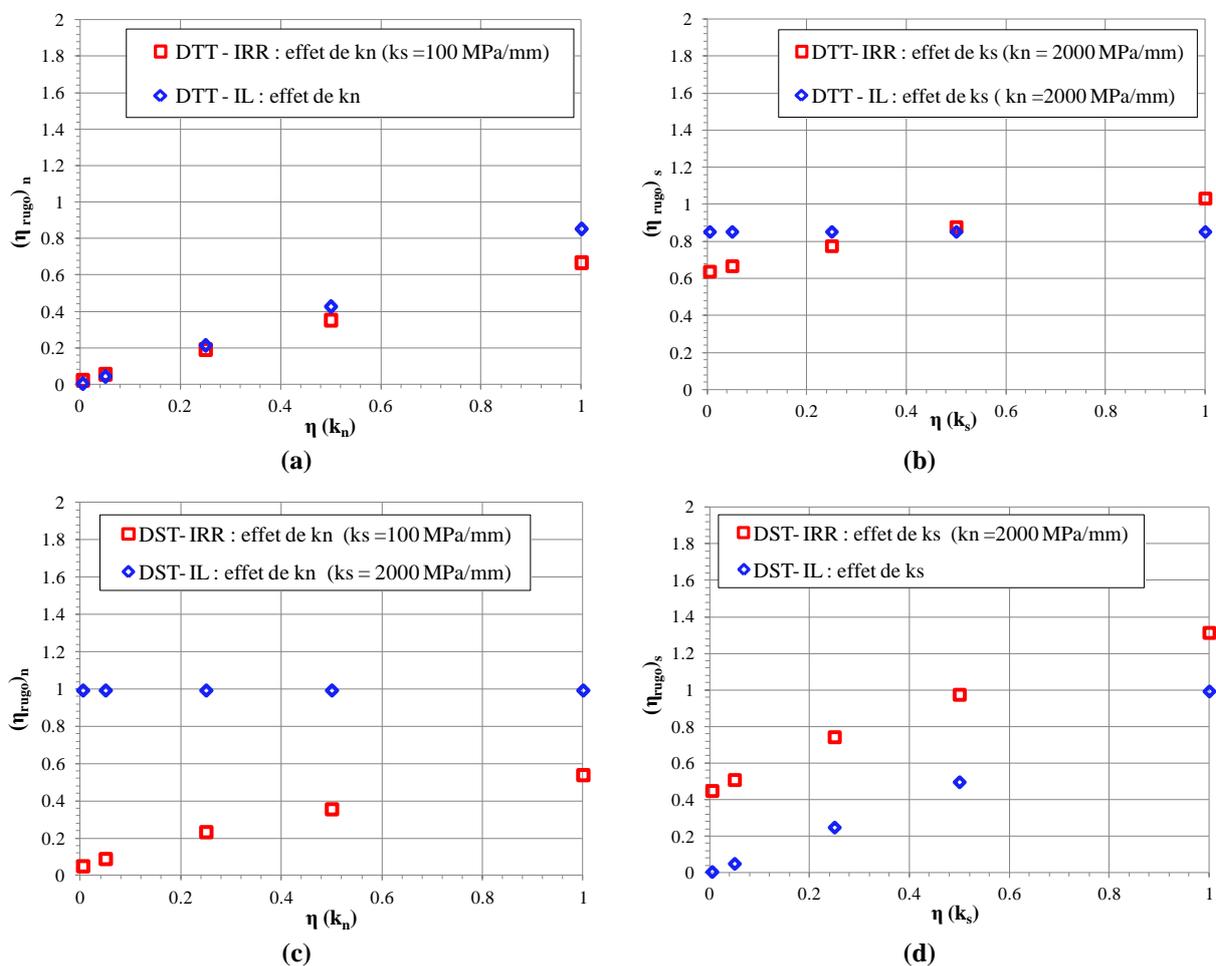


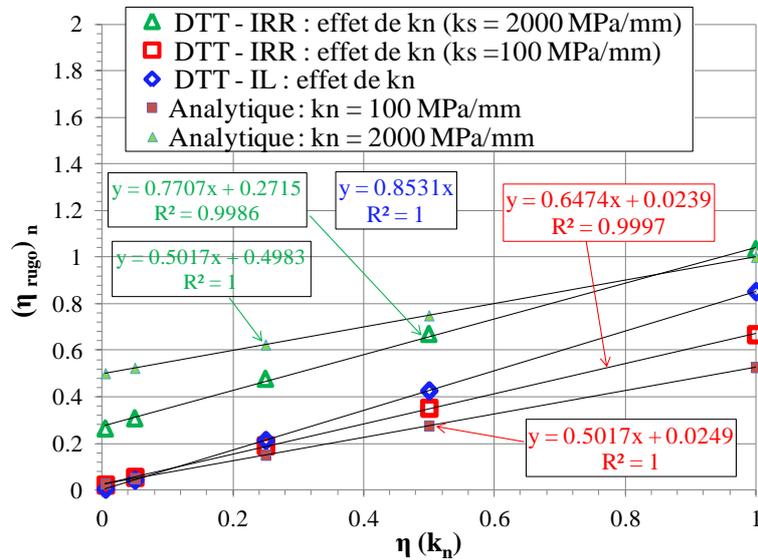
Figure III. 46: Effet de la raideur normale et tangentielle sur la raideur élastique équivalente de la loi de comportement de l'interface IL et IRR en mode I et II

D'abord, **en mode I**, (cf. figure III.46-a et b), l'effet de k_n est plus dominant dans le cas de l'interface rugueuse en comparaison avec l'effet de k_s (à travers le calcul des pentes).

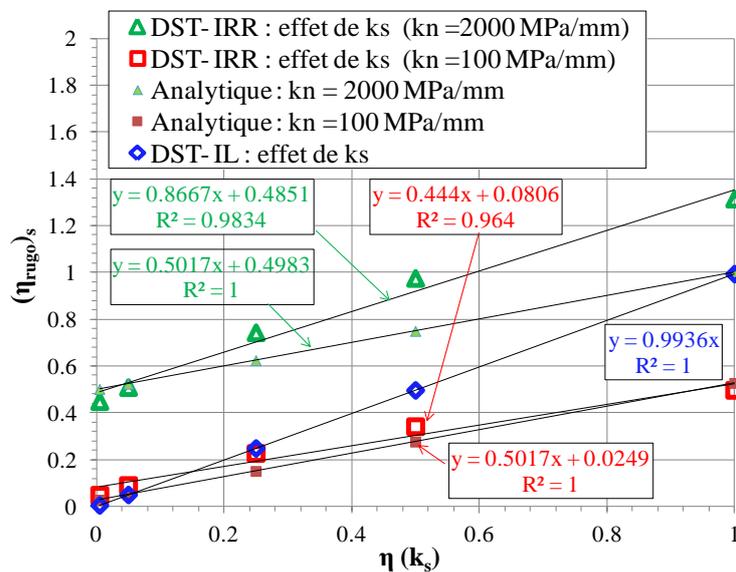
Par ailleurs, **en mode II**, (cf. figure III.46-c et d), l'effet de k_n est quasi-identique à l'effet de k_s dans le cas de l'interface rugueuse.



Ces résultats dépendent nécessairement de l'angle de rugosité. Pour ce profil, α_{rugo} (Pente moyenne quadratique) de l'ordre de 45° (cf. tableau III.3). Ensuite, l'évolution des raideurs en mode mixte est expliquée par l'effet des raideurs couplées k_{ns} et k_{sn} activées dans le cas de modélisation mésoscopique. Sur la figure III.46, les résultats de simulations sont comparées aux raideurs élastiques k_{nn} pour l'essai de traction et k_{ss} pour l'essai de cisaillement calculées avec l'équation (III.26) avec un angle de $\alpha = 45^\circ$. Une étude approfondie sur la modélisation des interfaces périodiques mésoscopiques est présentée dans la section (§ III.4) afin de proposer un cadre générale de ces conclusions.



(a)



(b)

Figure III. 47: Raideurs élastiques couplées en fonction de la raideur normale et tangentielle : (a) DTT ; (b) DST

III.2.4. Bilan sur l'étude paramétrique en mode I et II

En conclusion, l'analyse de sensibilité à deux échelles : macroscopique et mesoscopique de chaque paramètre du modèle d'interface endommageable a permis d'appréhender l'effet de la rugosité géométrique sur l'adhérence en traction et en cisaillement. L'étude paramétrique a montré l'influence des rigidités normales et tangentielles sur la loi du comportement en traction et en cisaillement en comparaison avec le reste des paramètres du modèle d'endommagement pour les deux cas d'essais expérimentaux de traction directe (DTT) et de double cisaillement (DST).

Les résultats présentés ont permis d'identifier la sensibilité de la loi de comportement mécanique de l'interface rugueuse aux raideurs élastiques initiales. Il est constaté une forte corrélation entre les raideurs d'interface et la force nécessaire pour arracher le joint en traction et en cisaillement. En effet, en cas de macro-modélisation, le modèle d'interface élastoplastique endommageable utilisé permet de trouver les cas particuliers pour la méthode de résolution des éléments sans épaisseur qui consiste à appliquer une méthode d'adaptation des rigidités. Si les deux rigidités (tangentielle et normale) sont faibles, un décollement se produit à l'interface. Cependant, le glissement est obtenu en donnant une valeur très faible à la rigidité tangentielle.

Une analyse énergétique en fonction de l'endommagement a permis d'estimer la trajectoire des aspérités au cours de l'essai de cisaillement : dilatance/butée en fonction de raideurs élastiques initiales. Les différences de l'évolution de l'endommagement le long de l'interface ont justifié les variations d'énergies dissipées en mode I et en mode II pour les deux cas de modélisations. En effet, dans le cas de modélisation mésoscopique, l'endommagement est réparti contrairement au cas de modélisation macro où l'endommagement est localisé.

En cas de méso-modélisation, l'augmentation des raideurs (normale et tangentielle) améliorent la résistance (F_{max}). Les critères de rupture en mode mixte correspondent à un critère bilinéaire de type Griffith-Coulomb. En termes d'énergie critique de rupture (G_c), la rugosité à forte raideur tangentielle apporte plus de ductilité au comportement de l'interface rugueuse en traction et cisaillement. On peut concevoir qu'il en résulte que le taux de restitution d'énergie contient une partie d'énergie due à l'engrènement interfacial pendant la dégradation d'interface. L'augmentation de l'énergie à cause de la rugosité peut être expliquée par un trajet plus long lors de la propagation de fissure dans le cas d'une interface rugueuse. Par contre, l'augmentation de la raideur normale engendre de la fragilité au comportement interfacial. L'influence de la rugosité en cisaillement, est bien entendu, plus significative qu'en traction.

Dans la prochaine section, il s'agit de comparer les résultats de la méso-modélisation (IRR) aux résultats expérimentaux du chapitre II, afin de valider ce type de modélisation associée à une procédure d'identification des paramètres opérationnelle.



III.3. Validation du modèle d'interface par les résultats expérimentaux en mode I et II

L'analyse à deux échelles a montré l'importance de la méso-modélisation pour le comportement de l'interface particulièrement en cisaillement. Une étude expérimentale dans le chapitre II a été présentée dans le but d'évaluer la résistance interfaciale d'un complexe bicouche de chaussées.

Dans cette section, il est d'abord proposé d'identifier les paramètres du modèle MZC de l'interface rugueuse endommageable. Ensuite, les résultats de simulations numériques à l'échelle méso sont confrontés aux résultats expérimentaux des essais DTT et DST. Enfin un bilan sur la modélisation mésoscopique est effectué.

III.3.1. Identification des paramètres du MZC

La difficulté, en utilisant les modèles de zones cohésives, est l'identification des paramètres mécaniques de l'interface. L'un des objectifs du travail réalisé est l'identification de ces paramètres. Deux méthodes d'identification sont proposées. La première propose une identification directe à travers une analyse multi-échelle par les méthodes optiques de corrélation d'images numériques au cours de l'essai. Cette identification est basée sur des mesures mécaniques des caractéristiques initiales de l'interface (raideurs k_s et k_n) et sur des mesures des énergies critiques (Y_c , γ) par des essais de traction et de cisaillement. La deuxième est réalisée de manière indirecte par comparaison essai/calcul.

- **Identification des rigidités interfaciales**

L'étude paramétrique de la méso-modélisation a montré l'effet des raideurs élastiques initiales sur la loi de comportement de l'interface en mode I et plus significativement en mode II. Deux méthodes de calcul des raideurs sont proposées :

- La première consiste à calculer ces raideurs à partir de l'analyse par résultats des essais de traction directe et de cisaillement, présentés dans le chapitre II. Les valeurs des rigidités (normale k_n et tangentielle k_s) sont alors déterminées à une déformation de l'ordre de 100 μdef qui correspond au domaine viscoélastique linéaire.
- La deuxième propose d'évaluer la rigidité normale et la rigidité tangentielle de l'interface mésoscopique. A cette échelle, ces grandeurs peuvent être déterminées à partir des résultats de module complexe du bitume. Les résultats de deux types de film de bitume sont regroupés dans le tableau III.4. Pour un film de bitume mince d'une épaisseur e de l'ordre de 200 à 300 μm , les rigidités peuvent être déduites à partir de l'essai de module complexe (Olard, 2003). Les résultats des modules sont déduits en ajustant les courbes calculées avec le modèle 2S2P1D aux mesures du module complexe par le logiciel viscoanalyse (Chailleux, 2014) à une température de 20°C et une fréquence de sollicitation de 1 Hz. Les raideurs élastiques de film de bitume sont calculées à partir des équations suivantes :

$$k_{\mu n} = \frac{|E^*|}{e} ; k_{\mu s} = \frac{k_n}{2 \cdot (1 + \nu)} \quad (\text{III.32})$$

avec : $\nu = 0.5$ et $e = 0.2$ à 0.3 mm

$k_{\mu n}$ et $k_{\mu s}$: respectivement la raideur normale et la raideur tangentielle élastiques associées au film de bitume mince.



La couche d'accrochage est en émulsion cationique PMB (C 69 BP) modifiée par SBS est dosé à 210 g/m². La pénétrabilité de l'émulsion à 25 ° correspond à 55 à 65 [d mm]. A titre d'exemple, on distingue les classes selon la norme (NF T 66-004) :

10/20 et 35/50 ⇒ bitumes durs ;

50/70 et 70/100 ⇒ bitumes semi-durs ;

180/220 ⇒ bitumes mous

Tableau III. 4 : Rigidités (normale et tangentielle) pour un film de liant à 20°C et 1 Hz

Type de liant	E* (MPa)	k _{μn} (MPa/mm)	k _{μs} (MPa/mm)
10/20 (Olard, 2003)	40	133 à 200	44 à 67
10/20 (Chailleux, 2014)	27	90 à 135	30 à 45
35/50 (Olard, 2003)	11	37 à 55	12 à 18
50/70 (Olard, 2003)	8	27 à 40	9 à 13

- **Identification de Y_c et γ**

Le modèle de zone cohésive propose un endommagement isotrope en mode mixte basé principalement sur un taux de restitution d'énergie équivalent issu du critère de rupture de Griffith. Les énergies de décollement Y_c correspondent au sens de la mécanique de rupture au taux de restitution d'énergie critique en mode I noté aussi G_{Ic} dans la littérature.

A l'échelle globale ou macroscopique, le paramètre de couplage γ est évalué par le rapport d'énergie en mode I pur et mode II pur :

$$\gamma_{\text{macro}} = \gamma_{\text{global}} = \frac{G_{Ic}}{G_{IIc}} \quad (\text{III.33})$$

D'après l'étude paramétrique, le paramètre de couplage mésoscopique est très important. Il gère l'évolution de l'endommagement en mode mixte en fonction de la rugosité sans changer la raideur initiale. Un exemple de résultats est présenté sur le tableau III.5. Le paramètre de couplage identifié expérimentalement est égal à 0.14 à l'échelle globale pour l'essai de cisaillement direct DST. Cependant pour l'essai de traction et l'essai DNST, γ est de l'ordre de 0.58 avec l'analyse locale par les méthodes avancées d'analyse d'images. Ce qui montre qu'à l'échelle locale ce paramètre est en fonction de l'angle des aspérités (α ≈ 25°) avec des raideurs élastiques de film de bitume. C'est pour cela une notion de paramètre de couplage méso est introduit.

Dans cette étude, il est proposé de calculer un paramètre de couplage à l'échelle locale en fonction de l'angle des aspérités triangulaire (α_{Rugo}) selon l'équation suivante:

$$\gamma_{\text{meso}} = \gamma_{\text{local}} = \frac{k_{\mu n}}{k_{\mu s}} \left[\text{tg}(\alpha_{\text{Rugo}}) \right]^2 \quad (\text{III.34})$$

- γ_{meso} est égale à 1 pour une rugosité à un angle de 45° et k_{μn} = k_{μs}.
- γ_{meso} est égale à 0 pour le cas d'interface lisse.



Tableau III. 5 : Identification du paramètre de propagation et de couplage

Essai	$Y_c = 2P_{IE}$ (J/m ²)	$2 P_{IIE}$ (J/m ²)	γ
DTT (CF4-3)	29.16	-	-
DST (UN20-21)	-	210.87	0.14
DNST (CF35-34)	-	50.26	0.58

- **Identification de la fragilité n**

La valeur de la fragilité (n) de l'ordre de 0.01 est identifiée à l'aide d'un solveur Excel en traction et en cisaillement. Cette valeur montre la ductilité des enrobés bitumineux testés à la température 20°C en comparaison aux cas des matériaux composites plus fragile avec $n = 0.5$ (Le Mauff, 2013).

- **Identification du temps caractéristique (τ_c)**

Selon les travaux de (Abisset, 2012) et (Le Mauff, 2013), l'identification des paramètres de la loi à effet retard est délicate. Théoriquement, la mise en place de l'effet retard et en particulier de τ_c introduit dans le problème une longueur caractéristique qui correspond physiquement à une largeur de fissure. Dans le cadre de cette étude, dans le chapitre II, la longueur caractéristique de l'interphase a été identifiée par l'approche de localisation. Le taux d'endommagement maximal (\dot{d}_{max}) est obtenue de la courbe de l'endommagement en fonction de temps :

$$\dot{d}_{max} = k = 1/\tau_c \quad (III.35)$$

Un exemple de résultats d'un essai DTT est présenté sur la figure III.48. D'après ces résultats, le temps caractéristique (τ_c) est de l'ordre de 3 s.

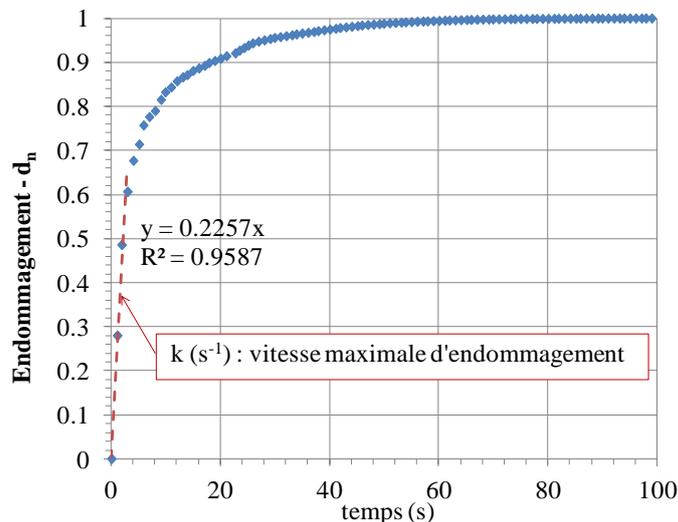


Figure III. 48 : Evolution de l'endommagement en fonction du temps – $d_n = f(t)$

- **Méthode d'identification**

Finalement, le calage sur les résultats expérimentaux et le modèle MZC méso avec une interface rugueuse (IRR) comporte 4 étapes d'identification :

- 1) Détermination de l'angle de rugosité de l'IRR ;

- 2) Calcul des rigidités k_{nn} et k_{ss} par le modèle analytique donné dans par l'Eq (III.26), en fonction des caractéristiques de la couche d'accrochage ($k_{\mu n}$ et $k_{\mu s}$) et α_{Rug} ;
- 3) Définition du paramètre de couplage à l'échelle meso/local à partir de α_{Rug} ,
- 4) Prise en compte de la variabilité de la rugosité réelle à la fin de l'essai et de la présence de poussière dans la couche d'accrochage.

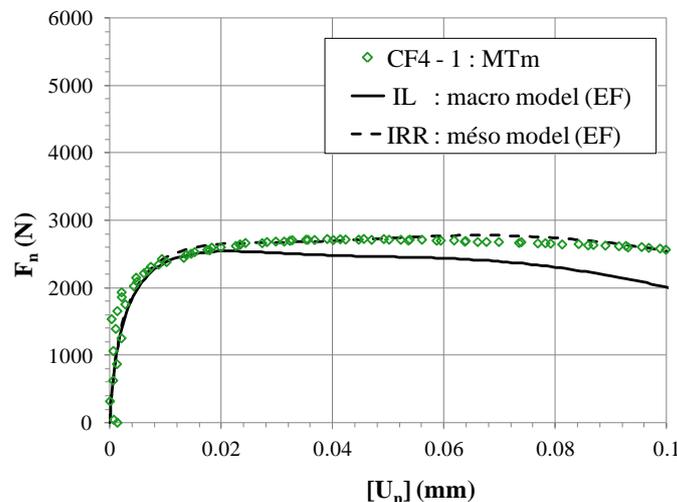
III.3.2. Mode I : essai de traction directe DTT

Les résultats expérimentaux de l'essai de traction sont comparés aux simulations du modèle MZC avec les deux types de modélisation : mésoscopique et macroscopique avec les mêmes paramètres du modèle d'endommagement. Sur les figures III.49, la corrélation essai/calcul a été réalisée de façon satisfaisante sur les courbes de l'effort normal global (F_n) en fonction du saut de déplacement normal relatif à l'interface [U_n]. La différence entre les deux modélisations se distingue pendant la phase de propagation de fissures entre les granulats. Ce résultat montre que de la rugosité réelle en traction directe (mode I d'arrachement) induit une augmentation de l'énergie de rupture. L'effet de la rugosité peut être négligé en mode I pour les petits déplacements. Les raideurs élastiques initiales de l'interface correspondent aux résultats de l'analyse d'images. Le calage ici est basé principalement sur les résultats de l'analyse d'images. Les paramètres de simulations sont résumés dans le tableau III.6 en comparaison avec les résultats de l'analyse d'images.

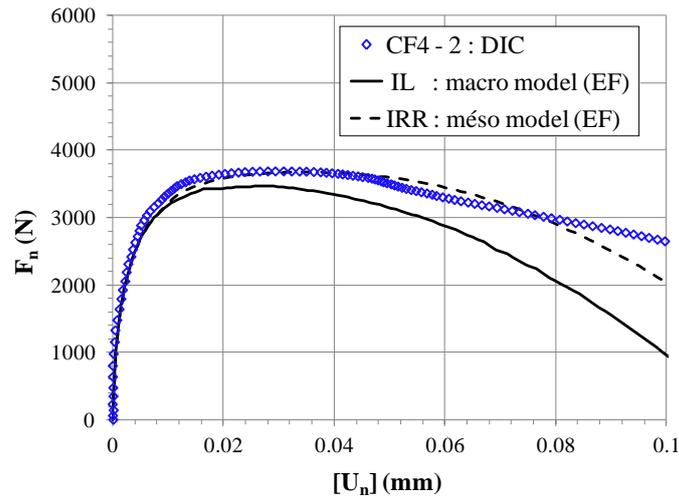
En mode I, la vitesse maximale d'endommagement dépend de la viscosité du bitume, c'est-à-dire de la vitesse et de la température de l'essai. A 100 μ def, le temps caractéristique (τ_c) de l'endommagement identifié expérimentalement est de l'ordre de 5s pour les consignes de 0.5 mm/min. Cependant les simulations numériques ont montré un temps caractéristique plus petit de l'ordre d'une seconde.

Tableau III. 6 : Comparaison entre les paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux en mode I

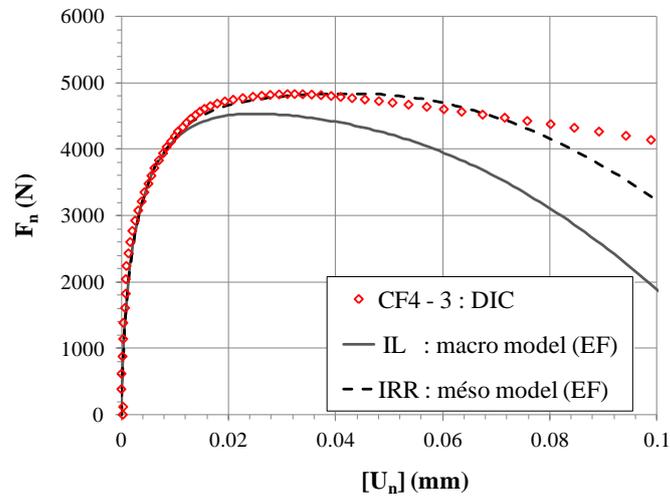
Echantillon	E (MPa)		k_n (MPa/mm)		τ_c (s)		Y_{cl} (J/m ²)		γ	
	DIC	EF	DIC	EF	DIC	EF	DIC	EF	DIC	EF
CF4-1	(MTm)	1500	221	240	6.5	1	27.66	30	0.58	0.5
CF4-2	1360	1500	406	400	5.4	1	18.66	20		0.1
CF4-3	2115	2000	490	500	5.7	1	29.16	30		0.1



(a) $k_n = 220$; $k_s = 100$ MPa/mm ; $\gamma = 0.5$



(b) $k_n = 400$; $k_s = 145$ MPa/mm ; $\gamma = 0.1$

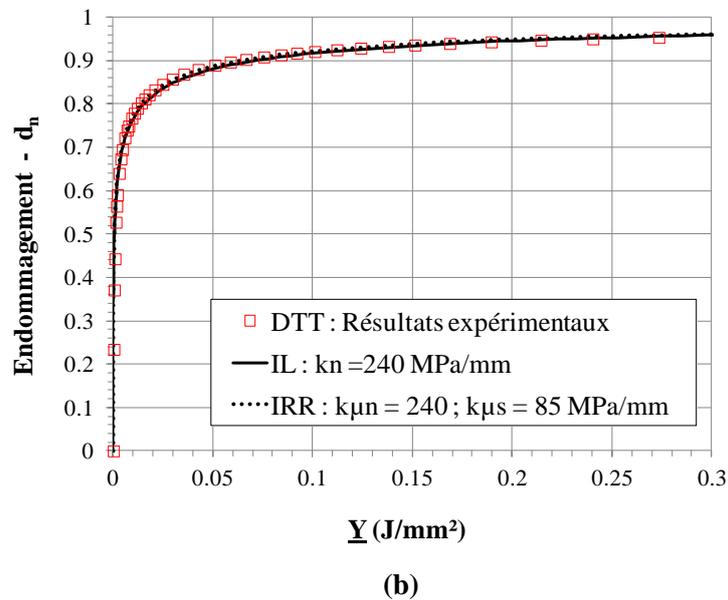
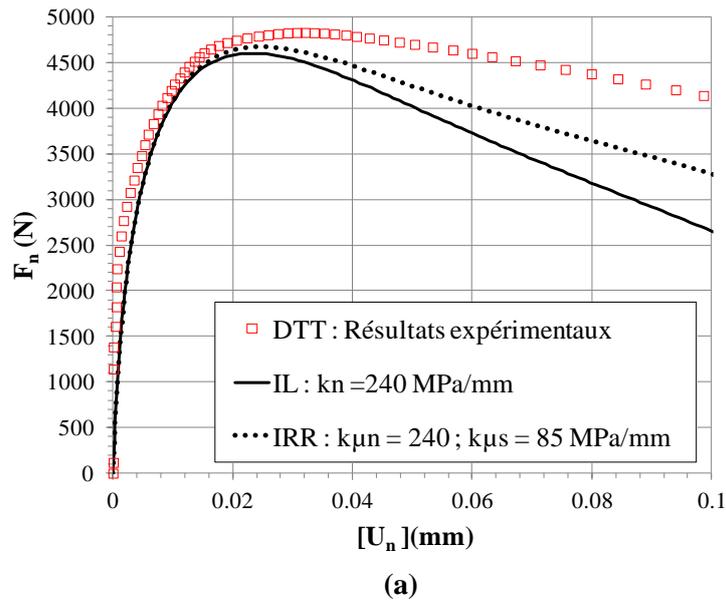


(c) $k_n = 500$; $k_s = 180$ MPa/mm ; $\gamma = 0.1$

Figure III. 49 : Superposition des lois de comportement de l'interface à $T \approx 20$ °C (méthode de calage 1)

Sur la figure III.50, pour la méso-modélisation de l'IRR, les raideurs élastiques initiales correspondent aux données d'un liant de bitume dur ($k_{\mu n} = 240$ et $k_{\mu s} = 85$ MPa/mm) et un temps caractéristique τ_c égale à 1.66 s. Si on compare les résultats de la figure III.50, la deuxième méthode de calage peut être utile. Dans ce cas afin de caler le modèle MZC à effet de retard sur les résultats expérimentaux, il faut procéder à une diminution de la vitesse d'endommagement ainsi qu'une diminution des raideurs élastiques initiales. La rugosité n'a pas d'influence sur l'évolution de l'endommagement en mode I jusqu'au pic (cf. figure III.50-b).





avec $\Delta t = 0.1 \text{ s}$; $Y_0 = 0 \text{ J/m}^2$; $n = 0.01$; $\tau_c = 1.66 \text{ s}$; $Y_c = 30 \text{ J/m}^2$; $\gamma = 0.1$

Figure III. 50 : Comparaison entre les résultats expérimentaux avec : (a) effort normal global en fonction de déplacement normal relatif à l'interface ; (b) évolution d'endommagement en fonction du taux de restitution de l'énergie équivalent (méthode de calage 2)

III.3.3. Mode II : Essai double cisaillement DST

La première méthode de calage consiste à introduire les raideurs à (100 μdef) issues de l'essai de traction ($k_n = 500 \text{ MPa/mm}$) et de cisaillement ($k_s = 50 \text{ MPa/mm}$) avec un paramètre de couplage de l'ordre de 0.58 identifié par la méthode d'analyse d'images. Les résultats issus du modèle MZC sont représentés sur la figure III.51 en comparaison avec des résultats expérimentaux des interfaces UN (non renforcée). Les résultats montrent un bon calage des raideurs initiales et des différences expérience-modèle en termes d'énergie de propagation G_{IIc} pendant la phase de propagation.



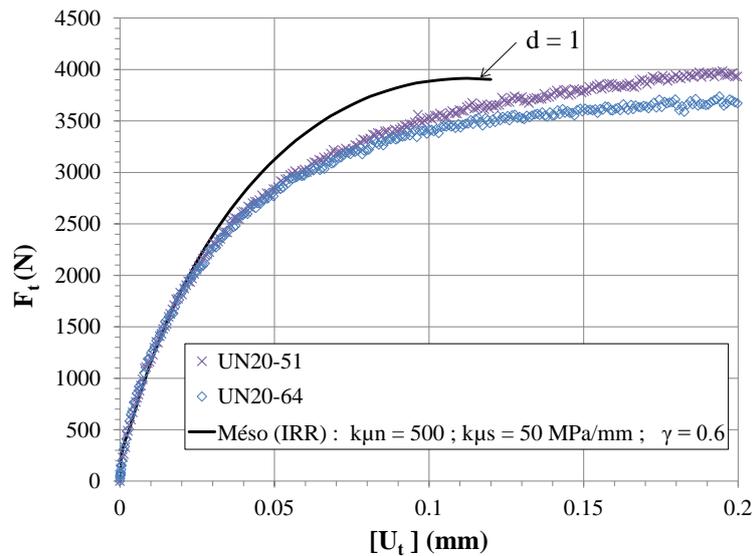


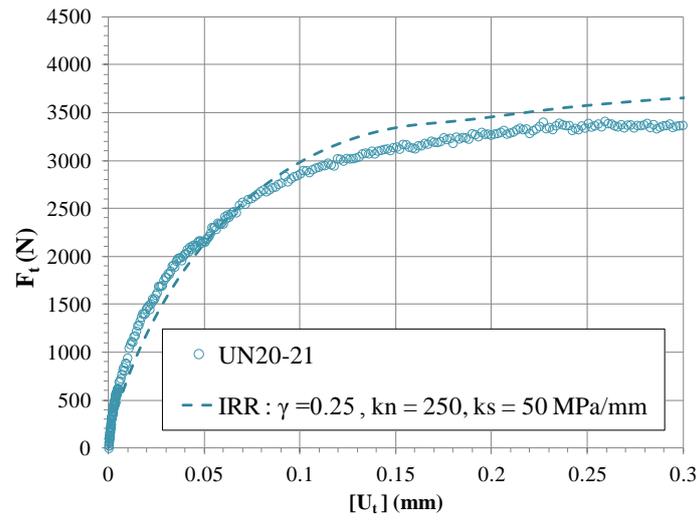
Figure III. 51 : Résultats expérimentaux et méso modélisation avec $Y_c = 30 \text{ J/m}^2$ et $\tau_c = 0.1 \text{ s}$

La deuxième méthode de calage consiste à introduire des raideurs de l'ordre de celles d'un film de bitume dans l'élément joint. Les résultats de la méso modélisation sont superposés sur les figures III.52 et III.53 en comparaison avec des résultats expérimentaux des interfaces UN (non renforcées) et pour les interfaces CF (renforcées par des fibres de carbone) respectivement.

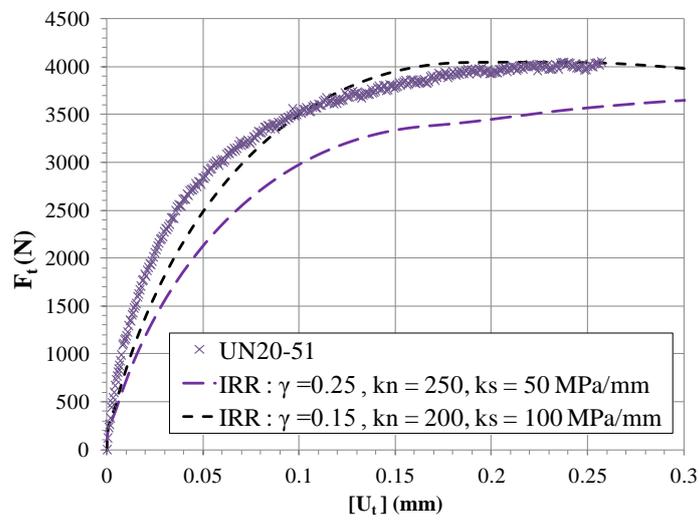
La loi de comportement en cisaillement est régie par la rugosité de l'interface, lors des modélisations mésoscopiques. Cependant, la rugosité de ce type de matériaux est aléatoire. Dans cette étude, un seul profil 2D (cf. figure III.8), a été introduit dans la modélisation mésoscopique. Pour cette approche, afin de caler les calculs numériques du modèle MZC sur les résultats expérimentaux, une adaptation des raideurs élastiques initiales a été nécessaire pour caler le début de courbe et du paramètre de couplage à l'échelle méso pour la fin de la courbe. Les résultats montrent un bon accord entre les résultats expérimentaux et la méso-modélisation. Sur le tableau III.7, les valeurs des paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux sont comparées avec $Y_c = 30 \text{ J/m}^2$.

Plusieurs aspects peuvent être considérés à cette échelle, tel que l'abrasion des aspérités en grands déplacements, la présence de la grille, la poussière et le vieillissement du liant.

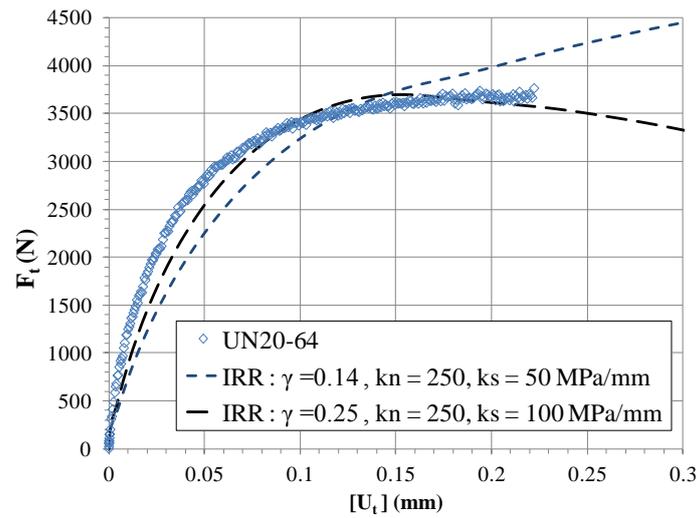
Les différences expérience-modélisation pendant la phase de propagation sont dues principalement à la dégradation de la rugosité par des ruptures de granulats. Ce phénomène peut être pris en compte dans la modélisation avec le calage du paramètre de propagation γ . A titre d'exemple pour des raideurs ($k_{\mu n} = 250$ et $k_{\mu s} = 50 \text{ MPa/mm}$), le paramètre de couplage à l'échelle méso est pris égal à 0.25. A l'aide de l'Eq III.34, un angle de rugosité à la rupture peut être déduit de l'ordre de 12.6° .



(a)



(b)



(c)

Figure III. 52 : Résultats expérimentaux et méso modélisation : UN (méthode de calage 1)



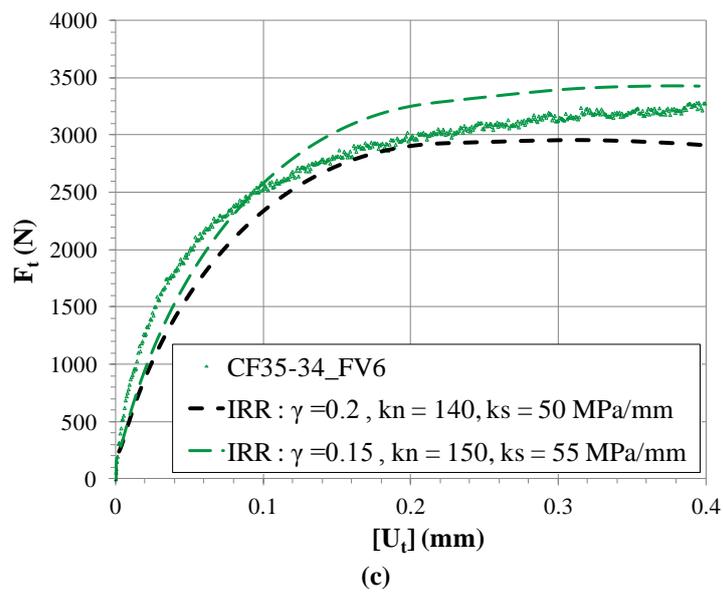
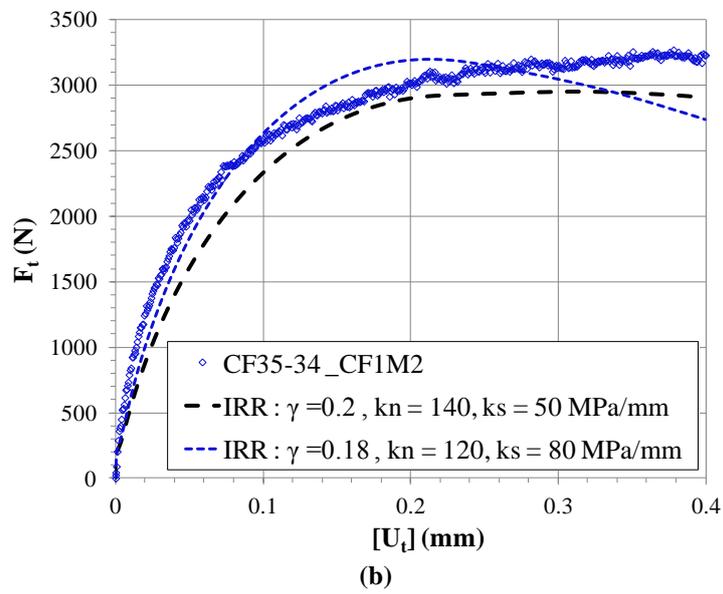
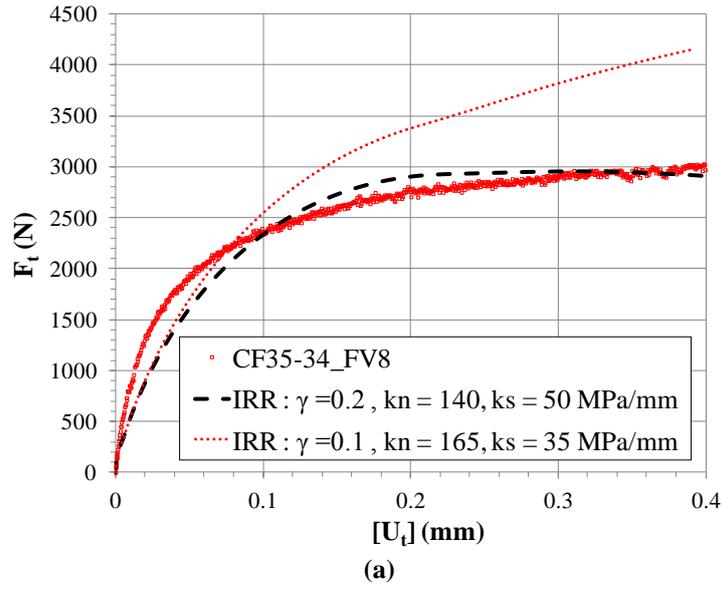


Figure III. 53 : Résultats expérimentaux et méso modélisation : CF (méthode de calage 1)



Tableau III. 7 : Comparaison entre les paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux en mode II

Type d'interface	k_n (MPa/mm)		k_s (MPa/mm)		k (s^{-1})		G_{IIc} (J/m ²)	γ	
	k_{nn} : analytique	EF	exp	EF	exp	EF		exp	EF
UN20-21	249.79	250	50.21	50	8.81	10	210.87	0.14	0.25
UN20-51	250.38	250	49.62	100	2.02	10	118.97	0.25	0.15
UN20-64	251.86	250	48.14	100	1.19	10	100.65	0.30	0.25
CF35_34_FV8	165.21	165	34.79	35.00	7.49	10	383.91	0.08	0.10
CF35-34-CF1M2	121.54	120	78.46	80.00	1.72	10	167.88	0.18	0.18
CF35-34_FV6	146.78	150	53.22	55.00	3.52	10	210.87	0.14	0.15

III.3.4. Bilan sur la confrontation des résultats expérimentaux et numériques

La modélisation mésoscopique a montré son intérêt pour la modélisation des interfaces avec macro texture de chaussées. Les simulations numériques sont en bon accord avec les résultats expérimentaux en mode I et II. En résumé, six paramètres ont été déterminés :

- l'angle de rugosité du profil de rugosité (α_{Rugos})
- les raideurs élastiques en mode mixte (k_m et k_{ss})
- le temps caractéristique (τ_c) pour la phase d'initiation de l'endommagement,
- l'énergie de rupture (Y_c)
- le paramètre de couplage $\gamma_{mésos}$ pour la phase de propagation.

Une baisse de la valeur de ces raideurs d'interface représente une diminution de l'adhésion et permet de modéliser la présence des défauts d'interface (poussière par exemple).

L'identification en mode II présentée propose d'introduire l'énergie de décollement Y_c et le temps caractéristique d'endommagement afin de réduire le nombre de paramètres de calage à trois seulement, notamment la raideur normale, la raideur tangentielle et le paramètre de couplage. Ce dernier dépend de l'angle de rugosité.

La section suivante propose une numérisation paramétrique des différents profils périodiques idéalisés pour la description de la macro texture d'interface.

III.4. Modélisation des interfaces périodiques mésoscopiques

Ici la modélisation des rugosités périodiques (RP) est effectuée avec le modèle de zone cohésive endommageable en cisaillement. Une étude de sensibilité de la loi de comportement de l'interface en fonction des paramètres de rugosité périodiques est présentée. Enfin, le choix d'un profil périodique équivalent est proposé et discuté.

III.4.1. Introduction des paramètres de rugosité périodique pour la méso-modélisation

A l'échelle mésoscopique, différentes formes de rugosité périodique (RP) sont modélisées afin de reproduire la rugosité réelle (RR). Elles sont définies par trois paramètres étudiés expérimentalement dans (§ II.5) qui sont :

- la profondeur des motifs (R_c) : la hauteur moyenne des éléments de profil de rugosité,
- la longueur d'onde (λ) : la largeur moyenne
- l'angle d'aspérité (α_{Rug}) : déduit selon la forme d'aspérités.

Différentes formes de rugosité périodique, présentées sur la figure III.54, sont étudiées qui sont :

- Rugosité périodique triangulaire notée (**RP-1**),
- Rugosité périodique trapézoïdale notée (**RP-2**)
- Rugosité périodique en creux triangulaire et pic trapézoïdale notée (**RP-3**)

Elles sont définies par les fonctions suivantes :

$$\mathbf{RP-1} : f_1(x) = \frac{R_c}{\pi} \sin^{-1} \left(\sin \left(\frac{2\pi x}{\lambda} \right) \right) \quad (\text{III.36})$$

$$\mathbf{RP-2} : f_2(x) = \begin{cases} \frac{R_c}{2} \sin^{-1} \left(\sin \left(\frac{2\pi x}{\lambda} \right) \right) > \frac{R_c}{2} \\ -\frac{R_c}{2} \sin^{-1} \left(\sin \left(\frac{2\pi x}{\lambda} \right) \right) < -\frac{R_c}{2} \\ \frac{R_c}{2} \cdot \sin^{-1} \left(\sin \left(\frac{2\pi x}{\lambda} \right) \right), \text{ sinon} \end{cases} \quad (\text{III.37})$$

$$\mathbf{RP-3} : f_3(x) = \begin{cases} f_1(x) \text{ si } \text{sgn}(f_1(x)) < 0 \\ f_2(x) \end{cases} \quad (\text{III.38})$$

Les angles de rugosité peuvent être évalués à partir des équations suivantes :

$$\mathbf{RP-1} : \text{tg}(\alpha_1) = \frac{2 \cdot R_c}{\lambda} \quad (\text{III.39})$$

$$\mathbf{RP-2} : \text{tg}(\alpha_2) = \frac{\pi \cdot R_c}{\lambda} \quad (\text{III.40})$$



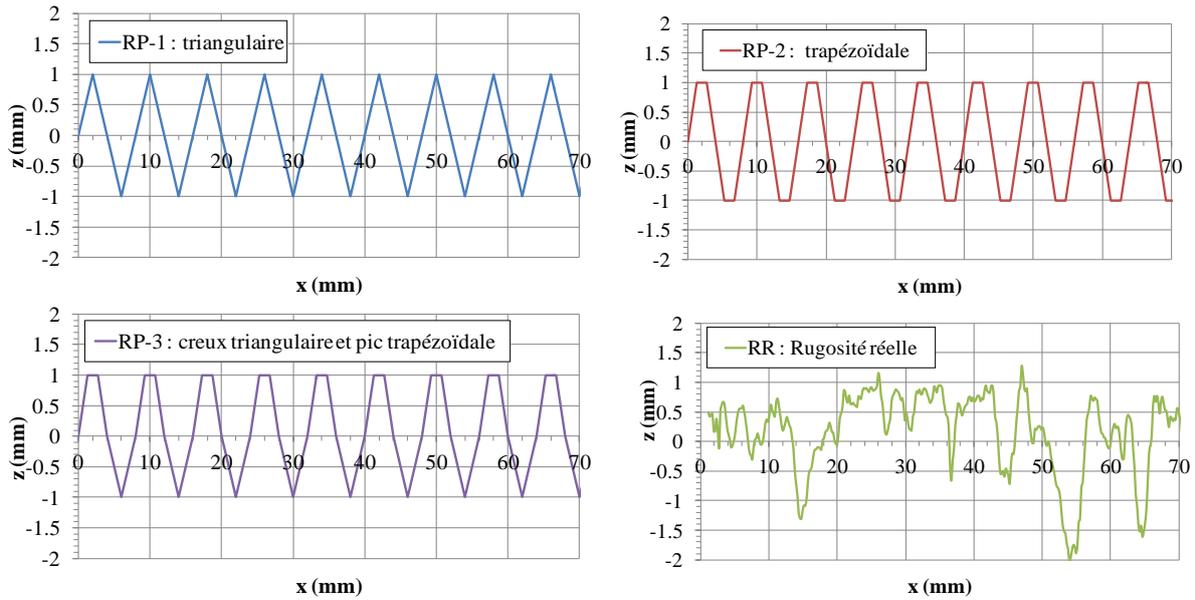


Figure III. 54 : Profil de rugosité réelle et différentes formes périodiques ($\lambda=5.45$ et $R_c=1.35$ mm).

III.4.2. Effet des paramètres des motifs périodiques

Dans cette partie, il est proposé de modéliser la rugosité géométrique par différents profils (PR-1, PR-2 et PR-3) en introduisant les paramètres meso de film de bitume (avec $k_{\text{un}} = 240$ MPa/mm et $k_{\text{ps}} = 85$ MPa/mm) comme raideurs initiales élastiques dans le modèle MZC endommageable avec un paramètre de couplage égal à 0.1 et l'énergie (Y_c) égale à 30 J/m². Le temps caractéristique est de 0.1 s.

Dans un premier temps, une étude de sensibilité de la loi de comportement de l'interface en fonction des paramètres de rugosité périodique est présentée. L'influence de plusieurs paramètres fondamentaux tels que la densité de maillage en fonction de la hauteur d'aspérité, le taux d'imbrications des aspérités (R), la longueur d'onde et l'inclinaison (α_{rugo}) sont ainsi mises en évidence. Dans un second temps, l'analyse des résultats permet de choisir un profil équivalent en termes de raideur équivalente et d'énergie.

- **Effet de densité de maillage**

Les courbes ($F_t - [U_t]$) sont superposées sur la figure III.55 pour différentes densités de maillage. Un raffinement autour de l'interface dans la zone de sollicitation maximale est proposé. La densité à l'interface notée (DI) est calculée en fonction de la hauteur moyenne des aspérités (dans ce cas : $\lambda = 5.5$ mm et $R_c=1.35$ mm). Le maillage fin correspond à un quart de R_c . La taille des éléments du matériau est dix fois plus grande que celle de l'interface. Le choix de la densité de maillage dans le cas de méso-modélisation est basé sur la comparaison de la loi de comportement à l'échelle globale. Sur les débuts de simulations, en termes de raideurs macroscopiques les maillages moyen et fin conduisent relativement à une faible influence de maillage. Par contre, la sensibilité au maillage est significative dans la phase d'amorçage et de propagation de l'endommagement. A partir du maillage très fin, même raffiné davantage, la solution du problème reste la même. Le maillage fin a été retenu pour la suite de l'étude.

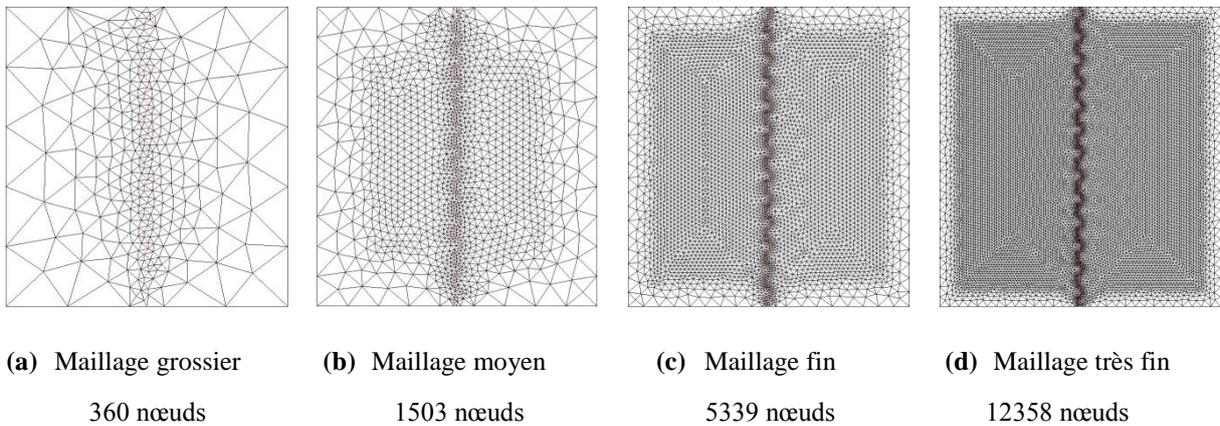
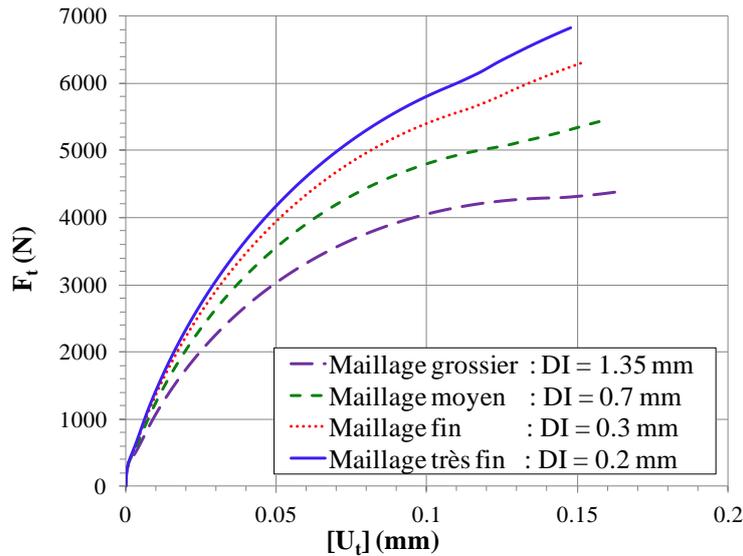
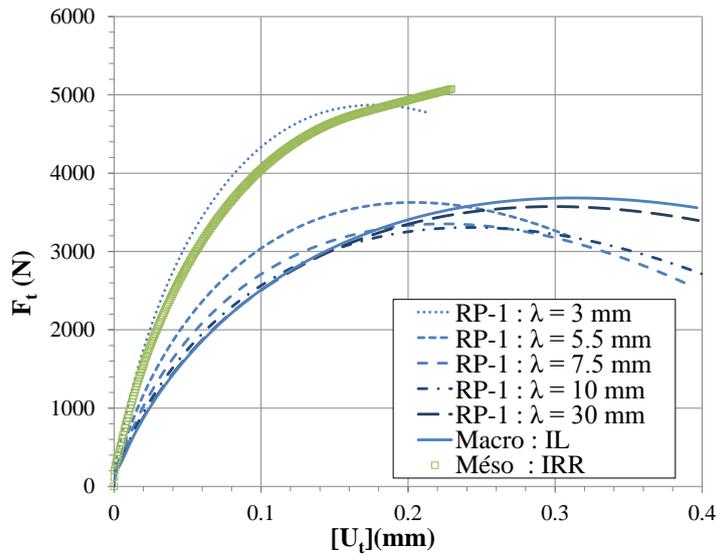


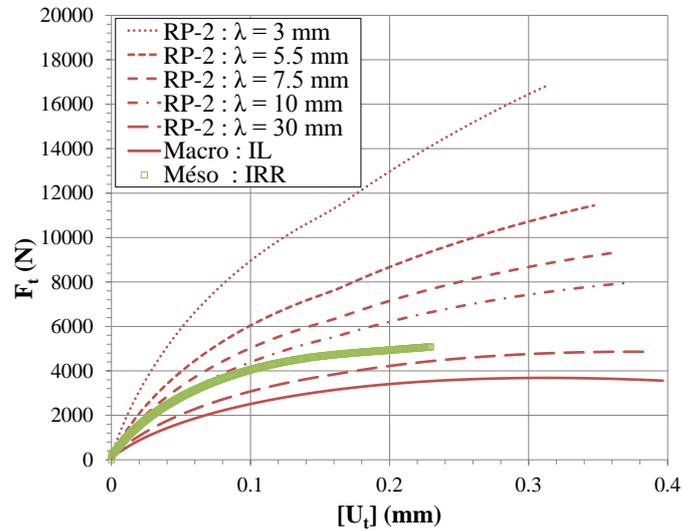
Figure III. 55 : Effet du maillage sur la loi de comportement en cisaillement avec différents maillages de l'éprouvette DST symétrique avec rugosité périodique : trapézoïdale-triangulaire PR-3

- **Largeur moyenne des aspérités (λ)**

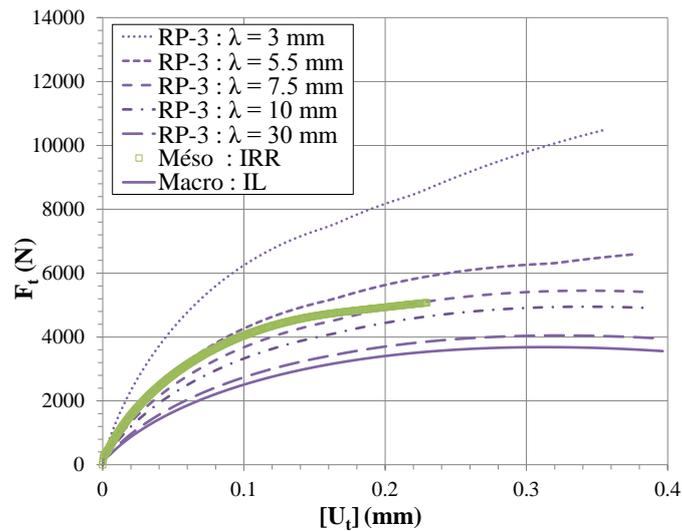
Dans cette étude, il est proposé de faire varier la longueur d'onde des aspérités périodiques λ de 3 à 30 mm avec une hauteur R égale à 1.35 mm maintenue constante (valeur trouvée expérimentalement cf. tableau III.3). Des simulations pour les cas de rugosité triangulaire (**RP-1**), trapézoïdale (**RP-2**) et la moyenne des deux (**RP-3**) ont été effectuées. Les différentes courbes : Force résultante vs. Saut de déplacement tangentiel global sont superposées respectivement sur les figures III.56-a, III.56-b, III.56-c pour les trois cas de rugosité périodique. La largeur moyenne des éléments de profil (λ) est directement reliée à la granulométrie de l'enrobé bitumineux. Le profil de rugosité réelle (IRR) étudié correspond à un enrobé EB 12.5. L'effet de la rugosité périodique a montré un effet comparable à l'effet de la rigidité normale et tangentielle présentés dans (§ III.2.3).



(a)



(b)



(c)

Figure III. 56: Effet de la largeur moyenne λ pour : (a) le cas IRP-1 : triangulaire ; (b) pour le cas IRP-2 : trapézoïdale ; (c) pour le cas IRP-3 : triangulaire (creux)-trapézoïdale (pic) avec $R=1.35$ mm



- **Hauteur des aspérités (R)**

L'évolution de la hauteur des aspérités change le degré d'imbrication des joints. Ce critère est étudié sur la figure III.57 pour $\lambda = 5$ mm et une hauteur d'aspérité (R) variable. Les résultats montrent que les joints mal imbriqués avec un R faible ont une résistance au cisaillement plus faible. Les joints entièrement en contact et parfaitement imbriqués ont peu de possibilités de mouvement, et il est aussi difficile de les cisailier. En conséquence, plus la profondeur des aspérités augmente plus le déplacement tangentiel relatif à l'interface diminue lorsque la variable d'endommagement atteint 1. L'engrènement permet alors de limiter la discontinuité entre couches et augmente la résistance au cisaillement.

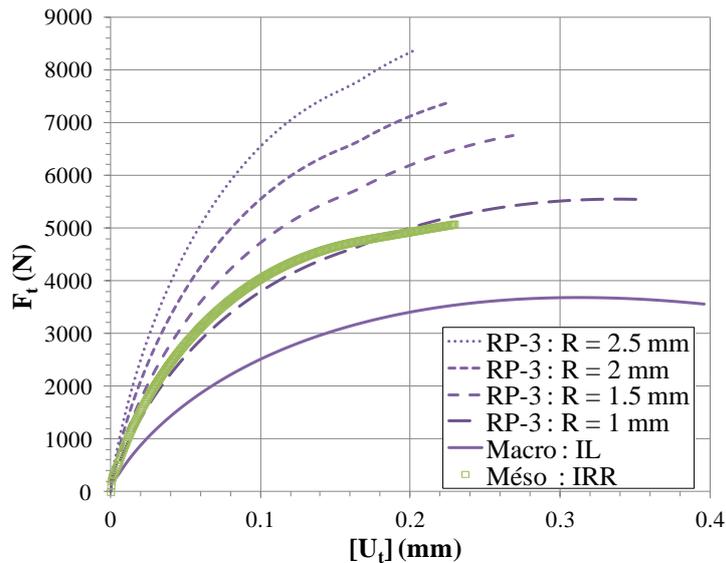


Figure III. 57 : Effet de la hauteur d'aspérité (R) pour le cas le cas IRP-3 avec $\lambda = 5$ mm

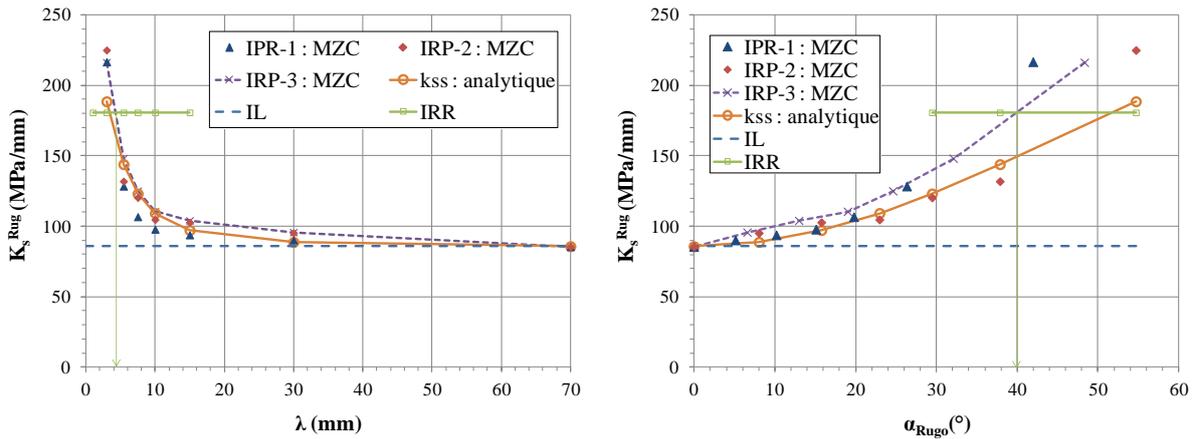
- **Angle d'inclinaison (α_{Rug})**

L'effet de l'inclinaison pour la rugosité géométrique périodique est étudié à travers la variation de la périodicité λ pour une hauteur moyenne des aspérités constante ($R = 1.35$ mm). Cette étude est établie pour les différentes formes (IPR).

La rigidité tangentielle à l'échelle méso fournie par l'Eq (III.26) est notée sur la figure III.58 par (k_{ss} : analytique). Les raideurs tangentielles numériques, calculées à partir des lois de comportement données par le MZC pour les figures III.56 sont comparées aux (k_{ss} : analytique) pour différentes valeurs de période spatiale λ et d'angle d'aspérités α_{Rug} .

La raideur moyenne associée à la rugosité réelle (IRR) à l'échelle globale est calculée à partir de l'Eq (III.31) est $(K_s^{Rug})_{RR} = 180.67$ MPa / mm. La rugosité réelle a doublé la rigidité de l'interface en cisaillement pour le profil étudié et les paramètres d'endommagement retenus.





(a) effet de λ sur la raideur tangentielle

(b) effet de α sur la raideur tangentielle

Figure III. 58: Comparaison entre les résultats du MZC et le calcul analytique

L'évolution de l'énergie de rupture en mode II normalisée par l'énergie en mode I ($Y_c = 30 \text{ J/m}^2$) est présentée en fonction de l'angle d'aspérité pour les différentes formes sur la figure III.59. L'énergie critique G_{IIc} est calculée jusqu'à un critère de déplacement à l'interface $[U]$ égale à 0.2 mm pour les profils étudiés. Ce déplacement est équivalent à un niveau de déformation de l'ordre de 6.7 % pour l'interphase de 3 mm. Il s'agit du domaine de grandes déformations en cisaillement.

Pour toutes les formes de rugosité périodique, l'énergie critique de rupture en mode II augmente positivement en fonction de l'angle de rugosité. Ce qui reproduit l'effet de la rigidité tangentielle étudiée précédemment dans les sections cf. (§ II.2.1.4) et (§ II.2.2.4). En effet le rapport G_{IIc}/Y_c correspond à l'inverse du paramètre de couplage. L'augmentation de G_{IIc}/Y_c engendre une diminution de γ . L'ensemble de ces résultats confirment les résultats de l'étude paramétrique.

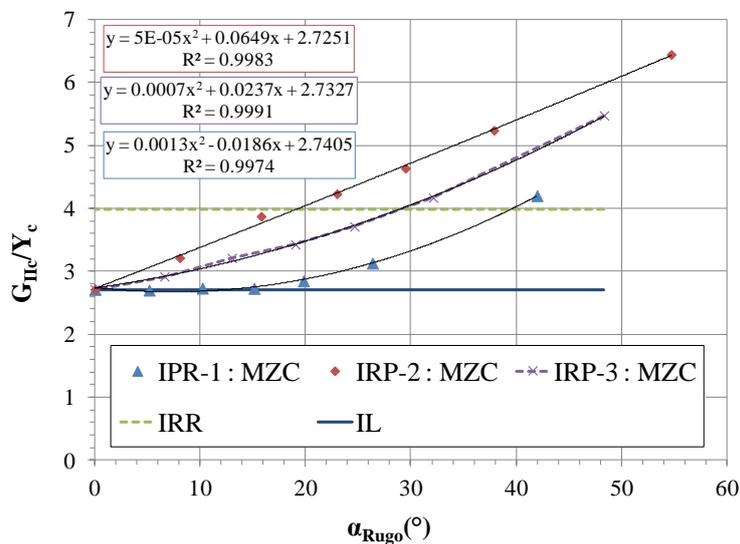


Figure III. 59 : Comparaison de l'évolution de Y_c / G_{IIc} pour les différentes formes de rugosité périodique

En mode II, la rugosité influence fortement sur la raideur tangentielle et sur l'énergie de rupture. Le paramètre clé en mode II est finalement l'angle de rugosité (α_{Rugo}) qui influence sur la raideur équivalente en mode mixte et assure le couplage entre les modes de sollicitation.

III.4.3. Recherche du profil périodique équivalent

Sur la figure III.60, les lois de comportement (F_t en fonction de $[U_t]$) à l'échelle globale des trois formes de rugosité périodiques sont comparées à la rugosité réelle avec $\lambda = 5.45$ mm et $R_c = 1.35$ mm (cf. tableau III.3).

La force issue de la rugosité réelle est supérieure à celle issue du motif triangulaire (RP-1) et inférieure à celle issue du motif trapézoïdal (RP-2). Le motif trapézoïdal permet un emboîtement qui rigidifie considérablement l'interface et augmente sa résistance au cisaillement avec une dilatation atténuée.

Les trois profils sont confondus à l'échelle des petites déformations (<1%) avec un saut de déplacement tangentiel de l'ordre de 0.02 mm. Cependant, des différences en termes d'adoucissement de chaque type de rugosité sont visualisées dans la zone de grandes déformations.

Le motif trapézoïdal-triangulaire (RP-3) se situe entre les deux derniers cas. Il génère la même raideur initiale de la rugosité réelle (RR) et le même endommagement jusqu'à un déplacement tangentiel global relatif à l'interface de l'ordre de 0.1 mm. Ensuite, une différence entre les lois de comportement se distingue par l'effet d'adoucissement de chaque cas de rugosité.

Le cas de RP-3 reproduit fidèlement le début de l'endommagement et raisonnablement le comportement de la rugosité réelle.

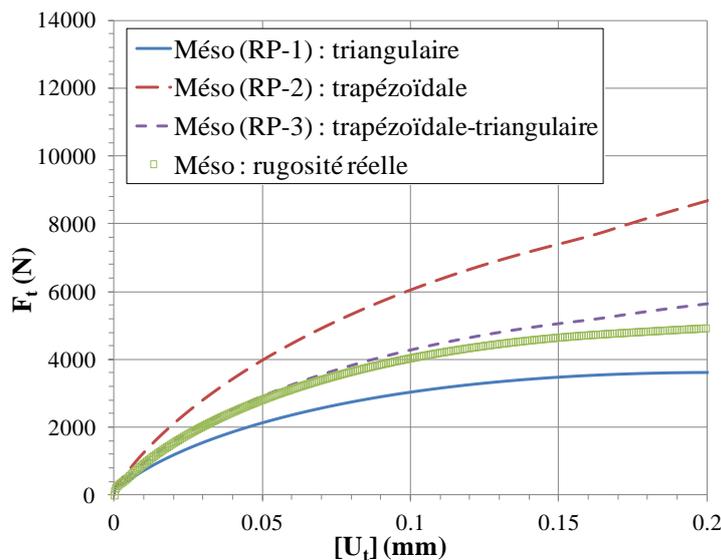


Figure III. 60 : Comparaison des rugosités périodiques avec la rugosité réelle

L'étude expérimentale présentée dans (§ II.5) par la méthode géométrique du profil en 2D à travers les coefficients d'aplatissement et de symétrie a permis d'identifier la forme du profil équivalent à la rugosité réelle : qui correspond au profil trapézoïdal en pic et creux triangulaire.

Dans cette partie, une application pratique des différents motifs en comparaison avec la rugosité réelle dans la loi de comportement mécanique (Force résultante- saut de déplacement) permet alors de valider le profil trapézoïdal-triangulaire (RP-3). Les résultats permettent la confirmation du choix du profil équivalent par les deux méthodes géométrique et mécanique.

La superposition des lois de comportement de l'interface en cisaillement pour les différents cas de rugosité sur la figure III.61 montre que pour la rugosité périodique : trapézoïdale-triangulaire (RP-3) avec $R_c = 1.35$ mm et $\lambda = 5.15$ mm corrobore aux raideurs élastiques obtenues avec la rugosité réelle. La rugosité correspondante est d'environ 34° (cf. tableau III.8) alors que la pente moyenne

locale de la rugosité réelle est de l'ordre de 45° (cf. tableau III.3). Ces études sur les différents couplages sont utiles par la suite afin d'estimer les raideurs d'interface à implémenter dans le modèle MZC.

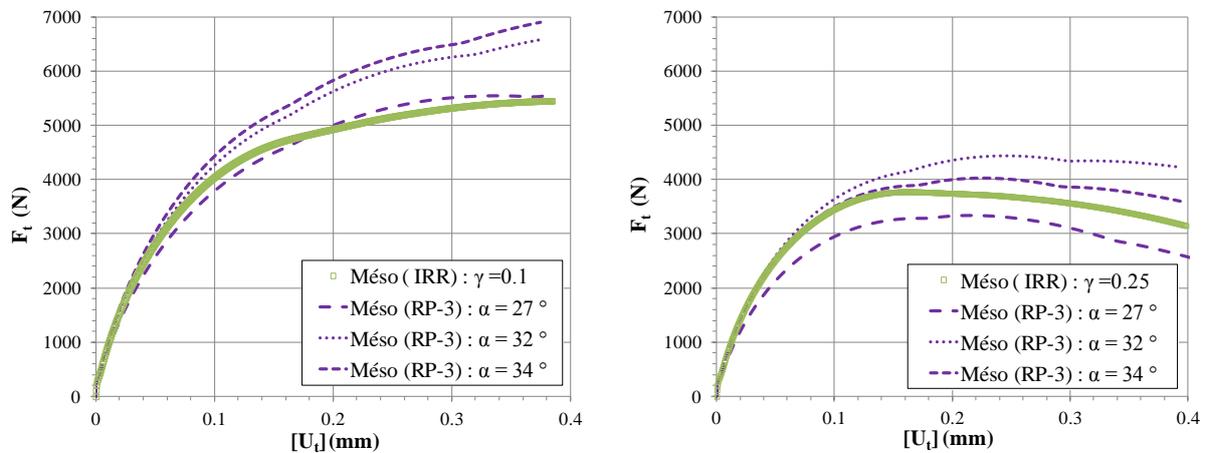


Figure III. 61 : Choix d'un profil de rugosité périodique équivalent

Tableau III. 8 : Raideurs élastiques équivalente aux cas IL-REE

Profil	R	λ	α	$K_{\mu n}$	$K_{\mu s}$	$(K_n)^0_{eq}$	$(K_s)^0_{eq}$
	(mm)	(mm)	($^\circ$)	(MPa/mm)	(MPa/mm)	(MPa/mm)	(MPa/mm)
RP-3	1.35	5.45	32	240.00	85.71	247.20	161.12
RP-3	1.00	5	27	240.00	85.71	250.14	151.76
RP-3	1.35	5.15	34	240.00	85.71	246.10	163.61
RR	1.35	5.45	45.1	240.00	85.71	-	180.67

III.4.4. Bilan

En conclusion, la modélisation de la rugosité à l'aide des profils périodiques a permis le choix d'un profil équivalent. Les modélisations mésoscopiques ont permis de simuler le comportement des interfaces endommageables de chaussées de manière satisfaisante valide par des expérimentations en traction et en cisaillement. Cependant le temps de calcul considérable avec une densité fine autour de la rugosité géométrique est un frein à l'utilisation du modèle actuel à l'échelle d'une structure de chaussée. Il est donc crucial de développer une macro modélisation simplifiée permettant d'intégrer les paramètres de la macro texture, révélés important dans le comportement. Une étude analytique est proposée dans la section suivante afin de calculer la raideur équivalente élastique (REE) de l'interface rugueuse avec le profil périodique retenu.

A l'issue de cette analyse, le motif trapézoïdal-triangulaire (RP-3) est retenu pour le calcul de la raideur élastique équivalente de l'interface lisse (IL-REE) à l'échelle macroscopique. La figure III.62 présente la méthodologie adoptée pour calculer la raideur élastique équivalente de l'interface avec rugosité réelle (IRR) sur une longueur de référence L à l'aide des surfaces élémentaires représentatives (SER) d'une rugosité périodique de longueur élémentaire (λ). Les raideurs élastiques ($k_{\mu n}$ et $k_{\mu s}$) à l'échelle mésoscopique sont associées à un film de bitume.

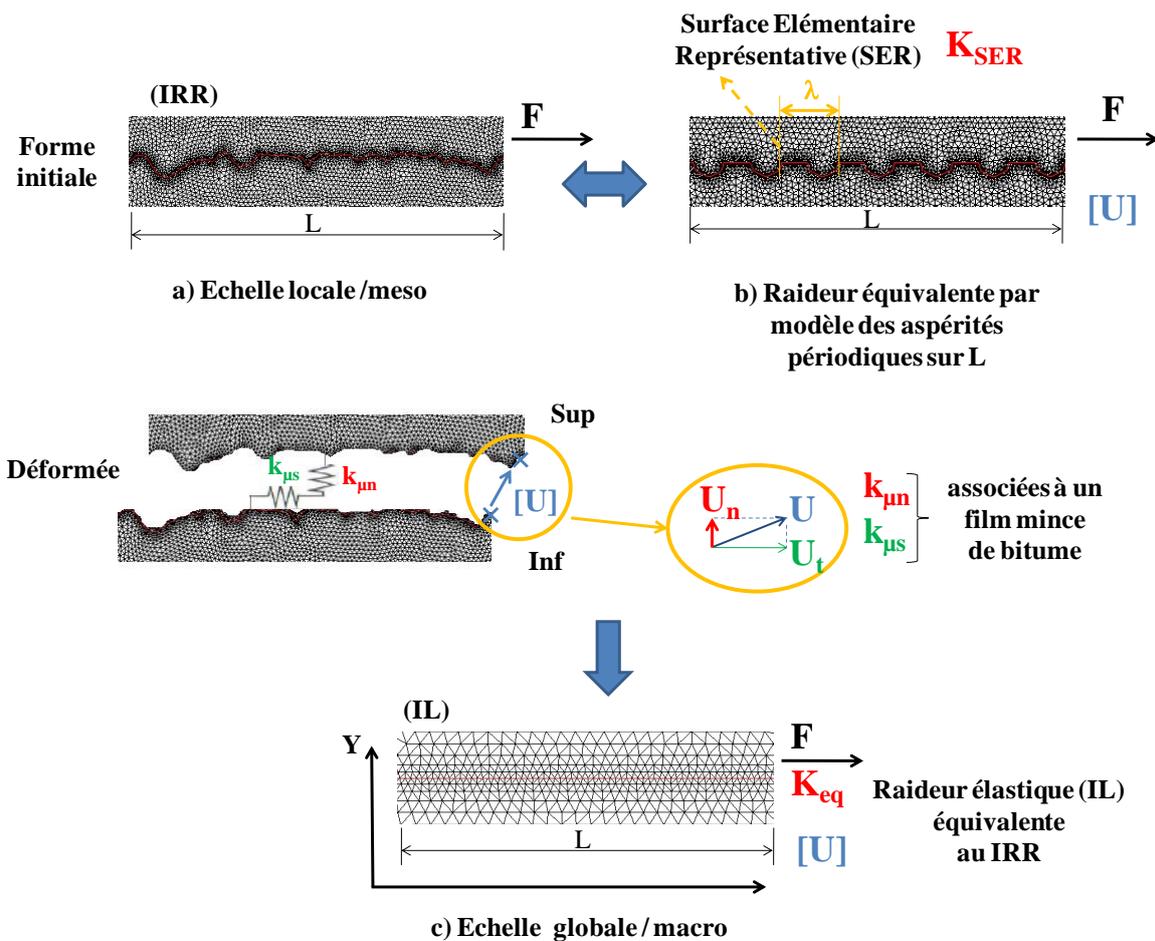


Figure III. 62: Modélisation multi-échelle des raideurs élastiques de l'interface entre couches de chaussées

III.5. Retour à l'échelle macroscopique pour la modélisation des chaussées

La modélisation mésoscopique a montré les différents mécanismes mis en jeu lors d'évolution de la décohésion interfaciale. L'intérêt de la présente section est de trouver un modèle analytique permettant une simulation simplifiée considérant la rugosité détectée comme paramètre clé. La raideur élastique équivalente (REE) pour une interface lisse est calculée pour un élément représentatif de l'interface rugueuse périodique précédemment choisie. Le calcul analytique de la (REE) sera établi à travers un modèle rhéologique en élasticité. Les résultats des raideurs équivalentes élastiques (REE) seront introduits par la suite dans le modèle (MZC) endommageable en mode mixte avec un maillage simplifié ne considérant pas la discrétisation géométrique de la rugosité, trop lourde à modéliser.

Dans cette section, le changement d'échelle méso - macro est d'abord présenté. L'identification des paramètres globaux est ensuite abordée. Puis une comparaison entre les deux modélisations est présentée. Enfin, une application à plusieurs cas de chaussées est proposée à partir des données du maître d'œuvre telle que: la granulométrie de l'enrobé, la profondeur moyenne de la texture (PMT) de surface (identifiée in situ) et le type de couche d'accrochage et le dosage opérationnelles.

III.5.1. Changement d'échelle méso à macro

La figure III.63 présente le schéma de passage du repère local d'une aspérité au repère global et les hypothèses de calcul. Les raideurs équivalentes à l'échelle globales sont en fonction des raideurs à l'échelle locale et de l'angle de rugosité. Il s'agit de calculer la REE à l'aide de la loi de comportement d'un élément joint élastique de type ressort et les différentes combinaisons de raideurs normales en

parallèle et des raideurs tangentielles en série en fonction de l'angle de rugosité périodique. Les hypothèses de calcul sont :

- le calcul des raideurs équivalentes est en **élasticité** ;
- les résultantes de forces (F) à l'échelle globale des éléments joints lisse (**IL**) et avec rugosité périodique (**IRP**) sont égaux sur la même longueur globale de référence L ;
- les contraintes sont supposées constantes dans l'élément joint équivalent.

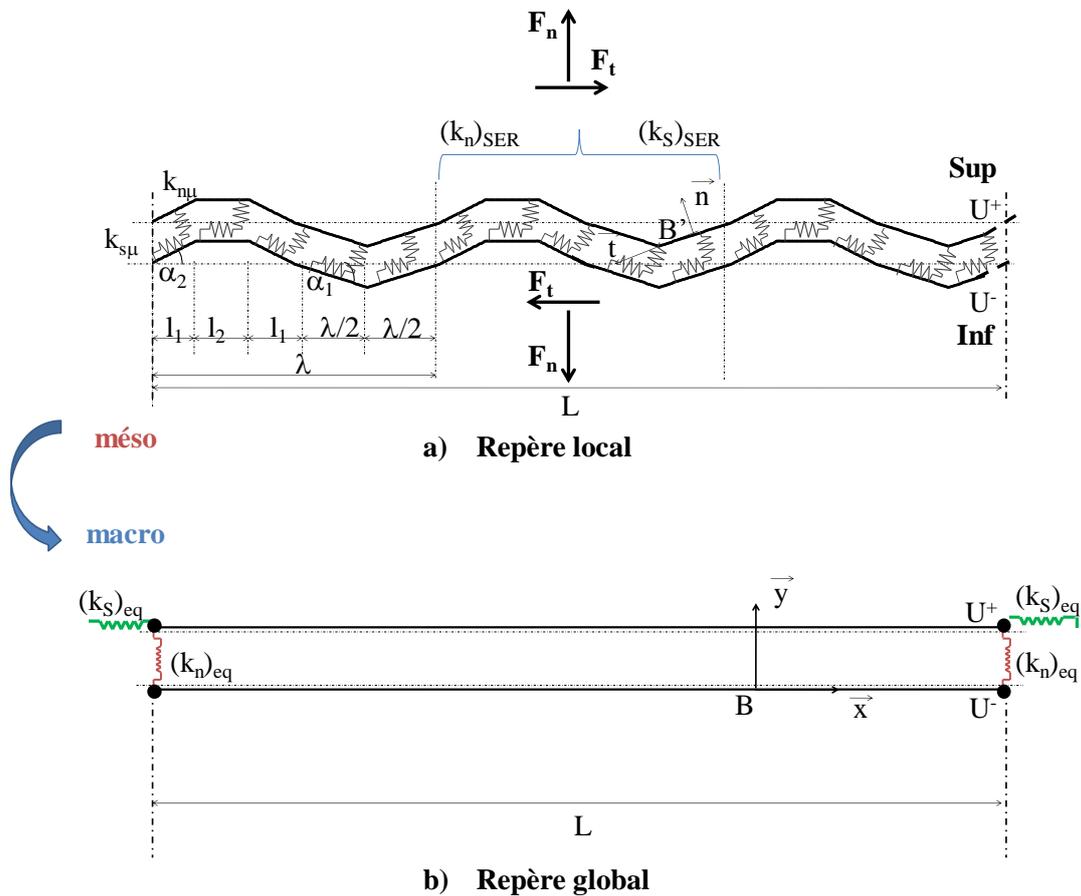


Figure III. 63 : Présentation du schéma de raideur équivalente : hypothèses de calcul et schéma de passage du repère local d'une aspérité au repère global

Considérons une interface à rugosité périodique (IRP) de longueur globale L à m périodes identiques de longueur spatiale (λ). La résultante de force équivalente (F) à l'échelle globale est :

$$F = F_n + F_t \text{ et } [U] = [U_n] + [U_t] \quad (\text{III.41})$$

avec F_n : est la force résultante en traction et F_t : est la force résultante en cisaillement

Le schéma passage du repère local au point $B'(\vec{n}, \vec{t})$ d'une aspérité au repère globale au point $B(\vec{x}, \vec{y})$ est présenté sur la figure III.63. La matrice de passage donnée par :

$$\mathbf{P}_{B \rightarrow B'} = \begin{pmatrix} \cos \alpha & -\sin \alpha \\ \sin \alpha & \cos \alpha \end{pmatrix} ; \mathbf{P}_{B' \rightarrow B} = \begin{pmatrix} \cos \alpha & \sin \alpha \\ -\sin \alpha & \cos \alpha \end{pmatrix} \quad (\text{III.42})$$

$$\mathbf{B}'(\vec{n}, \vec{t}) \begin{cases} \vec{n} = \cos \alpha \vec{x} + \sin \alpha \vec{y} \\ \vec{t} = -\sin \alpha \vec{x} + \cos \alpha \vec{y} \end{cases} \quad (\text{III.43})$$

La cellule de base à homogénéiser est considérée comme une Surface Élémentaire Représentative (SER) de l'interface. Les expressions des raideurs équivalentes à une période λ sont fournies dans la section suivante.

III.5.2. Identification des paramètres globaux

Dans cette partie, il s'agit d'identifier les paramètres du modèle d'endommagement à l'échelle macroscopique sans modélisation de la rugosité géométrique.

- **Equivalence de raideurs méso-macro**

En traction (mode I), il s'agit d'une configuration de ressorts en parallèle. La force normale résultante pour (IRP) est :

$$F_n = \left((k_{n_{SER}})_1 \cdot l_1 \cdot [U_n]_1 + (k_{n_{SER}})_2 \cdot l_2 \cdot [U_n]_2 + \dots + (k_{n_{SER}})_m \cdot l_m \cdot [U_n]_m \right)$$

Et

$$[U_n] = [U_n]_1 = [U_n]_2 = \dots = [U_n]_m$$

$$F_n = \left((k_{n_{SER}})_1 \cdot l_1 + (k_{n_{SER}})_2 \cdot l_2 + \dots + (k_{n_{SER}})_m \cdot l_m \right) \cdot [U_n] \quad (\text{III.44})$$

Avec : $m = \frac{L}{\lambda}$ correspond au nombre de SER dans l'interface de longueur L ;

$$(k_{n_{SER}})_1 = (k_{n_{SER}})_2 = \dots = (k_{n_{SER}})_m = (k_n)_{SER} \text{ et } l_1 = l_2 = \dots = l_m = \lambda$$

Pour (II) équivalent :

$$\sigma_n = \frac{F_n}{L} = (k_n)_{eq} [U_n] ; F_n = L \cdot (k_n)_{eq} [U_n] \quad (\text{III.45})$$

Par identification entre (III.44) et (III.45), la raideur normale équivalente est :

$$(k_n)_{eq} = \frac{\lambda}{L} \sum_{i=1}^m (k_{n_{SER}})_i = (k_n)_{SER} \quad (\text{III.46})$$

En cisaillement (mode II), il s'agit d'une configuration de ressort en série. Dans ce cas, les contraintes sont supposées constantes dans l'élément joint :

$$\tau = \frac{(k_s)_{eq}}{L} \cdot [U_t] = \frac{(k_{s_{SER}})_1}{l_1} \cdot [U_t]_1 = \frac{(k_{s_{SER}})_2}{l_2} \cdot [U_t]_2 = \dots = \frac{(k_{n_{SER}})_m}{l_m} \cdot [U_t]_m \quad (III.47)$$

$$[U_t] = [U_t]_1 + [U_t]_2 + \dots + [U_t]_m \quad (III.48)$$

$$[U_t]_1 = \frac{(k_s)_{eq} \cdot l_1}{(k_{s_{SER}})_1 \cdot L} \cdot [U_t]; [U_t]_2 = \frac{(k_s)_{eq} \cdot l_2}{(k_{s_{SER}})_2 \cdot L} \cdot [U_t] \dots \dots \dots, \text{ et } [U_t]_m = \frac{(k_s)_{eq} \cdot l_m}{(k_{s_{SER}})_m \cdot L} \cdot [U_t] \quad (III.49)$$

Pour une IRP et d'après les équations (III.48) et (III.49)

$$L \cdot [U_t] = \frac{(k_s)_{eq} \cdot l_1}{(k_{s_{SER}})_1} \cdot [U_t] + \frac{(k_s)_{eq} \cdot l_2}{(k_{s_{SER}})_2} \cdot [U_t] + \dots + \frac{(k_s)_{eq} \cdot l_m}{(k_{s_{SER}})_m} \cdot [U_t] \quad (III.50)$$

$$(k_{n_{SER}})_1 = (k_{n_{SER}})_2 = \dots = (k_{n_{SER}})_m = (k_n)_{SER} \text{ et } l_1 = l_2 = \dots = l_m = \lambda$$

D'où la raideur tangentielle équivalente de m ressort de raideur $(k_s)_{SER}$ est égale à :

$$\frac{1}{(k_s)_{eq}} = \frac{1}{L} \cdot \left(\frac{\lambda}{(k_s)_{SER}} + \frac{\lambda}{(k_s)_{SER}} + \dots + \frac{\lambda}{(k_s)_{SER}} \right) = \frac{m \cdot \lambda}{L \cdot (k_s)_{SER}} \quad (III.51)$$

Enfin, la raideur équivalente K_{eq} à l'échelle globale vaut alors :

$$\left(K_{eq}^{rug} \right)_{B(\bar{x}, \bar{y})} \begin{cases} k_{n_{eq}} = (k_n)_{SER} \\ k_{s_{eq}} = (k_s)_{SER} \end{cases} \quad (III.52)$$

La raideur équivalente à la rugosité réelle à l'échelle globale peut être évaluée avec le profil périodique retenu dans la section (§ III.4.3) de type pic trapézoïdale-creux triangulaire (RP-3). Il correspond à la moyenne des deux cas RP-1 et RP-2. Les expressions des raideurs équivalentes sur une période λ sont calculées pour chaque forme de rugosité périodique par les équations suivantes :

- **Cas RP-1: triangulaire:**

$$\left(K_{SER} \right)_B \begin{cases} (k_n)_{SER} = k_{\mu n} \cos(\alpha_1) + k_{\mu s} \sin(\alpha_1) \\ (k_s)_{SER}^{-1} = \frac{1}{k_{\mu n} \sin(\alpha_1) + k_{\mu s} \cos(\alpha_1)} \end{cases} \quad (III.53)$$

- **Cas RP-2 : trapézoïdale**

$$(K_{SER})_B \begin{cases} (k_n)_{SER} = \left(1 - \frac{2}{\pi}\right) k_{\mu n} + \frac{2}{\pi} (k_{\mu n} \cos(\alpha_2) + k_{\mu s} \sin(\alpha_2)) \\ (k_s)_{SER}^{-1} = \frac{(\pi - 2)}{\pi \cdot k_{\mu s}} + \frac{2}{\pi \cdot (k_{\mu n} \sin(\alpha_2) + k_{\mu s} \cos(\alpha_2))} \end{cases} \quad (III.54)$$

- **Cas RP-3 : creux triangulaire et pic trapézoïdale :**

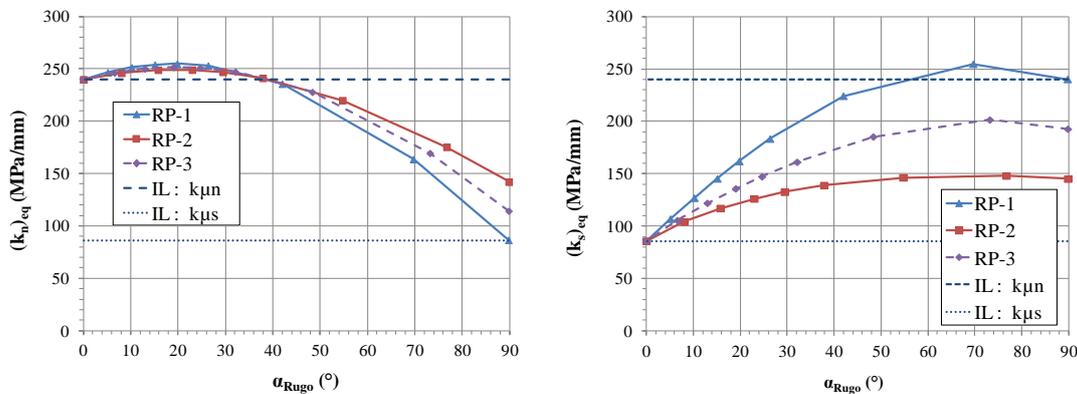
$$(K_{eq})_B = \begin{cases} \frac{1}{2} [k_{\mu n} \cos(\alpha_1) + k_{\mu s} \sin(\alpha_1)] + \left(1 - \frac{2}{\pi}\right) \cdot k_{\mu n} + \frac{1}{\pi} [k_{\mu n} \cos(\alpha_2) + k_{\mu s} \sin(\alpha_2)] \\ \frac{1}{2 \cdot (k_{\mu n} \sin(\alpha_1) + k_{\mu s} \cos(\alpha_1))} + \frac{(\pi - 2)}{2 \cdot k_{\mu s}} + \frac{1}{\pi \cdot (k_{\mu n} \sin(\alpha_2) + k_{\mu s} \cos(\alpha_2))} \end{cases} \quad (III.55)$$

Avec les angles de rugosité (α_{Rug}) sont notée α_1 pour **(RP-1)** et α_2 pour **(RP-2)** (cf. figure III.63) tq :

$$\text{tg}(\alpha_1) = \frac{2 \cdot R_c}{\lambda} ; \quad \text{tg}(\alpha_2) = \frac{\pi \cdot R_c}{\lambda} ; \quad l_1 = \frac{\lambda}{2 \cdot \pi} \quad \text{et} \quad l_2 = \frac{\lambda}{2} - \frac{\lambda}{\pi}$$

Les raideurs équivalentes, données par les équations (III.52) à (III.55) dépendent de la forme, de l'angle d'aspérité et des deux rigidités $k_{\mu n}$ et $k_{\mu s}$ à l'échelle locale/méso caractérisant l'interface dans son domaine d'élasticité. Pour un liant de bitume, les raideurs normale et tangentielle équivalentes sont présentés sur les figures III.66-a et III.66-b, respectivement en fonction de l'angle de rugosité α_{Rug} . D'après les résultats à l'échelle macro, on vérifie que, pour toutes les formes de rugosité dans le cas d'une interface horizontale ($\alpha_{Rug} = 0^\circ$ degrés), les raideurs équivalentes élastiques (REE) de l'interface sont égales aux $k_{\mu n}$ et $k_{\mu s}$ à l'échelle locale qui correspondent aux propriétés de l'interface lisse.

La rigidité normale équivalente (cf. figure III.64-a) est moins sensible à la rugosité que la rigidité tangentielle équivalente (cf. figure III.64-b). $(k_n)_{eq}$ ne dépend pas de la forme de la rugosité jusqu'à 45° . Cependant la rugosité tangentielle équivalente est fortement sensible à la forme et à l'angle de rugosité. Par exemple pour les donnée de liant ($k_{\mu n} = 240$ et $k_{\mu s} = 85$ MPa/mm) pour le motif triangulaire (PR-1) elle est deux fois et demi (2.6) supérieure à la valeur de référence correspondante au cas IL.



(a) Raideur normale équivalente $(k_n)_{eq}$

(b) Raideur tangentielle équivalente $(k_s)_{eq}$

Figure III. 64: Raideurs équivalente aux rugosités périodiques en fonction de l'angle d'aspérité

- **Equivalence énergétique méso-macro**

Il s'agit ici de chercher une équivalence énergétique entre les deux modèles méso pour l'interface rugueuse (IR) et macro pour le cas de l'interface lisse équivalente (IL)_{eq} afin de reproduire les phénoménologies de l'essai de double cisaillement (DST). Cette équivalence se traduit en fonction du taux de restitution d'énergie critique total G_{IIC} par l'équation suivante :

$$(G_{IIC})_{eq} = (G_{IIC})_{IR} \quad (III.56)$$

En effet, l'approche de modélisation suivie permet d'envisager la mixité des modes de propagation à travers le modèle de zone cohésive (MZC) d'Allix- Ladevèze, régi par un taux de restitution d'énergie \underline{Y} équivalent en mode mixte. Celui-ci dépend principalement de l'énergie en mode I pur (en fonction de k_n), de l'énergie en mode II (en fonction de k_s) et du paramètre clé de couplage appelé γ (qui correspond au rapport des deux énergies en mode I et II purs).

En effet, ces énergies se calculent en fonction des raideurs et des sauts de déplacement normal et tangentiel au niveau de l'interface. Le taux de restitution d'énergie équivalent en mode mixte, pour l'interface rugueuse, est donné par :

$$(\underline{Y})_{IR} = (\underline{Y}_I)_{IR} + \gamma_{meso} (\underline{Y}_{II})_{IR} \quad (III.57)$$

$$\text{avec } Y_I = \frac{1}{2} k_n [U_n]^2 ; Y_{II} = \frac{1}{2} k_s [U_t]^2$$

En cas d'interface lisse, d'après l'étude paramétrique, $[U_n] = 0$ ce qui annule le terme $(\underline{Y}_I)_{IL}$.

$$(\underline{Y})_{eq} = (\underline{Y}_I)_{IL} + \gamma_{macro} (\underline{Y}_{II})_{IL} = \gamma_{macro} (\underline{Y}_{II})_{IL} \quad (III.58)$$

Afin d'assurer l'équivalence énergétique :

$$(\underline{Y})_{eq} = (\underline{Y})_{IR} \quad (III.59)$$

$$\gamma_{macro} (\underline{Y}_{II})_{IL} = (\underline{Y}_I)_{IR} + \gamma_{meso} (\underline{Y}_{II})_{IR}$$

$$\gamma_{macro} \left(\frac{1}{2} \cdot (k_s)_{eq} \cdot [U_y]^2 \right) = \left(\frac{1}{2} \cdot k_{\mu n} \cdot [U_n]^2 \right) + \gamma_{meso} \left(\frac{1}{2} \cdot k_{\mu s} \cdot [U_t]^2 \right)$$

Avec :

$$\begin{cases} [U_n] = [U_x] \cdot \cos(\alpha) + [U_y] \cdot \sin(\alpha) \\ [U_t] = -[U_x] \cdot \sin(\alpha) + [U_y] \cdot \cos(\alpha) \end{cases} \quad (III.60)$$

Le paramètre de couplage est alors calculé à l'échelle macro en fonction des paramètres mésoscopiques :

$$\gamma_{macro} = \frac{(\gamma_{meso} \cdot k_{\mu s} - k_{\mu n}) \cdot (\text{tg}(\psi)^2 \cdot \sin(\alpha)^2 + \cos(\alpha)^2) + (\text{tg}(\psi)^2 \cdot k_{\mu n} + k_{\mu n})}{(k_s)_{eq}} + \frac{(k_{\mu n} - \gamma_{meso} \cdot k_{\mu s}) \cdot \text{tg}(\psi) \cdot \sin(2\alpha)}{(k_s)_{eq}}$$

$$(III.61)$$

Avec :

ψ : angle de dilataance

γ_{meso} : paramètre de couplage à l'échelle méso $\gamma_{\text{meso}} = \gamma_{\text{local}} = \frac{k_{\mu n}}{k_{\mu s}} \left[\text{tg}(\alpha_{\text{Rugo}}) \right]^2$

D'après la figure III.30, l'angle de dilataance (ψ) dans le cas d'essai de cisaillement direct (DST) est estimé faible. Ce qui permet de déduire une expression simplifiée du paramètre de couplage à l'échelle macro à partir des données mésoscopiques par l'équation suivante :

$$\gamma_{\text{macro}} = \frac{2 \cdot k_{\mu s} \cdot \gamma_{\text{meso}} \cdot \left[\cos(\alpha_{\text{Rugo}}) \right]^2}{(k_s)_{\text{eq}}} \quad (\text{III.62})$$

Enfin pour la suite de l'étude des deux modèles de la raideur équivalente de l'interface rugueuse par une méthode rhéologique en élasticité, donnée par l'équation III.52 et le modèle de critère d'équivalence énergétique méso/macro, donnée par l'équation III.61, sont retenus pour la suite de l'étude.

III.5.3. Comparaison des modélisations

Dans cette section, le modèle joint visco-plastique endommageable en 2D (déformation plane) est simulé avec la prise en compte des raideurs élastiques équivalentes calculés pour un profil de type : triangulaire-trapézoïdal (RP-3). Les figures III.65 et III.66 superposent les résultats expérimentaux des interfaces non renforcées (UN) avec les différentes modélisations proposées à l'échelle macro et méso. Les modélisations mésoscopiques correspondantes aux cas d'interface avec rugosité réelle (IRR), interface avec rugosité périodique de type triangulaire-trapézoïdal (RP-3) et Interface lisse à raideurs élastiques équivalentes (IL-REE) et avec équivalence énergétique (γ_{macro}). Pour les faibles couplages mésoscopiques ($\gamma_{\text{meso}} = 0.25$) (figure III.65), le modèle d'équivalence énergétique à raideurs élastiques équivalentes reproduit le mécanisme d'endommagement mésoscopique. Ces résultats sont en bon accord avec les résultats expérimentaux des échantillons non renforcés (UN).

En effet, le modèle macro proposé associé au profil triangulaire-trapézoïdal (RP-3) reproduit mieux le mécanisme d'endommagement de l'interface rugueuse (IRR) dans le domaine de grandes déplacements jusqu'à un déplacement égal à 0.2 mm pour un paramètre de couplage γ faible. Les valeurs de raideurs élastiques équivalentes aux cas lisse IL-REE sont comparées aux raideurs méso du film de bitume sur le tableau III.9. Les raideurs équivalentes élastiques sont calculées selon l'Eq (III.55) en fonction de (α_{Rugo}). Les paramètres de couplages à l'échelle macro sont calculés selon l'Eq (III.62) avec la valeur γ_{meso} identifié par calage. L'angle de rupture (α_{Rupture}) est enfin déduit à partir du couplage mésoscopique. En outre avec des faibles valeurs de γ , la loi de comportement de l'interface en mode II est proche du domaine élastique. Les écarts entre les modèles méso et les modèles macro d'équivalence de raideurs élastiques et énergétiques sont faibles pour le domaine des petites déformations. Des différences apparaissent pendant la phase de propagation. Ce qui est légitime les modèles macros dans le domaine du génie civil.

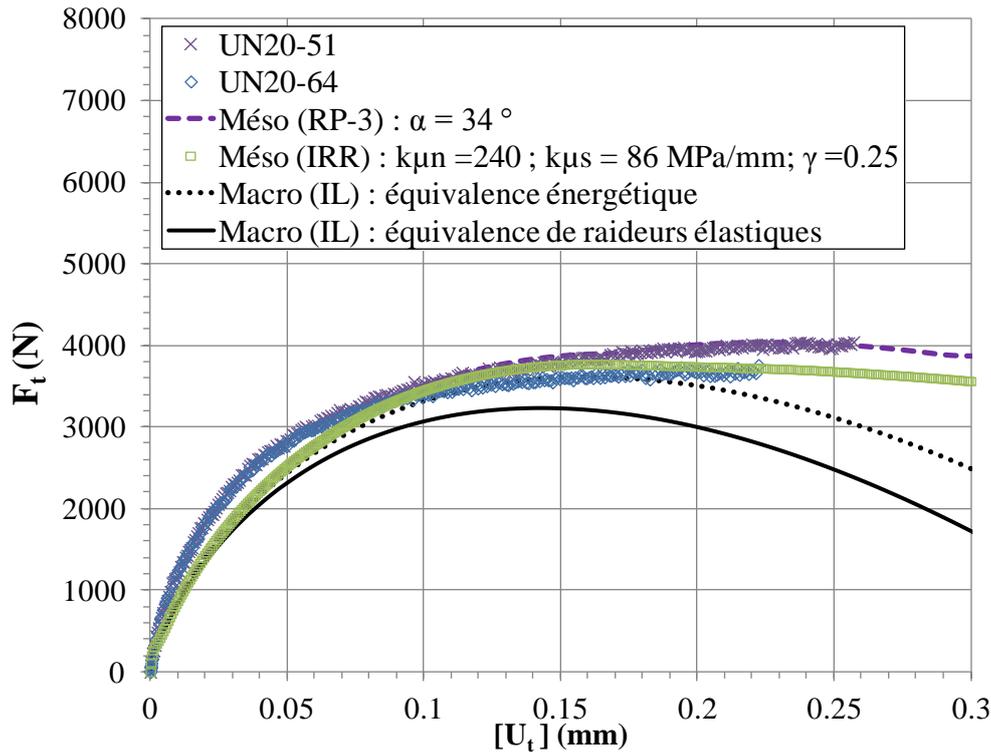


Figure III. 65 : Comparaison des modélisations macro-méso avec les résultats expérimentaux avec $\gamma = 0.25$

Tableau III. 9 : Raideurs élastiques équivalente aux cas IL-REE

	$(k_n)_0$	$(k_s)_0$	α_{Rugo}	$(k_s)_{eq}$ (100 μ def)	$\alpha_{rupture}$	γ_{meso}	γ_{macro}	G_{IIc}
	(MPa/mm)	(MPa/mm)	(°)	(MPa/mm)	(°)	-	-	(J/m ²)
Exp : non renforcé UN20-51	-			49.62		-	0.25	118.97
Exp : non renforcé UN20-64	-			48.14		-	0.30	100.65
Méso IRR	240	86	45.1	87.48	16.64	0.25		91.21
Méso RP-3	240	86	33.57	78.70	16.64	0.25		92.63
Equivalence de raideurs élastiques	246.1	163.6	0	84.06			0.25	82.22
Equivalence énergétique	246.1	163.6	0	84.18			0.20	89.11

Néanmoins, le modèle macro avec équivalence énergétique est pertinent pour les deux phases de début de l'endommagement et d'adoucissement lorsque le paramètre de couplage augmente. Sur la figure III.66, les raideurs initiales à (100 μ def) issues de l'essai de traction ($k_n = 500$ MPa/mm) et de cisaillement ($k_s = 50$ MPa/mm) avec un paramètre de couplage de l'ordre de 0.58, identifié par la méthode d'analyse d'images sont introduits dans la méso modélisations. Les résultats du macro modèle par équivalence de raideurs élastique et énergétique sont récapitulés dans le tableau III.10.

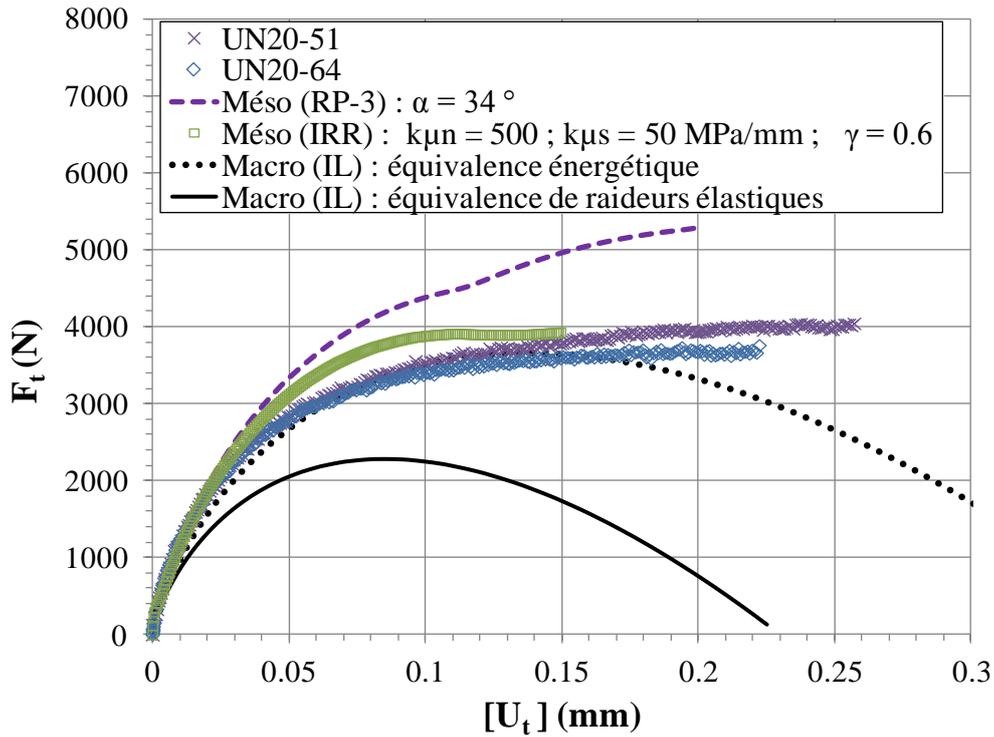


Figure III. 66 : Comparaison des modélisations macro-méso avec les résultats expérimentaux avec $\gamma = 0.6$

Tableau III. 10 : Raideurs élastiques équivalente aux cas IL-REE

	$(k_n)_0$	$(k_s)_0$	α_{Rugo}	k_{eq} (100 μ def)	$\alpha_{rupture}$	γ_{meso}	γ_{macro}	G_{IIc}
	(MPa/mm)	(MPa/mm)	(°)	(MPa/mm)	(°)			(J/m ²)
Exp : non renforcé UN20-51	-			49.62		-	0.25	118.97
Exp : non renforcé UN20-64	-			48.14		-	0.30	100.65
Méso:IRR	500	50	45.1	127.58	13.76	0.6		87.11
Méso:RP-3	500	50	33.57	103.64	13.76	0.6		112.91
Macro : équivalence de raideurs élastiques	456.8	193.5	0	111.74			0.6	50.93
Macro : équivalence énergétique	456.8	193.5	0	112.56			0.23	92.56

D'après ces comparaisons, la **macro** modélisation de l'interface endommageable avec une interface lisse permet de décrire efficacement les mécanismes d'endommagement de l'interface rugueuse avec un grain considérable en temps de calcul et en simplicité de maillage. Le macro modèle

d'interface endommageable proposé est confondu au méso modèle d'interface rugueuse périodique en petites et en grandes déformations.

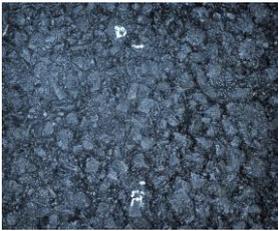
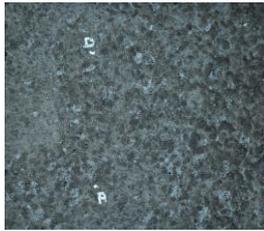
III.5.4. Application à plusieurs cas de chaussées

La loi d'évolution d'endommagement à deux échelles (méso/ macro) proposée dans le cadre de cette thèse a permis la compréhension des mécanismes de dégradation des interfaces. L'objectif du modèle macro est d'être facilement appliqué aux structures de chaussées. Cette section est dédiée à une application pratique du modèle d'endommagement à l'échelle macro à partir des différentes formulations de la littérature. Différents échantillons en enrobés bitumineux ont été réalisés dans le cadre de l'étude de l'adhérence des pneumatiques avec les chaussées routières pour les travaux de (Tang, 2007) et (Beautru, 2012). Les revêtements sont choisis en faisant un compromis entre leur représentativité par rapport aux enrobés des routes françaises et leur macro texture. Les caractéristiques de textures de ces revêtements sont présentées dans le tableau III.11. Trois différents types de revêtements sont choisis pour la présente application :

- Un BBTM²⁶ 0/10 : béton bitumineux très mince (BBTM)
- Un BBSG²⁷ 0/10 : béton bitumineux semi-grenu
- Un ECF : Enrobés coulés à froid (ECF) (Beautru, 2012).

En effet, les revêtements BBTM et BBSG représentent plus de 40% des formulations utilisées sur les routes nationales et autoroutes françaises. L'ECF (Enrobé Coulé à Froid) est une technique plus récente depuis une dizaine d'années. Elle permet une meilleure étanchéité et assure le confort sonore. Le BBTM est l'enrobé le plus drainant tandis que l'ECF à la surface qui présente le moins d'espace de stockage de l'eau (Sétra, 2005). La mesure in situ de la profondeur moyenne de la texture (PMT) selon la norme (NF EN 13036-1) donne une indication directe sur la macro texture de chaussée. Cette méthode permet le suivi sur le terrain des propriétés de surface difficiles à évaluer en laboratoire. Les valeurs de la PMT des différents revêtements sont regroupées dans le tableau III.11.

Tableau III. 11 : Caractéristiques de textures des revêtements routiers (Beautru, 2012)

Formulation	BBTM 0/10	BBSG 0/10	ECF
Photographie			
PMT (mm)	2.9	1.42	1.1

L'identification d'un motif périodique en plateau-vallée en 2D (figure III.67-a) peut être effectuée à partir des données de terrain : PMT²⁸ et profil de surface (figure III.67-b). La hauteur des aspérités est calculée selon l'équation suivante :

²⁶ AFNOR, NF EN 13108-2 (Normalisation Française XP P 98-137), Mélanges bitumineux – Spécification des matériaux – Partie 2 : béton bitumineux très minces, Décembre 2006, 26p.

²⁷ AFNOR, NF P 98-130, Enrobés hydrocarbonés, Couches de roulement et couches de liaison : bétons bitumineux semi-grenus, 1999, 13p.

²⁸ PMT : Profondeur moyenne de la texture

$$h = \frac{2 \cdot \text{PMT}}{\chi} \quad (\text{III.63})$$

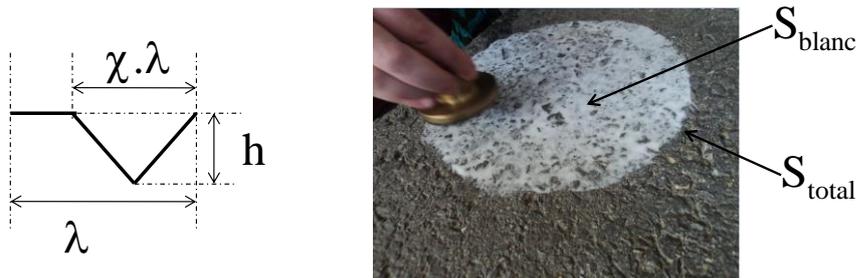
$$\text{PMT} = \left(\frac{V}{S_{\text{totale}}} \right)_{3D} \approx \left(\frac{V_{\text{creux}}}{S_{\text{total}}} \right)_{2D} = \frac{\chi \cdot \lambda \cdot h}{2 \cdot \lambda} = \frac{\chi \cdot h}{2}$$

avec V : volume de billes de verre (NF EN 13036-1),

S_{totale} : surface totale de la tâche égale à $4\pi d^2$,

d : diamètre moyen de la tache (NF EN 13036-1),

χ : supposé égale au rapport de la surface des creux par la surface totale de la tâche.



(a) Motif périodique 2D

(b) Profil de surface

Figure III. 67 : Identification d'un motif périodique 2D à partir des données de terrain

χ est un indicateur sur la forme de la macro texture, il pourra être estimé visuellement par un technicien ou calculé à partir des techniques d'analyse d'image.

$$\chi = \frac{S_{\text{blanc}}}{S_{\text{total}}} \quad (\text{III.64})$$

L'indicateur de forme χ est compris entre 0.5 et 1 pour les surfaces rugueuses. La figure III.68 illustre différents cas de profil lorsque :

$\chi \rightarrow 1$ correspond au profil RP-1 : triangulaire ;

$\chi \rightarrow 0.5$ correspond au profil RP-3 : triangulaire –trapezoidale ;

$\chi \rightarrow 0$ et $\text{PMT} \rightarrow 0$: surface lisse.

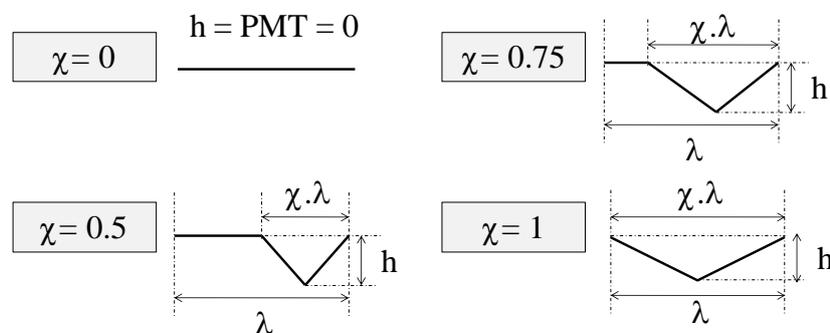


Figure III. 68 : Indicateur de forme de rugosité périodique

Pour un angle de rugosité ($\alpha_{\text{Rugosité}}$) donnée, la période des aspérités peut être déduite par l'équation suivante :

$$\lambda = \frac{2 \cdot h}{\chi \cdot \text{tg}(\alpha_{\text{Rugos}})} \quad \text{(III.65)}$$

(α_{Rugos}) décrit la complexité de la surface :

$\alpha_{\text{Rugos}} \rightarrow 0^\circ$: surface plutôt lisse ;

$\alpha_{\text{Rugos}} > 45^\circ$: surface rugueuse et complexe.

L'effet de l'engrènement sur l'endommagement à l'échelle macro est étudié par le modèle d'équivalence énergétique à travers les données de PMT des trois formulations. Si on utilise cette méthode pratique, l'angle de rugosité est ensuite évaluée avec le motif de type trapézoïdal-triangulaire ($\chi = 0.5$). Les raideurs équivalentes élastiques sont calculées selon l'Eq (III.55) en fonction de (α_{Rugos}) pour chaque cas de formulations (cf. Tableau III.12).

L'adhérence mécanique de l'interface pour l'essai de cisaillement est évaluée pour les différentes formulations en comparaison avec le cas d'interface lisse avec les données de liant d'accrochage, de type bitume 50/70 et les paramètres d'endommagement : $n = 0.01$, $\tau_c = 0.1s$, $Y_c = 30 \text{ J/m}^2$ et $\gamma_{\text{meso}} = 0.25$. Les résultats de simulations du macro modèle sont présentées sur la figure III.69. La macro texture de surface influe nettement sur la résistance interfaciale en cisaillement.

Certes cette étude a permis une estimation de la résistance interfaciale selon le type d'accrochage et la formulation du matériau. Les interfaces entre couches de BBTM peuvent avoir une durée de vie au moins aussi longue que les BBSG épais ou minces avec des macro textures caractérisés par des angles de rugosité élevés ($\alpha > 45^\circ$).

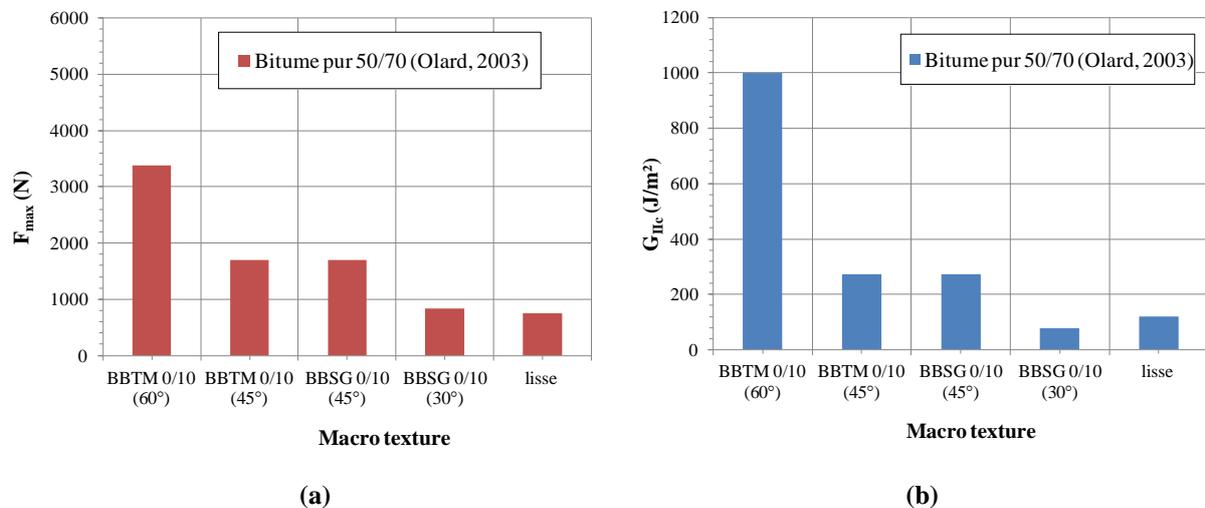


Figure III. 69 : Mise en évidence de l'effet de l'engrènement par différentes formulations et textures

L'effet de l'adhésion est étudié pour deux types de couches d'accrochage notamment un bitume dur de type 10/20, un bitume semi-dur de type 50/70. Les résultats de simulations du macro modèle sont regroupés sur le tableau III.13 pour deux cas de texture une lisse et une de type (BBTM 0/10) avec un angle de $\alpha = 45^\circ$.

La dureté de la couche d'accrochage influe considérablement sur la résistance au cisaillement (F_{max}) pour les deux cas de textures (figure III.70-a). La dureté de la couche d'accrochage n'influe pas sur l'adhérence (G_{IIc}) en cas d'interface lisse.

Généralement les entreprises de construction routière utilisent des couches d'émulsion de type mou. Le macro modèle d'interface rugueuse endommageable montre que la résistance interfaciale en

mode II est plus sensible à la texture de surface qu'à l'adhésion apporté par la couche d'accrochage. Cependant, en mode I, d'après l'étude méso établie sur l'effet des raideurs (§ II.2.1.4), les couches d'accrochage à base de bitume « mou » c.-à-d. à faible raideur normale, développent plus d'adhérence (G_{IIc}) à la rupture.

Les objectifs de dimensionnement de chaussées sont souvent ambitieux. Il est recommandé une rugosité élevée pour assurer un bon ancrage mécanique entre couches et une très faible perméabilité avec des couches minces. Lorsque les techniques sont utilisées correctement (qualité du support, de la fabrication et de la mise en œuvre des enrobés, compactage, ...), la durabilité des revêtements n'est pas influencée par l'épaisseur des couches.

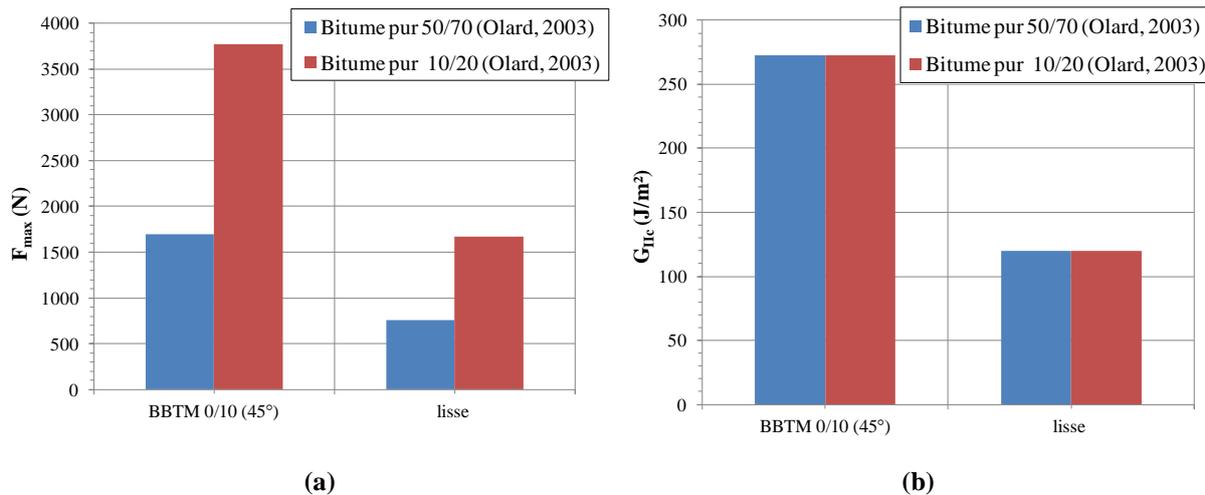


Figure III. 70 : Mise en évidence de l'effet de l'adhésion par différents type de couche d'accrochage

Tableau III. 12 : Résultats du macro modèle pour les différentes formulations

Formulation	BBTM 0/10 (60°)	BBTM 0/10 (45°)	BBSG 0/10 (45°)	BBSG 0/10 (30°)	lisse
Type de liant	Bitume pur 50/70 (Olard, 2003)				
PMT (mm)	2.90	2.90	1.42	1.42	0.00
h (mm)	11.60	11.60	5.68	5.68	0
λ	0.50	0.50	0.50	0.50	
α_{Rugo} (°)	60.00	45.00	45.00	30.00	
λ (mm)	26.79	46.40	22.72	39.35	
K_n (MPa/mm)	22.79	26.16	26.16	28.00	27.00
K_s (MPa/mm)	21.81	20.17	20.17	17.50	9.00
γ_{meso}	0.25	0.25	0.25	0.25	0.25
γ_{macro}	0.03	0.11	0.11	0.39	0.25
G_{IIc} (J/m²)	998.94	272.51	272.51	76.89	119.91
F_{max} (N)	3384.55	1700.23	1700.23	841.21	753.25



Tableau III. 13 : Résultats du macro modèle pour les deux types de couche d'accrochage

Formulation	BBTM 0/10 (45°)	lisse	BBTM 0/10 (45°)	lisse
Type de liant	Bitume pur 50/70 (Olard, 2003)		Bitume pur 10/20 (Olard, 2003)	
PMT (mm)	2.9		2.9	
h (mm)	11.6		11.6	
χ	0.5		0.5	
α_{Rugo} (°)	45	0	45	0
λ (mm)	46.4		46.4	
K_n (MPa/mm)	26.16	27	128.69	133
K_s (MPa/mm)	20.17	9	99.05	44
γ_{meso}	0.25	0.25	0.25	0.25
γ_{macro}	0.11	0.25	0.11	0.25
G_{IIC} (J/m ²)	272.51	119.90	272.79	119.93
F_{max} (N)	1700.23	753.25	3773	1666.63

Finalement la loi phénoménologique d'endommagement des interfaces de chaussées à l'échelle macroscopique dépend de l'engrènement régi par α_{Rugo} (angle moyen d'aspérité) et de l'adhésion à partir des données de couches d'accrochage (dosage et type de bitume).

Cette modélisation ouvre la voie à des recherches optimisées de formulations associées des couches d'accrochage en vue de l'obtention de performances d'interfaces.

Conclusion

Le méso/macro MZC par simulations numériques en 2D a montré son efficacité pour la modélisation de l'interface rugueuse endommageable et des grandeurs associées en mode mixte. L'importance du modèle proposé réside dans trois éléments principaux :

- le modèle s'appuie sur des paramètres habituels connus et identifiés actuellement sur le terrain ;
- chacun de ces paramètres a un sens physique très clair plus facile à identifier ;
- le modèle tient compte des processus essentiels qui contribuent à la dissipation d'énergie au cours de l'endommagement et du décollement des interfaces entre couches de chaussées.

Les fortes originalités du méso/ macro modèle sont d'une part la viscosité interfaciale, les raideurs équivalentes et le couplage en mode mixte en fonction de la rugosité.

La modélisation mésoscopique de l'interface endommageable avec les différents types de rugosité a permis la compréhension des mécanismes de dégradation des interfaces de chaussées. Néanmoins, l'application de cette méthode à l'échelle structure est lourde et coûteuse. A l'issue de cette étude, un macro modèle d'endommagement d'interface de chaussées est proposé. Les paramètres du méso modèle phénoménologique sont transformés en données pratiques identifiables à l'échelle macroscopique (type de couche d'accrochage, PMT). Cette modélisation pragmatique de maillage, simplifiée à l'échelle globale peut être intégrée dans le guide de dimensionnement de chaussée pour une considération plus réaliste du comportement de l'interface de chaussée et ouvre la voie à des recherches optimisées de formulations associées des couches d'accrochage en vue de l'obtention de

performances d'interfaces. Finalement, la démarche de caractérisation et de modélisation des interfaces de chaussées est récapitulée dans le schéma de la figure III.71.

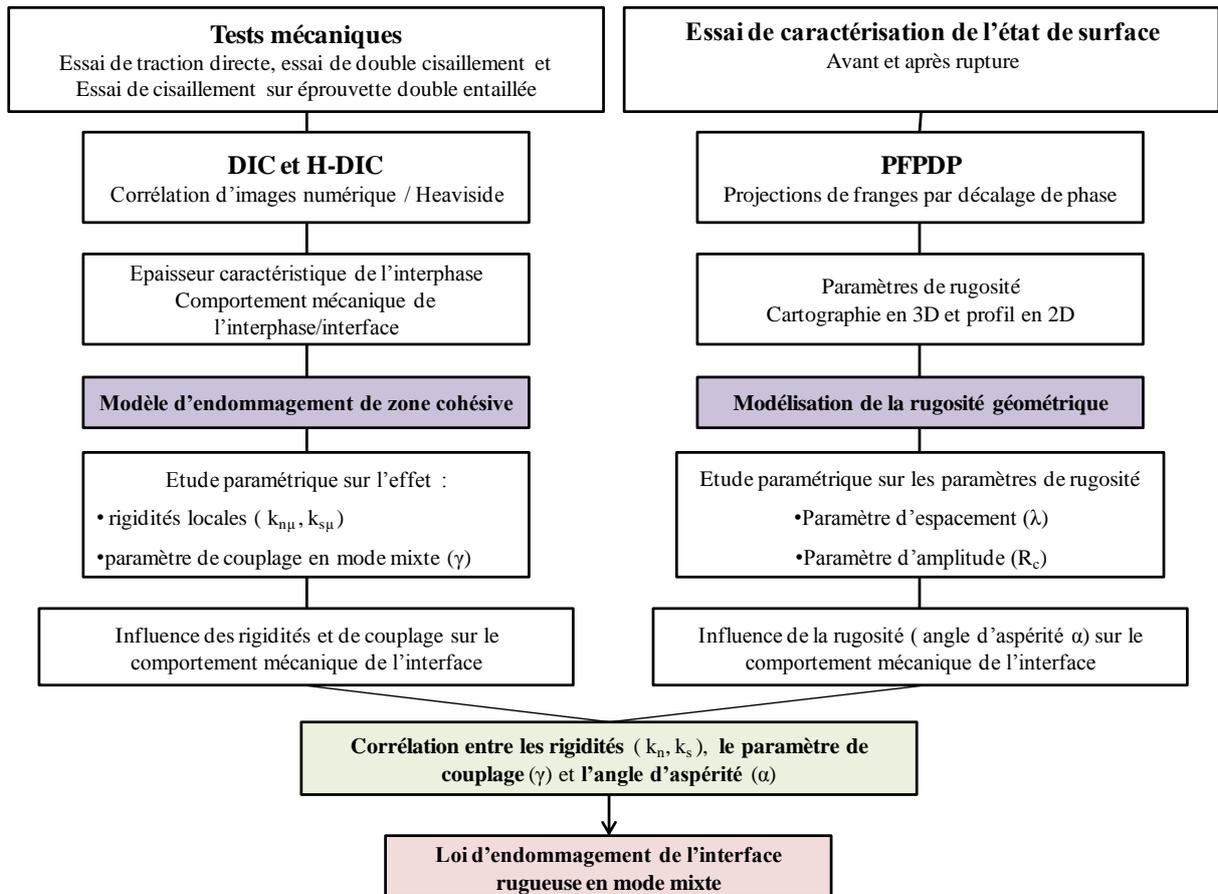


Figure III. 71: Démarche de l'approche de modélisation de l'interface endommageable rugueuse des chaussées



Conclusion générale et perspectives

Cette thèse issue de la motivation à comprendre de nouvelles pathologies de dégradation de chaussées ayant pour origine le décollement d'interface permet d'aboutir à des résultats concrets opérationnels.

En effet, les nombreux travaux scientifiques et techniques effectués au sein des organismes de recherches et entreprises routières beaucoup concentrées sur l'usage de couches d'accrochage de différentes natures et dosages oubliaient d'autres paramètres fondamentaux.

Ce travail de thèse apporte tout particulièrement l'effet d'un autre paramètre clé : celui de la macrotecture de la couche support qui confère des propriétés mécaniques d'interface indéniables après mise en œuvre de la couche de surface.

L'organisation du travail de thèse ambitieux voulu au départ avait pour objectif un résultat opérationnel au final permettant de modéliser la durabilité de l'interface de chaussée en fonction des nouveaux paramètres clés identifiés associant l'adhésion par la couche d'accrochage et l'engrènement par la macrotecture connectée à la formulation des matériaux des couches en présence.

Pour aboutir à cet objectif, il a fallu mener des expérimentations ciblées avec des méthodes avancées de mesures (DIC); ensuite ces expérimentations ont permis de poser les bases de la modélisation à envisager puis dans un second temps de définir les paramètres du modèle.

La confrontation des modélisations aux expériences est encourageante et valide cette première proposition de modèle. Enfin pour passer, à l'aspect opérationnel c'est à dire la modélisation à l'échelle de la chaussée, nous avons souhaité traiter le passage de l'échelle mésoscopique, où la géométrie de la rugosité est modélisée, à l'échelle macroscopique où la géométrie n'est plus modélisée mais intégrée dans les paramètres du modèle macro.

Une application opérationnelle de résistance au décollement par cisaillement G_{IIC} est menée sur trois types de supports : du très rugueux au très lisse avec des couches d'accrochage du bitume dur bitume mou. Ces premiers résultats montrent enfin qu'il est possible de connecter une formulation à une macrotecture identifiée par des paramètres simples (PMT, χ , α_{Rug}), couplée à un type de bitume et son dosage pour identifier une résistance au décollement c'est à dire la performance recherchée de l'interface. Cette modélisation ouvre la voie à des recherches optimisées de formulations associées à des couches d'accrochage en vue de l'obtention de performances d'interfaces.

Par ailleurs, la modélisation proposée à l'échelle macro permet d'envisager la modélisation de la pathologie majeure de décollement d'interface par certaines situations préjudiciables à savoir les giratoires, les rampes, les taxiways et aire de mouvement d'aéroport, les aires ou quais de chargement,...

Cependant devant l'ampleur des verrous à lever, cette thèse s'est concentrée sur les chargements monotones donnant une pathologie souvent connue pour les applications aux aires de mouvement et taxiways d'aéroport ainsi que les aires et quai de chargement de poids lourds. Cependant le cas des pathologies issus de chargement cycliques sont des perspectives intéressantes et

accessibles dès maintenant par le laboratoire notamment pour répondre à certaines questions de décollement d'interface sur giratoire par exemple.

Les perspectives de ce travail de thèse concernent essentiellement deux aspects qui ont été présentés et qui n'ont pas été complètement traités. Le premier concerne les expérimentations. Le second concerne la modélisation.

La démarche expérimentale proposée a permis la localisation, la caractérisation de la loi de comportement et l'identification de la morphologie de l'interphase/interface entre couches de chaussées en mode I et II pour un seul enrobé. La première piste est d'étudier le collage entre des couches à des granulométries différentes afin de valider la corrélation entre la taille de fenêtre de corrélation, la granulométrie et la rugosité de surface. La deuxième piste est d'analyser l'effet de la température sur les rigidités normale et tangentielle de l'interface pour l'essai de traction et cisaillement. La troisième piste concerne l'étude de la mixité des modes de sollicitation à travers des essais de flexion 4 points en monotones et en fatigue.

En ce qui concerne la modélisation, l'outil de simulation est bien maîtrisé en chargements monotones pour les deux essais de traction et de cisaillement. La première piste concerne la modélisation de la raideur équivalente de l'interface en mode mixte en flexion. Le problème ne pouvait pas se résumer à la détermination d'une raideur en traction et en cisaillement constante caractéristique de la liaison, mais qu'il s'agissait d'une réponse non linéaire fonction de paramètres difficiles à prendre en compte tels que la poussière, la présence de l'eau, le manque de dosage en émulsion, etc. Une deuxième piste s'oriente vers la modélisation de l'endommagement et la viscoélasticité des couches d'enrobé.

Un dernier point qui n'a pas été abordé dans ce travail est celui de la modélisation numérique tridimensionnelle du comportement des interfaces rugueuses entre couches de chaussées à l'échelle structure, à partir des résultats des essais disponibles au laboratoire : Retrait-flexion et essai d'ovalisation.



Références bibliographiques

- Abdelmoula, R., Coutris, M., Marigo, J.-J., 1998. Comportement asymptotique d'une interphase Clastique mince. *Mécanique Solides Struct. Solids Struct.*, C. R. Acad. Sci. Paris t. 326, 237–242.
- Abisset, E., 2012. Un mésomodèle d'endommagement des composites stratifiés pour le virtual testing: identification et validation. *École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan*.
- Alfano, G., 2006. On the influence of the shape of the interface law on the application of cohesive-zone models. *Compos. Sci. Technol.* 66, 723–730. doi:10.1016/j.compscitech.2004.12.024
- Alfano, G., Crisfield, M.A., 2001. Finite element interface models for the delamination analysis of laminated composites: mechanical and computational issues. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 50, 1701–1736. doi:10.1002/nme.93
- Alicona Métrologie - Mesure 3D optique de rugosité, forme et d'arête de coupe - That's Metrology [WWW Document], n.d. URL <http://www.alicon.fr/home/> (accessed 8.11.15).
- Alkatan, F., 2005. Modélisation des raideurs des assemblages par éléments filetés précontraints.
- Allix, O., Feissel, P., Thévenet, P., 2003. A delay damage mesomodel of laminates under dynamic loading: basic aspects and identification issues. *Comput. Struct.* 81, 1177–1191. doi: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. doi:10.1016/0263-8223(92)90060-P
- Allix, O., Ladevèze, P., Corigliano, A., 1995. Damage analysis of interlaminar fracture specimens. *Compos. Struct.* 31, 61–74. doi:10.1016/0263-8223(95)00002-X
- Allix, O., Pierre, L., Lévêque, D., Perret, L., 1996. Identification and validation of an interface damage model for delamination prediction, in: *Complas 5*. Barcelona, Spain, pp. 1139–1147.
- 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*.
- Amontons, G., 1699. De la résistance causée dans les machines, tant par les frottements des parties qui les composent, que par la raideur des cordes qu'on emploie, et la manière de calculer l'un et l'autre. *Mém. L'Académie R. Sci. Paris*.
- Arrigoni, M., 2004. Etude de l'influence des rugosités d'interface, de porosités et de l'épaisseur d'échantillon sur la propagation des chocs laser dans des systèmes revêtus. Application au procédé LASAT (laser adhérence test). *Université de Poitiers*.
- Asphalt Technology News, 2015. Bonding of Layers is Critical to Good Performance - BOND_LAYERS. Spring 27, 2.
- Baek, J., 2010. Modeling reflective cracking development in hot-mix asphalt overlays and quantification of control techniques. *University of Illinois at Urbana-Champaign*.
- Bahia, H., Moraes, R., Velasquez, R., 2012. The effect of bitumen stiffness on the adhesive strength measured by the bitumen bond strength test, in: *Understanding Adhesion and Cohesion of Asphalt-Aggregate Systems Using the Bitumen Bond Test and the Sessile Drop Method*.
- Barenblatt, G.I., 1962. Mathematical theory of equilibrium cracks in brittle failure. *Adv. Appl. Mech.* 7, 55–129.
- Barton, N., 1976. The shear strength of rock and rock joints. *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.* 13, 255–279. doi:10.1016/0148-9062(76)90003-6

- Basin, V.E., 1984. Advances in understanding the adhesion between solid substrates and organic coatings. *Prog. Org. Coat.* 12, 213–250. doi:10.1016/0033-0655(84)80010-2
- Beautru, Y., 2012. Influence des films d'eau très minces sur le frottement pneu/chaussée. ÉCOLE CENTRALE DE NANTES.
- Beer, G., 1985. Isoparametric joint/interface element for finite element analysis. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 21, 585–600.
- Benayoun, S., Hantzpergue, J.J., 2004. Les tests d'adhérence appliqués aux revêtements minces : Une synthèse bibliographique. *Matér. Tech.* 92, 23–31.
- Bencheikh, B., 1991. Interaction sols-structures : modélisation et résolution numérique. Université des Sciences et Techniques de Lille.
- Besnard, G., Hild, F., Leclerc, H., Périé, J.-N., Réthoré, J., Roux, S., 2010. La corrélation d'images : un outil de mécanique expérimentale, in: Colloque National MECAMAT- Ecole de Mécanique Des Matériaux.
- Bikermann, J., 1961. The science of adhesive joints. *Acad. Press N. Y.* vii, 258. doi:10.1016/0021-9797(69)90392-0
- Birgisson, B., Montepara, A., Romeo, E., Roncella, R., Roque, R., Tebaldi, G., 2009. An optical strain measurement system for asphalt mixtures. *Mater. Struct.* 42, 427–441. doi:10.1617/s11527-008-9392-8
- Bissonnette, B., Courard, L., Fowler, D.W., Granju, J.L., 2011. Bonded Cement-Based Material Overlays for the Repair, the Lining or the Strengthening of Slabs or Pavements: State-of-the-Art Report of the RILEM Technical Committee 193-RLS, RILEM State-of-the-Art Reports. Springer Netherlands.
- Bitelli, G., Simone, A., Girardi, F., Lantieri, C., 2012. Laser Scanning on Road Pavements: A New Approach for Characterizing Surface Texture. *Sensors* 12, 9110–9128. doi:10.3390/s120709110
- Bitume Québec, 2010. Les bonnes pratiques d'utilisation des liants d'accrochage, Techno-Bitume. Québec.
- Bornert, M., Brémand, F., Doumalin, P., Dupré, J.-C., Fazzini, M., Grédiac, 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. doi:10.1007/s11340-008-9204-7
- Bouchard, P.-O., 2000. Contribution à la modélisation numérique en mécanique de la rupture et structures multimatériaux. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- Boulet, M., Gramsammer J., -Cl., 1983. L'auscultation des chaussées en France, Missions et recherches. LCPC, Les laboratoires des ponts et chaussées.
- Brémand, F., Cottron, M., Doumalin, P., Dupré, J.C., Germaneau, A., Valle, V., 2011. Mesures en mécanique par méthodes optiques. *Tech. L'Ingénieur* 28.
- Bretagne, N., Valle, V., Dupré, J.C., 2005. Development of the marks tracking technique for strain field and volume variation measurements. *NDT E Int.* 38, 290–298. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.ndteint.2004.09.003
- Broutin M, 2010. Assessment of flexible airfield pavement using Heavy Weight Defectometers (PhD Thesis). ENPC.
- Budiansky, B., Rice, J.R., 1973. Conservation laws and energy-release rates. *J. Appl. Mech. Trans. ASME* 40 Ser E, 201–203.
- 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.* 47, 1373–1390. doi:10.1617/s11527-014-0362-z
- Canestrari, F., Belogi, L., Ferrotti, G., Graziani, A., 2013a. Shear and flexural characterization of grid-reinforced asphalt pavements and relation with field distress evolution. *Mater. Struct.* doi:10.1617/s11527-013-0207-1
- Canestrari, F., Ferrotti, G., Lu, X., Millien, A., Partl, M.N., Petit, C., Phelipot-Mardelé, A., H.Piber, Raab, C., 2013b. Mechanical testing of interlayer bonding in asphalt pavements advances in inter-laboratory testing and evaluation of bituminous materials, in: Partl, M.N., Bahia, H.U., Canestrari, F., de la Roche, C., Di Benedetto, H., Piber, H., Sybilski, D. (Eds.), *Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials, RILEM State-of-the-Art Reports*. Springer Netherlands, Dordrecht, pp. 303–360.
- Canestrari, F., Ferrotti, G., Partl, M.N., Santagata, E., 2005. Advanced testing and characterization of interlayer shear resistance. *Transp Res Rec.* 1929 19, 69–78.
- Cangémi, L., Cocou, M., Raous, M., 1996. Adhesion and friction model for the fiber/matrix interface of a composite. Presented at the Third biennial Joint Conference on engineering system design and analysis, ASME, Montpellier, pp. 157–163.
- Cazes, F., 2010. Construction et implémentation de lois cohésives extrinsèques. Thèse de doctorat de l'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon.
- CEA, 2015. <http://www-cast3m.cea.fr/> [WWW Document].
- CETE, 2010. Méditerranée, Essais de laboratoire -Contrôles de chantier, Formation des Laboratoires départementaux Matériaux de chaussées.
- Chaboche, J.L., Feyel, F., Monerie, Y., 2001. Interface debonding models: a viscous regularization with a limited rate dependency. *Int. J. Solids Struct.* 38, 3127–3160. doi:10.1016/S0020-7683(00)00053-6
- Chabot, A., 2013. Outils d'analyses du comportement mécanique de multicouches (Mémoire scientifique d'Habilitation à Diriger les Recherches). Université de Nantes.
- 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). Ecole Nationale des Ponts et Chaussées.
- Chabot, A., Hun, M., Hammoum, F., 2013. Mechanical analysis of a mixed mode debonding test for “composite” pavements. *Spec. Sect. Recycl. Wastes Use Constr. Mater.* 40, 1076–1087. doi:10.1016/j.conbuildmat.2012.11.027
- Chabot, A., William G., B., Eshan V., D., Christophe, P., Gabriele, T. (Eds.), 2016. 8th RILEM International Conference on Mechanisms of Cracking and Debonding in Pavements, Springer. ed, RILEM Bookseries. Nantes, France.
- Chailleux, E., 2014. Contribution à l'étude des enrobés routiers: des bitumes pétroliers aux liants alternatifs (Mémoire en vue de l'obtention d'une Habilitation à Diriger les Recherches, HDR).
- Chalker, P.R., Bull, S.J., Rickerby, D.S., 1991. A review of the methods for the evaluation of coating-substrate adhesion. *Mater. Sci. Eng. A* 140, 583–592. doi:10.1016/0921-5093(91)90482-3
- Ciarlet, P.G., Destuynder, P., 1979. A justification of a nonlinear model in plate theory. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 17, 227–258. doi:10.1016/0045-7825(79)90089-6
- Collop, A.C., Sutanto, M.H., Airey, G.D., Elliott, R.C., 2009. Shear bond strength between asphalt layers for laboratory prepared samples and field cores. *Constr. Build. Mater.* 23, 2251–2258. doi:10.1016/j.conbuildmat.2008.11.017
- Comninou, M., 1977. The interface crack. *J Appl Mech* 631–636.

- Costanzo, F., Allen, D.H., 1995. A continuum thermodynamic analysis of cohesive zonemodels. *Int. J. Eng. Sci.* 33, 2197–2219.
- Coulomb, C.A., 1785. Théorie des machines simples, en ayant égard au frottement de leurs parties, et a la raideur des cordages. *Mém. Mathématique Phys. L'Académie R. Sci. Paris* 161–342.
- Coussy., O., 1985. Effets dynamiques en mecanique de la rupture fragile des interfaces. *J. Phys. Colloq.* 46, 207–212.
- Coutinho, A.L.G.A., Martins, M.A.D., Sydenstricker, R.M., Alves, J.L.D., Landau, L., 2003. Simple zero thickness kinematically consistent interface elements. *Comput. Geotech.* 30, 347–374. doi:10.1016/S0266-352X(03)00013-2
- CRR, 2006. Code de bonne pratique pour le choix du revêtement bitumineux lors de la conception ou de l'entretien des chaussées. Centre de Recherches Routières, Bruxelles.
- D'Andrea, A., Tozzo, C., 2012. Interlayer Shear Failure Evolution with Different Test Equipments. *Procedia - Soc. Behav. Sci.* 53, 556–567. doi:10.1016/j.sbspro.2012.09.906
- D'Andrea, A., Tozzo, C., Boschetto, A., Bottini, L., 2013. Interface Roughness Parameters and Shear Strength. *Mod. Appl. Sci.* 7, 1–10. doi:10.5539/mas.v7n10p1
- De Bondt, A.H., 1999. Anti-Reflective Cracking Design of (Reinforced) Asphaltic Overlays. Delft University of Technology, Nieuwegein, the Netherlands.
- De Gennes, P.G., 1980. Dynamics of fluctuations and spinodal decomposition in polymer blends. *J Chem Phys* 72, 4756–4763.
- Del Piero, G., Raous, M., 2010. A unified model for adhesive interfaces with damage, viscosity, and friction. *Eur. J. Mech. - ASolids* 29, 496–507. doi:10.1016/j.euromechsol.2010.02.004
- Delaporte, B., Di Benedetto, H., Chaverot, P., Gauthier, G., 2007. Linear viscoelastic properties of bituminous materials: From binders to mastics, in: *Asphalt Paving Technology: Association of Asphalt Paving Technologists-Proceedings of the Technical Sessions*. pp. 455–494.
- Deryagin, B. V., Smilga, V.P., 1970. *Adhesion fundamentals and practice*, Elsevier. ed.
- Desai, C.S., Zaman, M.M., Lightner, J.G., Siriwardane, H.J., 1984. Thin-layer element for interfaces and joints. *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.* 8, 19–43. doi:10.1002/nag.1610080103
- Destrée A., Brichant P.-P, 2012. Les émulsions cationiques bitumineuses en tant que couches de collage- Recommandations pratiques de mise en oeuvre (Annexe No. Dossier 14), Bulletin CRR n° 90. Centre de recherches routières, Bruxelles.
- Destrée, A., Visscher, J.D., Vanelstraete, A., 2013a. Evaluation des performances des emulsions “Anti-Adherentes” comme couche de collage. Presented at the contribution au congrès belge de la route, Centre de Recherches Routières, Liège.
- Destrée, A., Visscher, J.D., Brichant, P.-P., Vanelstraete, A., 2013b. L'importance des couches de collage et de l'adhésion Inter-couches pour la durabilité des voiries. *Cent. Rech. Routières* 10.
- Destrée, A., Visscher, J.D., Vanelstraete, A., 2012. Evaluation of tack coat performance for thin and ultra-thin asphalt pavements. Presented at the 5th Eurasphalt & Eurobitume Congress, Istanbul, p. 12.
- Destuynder, P., 1980. Sur une Justification Mathématique des Théories de Plaques et de Coques en Elasticité Linéaire (Thèse). Université Pierre et Marie Curie Paris 6, Paris.
- Deysarkar, I., 2004. Test set-up to determine quality of tack coat (Dissertations & Theses). The University of Texas at El Paso, Ann Arbor, United States.
- Diakhate, M., 2007. Fatigue et comportement des couches d'accrochage dans les structures de chaussée. université de Limoges.

- Diakhaté, M., Millien, A., Petit, C., Phelipot-Mardelé, A., Pouteau, B., 2011. Experimental investigation of tack coat fatigue performance: Towards an improved lifetime assessment of pavement structure interfaces. *Constr. Build. Mater.* 25, 1123–1133. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.06.064
- Diakhaté, M., Phelipot-Mardelé, A., Millien, A., Petit, C., 2006. Shear fatigue behaviour of tack coats in pavements. *Road Materials and Pavement Design* 7, 201–222.
- Didier, L., Jürgen, H., Alexandra, D., Joëlle, D.V., 2013. Lait de chaux en protection des couches de collage : Impact sur l'adhésion inter-couches. Presented at the congrès belge de la route, Liège, p. 10.
- DLC - Direction du laboratoire des chaussées, 2005. Mesure de la force de liaison entre deux couches d'enrobé, Bulletin d'information technique (No. 7).
- Dong, Z., Gong, X., Zhao, L., Zhang, L., 2014. Mesostructural damage simulation of asphalt mixture using microscopic interface contact models. *Constr. Build. Mater.* 53, 665–673.
- Doumalin, P., 2000. Microextensométrie locale par corrélation d'images numériques. Application aux études micromécaniques par microscopie électronique à balayage. (Thèse de doctorat). Ecole Polytechnique.
- Duarte, C.A., Babuška, I., Oden, J.T., 2000. Generalized finite element methods for three-dimensional structural mechanics problems. *Comput. Struct.* 77, 215–232. doi:10.1016/S0045-7949(99)00211-4
- Ducos, M., Bossuat, B., Walaszek, H., Barradas, S., Jeandin, M., Arrigoni, M., Boustie, M., Bolis, C., Berthe, L., 2004. Non-destructive adhesion testing of plasma-sprayed coatings using ultrasounds and laser shocks, in: ITSC 2004 - International Thermal Spray Conference., Osaka, Japan, p. 6.
- Dugdale, D.S., 1960. Yielding of steel sheets containing slits. *J. Mech. Phys. Solids* 8, 100–104.
- Dumas, P., Vecoven, J., 1993. Processes reducing reflective cracking, synthesis of laboratory test. Presented at the Proceedings of the 2nd International RILEM Conference on Reflective Cracking in Pavements, Liège, Belgium, pp. 246–253.
- Dumont, S., Lebon, F., Raffa, M.L., Rizzoni, R., Weleman, H., 2015. Multi-scale modeling of imperfect interfaces and applications. Presented at the 2nd International Conference on Multi-scale Computational Methods for Solids and Fluids ECCOMAS MSF 2015, pp. 131–132.
- Dumontet, H., 1990. Homogénéisation et effets de bords dans les matériaux composites (Thèse d'Etat). Université Pierre et Marie Curie Paris 6, Paris.
- Dundurs, J., 1969. Discussion: "Edge-Bonded Dissimilar Orthogonal Elastic Wedges Under Normal and Shear Loading" (Bogy, D. B., 1968, *ASME J. Appl. Mech.*, 35, pp. 460–466). *J. Appl. Mech.* 36, 650–652.
- Dupré, A., 1869. *Théorie mécanique de la chaleur*. Gauthier-Villars, New York Public Librar.
- Ech, M., Yotte, S., Morel, S., Breysse, D., Pouteau, B., 2012. Qualification of wearing course material surface evolution after durability test. *Constr. Build. Mater.* 35, 313–320. doi:10.1016/j.conbuildmat.2012.02.081
- El Ayadi A., 2010. Apport de l'analyse dynamique pour le diagnostic de chaussées (Thèse de doctorat). Université de Limoges.
- Emmons, P.H., Vayasburd, A.M., McDonald, J.E., 1994. Concrete repair in the future turn of the century – Any problems? *Concr. Int.* 16, 42–49.
- Erdogan, F., 1965. Stress distribution in bonded dissimilar materials with cracks. *J Appl Mech* 32, 418.

- 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. doi:10.1016/j.conbuildmat.2010.09.032
- FGSV, 2011. Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen.
- FGSV: Die FGSV [WWW Document], n.d. URL <http://www.fgsv.de/>
- Fini, E.H., 2008. Adhesion mechanisms of bituminous crack sealant to aggregate and laboratory test development. University of Illinois, Urbana-Champaign.
- Fini, E.H., Al-Qadi, Dessouky, Masson, 2006. Adhesion of bituminous crack sealants to aggregates. 85th Annu. Meet. Transp. Res. Board 14.
- Florence, C., 2005. Experimental study of re active cracking and overall ultimate yield strength model of periodic lattices. *Engineering Sciences. Ecole des Ponts ParisTech.*
- Fouchal, F., Lebon, F., Raffa, M.L., Vairo, G., 2014. An Interface Model Including Cracks and Roughness Applied to Masonry. *Open Civ. Eng. Journal* *Open Civ. Eng. J.* 8, 263–271.
- Fouchal, F., Lebon, F., Titeux, I., 2009. Contribution to the modelling of interfaces in masonry construction. *Constr. Build. Mater.* 23, 2428–2441. doi:10.1016/j.conbuildmat.2008.10.011
- Frémond, M., 1987. *theorie d'adhésion* Vol. 6 N°3, 383-407.
- FWD | Dynatest.com [WWW Document], n.d. URL <http://www.dynatest.com/equipment/structural/fwd.aspx> (accessed 8.11.15).
- Gavilán, M., Balcones, D., Marcos, O., Llorca, D.F., Sotelo, M.A., Parra, I., Ocaña, M., Aliseda, P., Yarza, P., Amírola, A., 2011. Adaptive Road Crack Detection System by Pavement Classification. *Sensors* 11, 9628–9657. doi:doi:10.3390/s111009628
- Ghaboussi, J., Wilson, E.L., Isenberg, J., 1974. Finite element for rock joints and interfaces. *J. Geotech. Geoenvironmental Eng., American Society of Civil Engineers* 100, p966.
- Goodman, R.E., Taylor, R.L., Brekke, T.L., 1968. A model for the mechanics of jointed rock. *J Soil Mech Fdns Div* 637–659.
- Gornet, L., Ijaz, H., 2011. A high-cyclic elastic fatigue damage model for carbon fibre epoxy matrix laminates with different mode mixtures. *Compos. Part B Eng.* 42, 1173–1180. doi:10.1016/j.compositesb.2011.03.004
- Gornet, L., Lévêque, D., Perret, L., 2000. Modélisation , identification et simulations éléments finis des phénomènes de délaminage dans les structures composites stratifiées 2139, 267–276.
- Graziani, A., Sangiorgi, C., Canestrari, F., 2016. Fracture characterization of grid-reinforced asphalt pavements, 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. Springer Netherlands, Dordrecht, pp. 61–67.
- GRIFFITH, A.A., 1920. The phenomenon of rupture and flow in solids, in: *Philosophical Transaction of the Royal Society.* London, pp. 163–198.
- Guillemin, R., 1975. Le collomètre : Dispositif de détection des défauts au voisinage de l'interface béton bitumineux - assise traitée, *Bulletin de Liaison des LPC n°80* (No. 80).
- Gurtin, M.E., 1979. Thermodynamics and the cohesive zone in fracture. *Z. Für Angew. Math. Phys.* ZAMP 30, 991–1003.
- Hakimzadeh, S., Kebede, N.A., Buttlar, W.G., 2012. Comparison between Optimum Tack Coat Application Rates as Obtained from Tension-And Torsional Shear-Type Tests, in: 7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements. Springer, pp. 287–297.
- Hammoum, F., 2010. Apport du multi-échelle dans l'étude de la durabilité des matériaux de chaussées. *Materials and structures in mechanics. (HDR).* Université Nantes Angers Le Mans.

- Hermann, L.R., 1978. Finite element analysis of contact problems. *J. Eng. MechDiv ASCE* 1043–1057.
- Hild, F., Roux, S., 2012. Comparison of local and global approaches to digital image correlation. *Exp. Mech. Soc. Exp. Mech. SEM* 52, 1503–1519.
- Hild, F., Roux, S., 2006. Digital Image Correlation: from Displacement Measurement to Identification of Elastic Properties - a Review. *Strain* 42, 69–80. doi: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. doi:10.1016/0008-8846(76)90007-7
- Hoang, T.T.N., 2010. Etude du comportement d'un milieu rocheux fracturé: Application à la réalisation du tunnel de St Béal. ECOLE DES PONTS PARISTECH.
- Hun, M., 2012. Influence de l'eau sur le décollement d'une interface par flexion d'un bicouche de chaussée urbaine (Thèse de doctorat). ÉCOLE CENTRALE DE NANTES, Nantes, France.
- Hun, M., Chabot, A., Hammoum, F., 2012. A four-point bending test for the bonding evaluation of composite pavement. *RILEM Bookseries* 4, 51–60.
- IFSTTAR: Catalogue des matériels MLPC® de laboratoire pour enrobés [WWW Document], n.d. URL <http://www.ifsttar.fr/parteneriat-innovation/nos-technologies-industrielles/materiels/catalogue-des-materiels-mlpcr-de-laboratoire-pour-enrobés/produit/maer/> (accessed 9.4.15).
- Irwin, G., 1957. Analysis of stresses and strains near the end of crack transversing a plate. *J Appl Mech* 24, 361–364.
- Irwin, G.R., 1960. Fracture mechanics In: *Structural Mechanics*, Ed. par J. ed.
- 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., 1986. *Introduction to continuum damage mechanics*. Martinus Nijhoff.
- Kachanov, L.M., 1958. Time of the rupture process under creep conditions. *Isv Akad Nauk SSR* 26–31.
- Kachanov, M., 1994. Elastic solids with many cracks and related problems. *Adv. Appl. Mech.* 30, 259–445.
- Kaliakin, V.N., Li, J., 1995. Insight into deficiencies associated with commonly used zero-thickness interface elements. *Comput. Geotech.* 17, 225–252. doi:10.1016/0266-352X(95)93870-O
- Karabatakis, D.A., Hatzigogos, T.N., 2002. Analysis of creep behaviour using interface elements. *Comput. Geotech.* 29, 257–277. doi:10.1016/S0266-352X(01)00033-7
- Khaoua, A., 1995. Etude théorique et numérique de problèmes de couches minces en élasticité (Text). Université de Montpellier 2, France.
- Khaoua, A.O., Lebon, F., Licht, C., Michaille, G., 1996. Thin layers in elasticity: a theoretical and numerical study, in: *American Society of Mechanical Engineers, Petroleum Division (Publication) PD. ASME*, pp. 171–178.
- Koval, G., Chevoir, F., Roux, J.-N., Sulem, J., Corfdir, A., 2011. Interface roughness effect on slow cyclic annular shear of granular materials. *Granul. Matter* 13, 525–540. doi:10.1007/s10035-011-0267-2
- Ktari, R., Broutin, M., Picoux, B., Neji, J., Petit, C., 2014. The Benefits of using Viscoelasticity in the Dynamic Simulation of Heavy Weight Deflectometer Tests, in: *Proceedings of the Twelfth International Conference on Computational Structures Technology*, Presented at the Civil-Comp Press, 2014, B.H.V. Topping and P. Iványi, (Editors), Civil-Comp Press, Stirlingshire, Scotland., Naples, Italy.

- Kucharek, T., 2012. Affinité Bitume-Granulat, Additifs et Techniques d'amélioration.
- La Photomécanique | Institut Pprime [WWW Document], 2015. URL <http://www.pprime.fr/?q=fr/la-photomecanique> (accessed 9.3.15).
- Laboratoire des chaussées, MTQ, 2009. Ministère des Transports Québec. Guide technique sur la mise en place des enrobés bitumineux.
- Ladeveze, P., 1995. A damage computational approach for composites: Basic aspects and micromechanical relations. *Comput. Mech.* 17, 142–150. doi:10.1007/BF00356486
- Ladevèze, P., 1992. A damage computational method for composite structures. *Comput. Struct.* 44, 79–87. doi:10.1016/0045-7949(92)90226-P
- Ladevèze, P., Allix, O., Deü, J.-F., Lévêque, D., 2000. A mesomodel for localisation and damage computation in laminates. *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.* 183, 105–122. doi:10.1016/S0045-7825(99)00214-5
- Larry Santucci, P., 2009. Recent findings on the use of tack coat between pavement layers. *Pavement Technol. Update Technol. Transf. Program* 1.
- Laveissiere, D., 2002. Modélisation de la remontée de fissure en fatigue dans les structures routières par endommagement et macro-fissuration : de l'experimentation à l'outil de dimensionnement pour l'estimation de la durée de vie (Thèse de doctorat). Université de Limoges.
- LCPC, 1998. Catalogue des dégradations de surface des chaussées. doi:2-7208-3760-1
- LCPC, 1995. ovalisation : Exécution et exploitation des mesures (No. méthodes d'essai LPC N°41). Laboratoire Central des Ponts et Chaussées.
- LCPC-SETRA, 1994. Conception et dimensionnement des structures de chaussée, guide technique. Paris.
- Le Houedec, D., Marchand, J.-P., Riou, Y., 1983. Approche théorique sur le comportement d'une chaussée soumise à l'action d'un appareil d'auscultation dynamique : Le collographe, *Annales des Ponts et Chaussées* 27, 25–38.
- Le Mauff, C., 2013. Sur la gestion des bandes de localisations dans les composites stratifiés avec un modèle d'endommagement à taux limité. École normale supérieure de Cachan-ENS Cachan.
- Leach, R. (Ed.), 2013. *Characterisation of Areal Surface Texture*. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- Leandry, I., 2012. Adaptation de la méthode de projection de franges pour la mesure du relief de grands objets et pour la modélisation anthropométrique : application à l'étude de flotteurs sous pression et au suivi de pathologie de l'abdomen (Thèse de Génie mécanique). Université de Poitiers, Poitiers.
- Léandry, I., Brèque, C., Valle, V., 2012. Calibration of a structured-light projection system: Development to large dimension objects, *Optics and Lasers in Engineering* 50, 373–379.
- Léandry, I., Ktari, R., Millien, A., Pop, O., Petit, C., 2015. Interfaces de chaussées: caractérisation de la rugosité pour la modélisation de l'endommagement l'interface, in: *S11: Couplage Modélisation / Expérimentation En Mécanique Des Matériaux, Mesure de Champs*. Presented at the 22ème Congrès Français de Mécanique, Lyon.
- Lebon, F., Rizzoni, R., 2011. Asymptotic behavior of a hard thin linear elastic interphase: An energy approach. *Int. J. Solids Struct.* 48, 441–449. doi:10.1016/j.ijsolstr.2010.10.006
- Lemaitre, J., Chaboche, J.L., 1985. *Mécanique des matériaux solides*, 1re édition. ed, grandes déformations et endommagement. DUNOD.
- Lemaitre, J., Chaboche, J.L., Benallal, A., Desmorat, R., 2009. Fissures interfaciales, in: *DUNOD (Ed.), Mécanique Des Matériaux Solides*. pp. 449–468.

- Leng, Z., Al-Qadi, I.L., Carpenter, S.H., Ozer, H., 2009. Interface Bonding Between Hot-Mix Asphalt and Various Portland Cement Concrete Surfaces Assessment of Accelerated Pavement Testing and Measurement of Interface Strain Zhen Leng, Imad L. Al-Qadi, Samuel H. Carpenter, and Hasan Ozer. *J. Transp. Res. Board* 20–28. doi:10.3141/2127-03
- Lepert Ph. et al., 1996. Études routières - Exécution et exploitation des carottages de chaussées, LCPC, Méthode d'essai LPC n° 43.
- Les réparations des nids de poule - internet DIR Est [WWW Document], 2015. URL <http://www.enroute.est.developpement-durable.gouv.fr/les-reparations-des-nids-de-poule-r136.html> (accessed 8.10.15).
- Leutner, R., 1979. Untersuchung des schichtenverbundes beim bituminosen oberbau, in: *Butumen. ARBIT, Hamburg, Germany, Heft 3.*
- Li, Q., Kim, K.S., 2009. Micromechanics of rough surface adhesion: a homogenized projection method. *Acta Mech. Solida Sin.* 22, 377–390. doi:10.1016/S0894-9166(09)60288-3
- Licht, C., Léger, A., Orankitjaroen, S., Ould Khaoua, A., 2013. Dynamics of elastic bodies connected by a thin soft viscoelastic layer. *J. Mathématiques Pures Appliquées* 99, 685–703. doi:10.1016/j.matpur.2012.10.005
- Licht, C., Michaille, G., 1997. A modelling of elastic bonded joints. *Adv Math Sci Appl* 7, 711–740.
- Light, G.M., Hegeon, K., 1989. Non destructive evaluation of adhesive bond quality (State of Art), SwRi Project 17-7958-838. Southwest Research Institute -Non destructive testing information analysis center, San Antonio, Texas.
- Linder, M., 1977. Comportement en traction simple des enrobés hydrocarbonés (No. Rapport n°71). Laboratoire Central des Ponts et chaussées, Paris.
- Liu, H., Su, W.-H., Reichard, K., Yin, S., 2003. Calibration-based phase-shifting projected fringe profilometry for accurate absolute 3D surface profile measurement. *Opt. Commun.* 216, 65–80. doi:10.1016/S0030-4018(02)02290-3
- MAPA, 2010. Minnesota asphalt pavement association, Pavement distress-slippage cracks.
- Mazzoleni, G., 1997. L'essai de cisaillement de discontinuité rocheuse: Procédure et interprétation (Bulletin des laboratoires des Ponts et chaussées No. 211).
- McBain, J.W., Hopkins, D.G., 1925. On Adhesives and Adhesive Action. *J Phys Chem* 29, 188–204. doi:1924, Publication Date: Januar
- Millien, A., Dragomir, M.L., Wendling, L., Petit, C., Iliescu, M., 2012. Geogrid interlayer performance in pavements: tensile-bending test for crack propagation, in: *7th RILEM International Conference on Cracking in Pavements.* Springer, pp. 1209–1218.
- Millien, A., Pop, O., Pouteau, B., Phelipot-Mardelé, A., Petit, C., 2008. Développement et validation d'un essai de caractérisation du comportement en cisaillement des complexes hydrocarbonés. Presented at the Geodim'08, Saint-Nazaire, p. 3–4 Avril 2008.
- Moës, N., Dolbow, J., Belytschko, T., 1999. A finite element method for crack growth without remeshing. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 46, 131–150. doi:10.1002/(SICI)1097-0207(19990910)46:1<131::AID-NME726>3.0.CO;2-J
- Moës, N., Stolz, C., Chevaugeon, N., Bernard, P.E., 2011. A level set based model for damage growth: the thick level set approach. *Int. J. Numer. Methods Eng.* 86, 358–380. doi:10.1002/nme.3069
- Moës, N., Stolz, C., Parrilla-Gomez, A., 2015. Passage du modèle d'endommagement Thick Level Set (TLS) au modèle de zone cohésive et vice versa : cas unidimensionnel, in: *CSMA 2015.* Presented at the 12 e Colloque National en Calcul des structures, Presqu'île de Giens (Var).
- Mohammad, L., Raqib, M., Huang, B., 2002. Influence of Asphalt Tack Coat Materials on Interface Shear Strength. *Transp. Res. Rec.* 1789, 56–65. doi:10.3141/1789-06

- Mohammad, L.N., 2012. Optimization of tack coat for HMA placement. Transportation Research Board, Washington, D.C.
- Mohammad, L.N., Bae, A., Elseifi, M.A., Button, J., Scherocman, J.A., 2009. Evaluation of Bond Strength of Tack Coat Materials in Field. *Transp. Res. Rec. J. Transp. Res. Board* 2126, 1–11. doi:10.3141/2126-01
- Monerie, Y., 2000. Fissuration des matériaux composites: Role de l'interface fibre /matrice. Université Aix-Marseille II.
- Monerie, Y., Acary, V., 2001. Formulation dynamique d'un modèle de zone cohésive tridimensionnel couplant endommagement et frottement. *Rev. Eur. Éléments Finis* Vol. X-N 10, 15.
- Monternot, H., Benazet, D., Ancenay, H., 1978. Guide du collage du CETIM, Lavoisier. ed. Paris.
- Moraes, R., Velasquez, R., Bahia, H., 2011. Measuring the effect of moisture on asphalt-aggregate bond with the bitumen bond strength test. *Transp. Res. Rec.* 70–81.
- Morimoto, Y., Fujigaki, M., 2000. Digital Image Processing by Phase Shifting Method Using Fourier Transform, in: Lagarde, A. (Ed.), *IUTAM Symposium on Advanced Optical Methods and Applications in Solid Mechanics, Solid Mechanics and Its Applications*. Springer Netherlands, pp. 349–362. doi:10.1007/0-306-46948-0_36
- Moutier, F., 1990. Contrôle de la qualité des enrobés à l'aide de la machine asservie des essais rhéologiques. *Proc. 4th Int. Symposium*.
- Needleman, A., 1987. A continuum model for void nucleation by inclusion debonding. *J. Appl. Mech.* 54, 525–531.
- NF EN 13036-1, 2010. Caractéristiques de surface des routes et aérodromes-Méthodes d'essai-Partie 1 : Mesurage de la profondeur de la macro texture de la surface d'un revêtement à l'aide d'une technique volumétrique à la tâche, Septembre 2010(01/09/2010) Indice de classement : P98-831-1 ICS : 75.145 ; 93.080.20 ; 93.120. E: Road and airfield surface characteristics –tests methods –Part1: Measurement of pavement surface macrotexture depth using a volumetric patch.
- NF EN ISO 13473-1, 2004. Caractérisation de la texture d'un revêtement de chaussée à partir de relevés de profils - Détermination de la profondeur moyenne de texture.
- NF T 76-001, 1981. ADHESIFS-VOCABULAIRE. AFNOR.
- Nguyen, H.N., 2008. Numerical study of the cracking of a viscoelastic medium: analysis of the fracture test on asphalt. Ecole des Ponts ParisTech.
- Nouailletas, O., 2013. Comportement d'une discontinuité dans un géomatériau sous sollicitations chemo-mécanique-expérimentations et modélisations. Pau.
- Nouailletas, O., La Borderie, C., Perlot, C., 2013. Approche continue-localisée du cisaillement : Implémentation de conditions de contact / frottement à la géométrie d'une fissure dans un modèle d'endommagement, in: 21ème Congrès Français de Mécanique. Bordeaux , 26 au 30 Aout 2013, pp. 1–6.
- Olard, F., 2003. Comportement thermomécanique des enrobés bitumineux à basses températures. Relations entre les propriétés du liant et de l'enrobé. INSA de Lyon.
- Ozer, H., Al-Qadi, I.L., Leng, Z., 2008. A fracture-based constitutive model for pavement interface characterization, in: *Pavement Cracking: Mechanisms, Modeling, Detection, Testing and Case Histories*. pp. 661–670.
- Palmer, A.C., Rice, J.R., 1973. The growth of slip surfaces in the progressive failure of over-consolidated clay, in: *Proceedings of the Royal Society of London A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*. The Royal Society, pp. 527–548.

- Pandraud, G., 2004. Etude expérimentale et théorique de microcaloducs en technologie silicium. INSA, Lyon.
- Partl, M.N., Bahia, H.U., Canestrari, F., de la Roche, C., Di Benedetto, H., Piber, H., Sybilski, D. (Eds.), 2012. Advances in Interlaboratory Testing and Evaluation of Bituminous Materials, RILEM State-of-the-Art Reports. Springer Netherlands, Dordrecht.
- Partl, M.N., Canestrari, F., 2008. Characterization of Water Sensitivity of Asphalt Mixtures with Coaxial Shear Test. *Road Mater. Pavement Des.* 9, 247–270.
- Patton, F.D., 1966. Multiple Modes of Shear Failure In Rock. Presented at the 1st ISRM Congress, International Society for Rock Mechanics.
- Pelissou, C., Lebon, F., 2007. modélisation asymptotique de l'endommagement dans les interfaces quasi-fragiles, in: 8 Ème Colloque Nationale En Calcul Des Structures. Giens, pp. 1–6.
- Perez, E., 2008. Approche expérimentale et numérique de la fissuration réfléctive des chaussées. université de Limoges.
- Peters, W.H., Ranson, W.F., 1982. Digital imaging techniques in experimental stress analysis.
- Petit, C., Diakhaté, M., Millien, A., Phelipot-Mardele, A., Pouteau, B., 2009. Pavement Design for Curved Road Sections Fatigue Performance of Interfaces and Longitudinal Top-down Cracking in Multilayered Pavements. *Road Mater. Pavement Des.* 10, 609–624. doi:10.3166/rmpd.10.609-624
- Petit, C., Laveissiere, D., Millien, A., 2002. Modelling of reflective cracking in pavements : fatigue under shear stress, in: Design and Research. Presented at the Proceedings of 3rd International Symposium on 3D Finite Element for Pavement anlysis, Amesterdam, pp. 111–123.
- Piau, J., Balay, J., Od, H., 2003. La méthode française de dimensionnement 9–23.
- 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. doi: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.
- prEN 12697-48, 2013. Mélanges bitumineux - Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud - Partie 48: Liaison intercouches.
- Raab, C., Abd El Halim, A.O., Partl, M.N., 2012. Interlayer bond testing using a model material. *Constr. Build. Mater.* 26, 190–199. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.06.009
- Raab, C., Partl, M.N., 2004. Interlayer shear performance : experience with different pavement structures. 3rd Eurasphalt Eurobitume Congr. Vienna.
- RADAR: VECTRA France [WWW Document], n.d. URL <http://vectrafrance.com/materiels-et-solutions/auscultation-des-chaussees/radar> (accessed 8.10.15).
- Raffa, M. letizia, 2015. Micromechanical modeling of imperfect interfaces, and applications. Thèses en préparation à Aix-Marseille en cotutelle avec l'IT Un. degli Studi di Roma "Tor Vergata."
- Raffa, M.L., Lebon, F., 2014. A Micro-Mechanical Model for Interfaces including Cracks and Roughness, in: Topping, B.H.V., Iványi, P. (Eds.), Proceedings of the Twelfth International Conference on Computational Structures Technology. Stirlingshire, UK, p. Paper 92. doi:doi:10.4203/ccp.106.92
- Raffa, M.L., Lebon, F., Vairo, G., 2016. Normal and tangential stiffnesses of rough surfaces in contact via an imperfect interface model. doi:10.1016/j.ijsolstr.2016.01.025
- Rahman, F., Hossain, M., Romanoschi, S., 2009. Measurement and Evaluation of Tack Coat Application Rate for 4.75 mm NMAS Superpave Overlay Mix, in: Proceedings of the 2009

- Mid-Continent Transportation Research Symposium. Presented at the by Iowa State University., Ames, Iowa.
- Rajaona, R.D., Sulmont, P., 1985. A method of spectral analysis applied to periodic and pseudoperiodic signals. *J. Comput. Phys.* 61, 186–193. doi:[http://dx.doi.org/10.1016/0021-9991\(85\)90067-1](http://dx.doi.org/10.1016/0021-9991(85)90067-1)
- Raous, M., 2011. Interface models coupling adhesion and friction. *Comptes Rendus Mécanique* 339, 491–501. doi:10.1016/j.crme.2011.05.007
- Raposeiras, A.C., Castro-Fresno, D., Vega-Zamanillo, A., Rodriguez-Hernandez, J., 2013a. Test methods and influential factors for analysis of bonding between bituminous pavement layers. *Constr. Build. Mater.* 43, 372–381. doi:10.1016/j.conbuildmat.2013.02.011
- Raposeiras, A.C., Castro-Fresno, D., Vega-Zamanillo, A., Rodriguez-Hernandez, J., 2013b. Test methods and influential factors for analysis of bonding between bituminous pavement layers. *Constr. Build. Mater.* 43, 372–381. doi:10.1016/j.conbuildmat.2013.02.011
- 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. doi:10.1016/j.conbuildmat.2011.08.029
- Rekik, A., Lebon, F., 2010. Identification of the representative crack length evolution in a multi-level interface model for quasi-brittle masonry. *Int. J. Solids Struct.* 47, 3011–3021. doi:10.1016/j.ijsolstr.2010.06.024
- Rice, J.R., 1968. Mathematical Analysis in the mechanics of fracture. *Fracture* 2, 191–311.
- Rice, J.R., Sih, G.C., 1965. Plane Problems of Cracks in Dissimilar Media. *J. Appl. Mech.* 32, 418–423.
- Richard, B., 2010. Modélisation d'éléments de structure en béton armé dégradés par corrosion : la problématique de l'interface acier/béton en présence de corrosion (phdthesis). Université Paris-Est.
- Roffe, J.-C., Chaignon, F., 2002. Characterisation tests on bond coats: worldwide study, impact, tests, recommendations, in: Laboratory, T.R., Crowthorne House, N.M.R., Wokingham, B.R. 3GA U.K. (Eds.), *Proceedings of the 3rd International Conference on Bituminous Mixtures and Pavements, Held Thessaloniki, Greece.* pp. 603–14.
- Romanoschi, S., 1999. Characterization of pavement layer interfaces. University of Louisiana State University.
- Romanoschi, S., Metcalf, J., 2001. Characterization of Asphalt Concrete Layer Interfaces. *Transp. Res. Rec.* doi:10.3141/1778-16
- Rotinat, R., Tié, R., Valle, V., Dupré, J.-C., 2001. Three Optical Procedures for Local Large-Strain Measurement. *Strain* 37, 89–98.
- Roux, S., Hild, F., 2006. Stress intensity factor measurements from digital image correlation: post-processing and integrated approaches. *Int. J. Fract.* 140, 141–157. doi:10.1007/s10704-006-6631-2
- Roy, S., 2008. Mesure de l'adhérence et des propriétés mécaniques de couches minces par des essais dérivés de la nanoindentation : application à la microélectronique et au biomédical. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- RUGO mlpc® - Macrotexture: VECTRA France [WWW Document], n.d. URL <http://vectrafrance.com/materiels-et-solutions/auscultation-des-chaussees/rugo-mlpcR-macrotexture> (accessed 8.9.15).
- Said, I., 2006. Comportement des interfaces et modélisation des pieux sous charge axiale. L'ECOLE NATIONALE DES PONTS ET CHAUSSEES.

- Sanchez-Palencia, E., 1980. *Non-Homogeneous Media and Vibration Theory*, Lecture Notes in Physics. Springer Berlin Heidelberg, Berlin, Heidelberg.
- 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.
- Santos, P., 2009. *Assessment of the Shear Strength between Concrete Layers*. Thesis submitted in fulfilment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy in Civil Engineering, specialty of Mechanics of Structures and Materials, Coimbra.
- Santos, P., Julio, E., 2013. A state-of-art review on roughness quantification methods for concrete surfaces. *Constr. Build. Mater.* 38, 912–923.
- Schindel-Bidinelli, E.H., 1992. *Pratique du collage industriel*, LAVOISIER. ed.
- Schreurs, P., Bosch, M. van den, Bijker, S., Erin, M., 2011. Cohesive zone models for interfaces.
- Serpieri, R., Alfano, G., Sacco, E., 2015. A mixed-mode cohesive-zone model accounting for finite dilation and asperity degradation. *Int. J. Solids Struct.* 67–68, 102–115. doi:10.1016/j.ijsolstr.2015.04.005
- SETRA, 2009. Recueil des données d’auscultation, in: *les renforcement de chaussées-Diagnostic-Guide technique, les outils*. pp. 22–49.
- Sétra, 2005. *Enduits superficiels d’usure (Esu) Enrobés coulés à froid (Ecf) - Actualisation des connaissances sur les revêtements superficiels*.
- SETRA, 1986. *Le décollement des couches de revêtement de chaussées*.
- Sharma, K., Desai, C., 1992. Analysis and Implementation of Thin-Layer Element for Interfaces and Joints. *J. Eng. Mech.* 118, 2442–2462. doi:10.1061/(ASCE)0733-9399(1992)118:12(2442)
- Sharpe, L.H., Schonhorn, H., 1964. Surface energetics, adhesion and adhesive joints In: *Contact angle, wettability and adhesion*. *Adv. Chem. Ser.* 43, 189.
- Sih, G.C., Rice, J.R., 1964. The bending of plates of dissimilar materials with cracks. *J Appl Mech* 477–482.
- Simonin J-M. et al., 2009. *Études routières - Auscultation dynamique des chaussées - Exécution et exploitation des mesures, Méthode d’essai LPC n°70*. LCPC.
- SN 640 430b, 2008. *Enrobés bitumineux compactés : Conception, exécution et exigences relatives aux couches en place*. Association suisse des professionnels de la route et des transports, Zurich.
- Somé, S.C., 2012. *Comportement thermomécanique des enrobés tièdes et de l’interface bitume-granulat*.
- 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. *Eng. Fract. Mech.* 73, 2829–2848.
- STAC, 2007. *Catalogue des dégradations:État de la surface des chaussées aéronautiques.Catalogue pour la réalisation des relevés visuels de dégradations sur chaussées aéronautiques*.
- STAC, 1999. *Techniques anti-remontées des fissures : Guides d’emploi en chaussées aéronautiques*. France.
- ST-LAURENT, D., 2008. *Synthèse des outils de modélisation de chaussées actuellement disponibles au LCPC. Opération de recherche «Outils avancés de calcul et de dimensionnement des structures de chaussées»*.
- Suffis, A., 2004. *Développement d’un modèle d’endommagement à taux de croissance contrôlé pour la simulation robuste de ruptures sous impacts*. Thèse de doctorat de l’Institut National des Sciences Appliquées de Lyon (INSA-Lyon).

- Suquet, P.M., 1988. Discontinuities and Plasticity, in: Moreau, J.J., Panagiotopoulos, P.D. (Eds.), *Nonsmooth Mechanics and Applications*, International Centre for Mechanical Sciences. Springer Vienna, pp. 279–340. doi:10.1007/978-3-7091-2624-0_5
- 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. doi:10.1016/0262-8856(83)90064-1
- Tang, Z., 2007. Polissage et adhérence des chaussées routières. Ecole des Ponts ParisTech, Nantes.
- Tashman, L., Nam, K., Papagiannakis, A.T., 2006. Evaluation of the influence of tack coat construction factors on the bond strength between pavement layers. Washington State Department of Transportation.
- 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* 309–316.
- 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.
- USIRF, 2013. L'état de la route 2013.
- Uzan, J., Livneh, M., Eshed, Y., 1978. INVESTIGATION OF ADHESION PROPERTIES BETWEEN ASPHALTIC-CONCRETE LAYERS. *Asph. Paving Technol.*
- Valle, V., Hedan, S., Cosenza, P., Fauchille, A.-L., Berdjane, M., 2014. Digital Image Correlation Development for the Study of Materials Including Multiple Crossing Cracks. *Exp. Mech.* doi:10.1007/s11340-014-9948-1
- Vallier, F., Mitani, Y., Boulon, M., Esaki, T., Pellet, F., 2010. A Shear Model Accounting Scale Effect in Rock Joints Behavior. *Rock Mech. Rock Eng.* 43, 581–595. doi:10.1007/s00603-009-0074-9
- Vandellos, T., 2009. Procédure d'utilisation des modèles de zones cohésives.
- Vandellos, T., Carrere, N., Huchette, C., 2009. Développement d'une stratégie de modélisation du délaminage dans les structures composites= Development of computational strategy to model delamination in composite structures, in: JNC 16. AMAC, p. 10–p.
- Vandellos, T., Huchette, C., Carrère, N., 2013. Proposition of a framework for the development of a cohesive zone model adapted to Carbon-Fiber Reinforced Plastic laminated composites. *Compos. Struct.* 105, 199–206. doi:10.1016/j.compstruct.2013.05.018
- Vergne, A., 1984. Geometrie des surfaces de discontinuité et modélisation mécanique (Thèse de Docteur ès-Sciences.). Université de Limoges.
- Voyutskii, S., 1963. Autohesion and adhesion of high polymers, Wiley and. ed. New York.
- Wasiuddin, N., Saltibus, N., Mohammad, L., 2011. Novel moisture-conditioning method for adhesive failure of hot- and warm-mix asphalt binders. *Transp. Res. Rec.* 108–117.
- Wen, S., 2012. Identification expérimentale de modèles de zones cohésives à partir de techniques d'imagerie thermomécanique. Université Montpellier II.
- Wending, L., 2014. Caractérisation du matériau par les différentes normes françaises (communication personnelle). DLA- Département Laboratoire d'Autun, France.
- West, R.C., Zhang, J., Moore, J., 2005. Evaluation of bond strength between pavement layers.
- Williams, M. L., Landel, R.F., Ferry, J.D., 1955. The temperature dependance of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass forming liquids. *J. Am. Chem. Soc.* 3701–3707.
- Williams, M.L., 1959. The stresses around a fault or a crack in dissimilat media. *Bull. Sismol. Soc. Am.* 2, 199–204.

- Xu, X.P., A. Needleman, 1994. Numerical simulations of fast crack growth in brittle solids. *J Mech Phys Solids* 49, 1397–1434.
- Zavattieri, P.D., Hector Jr., L.G., Bower, A.F., 2008. Cohesive zone simulations of crack growth along a rough interface between two elastic–plastic solids. *Eng. Fract. Mech.* 75, 4309–4332. doi:10.1016/j.engfracmech.2007.11.007
- Zhao, J., 2007. *Mécanique des roches-Rock Mechanics*.
- 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.* 16, 187–210. doi:10.1080/14680629.2015.1029690



Annexes

Annexe 1. Caractérisation de l'enrobé constitutif des deux couches	239
Annexe 1.1. Caractérisation physico-chimique de l'enrobé.....	239
➤ Analyse granulométrique.....	240
➤ Masse volumique réelle des granulats et coefficient d'absorption des granulats ..	241
➤ Caractérisation du bitume.....	242
➤ Masse volumique réelle de l'enrobé	245
➤ Masse volumique apparente de l'enrobé	245
Annexe 1.2. Caractérisation mécanique de l'enrobé (DT-PR)	247
➤ Courbes isothermes	247
➤ Courbe maitresse : Principe d'équivalence Temps-Température.....	248
Annexe 2. Caractérisation mécanique de l'interphase/interface par DIC	253
Annexe 2.1. Essai de traction directe (DTT) : mode I	253
➤ Analyse Globale par Suivi de marqueurs.....	253
➤ Résultats DIC de l'éprouvette UN5-1.....	255
➤ Résultats DIC de l'éprouvette CF4-2	260
➤ Résultats complémentaires de l'éprouvette CF4-3	265
Annexe 2.2. Essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST) : mode II ..	269
➤ Analyse globale par suivis de marqueurs	270
➤ Analyse de champs de déformation	272
➤ Comportement mécanique de l'interface en mode II.....	276

Annexe 1. Caractérisation de l'enrobé constitutif des deux couches

Les données et résultats d'essais, présentés dans cette annexe, sont issus des caractérisations physico-chimiques et mécaniques de l'enrobé EB 12.5 constituant les couches supérieure et inférieure du complexe bicouche testé (cf. chapitre II) et modélisé (cf. chapitre III). Ces essais ont été réalisés par le Département Laboratoire d'Autun (Wendling, 2014), en collaboration avec le laboratoire GEMH-GCD.

Pour les essais de caractérisations physico-chimiques (Annexe 1.1), les données sont obtenues à partir des éléments minéraux granulaires des couches supérieure et inférieure, désenrobés par un solvant, puis qualifiés en termes de granulométrie, de masse volumique spécifique (MVRg) et de coefficient d'absorption d'eau (WA_{24}). Le bitume extrait est récupéré par centrifugation et caractérisé, selon les normes en vigueur (teneur en liant, pénétrabilité à l'aiguille, température Bille-Anneau, point de fragilité Fraas, teneur du bitume en asphaltènes). Le vieillissement du bitume, dans le temps, et dans des conditions de stockage des plaques (à l'abri de la lumière et à une T proche de 18°C) est évalué par deux campagnes d'essais : l'une en 2011 et l'autre en 2014.

Les données issues des mesures de masse volumique apparente (MVA_{hydro}) sur prismes, et de la masse volumique du mélange granulats/bitume (MVRe) permettent l'évaluation de la porosité du mélange (% de vides dans le vocabulaire des enrobés bitumineux).

Les résultats des essais de caractérisation des propriétés viscoélastiques du béton bitumineux constitutif des deux couches sont présentés Annexe 1.2. Les essais MAER (essais de traction directe) permettent l'obtention de modules sécants, dans le domaine temporel, pour différentes températures et différents temps de chargement (ou vitesse de déformation).

Annexe 1.1. Caractérisation physico-chimique de l'enrobé

Le matériel utilisé permet l'extraction par dissolution à froid et centrifugation à flux continu (SMM) du liant bitumineux selon les prescriptions de la norme (EN 12697-1)²⁹. L'enrobé est introduit dans un tambour-filtre mis en rotation et lavé par un solvant. Le liant et le solvant ainsi que le filler sont récupérés après centrifugation. Les granulats de taille supérieure à 0.063 mm sont classés en fonction de leur granularité (distribution dimensionnelle des grains), par analyse granulométrique.

²⁹ **AFNOR NF EN 12697-1**, Août 2012, Mélanges bitumineux Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud Partie 1 : Teneur en liant soluble



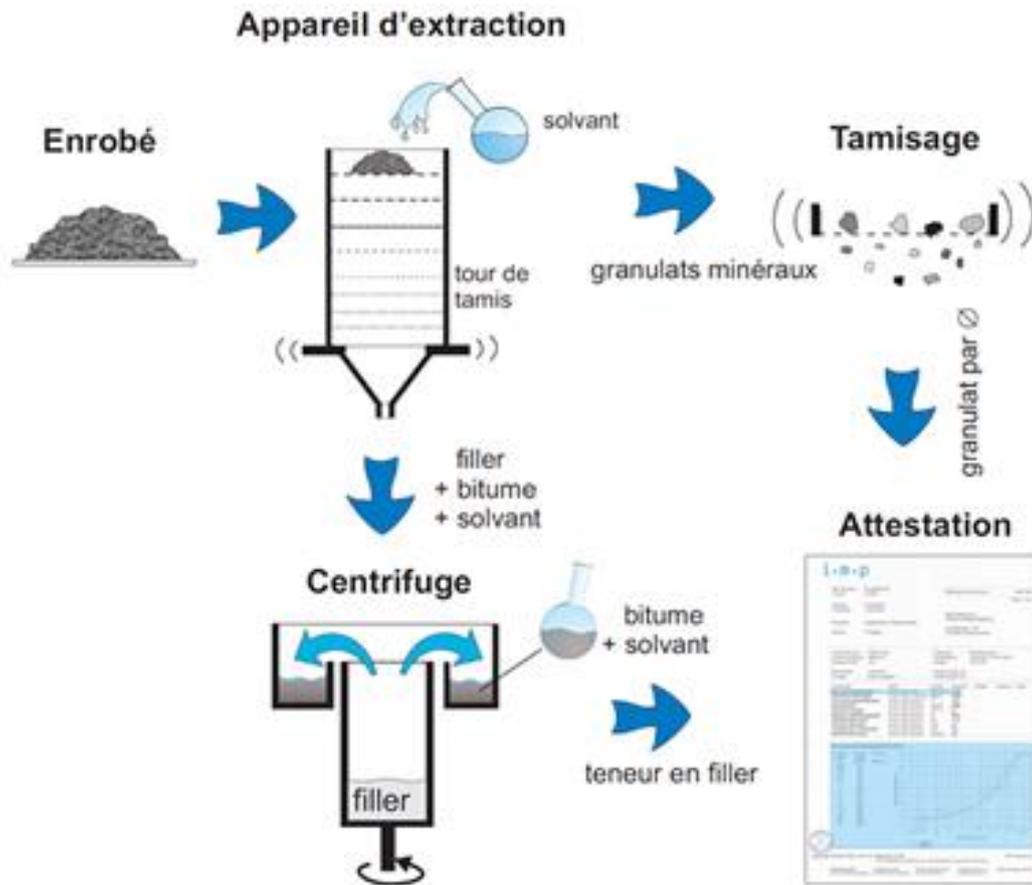


Figure A.1. 1 : Méthode d'extraction (à froid, SMM) et référence normative³⁰

➤ Analyse granulométrique

La courbe granulométrique, obtenue après dés enrobage et extraction, est établie selon la norme NF EN 933-1³¹. L'essai consiste à séparer, au moyen d'une série de tamis, un matériau en plusieurs classes granulaires par dimensions décroissantes. Les granulométries des couches supérieure et inférieure sont présentées dans la figure A.1.2 et dans le tableau A.1.1 pour quatre extractions.

³⁰ Source : <http://www.impbautest.ch/upload/cms/user/Extractiondelenrobe.pdf>

³¹ AFNOR NF EN 933-1 Mai 2012, Essais pour déterminer les caractéristiques géométriques des granulats – Partie 1: détermination de la granularité - Analyse granulométrique par tamisage

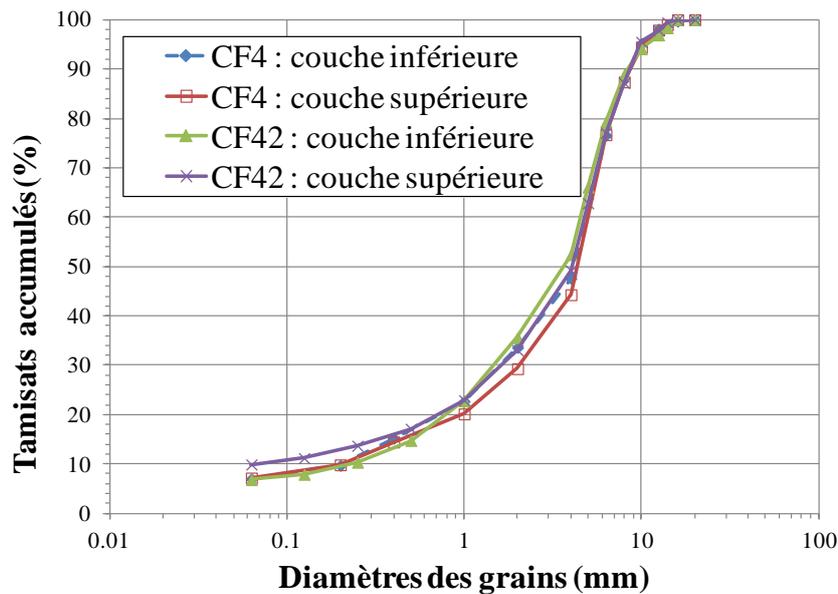


Figure A.1. 2 : Courbe granulométrique des extractions (2014) du complexe bicouche

Tableau A.1. 1 : Courbes granulométriques de l'enrobé

CF4-Couche inférieure

Tamis (mm)	0.063	0.2	0.4	1	2	4	6.3	8	10	12.5	14	16	20
Passant cumulé (%)	7.2	9.8	14.5	20.1	29.3	44.3	76.7	87.4	94.5	97.9	99.0	100.0	100.0

CF4 - Couche supérieure

Tamis (mm)	0.063	0.2	0.4	1	2	4	6.3	8	10	12.5	14	16	20
Passant cumulé (%)	7.0	9.7	15.2	22.7	33.6	47.6	76.6	87.9	95.2	98.1	98.9	99.7	100.0

CF42 – Couche inférieure

Tamis (mm)	0.063	0.125	0.25	0.5	1	2	4	5	6.3	8	10	12.5	14	16	20
Passant cumulé (%)	6.8	7.9	10.3	14.8	22.8	35.6	52.4	66.1	79.3	88.9	94.1	96.9	98.4	100.0	100.0

CF 42 – Couche supérieure

Tamis (mm)	0.063	0.125	0.25	0.5	1	2	4	5	6.3	8	10	12.5	14	16	20
Passant cumulé (%)	9.9	11.2	13.7	17.1	22.9	33.0	49.2	62.8	77.1	87.2	95.5	97.9	99.5	100.0	100.0

➤ **Masse volumique réelle des granulats et coefficient d'absorption des granulats**

Les prises d'essai sont issues des extractions par dissolution à froid. La masse volumique réelle des granulats (MVR_g) ou masse volumique absolue est déterminée par la méthode volumétrique (au pycnomètre). Le volume de l'échantillon des granulats est mesuré par le déplacement d'eau dans un pycnomètre (méthode volumétrique, EN 1097-6³²). Le coefficient d'absorption d'eau (WA₂₄)

³² **AFNOR NF EN 1097-6** Essais pour déterminer les caractéristiques mécaniques et physiques des granulats – Partie 6 : Détermination de la masse volumique réelle et du coefficient d'absorption d'eau Annexe A (normative) Détermination de la masse volumique réelle pré-séchée des granulats

correspond à la teneur en eau après une immersion de 24h des granulats saturés et superficiellement secs, selon la même norme.

Tableau A.1. 2 : Masse volumique réelle des granulats (2011)

Plaque : FP41	Couche inférieure			Couche supérieure		
Classe granulaire	0/4	4/12.5	0/12.5 recomposé	0/4	4/12.5	0/12.5 recomposé
MVRg (kg/m ³)	2659	2631	2645	2642	2597	2618

Tableau A.1. 3 : Coefficient d'absorption d'eau des granulats (2011)

Plaque : FP41	Couche inférieure			Couche supérieure		
Classe granulaire	0/4	4/12.5	0.063/4	0/4	4/12.5	0.063/4
WA24 (%)	2.79	0.83	1.90	3.22	0.77	1.60

Fraction granulaire 4/12.5 : Les mesures des masses volumiques des deux prises d'essai présentent un écart de 0.01 point soit la moitié de la valeur de répétabilité, on considérera que les valeurs de MVRg des deux échantillons de 4/12.5 sont équivalentes. La valeur de MVRg retenue sera la moyenne des deux valeurs soit : 2636 kg/m³

Fraction granulaire 0/4: Lors de l'immersion du 0/4, il est observé une mise en suspension de fines à apparence argileuse, qui restent en suspension.

Une mise en agitation de la solution est nécessaire pour faire décanter le mélange et permettre l'ajustement du volume d'eau. La masse volumique de la classe 0/4 est jugée différente de celle du 4/12.5. En revanche, les valeurs de MVRg des deux échantillons de 0/4 sont équivalentes. La valeur de MVRg retenue sera la moyenne des deux valeurs soit : 2614 kg/m³

Le coefficient d'absorption est très différent entre les deux fractions granulaires. En effet, le coefficient d'absorption de la fraction 4/12.5 est inférieur à 1. Ce résultat témoigne de la très bonne qualité de cette fraction granulaire. Et du point de vue de l'absorption, les granulats 4/12.5 issus des deux couches sont jugés équivalents, aux incertitudes de mesure près. Cependant, les mesures d'absorption des fractions 0/4 présentent des valeurs excessivement élevées supérieurs à 2.5%. Ceci est vraisemblablement dû à la présence des fines argileuses. Les essais ont donc été refaits sur des matériaux lavés à 0.063 mm, pour s'affranchir de l'influence des fines sur les résultats obtenus. Les valeurs obtenues restent élevées (>1%).

➤ Caractérisation du bitume

Le calcul de la teneur en liant a été fait selon la norme NF EN 12697-1³³. Le teneur en liant extérieur TL_{ext} est le rapport de la masse de liant à la masse de granulats secs, exprimé en pourcent extérieur (ppc). Le teneur en liant intérieur tl_{int} est le pourcentage du liant rapporté à la masse du mélange bitumineux (granulats + liant + additifs éventuels), exprimé en % intérieur. La relation entre teneur en liant extérieur TL_{ext} et teneur en liant intérieur tl_{int} est la suivante :

³³ AFNOR NF EN 12697-1, Août 2012, Mélanges bitumineux Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud Partie 1 : Teneur en liant soluble

$$t_{\text{int}} = \frac{TL_{\text{ext}}}{100 + TL_{\text{ext}}}$$

Les résultats de l'essai d'extraction sont regroupés dans le tableau A.1.4. La teneur en bitume est de 4.97 ppc en teneur extérieure pour la couche supérieure et de 4.79 pour la couche inférieure extraite en 2014.

En couche supérieure, les valeurs obtenues sont très proches. En revanche, les différences observées entre les deux valeurs de la couche inférieure sont significatives.

Tableau A.1. 4 : Teneur en liant par la méthode d'extraction SMM

	couche inférieure		couche supérieure	
	FP 41 R1	CF4	FP 41 R1	CF4
Teneur en liant	2011	2014	2011	2014
TL _{ext} (ppc)	5.05	4.79	4.93	4.97
t _{int} (%)	4.81	4.57	4.70	4.73
Moyenne t _{int} (%)	4.69		4.72	

La caractérisation normative des liants fait appel à un certain nombre d'essais, Tableau A.1.5, dont les plus courants sont :

- **Essai de pénétrabilité à l'aiguille (NF EN 1426)** : la pénétrabilité, exprimée en 1/10 mm, d'une aiguille calibrée dans un échantillon de bitume maintenu à une température constante sous une charge de 100 g pendant 5 secondes, est utilisé pour la mesure de la dureté. Les classes des bitumes sont définies par leur pénétrabilité à 25°C,
- **Température Bille Anneau (TBA) (NF EN 1427)** : Mesure du point de ramollissement (les bitumes n'ont pas de point de fusion franc). Température à laquelle une bille d'acier calibrée s'enfonce d'une hauteur définie (25 mm) dans un anneau de bitume,
- **Point de fragilité FRAASS (NF EN 12593)**: Fragilité du bitume à basse température, Température à laquelle une pellicule de bitume de 0.5 mm d'épaisseur déposée sur une lame d'acier se fissure lorsqu'elle est soumise à des flexions répétées avec une diminution de 1°C/min.
- **Teneur en asphaltènes (NF T60-115)³⁴** : il s'agit du pourcentage en masse des constituants insolubles dans l'heptane, libres de produits paraffineux, mais solubles dans le toluène chaud. Le principe de cet essai consiste à une prise d'essai mélangée avec de l'heptane à ébullition sous reflux. Les asphaltènes, le produit paraffineux et les matières non organiques sont récupérés sur papier-filtre après filtration. Les produits paraffineux sont extraits par lavage avec de l'heptane chaud. Après cette extraction, les asphaltènes sont séparés des matières non organiques par solubilisation dans du toluène chaud. Après évaporation du toluène, les asphaltènes sont pesés.

³⁴ **AFNOR NF T60-115**, Janvier 2000, Produits pétroliers, Détermination de la teneur en asphaltènes (insolubles heptane)



Tableau A.1. 5 : Résultats des essais de caractérisation du bitume

Extraction du bitume		couche inférieure						couche supérieure					
Année	Norme	2011			2014			2011			2014		
Pénétrabilité à 25°C, 100g, 5s (dmm)	NF EN 1426	22.6	22.5	22.7	22.2	22.2	22.3	23.2	23.4	23.5	21.1	21.0	21.1
	Moyenne	23			22			23			21		
	écart type	0.10			0.06			0.15			0.06		
Point de ramollissement Bille et Anneau TBA (°C)	EN 1427	61.0	61.0	62.1	62.0	60.0	60.0	60.0	60.0	63.5	63.5		
	Moyenne	61.0			62.0			60.0			63.6		
	écart type	0.00			0.07			0.00			0.00		
Fragilité FRAASS (°C)	Température de départ en °C	10	10	5	5	10	10	5	5				
	EN 12593	2	2	1	2	2	2	0	-1				
	Moyenne	2			2			2			-1		
	écart type	0.00			0.71			0.00			0.71		
% asphaltène	NF T60-115	24.78	25.23	23.62	22.39	25.18	26.90	23.67	23.71				
	Moyenne	25			23			26			24		
	écart type	0.32			0.87			1.22			0.03		

Le bitume a vieilli dans les conditions d'enrobage et de mise en œuvre à chaud ; une comparaison des résultats de caractérisation données Tableau A.1.5 et les spécifications des bitumes routiers, Tableau A.1.6, ne peut donc être faite qu'en prenant en compte ce vieillissement. C'est ce que permet l'essai RTFOT sur un bitume neuf.

- **RTFOT (Rolling Thin Film Oven Test) (NF EN 12607-1)³⁵** : Un film de liant bitumineux en renouvellement permanent est chauffé dans une étuve à une température prescrite pendant une période donnée, et sous un balayage constant d'air. Les effets de la chaleur et de l'air sont déterminés à partir de la variation de masse de l'échantillon (exprimée en pourcentage), ou de l'évolution des caractéristiques du liant bitumineux comme la pénétrabilité, le point de ramollissement bille-&-anneau ou la viscosité dynamique, mesurés avant et après le passage à l'étuve. Ce test vise à reproduire le processus d'oxydation à court terme, avec une perte des éléments volatils, comme dans les phases initiales d'enrobage.

Les résultats d'identification des propriétés du bitume Tableau A.1.5 sont comparées aux spécifications des bitumes routiers présentés Tableau A.1.6 après vieillissement accéléré RTFOT. Les résultats d'extractions sont conformes aux prescriptions normatives d'un 35/50 au sens de la norme NF EN 12591.

³⁵ **AFNOR NF EN 12607-1**, Juin 2007, Bitumes et liants bitumineux - Détermination de la résistance au durcissement sous l'effet de la chaleur et de l'air - Partie 1 : méthode RTFOT



En ce qui concerne le vieillissement en phase de conservation des plaques, entre 2011 et 2014, les valeurs moyennes présentés Tableau A.1.5, sont stables.

Tableau A.1. 6 : Spécifications des bitumes routiers (EN 12591³⁶)

Propriétés	Norme	35/50		50/70		70/100	
Pénétration 25°C (1/10 mm)	EN 1426	35	50	50	70	70	100
Point de ramollissement (°C)	En 1427	50	58	46	54	43	51
Fragilité FRAASS (°C)	EN 12593	≤ -5 ou NR ³⁷		≤ -8 ou NR		≤ -10 ou NR	
RTFOT	NF EN 12607-1						
Pénétrabilité restante (%)		≥ 53		≥ 50		≥ 46	
Pénétrabilité ap RTFOT (1/10 mm)		19	27	25.0	35	32	46
Augmentation du point de ramollissement (°C)		≤ 8		≤ 9		≤ 9	
TBA ap RTFOT		58	66	55	63	52	60
Variation de masse ³⁸ (%)		≤ 0.5		≤ 0.5		≤ 0.8	

➤ Masse volumique réelle de l'enrobé

La masse volumique réelle de l'enrobé (MVRe) est une masse volumique absolue. Elle a été déterminée par méthode volumétrique (NF EN 12697-5)³⁹. Les masses volumiques réelles MVRe des différents échantillons sont équivalentes.

Tableau A.1. 7 : Masse volumique réelle de l'enrobé

	Couche inférieure UN 40 (2011)			Couche supérieure UN 40 (2011)		
MVRe _{hydro}	2.495	2.498	2.492	2.509	2.512	2.508
Moyenne	2.495			2.510		
Ecart type	0.28%			0.21%		
	Couche inférieure CF 4 (2014)			Couche supérieure CF 4 (2014)		
MVRe _{hydro}	2.495	2.491	2.490	2.502	2.500	2.505
Moyenne	2.492			2.502		
Ecart type	0.26%			0.28%		

➤ Masse volumique apparente de l'enrobé

La masse volumique apparente de l'enrobé (MVA) est une masse volumique sèche. Elle a été déterminée par méthode hydrostatique (NF EN 12697-6)⁴⁰. Les mesures ont été réalisées sur 12

³⁶ AFNOR NF EN 12591, DÉCEMBRE 2009, Bitumes et liants bitumineux, Spécifications des bitumes routiers

³⁷ NR : non réglementé

³⁸ La variation de masse peut être soit positive, soit négative.

³⁹ AFNOR NF EN 12697-5, Mars 2010, Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud Partie 5 : Masse volumique réelle (MVR) des matériaux bitumineux, Méthode A : Volumétrie

échantillons de la plaque CF en 2014 pour les deux couches supérieure et inférieure Tableau A.1.8 et Tableau A.1.9 respectivement. Ces essais ont permis également d'obtenir le pourcentage de vides qui représente la porosité (NF EN 12697-8 ⁴¹). Des représentations graphiques de ces résultats sont proposées dans la figure A.1.3. Le pourcentage de vides des six échantillons de la couche supérieure et inférieure sont respectivement 11.56 ($\pm 0,74$) % et 12.72 ($\pm 0,72$) %. Cette porosité est supérieure aux valeurs normatives des bétons bitumineux classiques. Elle est due au sous compactage volontaire dans ce projet.

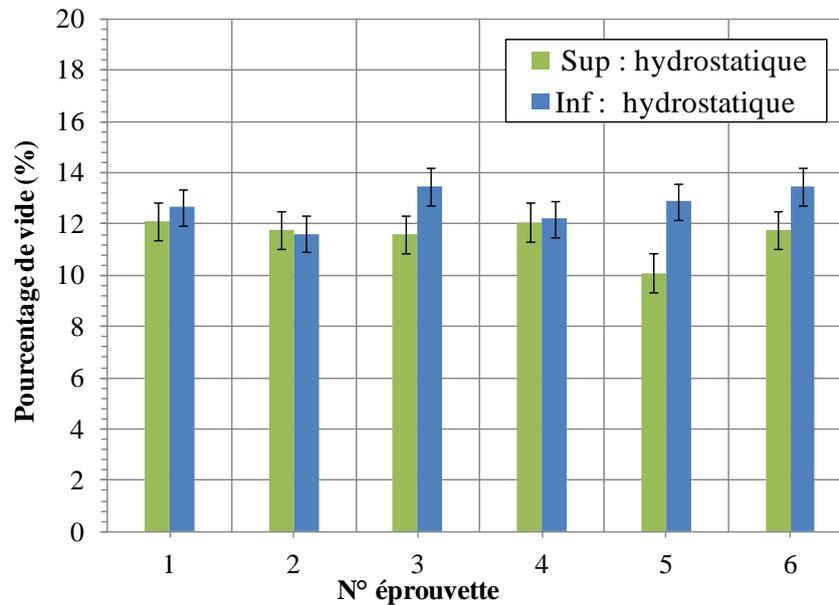


Figure A.1. 3 : Pourcentage de vides des échantillons

Tableau A.1. 8 : Caractéristiques des échantillons de la couche inférieure CF4 : 2014

Nom de l'échantillon	Masse	MVRe	MVA	Pourcentage des vides (%)
	(g)	(g/cm ³)	(g/cm ³)	
1I	720.20	2.492	2.177	12.66
2I	751.10	2.492	2.203	11.62
3I	731.30	2.492	2.157	13.45
4I	752.70	2.492	2.188	12.20
5I	734.90	2.492	2.171	12.88
6I	743.80	2.492	2.156	13.48
Moyenne			2.175	12.72
écart type			0.018	0.72

⁴⁰ AFNOR NF EN 12697-6, AOÛT 2012, Mélanges bitumineux Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud Partie 6: Détermination de la masse volumique apparente des échantillons bitumineux

⁴¹ AFNOR NF EN 12697-8, Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud, Partie 8 : Détermination des pourcentages de vides caractéristiques des échantillons bitumineux

Tableau A.1. 9 : Caractéristiques des éprouvettes de la couche supérieure CF4 : 2014

Nom de l'éprouvette	Masse	MVRe	MVA	Pourcentage des vides
	(g)	(g/cm ³)	(g/cm ³)	(%)
1S	740.60	2.502	2.200	12.10
2S	738.20	2.502	2.208	11.76
3S	763.60	2.502	2.213	11.59
4S	744.50	2.502	2.200	12.08
5S	733.50	2.502	2.250	10.10
6S	744.90	2.502	2.208	11.76
Moyenne			2.213	11.56
écart type			0.02	0.74

Annexe 1.2. Caractérisation mécanique de l'enrobé (DT-PR)

Ces douze éprouvettes ont été testées pour la détermination des modules sécants, dans le domaine temporel, par essai MAER (NF EN 12697-26⁴²).

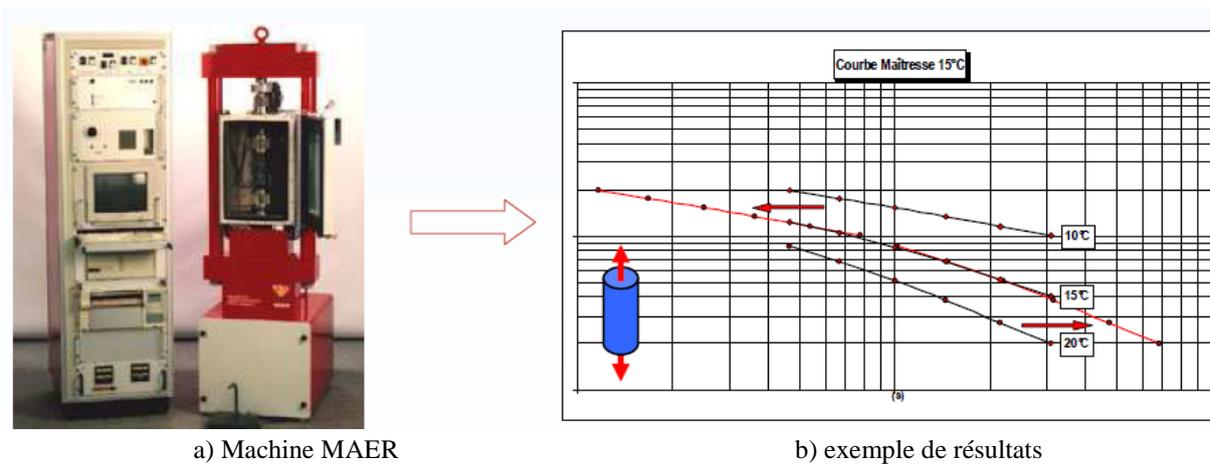


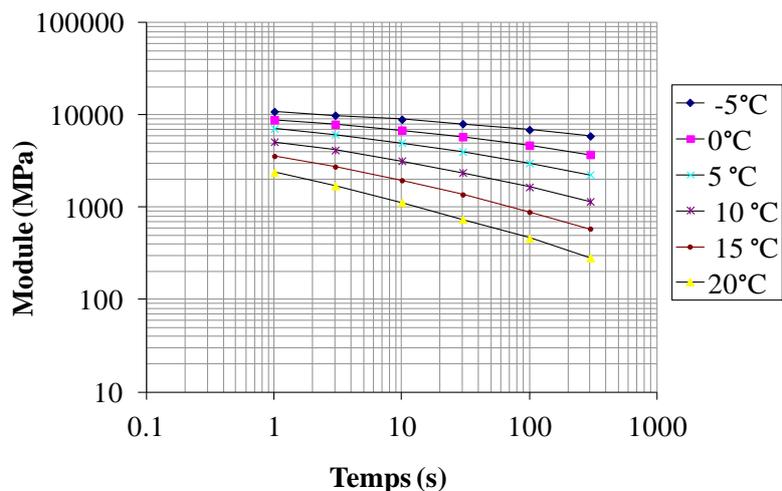
Figure A.1. 4: Principe de l'essai MAER (“IFSTTAR: Catalogue des Matériels MLPC® de Laboratoire Pour Enrobés” 2015)

➤ Courbes isothermes

Les différentes isothermes pour les éprouvettes de 1I à 6I et 1S à 6S sont présentées ci dessous.

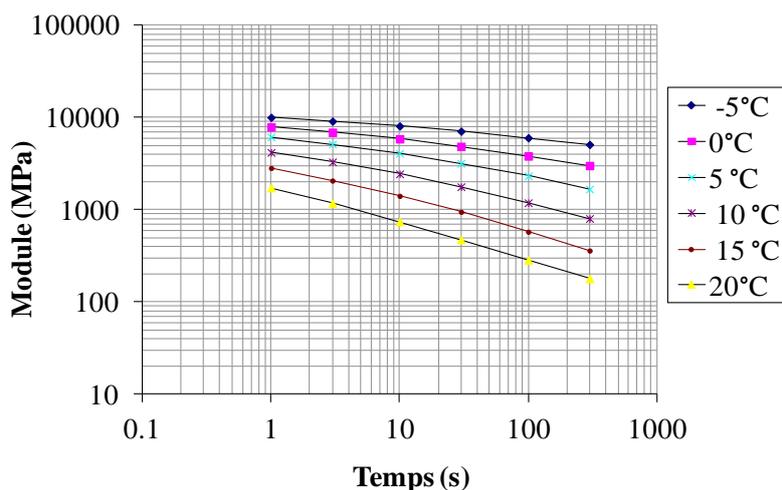
⁴² NF EN 12697-26, Juin 2012, Mélanges bitumineux, Méthodes d'essai pour mélange hydrocarboné à chaud
Partie 26 : Module de rigidité

MAER : Moy 1S à 6S



(a)

MAER Moy 1I à 6I



(b)

Figure A.1.5 : Isothermes du module sécant moyen des six éprouvettes des couches inférieure et supérieure

➤ **Courbe maitresse : Principe d'équivalence Temps-Température**

Selon l'annexe G de la norme 12697-26, le module de rigidité des mélanges hydrocarbonés suit le principe de superposition temps-température. Cela signifie qu'une courbe maitresse du module peut être tracée par une température de référence à partir de données expérimentales sur une plage limitée de temps de chargement et de températures, à condition d'utiliser un vecteur de déplacement pour calculer le temps de référence.

Le coefficient de translation de l'isotherme « T », par rapport à l'isotherme de référence choisie « T_R », est $\log a_T$, Figure A.1.6. Le module sécant vérifie la relation suivante :

$$S(t, T) = S(t / a_T, T_R)$$

avec $\log a_T = \frac{-C_1(T - T_R)}{(T - T_R) + C_2}$: formule analytique de WLF proposée par William (Williams et al., 1955)⁴³ et C_1 et C_2 et T_R constantes dépendant du matériau et T la température.

Cette relation permet d'avoir accès à des temps de chargement plus brefs que ceux testés, et plus représentatifs des conditions de chargement sur chaussée. La valeur du module à 15°C et 0.02 s obtenue par le tracé de la courbe maitresse est utilisée pour les calculs de dimensionnement en France.

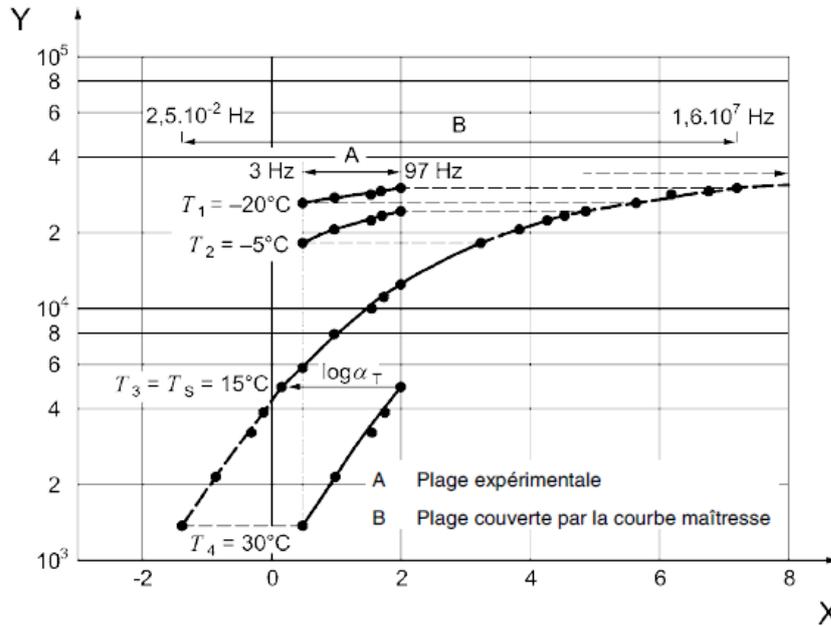
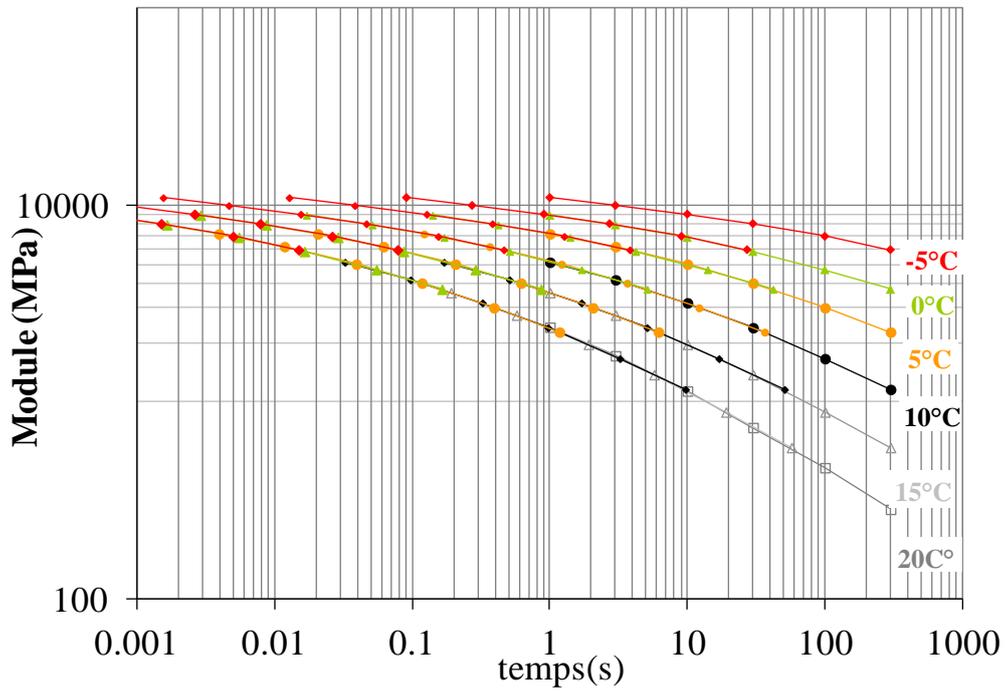


Figure A.1. 6 : Détermination de la courbe maitresse : annexe G de la norme 12697-26

Deux exemples de résultats des courbes maitresses moyennes des six éprouvettes des couches supérieure et inférieure sont présentés Figure A.1.7. L'ensemble de résultats est regroupé Tableau A.1.10 et Tableau A.1.11.

⁴³ Williams, M.. L., Landel, R.F., Ferry, J.D., 1955. The temperature dependance of relaxation mechanisms in amorphous polymers and other glass forming liquids. J. Am. Chem. Soc. 3701–3707

Courbes maîtresses Moy 1S à 6S



Courbes maîtresses Moy 1I à 6I

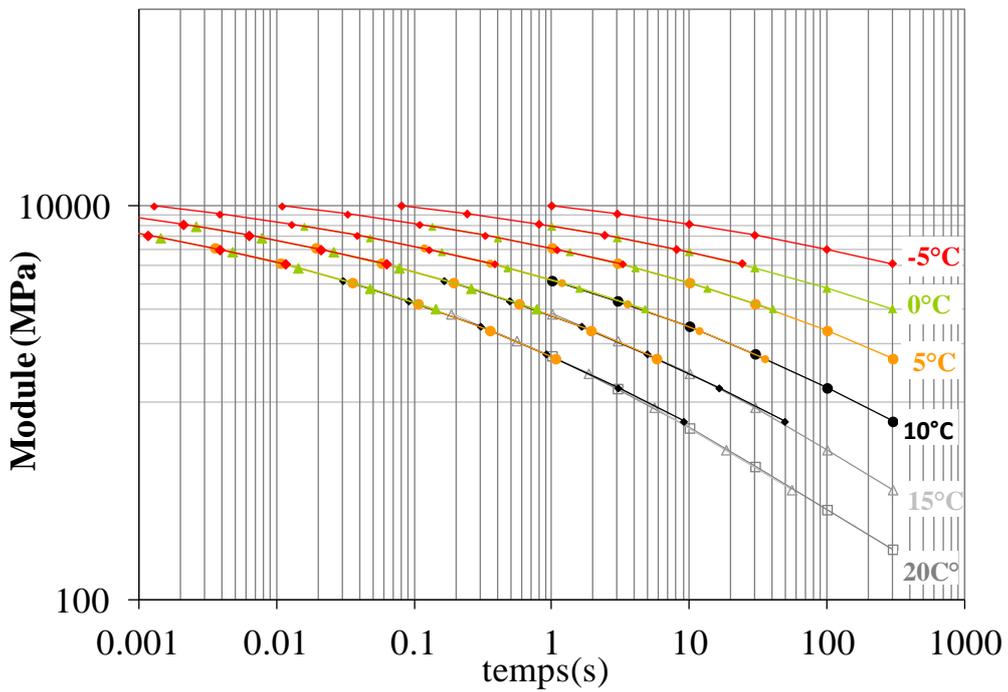


Figure A.1. 7 : Courbes maîtresses moyenne à différentes température de -5°C jusqu'à 20°C, reconstituées à partir des différentes isothermes du module sécant



Tableau A.1. 10 : Modules sécants (en MPa) de la couche inférieure de la plaque CF4 (2014)

Module Epr 1 I

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	10105	7987	6404	4239	2966	1838
3	9150	7032	5463	3427	2194	1237
10	8273	6113	4424	2579	1502	770
30	7268	5140	3498	1927	1004	496
100	6273	4150	2637	1331	617	276
300	5434	3353	1936	934	403	182

Module Epr 2 I

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	9009	7063	5401	3993	2500	1488
3	8140	6175	4575	3182	1823	1041
10	7112	5207	3595	2341	1241	675
30	6237	4309	2797	1670	854	421
100	5171	3356	1972	1049	473	262
300	4268	2591	1350	598	236	144

Module Epr 3 I

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	11356	9071	7210	5180	3407	2087
3	10261	8002	6022	4050	2474	1417
10	9205	6830	4780	3002	1670	919
30	8086	5701	3750	2208	1124	570
100	6893	4535	2785	1487	693	363
300	5858	3576	2015	1047	433	225

Module Epr 4 I

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	10296	8055	6291	4259	2863	1766
3	9401	7109	5302	3381	2100	1214
10	8238	5971	4167	2541	1442	761
30	7299	4989	3276	1836	961	505
100	6199	3888	2380	1259	596	294
300	5292	3095	1715	863	371	190

Module Epr 5 I

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	10078	7811	6008	3597	2715	1650
3	9128	6731	4868	2733	1962	1102
10	8044	5646	3861	1971	1318	675
30	7040	4547	2921	1352	873	422
100	5977	3530	2121	882	533	255
300	5054	2726	1536	614	366	157

Module Epr 6 I

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	9331	7445	5549	3842	2541	1572
3	8622	6394	4600	3032	1873	1079
10	7623	5459	3707	2276	1303	667
30	6695	4460	2890	1653	878	430
100	5577	3480	2085	1136	550	267
300	4680	2730	1513	770	360	182



Tableau A.1. 11 : Modules sécants (en MPa) de la couche inférieure de la plaque CF4 (2014)

Module Epr 1S

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	12500	10044	8203	5554	4078	2775
3	11344	8922	7038	4590	3161	1998
10	10113	7693	5693	3538	2283	1339
30	9125	6586	4696	2669	1593	891
100	7711	5369	3505	1857	1035	538
300	6610	4332	2649	1273	660	320

Module Epr 2S

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	11840	9692	7265	5109	3506	2389
3	10599	8568	6212	4100	2680	1695
10	9515	7460	5087	3112	1924	1124
30	8557	6321	3985	2245	1352	729
100	7358	5053	2990	1507	869	448
300	6212	4007	2154	1057	570	271

Module Epr 3S

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	10742	8859	7680	5397	3744	2395
3	9922	8031	6765	4418	2828	1722
10	9049	6979	5470	3370	2031	1192
30	8072	5941	4334	2546	1435	798
100	7058	4833	3237	1805	925	519
300	5971	3818	2449	1259	630	329

Module Epr 4S

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	9619	7751	6254	4849	3391	2316
3	8982	7034	5464	3962	2622	1661
10	8115	6093	4462	3040	1853	1056
30	7264	5155	3619	2282	1263	672
100	6342	4158	2717	1599	821	424
300	5565	3358	2120	1125	549	256

Module Epr 5S

Temps Charge	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	11041	8606	7115	4990	3523	2365
3	10127	7683	6100	4002	2704	1661
10	9250	6621	5016	3028	1898	1070
30	8235	5591	3976	2273	1335	702
100	7050	4523	3008	1559	857	427
300	6084	3602	2252	1092	565	282

Module Epr 6S

Temps charge (s)	-5°C	0°C	5 °C	10 °C	15 °C	20°C
1	9681	8294	6299	4843	3290	2142
3	8690	7360	5325	3952	2559	1559
10	7860	6264	4325	3035	1777	1035
30	6982	5275	3462	2284	1280	657
100	6054	4255	2588	1629	825	426
300	5111	3290	1954	1140	546	251



Annexe 2. Caractérisation mécanique de l'interphase/interface par DIC

Le présent annexe regroupe les résultats complémentaires de la caractérisation mécanique de l'interphase/ interface par les méthodes optiques.

Les résultats de l'essai de traction directe (DTT) des éprouvettes UN5-1, CF4-2 et CF4-3 sont présentés en Annexe 2.1. L'analyse globale par suivi de marqueurs est d'abord exposée. Ensuite, les résultats par la méthode de corrélation d'images DIC prouvent clairement la reproductibilité et la validité de l'approche proposée.

L'Annexe 2.2 est dédié aux résultats complémentaires de l'essai DNST. D'abord, la validation des conditions aux limites de cet essai est visualisée par la méthode de suivi de marqueurs pour les deux éprouvettes analysées notamment CF4-CF2 et CF4-GF2. Les résultats de l'éprouvette CF4-GF2 ont été présentés dans le chapitre II. Ensuite, les résultats de l'éprouvette CF4-CF2 par analyse de champs de déformation sont montrés. Enfin, les équations permettant l'évaluation de la raideur tangentielle par la méthode d'homogénéisation simplifiée sont détaillées. L'ensemble de résultats montre bien la reproductibilité des résultats présentés précédemment.

Annexe 2.1. Essai de traction directe (DTT) : mode I

➤ Analyse Globale par Suivi de marqueurs

La méthode de Suivi de Marqueurs permet de mesurer l'élongation au droit de l'éprouvette (au niveau des casques métalliques collés) et de valider les conditions aux limites lors de l'essai de traction. Les déplacements de marqueurs de part et d'autre des échantillons sont présentés en figures ci-dessous.



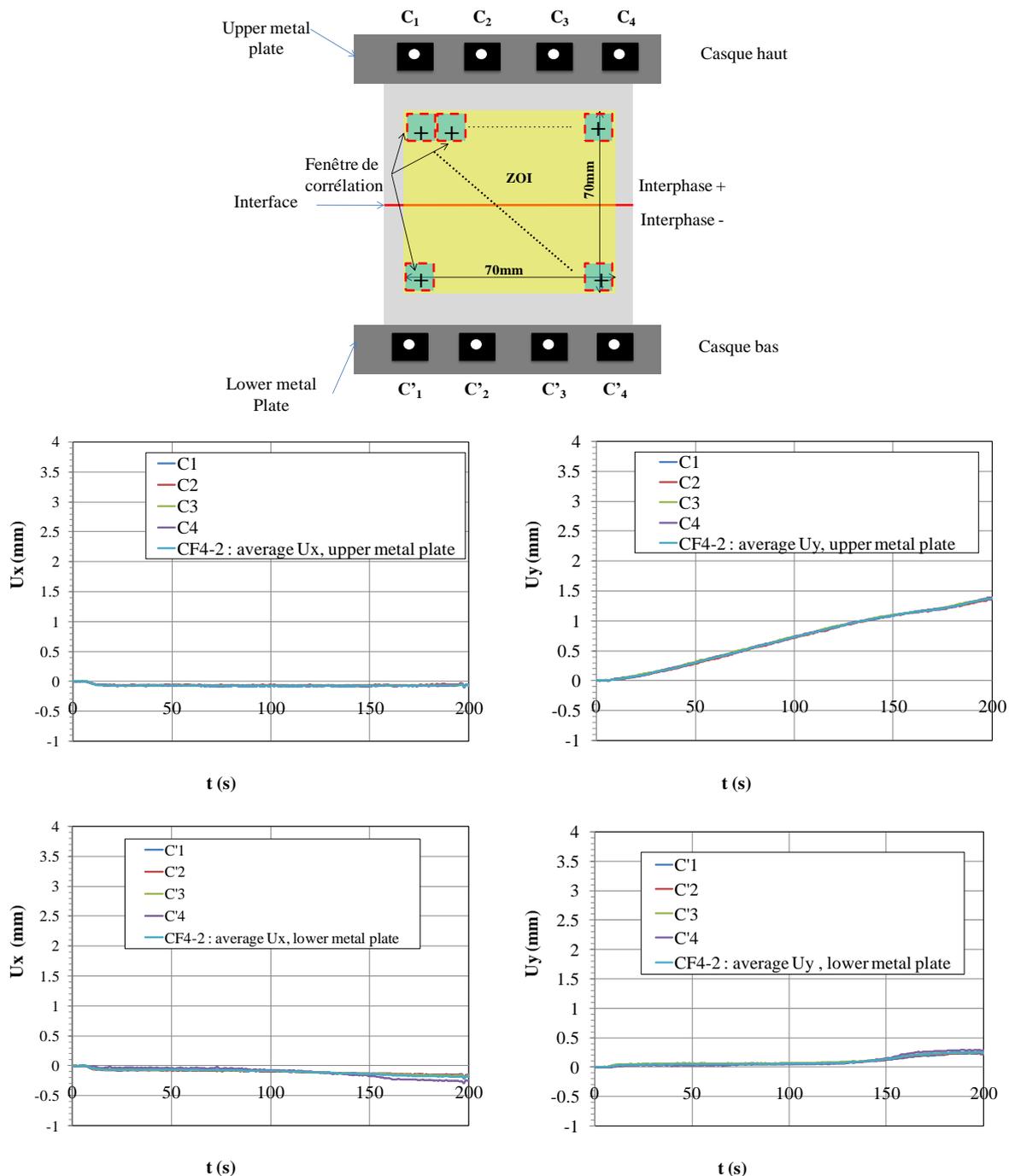


Figure A.2. 1: Déplacement des casques de l'éprouvette CF4-2



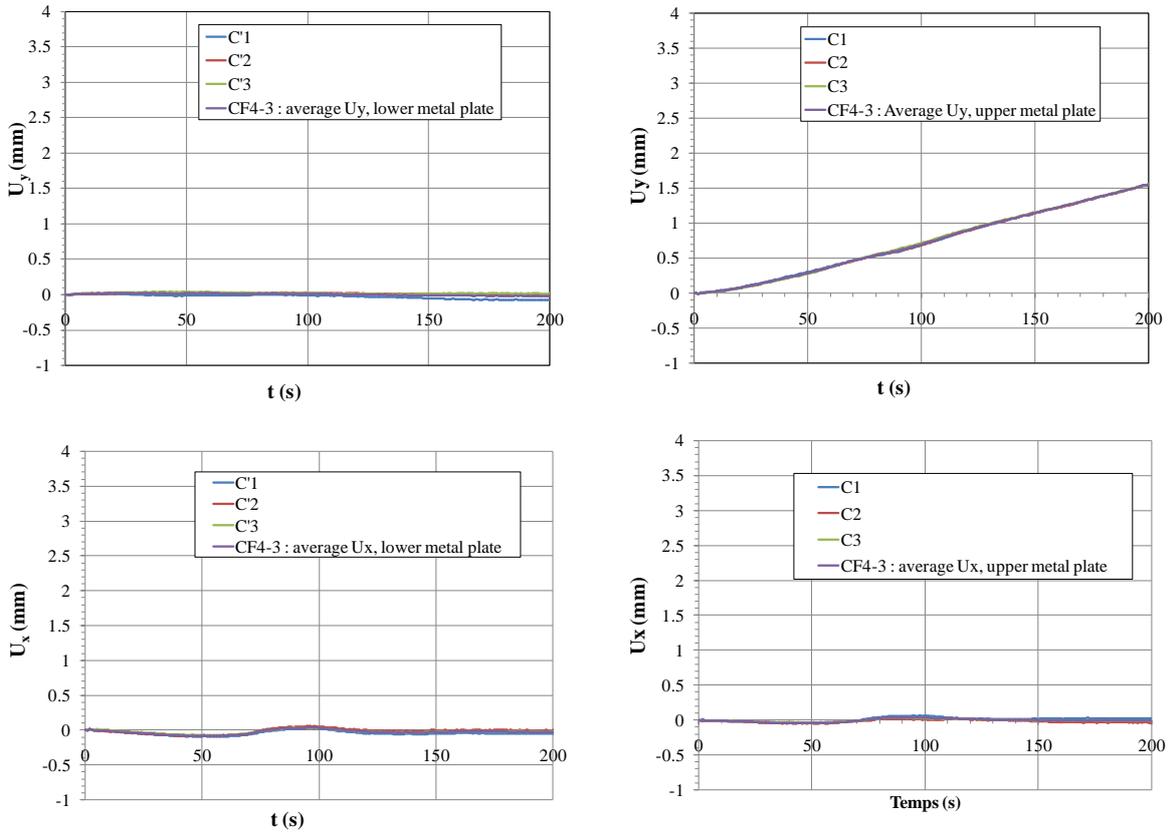


Figure A.2. 2 : Déplacement des casques de l'éprouvette CF4-3

➤ **Résultats DIC de l'éprouvette UN5-1**

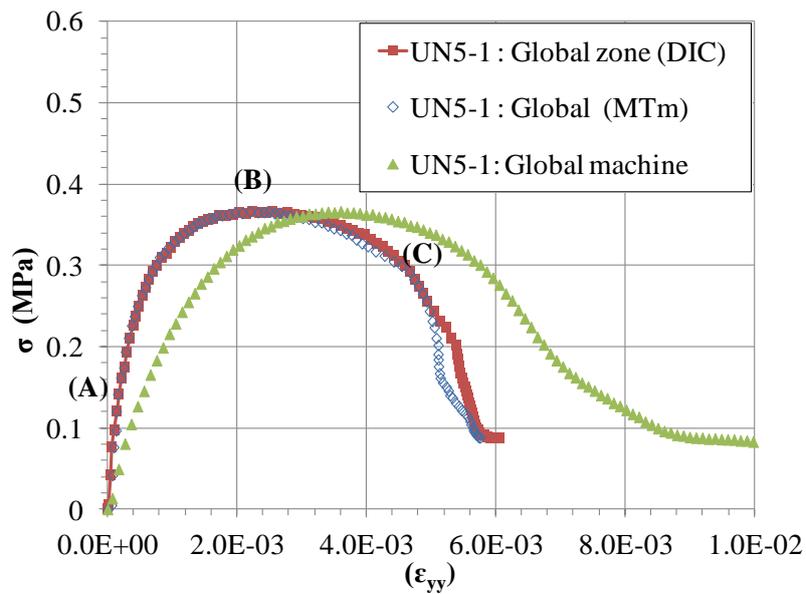


Figure A.2. 3 : Champs globaux UN5-1 : Comportement mécanique global du bicouche

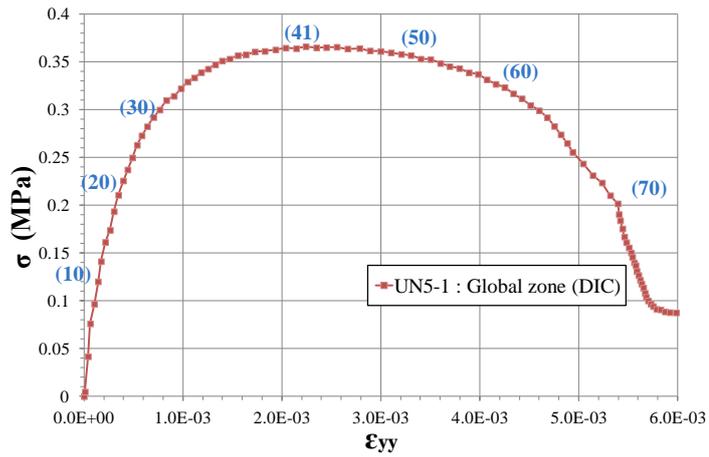


Figure A.2. 4 : Champs global de l'éprouvette UN5-1 et faciès de rupture

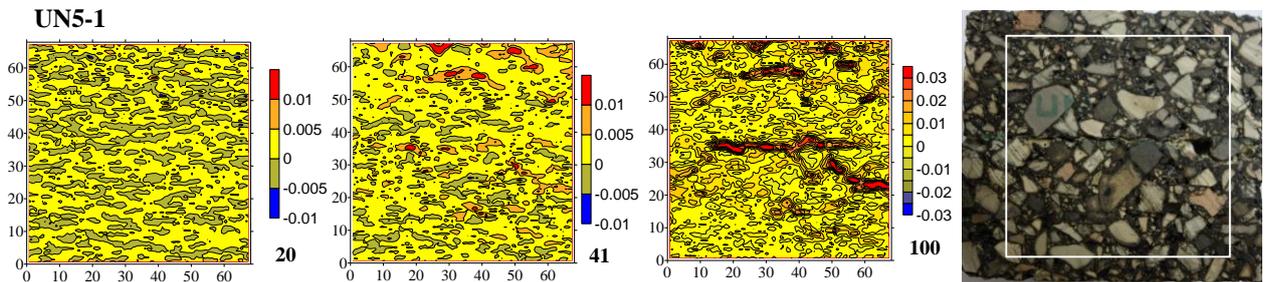
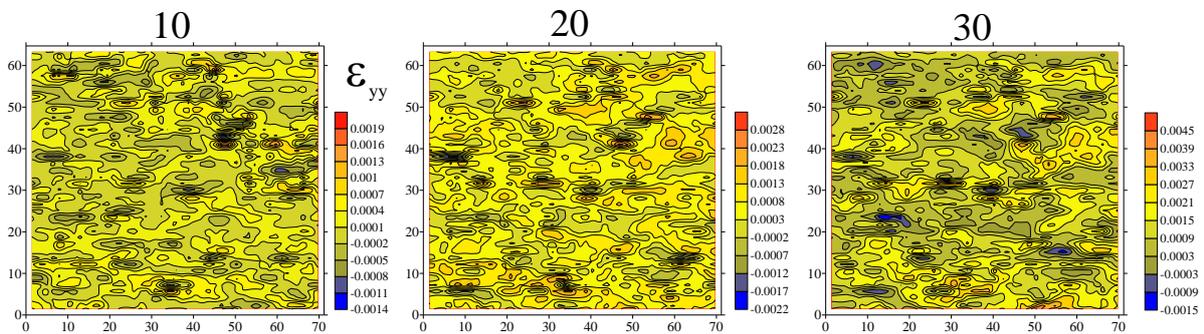
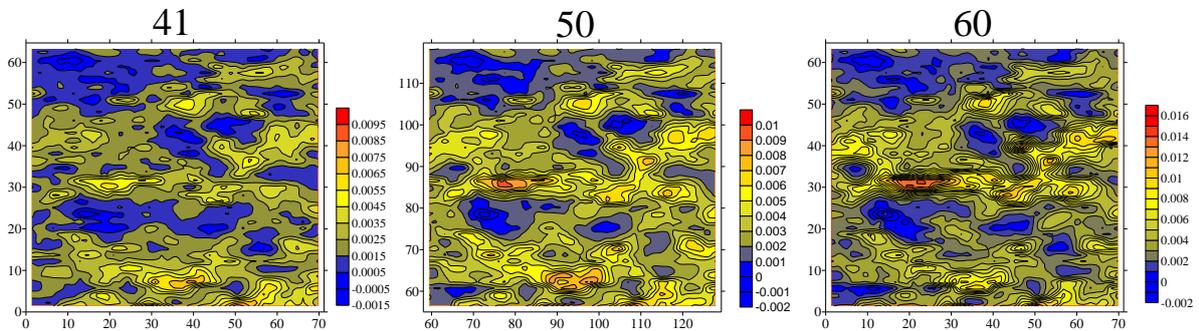


Figure A.2. 5 : Champs de déformation ϵ_{yy} : UN5-1 (16x16 pixels²[1])



(a) Images 10-30 visualisation de l'hétérogénéité 32x32



(b) Pic à l'image 41 et Après le pic : Picture 50 – 60

Figure A.2. 6 : Champs de déformation ϵ_{yy} : 32x32 [8]



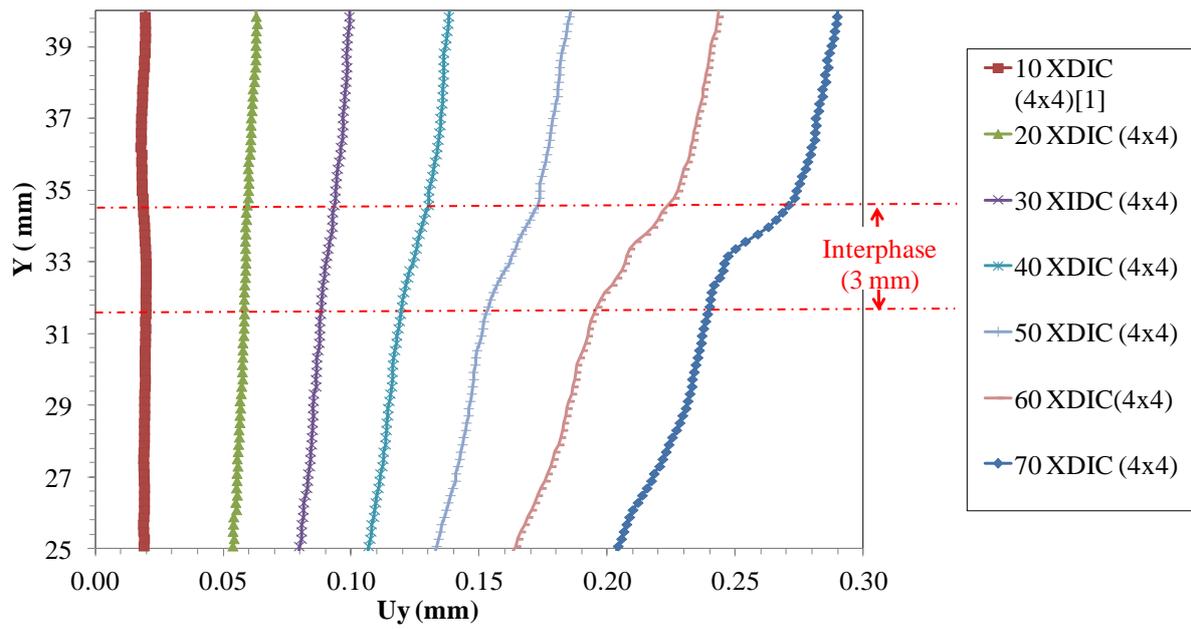


Figure A.2. 7 : Localisation de l'interphase pic à l'image 41 : H-DIC 4x4 pixels² [1]

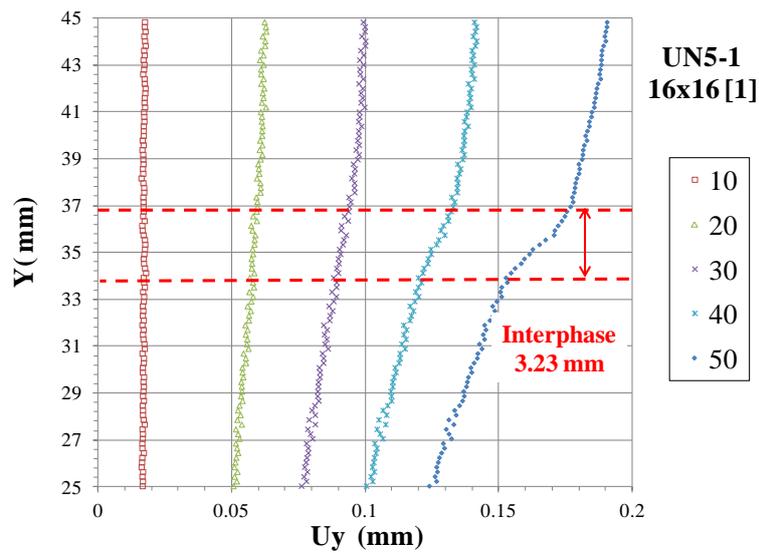


Figure A.2. 8 : Localisation de l'interphase pic à l'image 41 : DIC 16x16 pixels² [1]

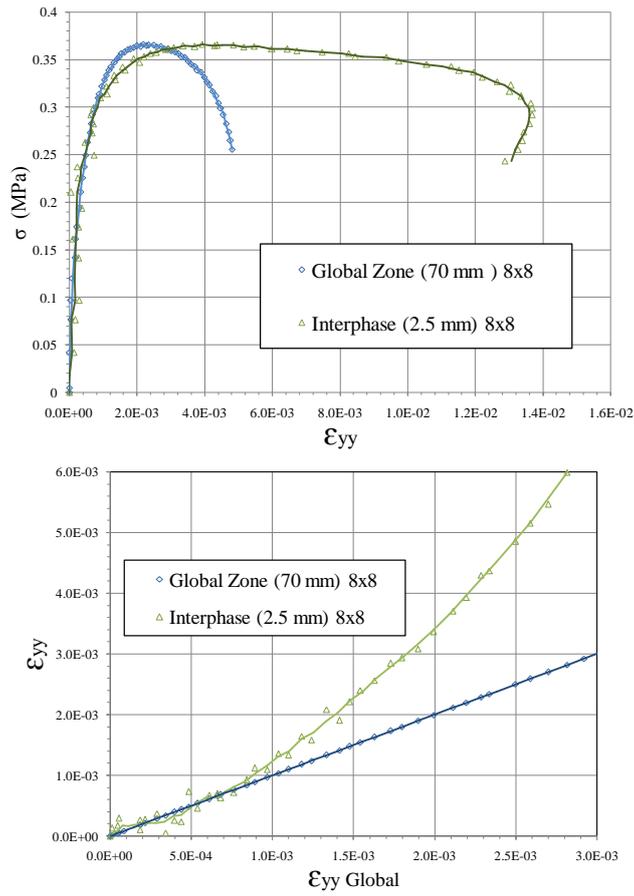
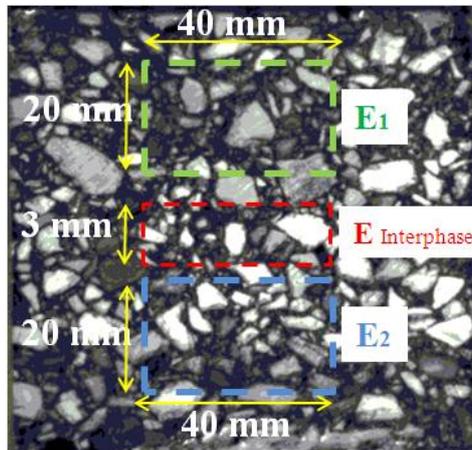


Figure A.2. 9 : Superposition des courbes de comportement globale et locale



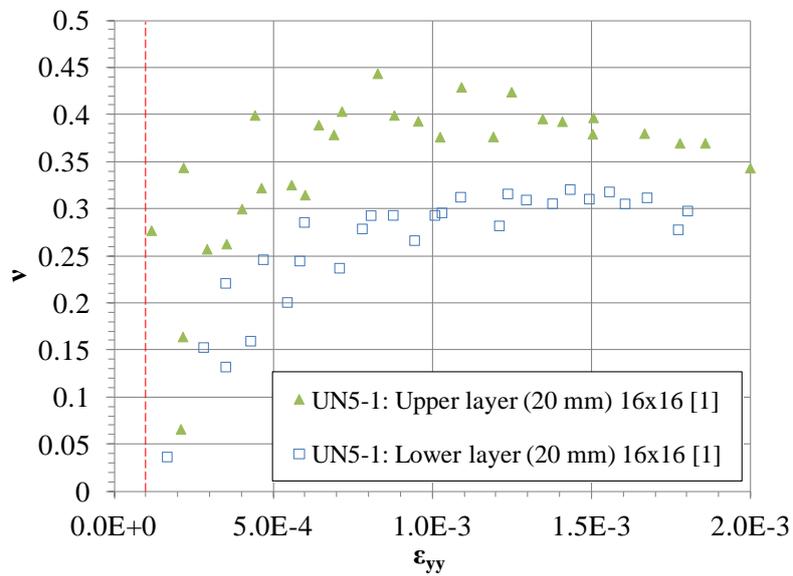
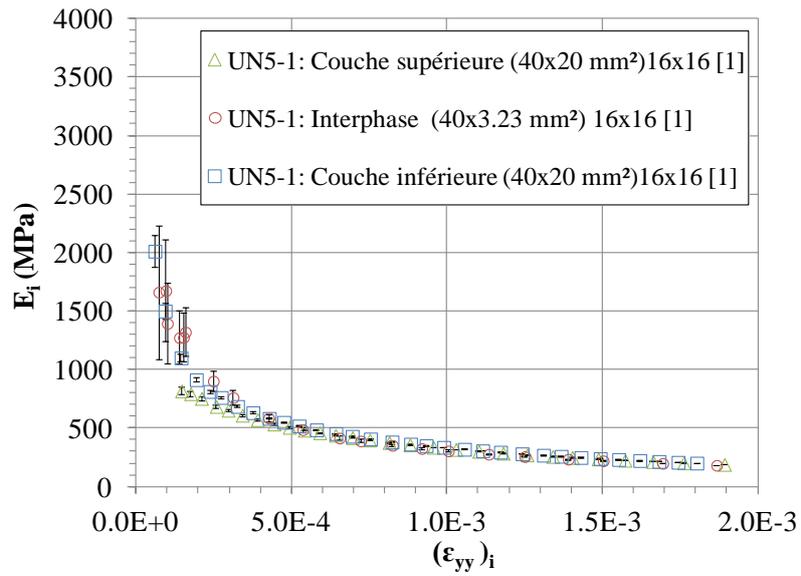


Figure A.2. 10 : Propriétés mécaniques des couches de l'éprouvette UN5-1 (DTT) : 16x16 [1]



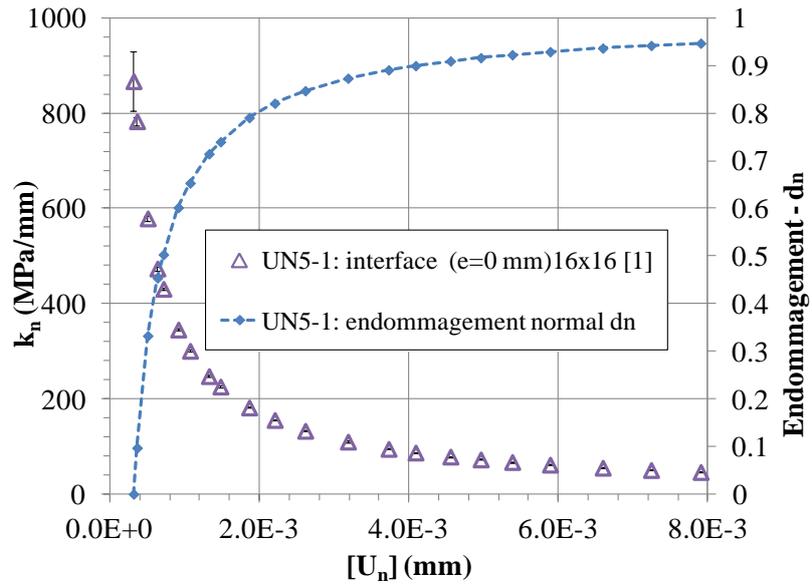


Figure A.2. 11 : Evolution de la raideur normale en fonction du saut de déplacement normal de UN5-1 (DTT)

➤ Résultats DIC de l'éprouvette CF4-2

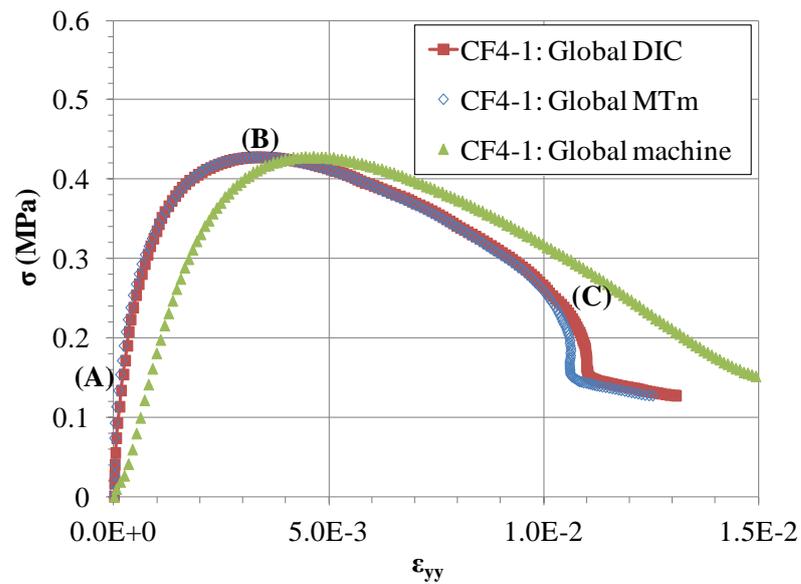


Figure A.2. 12 : Champs globaux CF4-2 : Comportement mécanique global du bicouche



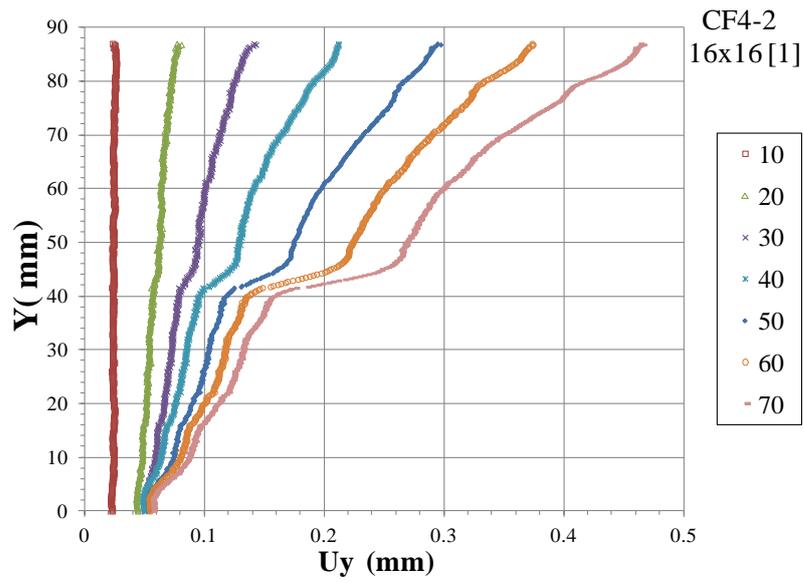


Figure A.2. 13 : Processus de localisation de l'interphase CF4-2 16X16 [1] pic à l'image 55

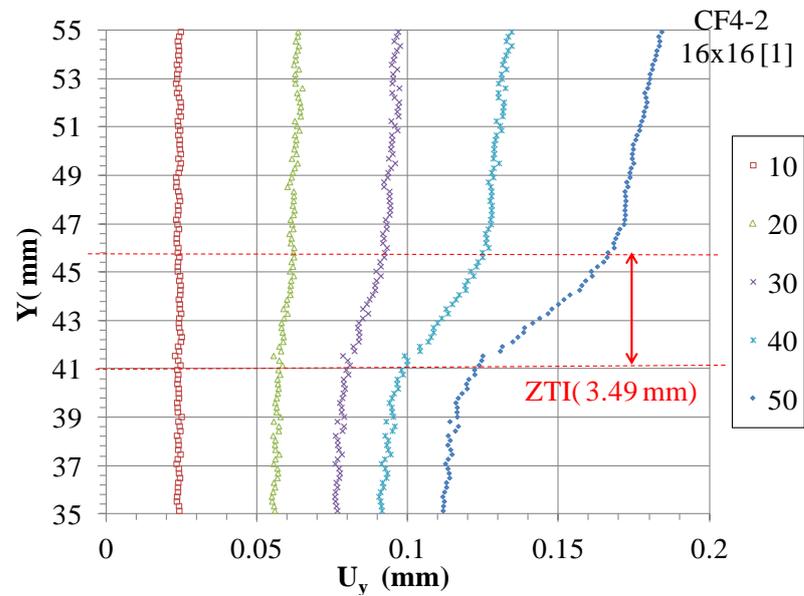


Figure A.2. 14 : Identification de l'épaisseur de l'interphase CF4-2 : 16X16 [1]



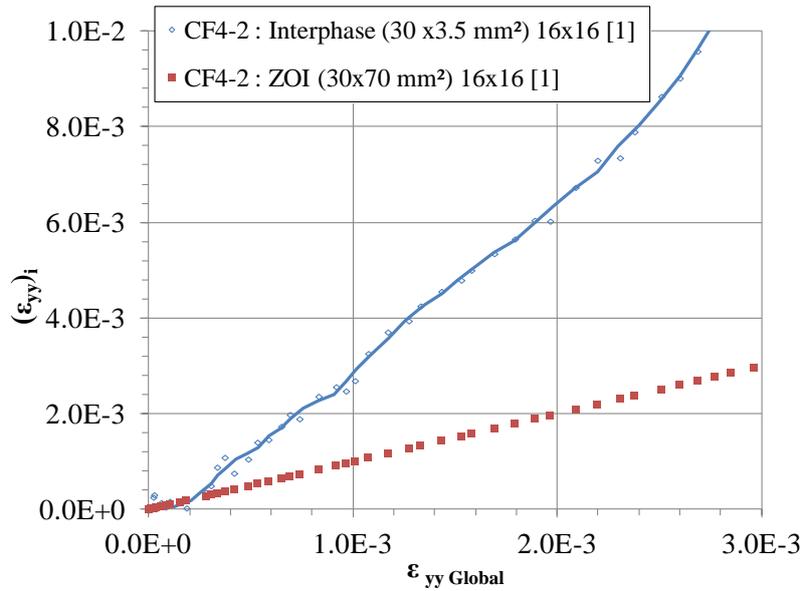
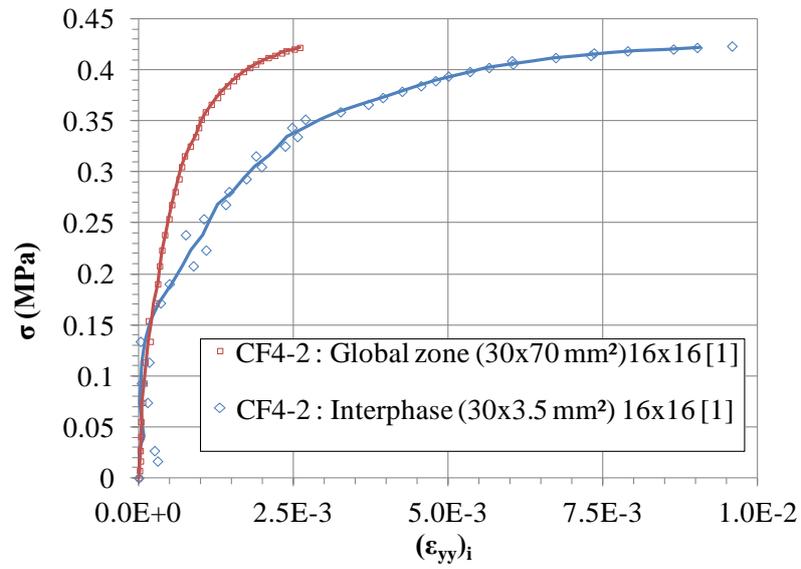


Figure A.2. 15 : Superposition des courbes de comportement globale et locale CF4-2 : 16X16 [1]



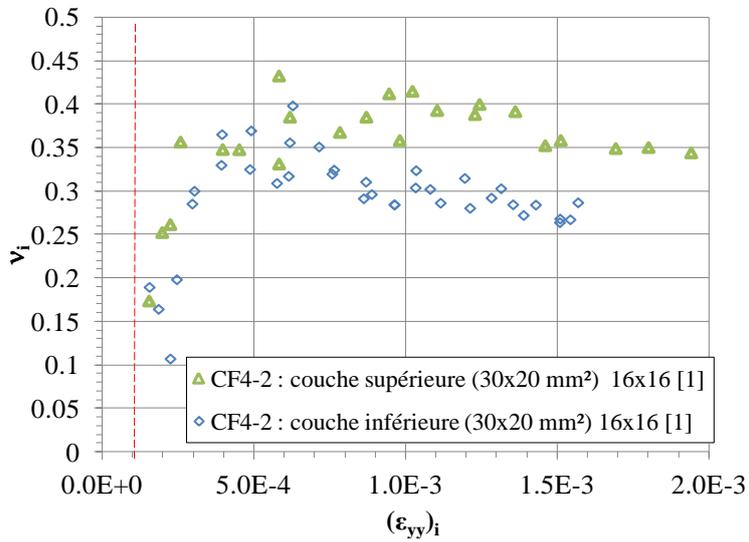
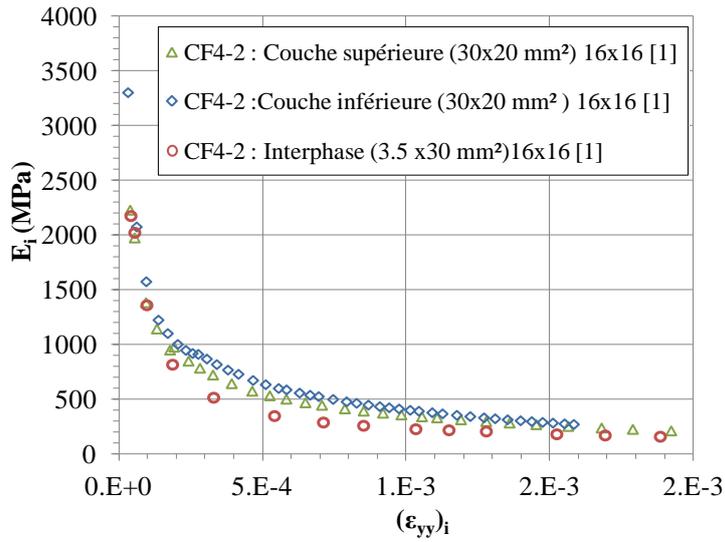
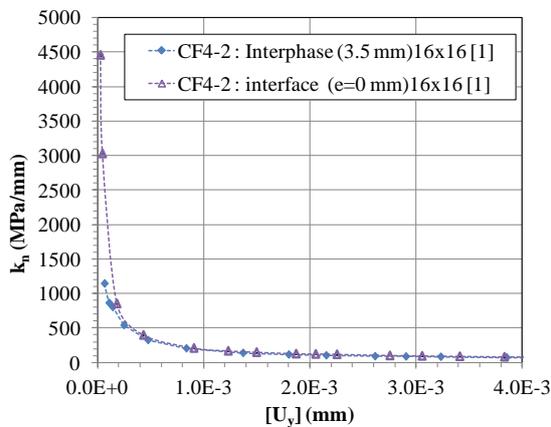
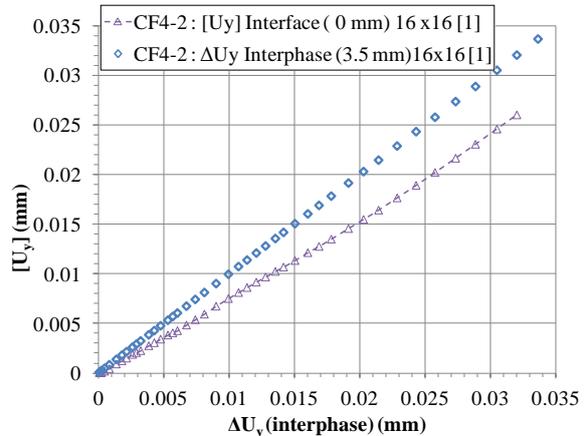


Figure A.2. 16 : Modules d'Young et coefficient de Poisson (ν) CF4-2 : 16X16 [1]



(a)



(b)

Figure A.2. 17 : DTT : CF4-2 (a) Comparaison des rigidités normales des deux méthodes ; (b) Evolution de $[U_y]^{(1)}$ en fonction de $[U_y]^{(2)}$

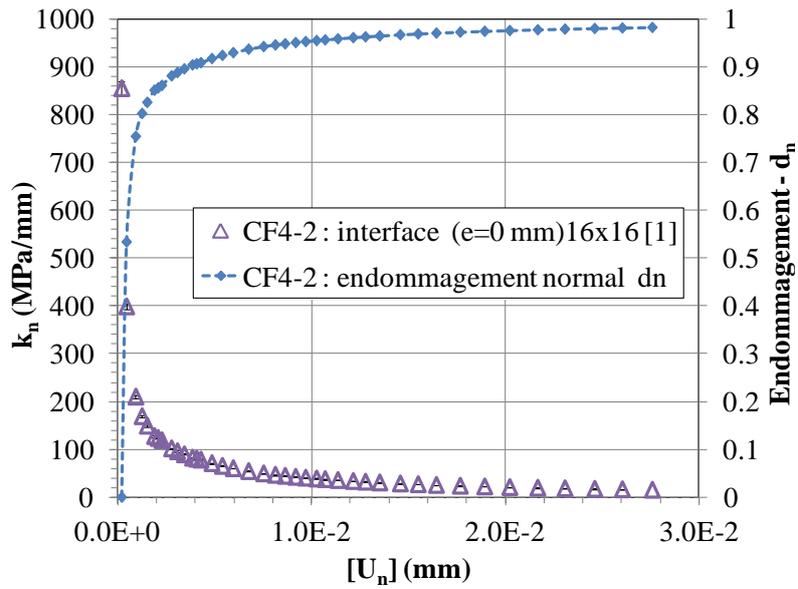


Figure A.2. 18 : Evolution de la rigidité normale k_n et de l'endommagement en fonction de $[U_n]$: CF4-2

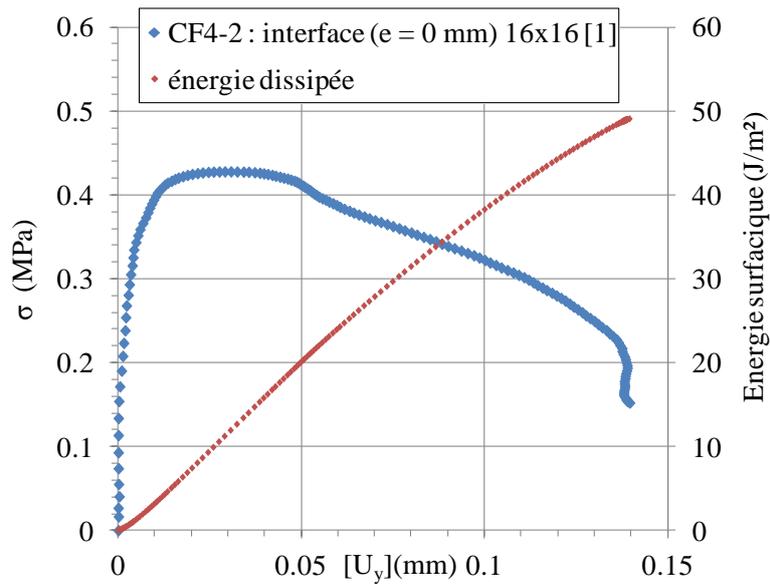


Figure A.1.8 : Loi de traction séparation de l'interface : $\sigma - [U_n]$ et évolution de la densité d'énergie dissipée cumulée: CF4-2



➤ Résultats complémentaires de l'éprouvette CF4-3

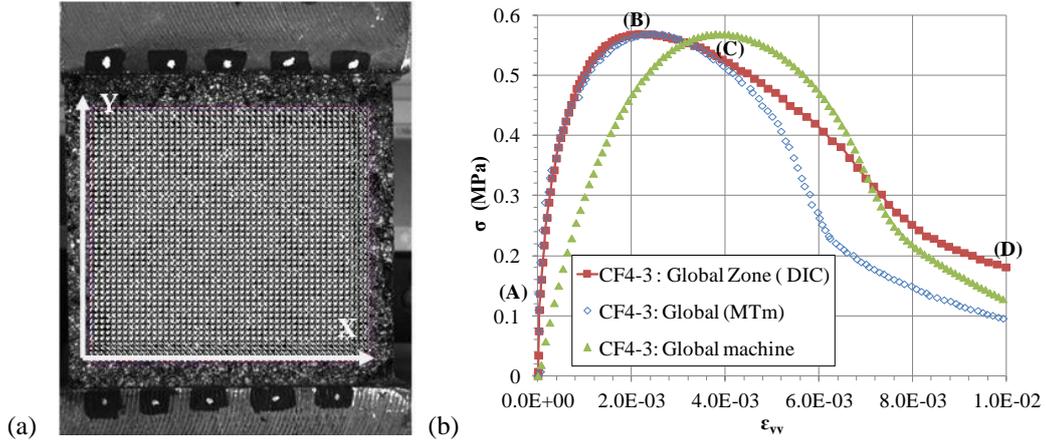
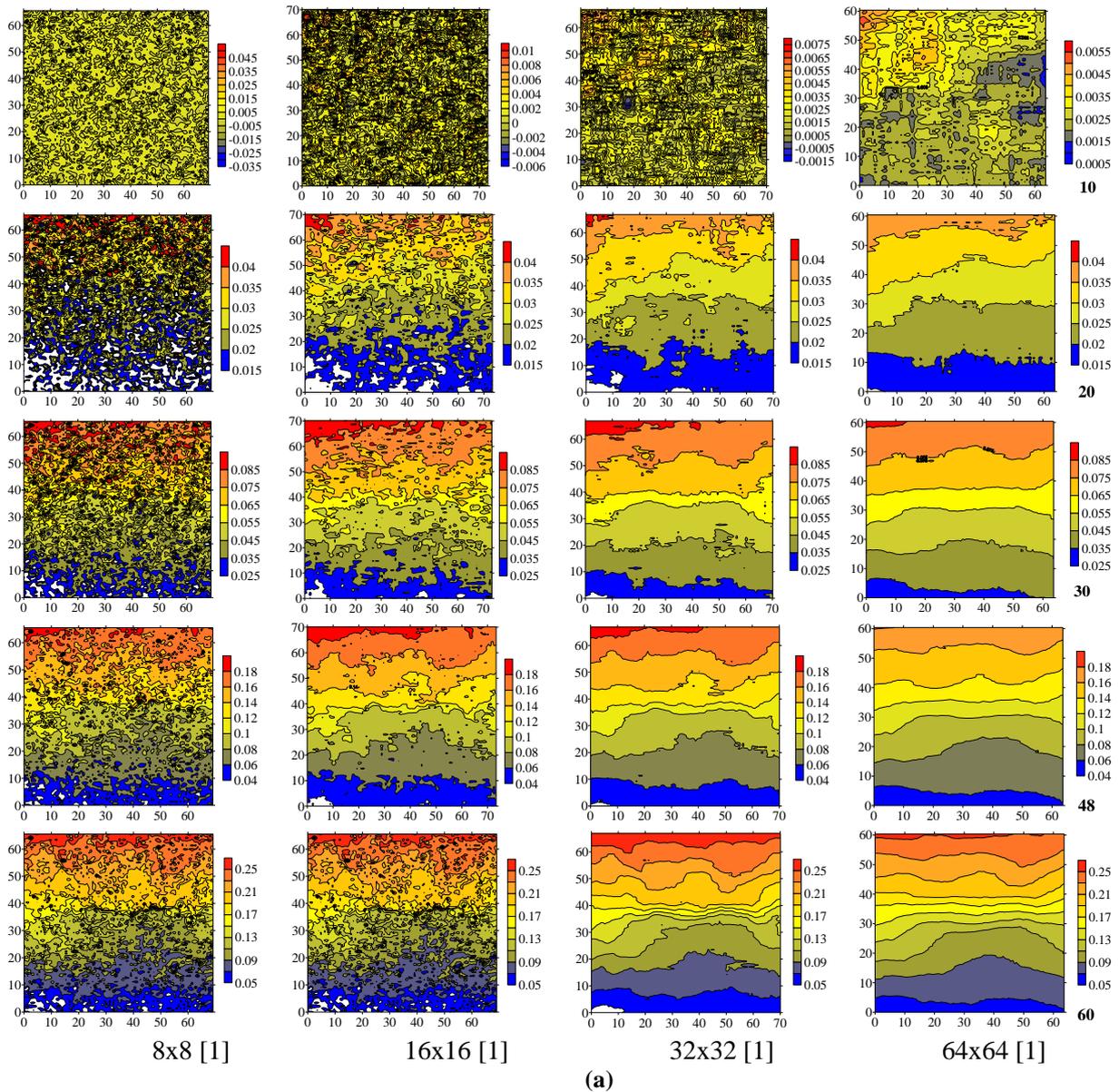


Figure A.2. 19 : Champ global : (a) Zone d'étude (référentiel, marqueurs et grille de corrélation) ; (b) Comportement mécanique global



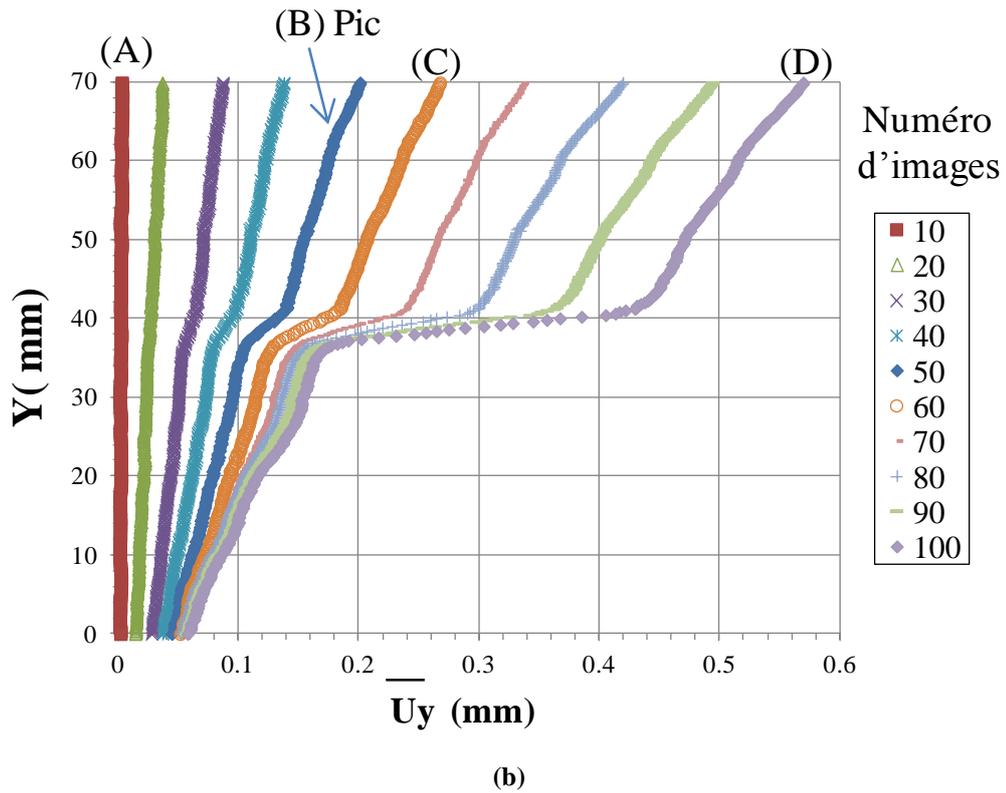


Figure A.2. 20 : CF4-3 (a) : Champs déplacement U_y ; (b) profils de déplacement moyen en fonction de l'ordonnée Y pour les différents images (pic à l'image 48)

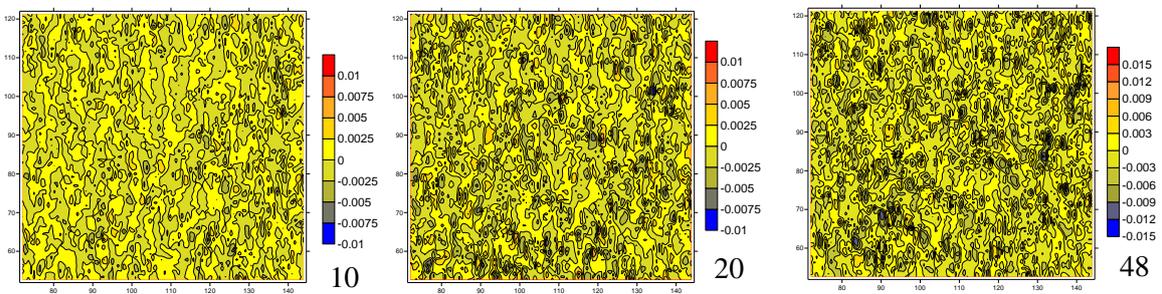


Figure A.2. 21 : CF4-3 : Cartographies de champ de déformation ϵ_{xx} ; $16 \times 16 \text{ pixels}^2 [1]$

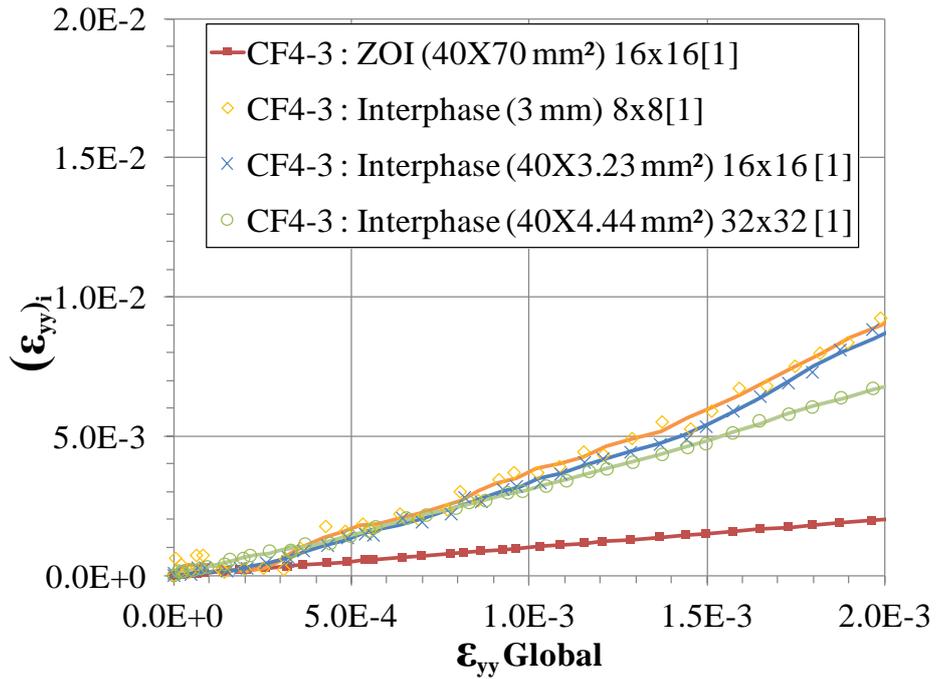


Figure A.2. 22 : Zoom sur la localisation de l'ITZ : Déformation de l'interphase en fonction de la déformation globale du bicouche dans la zone d'étude (ZOI)

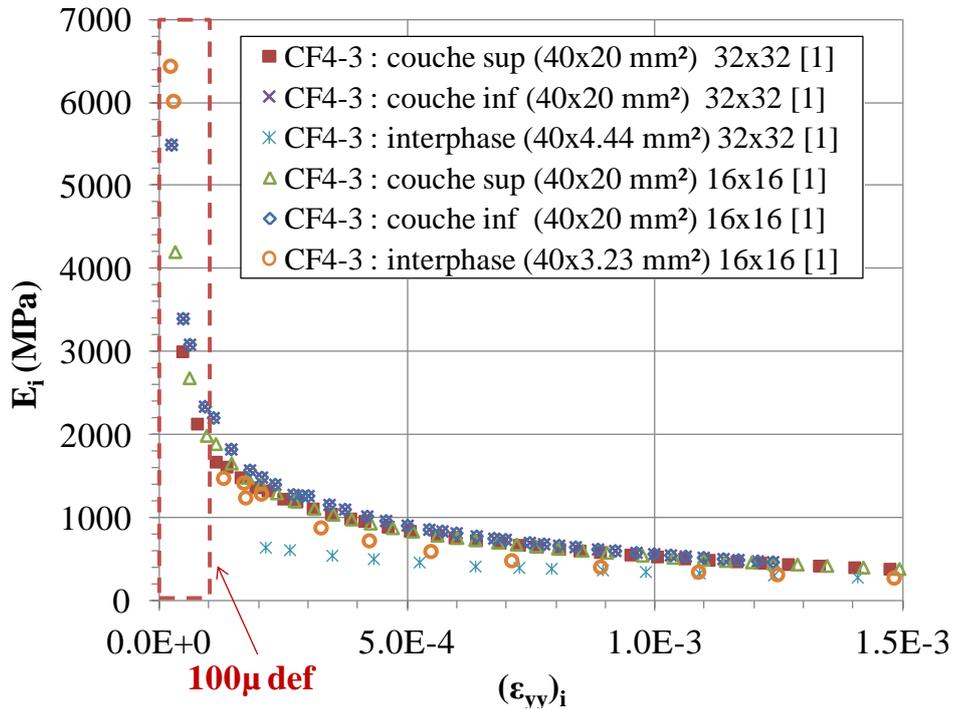
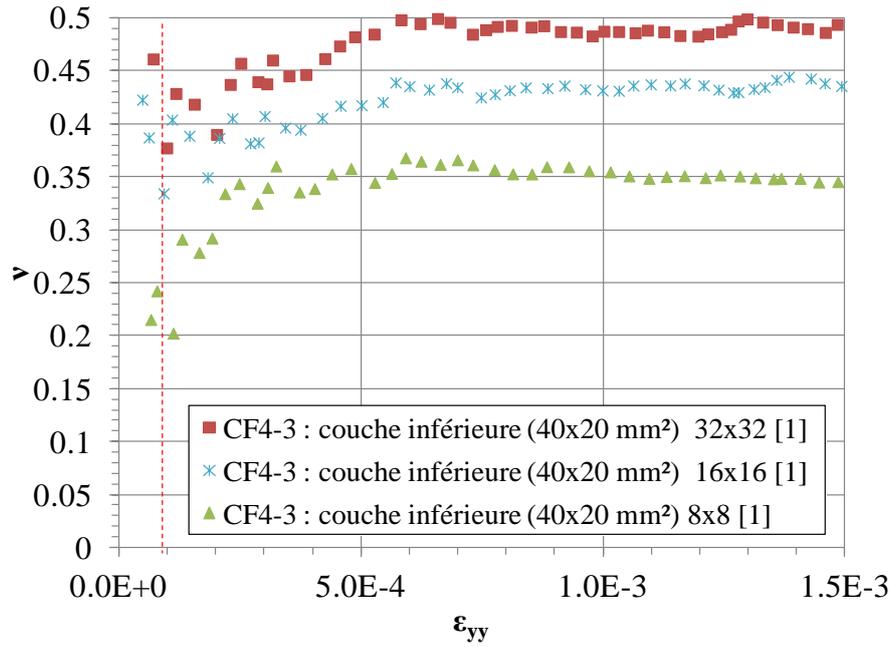
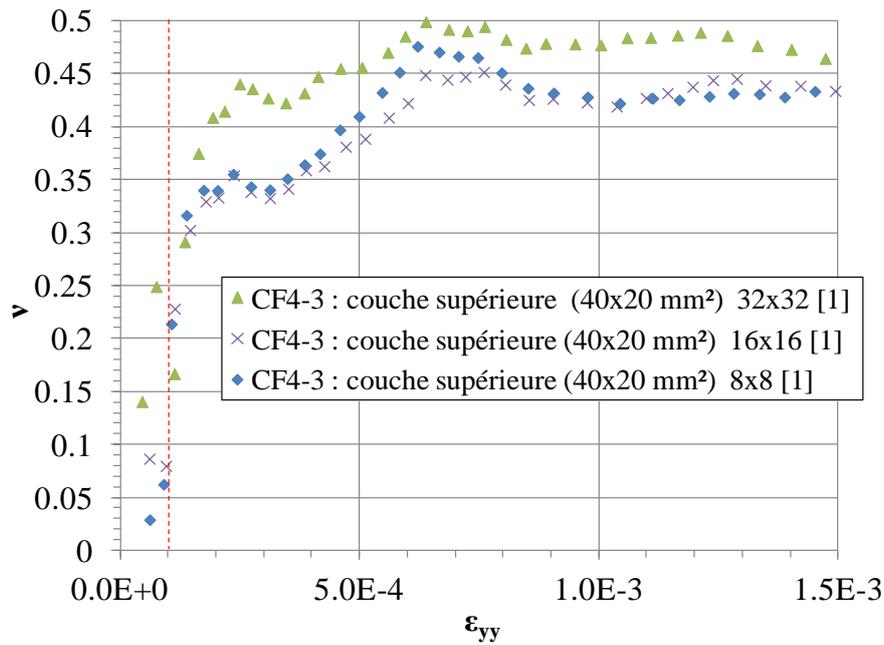


Figure A.2. 23: Module d'Young des différentes zones dans le bicouche pour deux tailles de fenêtres de corrélation de l'éprouvette CF4-3



(a)



(b)

Figure A.2. 24: Coefficient de Poisson pour les différentes tailles de fenêtres de corrélation

Annexe 2.2. Essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST) : mode II

Pour l'essai DNST, il faut s'assurer qu'il n'existe pas de fibres dans les extrémités de l'éprouvette pour éviter de solliciter la grille au lieu de l'interface à cause du collage des casques métalliques sur ces faces. Les deux éprouvettes retenues pour l'analyse d'images sont :

- CF4-CF2 : éprouvette avec interface renforcée avec une grille en fibre de carbone sollicitée dans la direction des fibres de carbones : c.à.d. que la direction des fibres de carbone est parallèle à la direction de cisaillement.
- CF4-GF2 : éprouvette avec interface renforcée avec une grille en fibre de carbone sollicitée dans la direction des fibres de verre : dans ce cas les fibres de verre sont parallèles à la direction de cisaillement.



➤ Analyse globale par suivis de marqueurs

Eprouvette

CF4-CF2

Grandissement: 0.217 mm/pixels
 Zone de corrélation : 30 mm x 67 mm
 Espacement entre entaille : 54.13 mm
 L x E x H : 90.84 x 90.09 x 184.8 mm

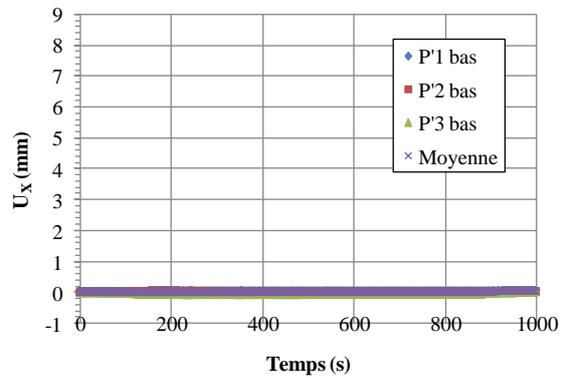
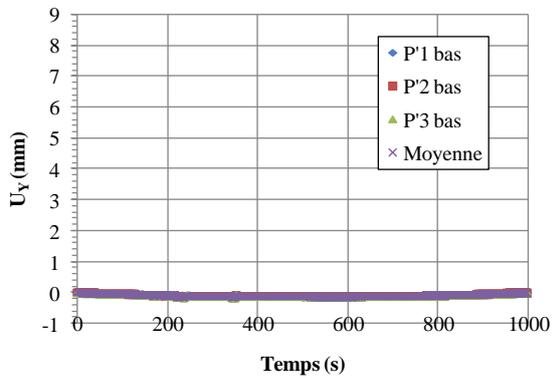
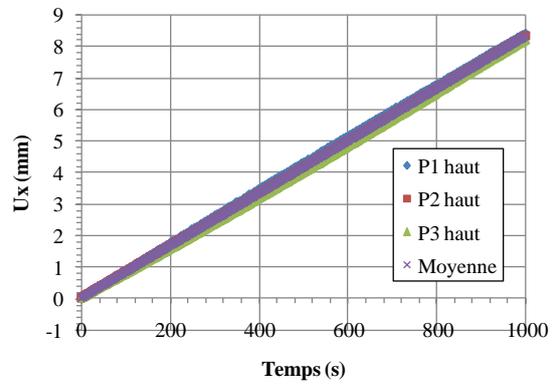
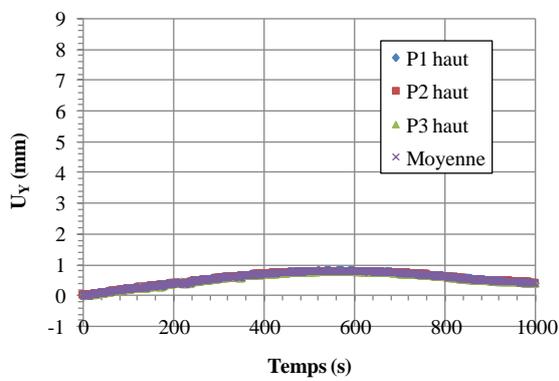
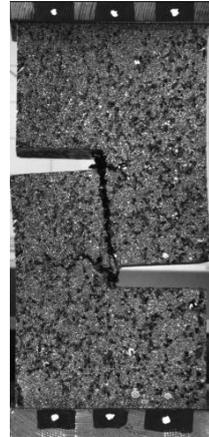


Figure A.2. 25 : Suivis de marqueurs, DNST CF4-GF2



Eprouvette

Grandissement: 0.217 mm/pixels
Zone de corrélation : 32 mm x 79 mm
Espacement entre entaille : 56.89 mm
L x E x H : 91.43x 91.49 x 186.41 mm

CF4-CF2

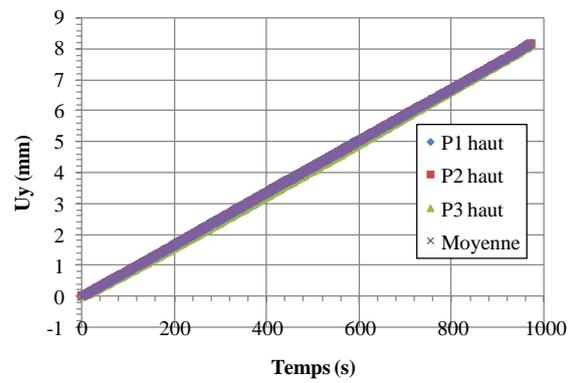
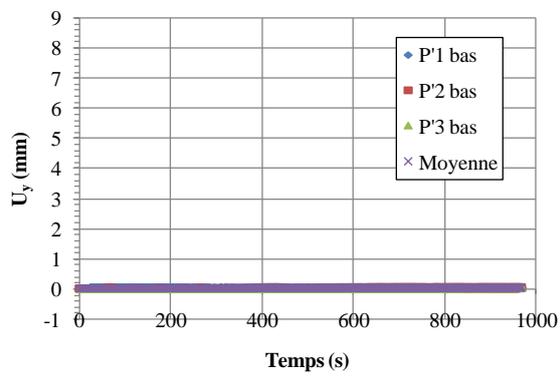
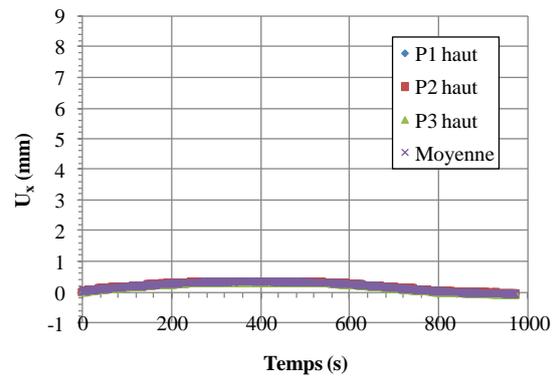
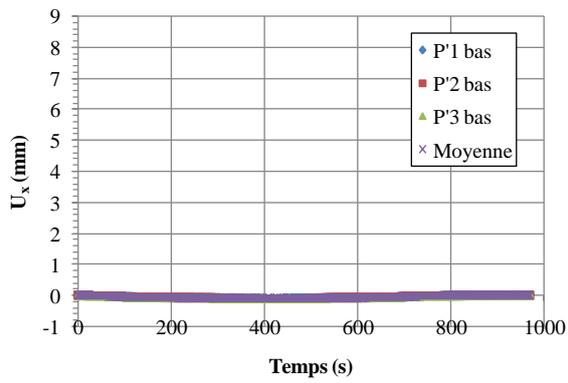
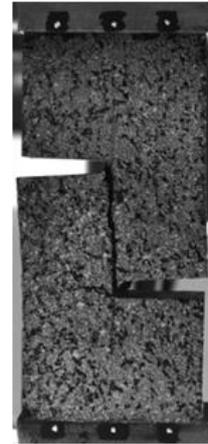


Figure A.2. 26 : Suivis de marqueurs, DNST CF4-CF2

➤ Analyse de champs de déformation

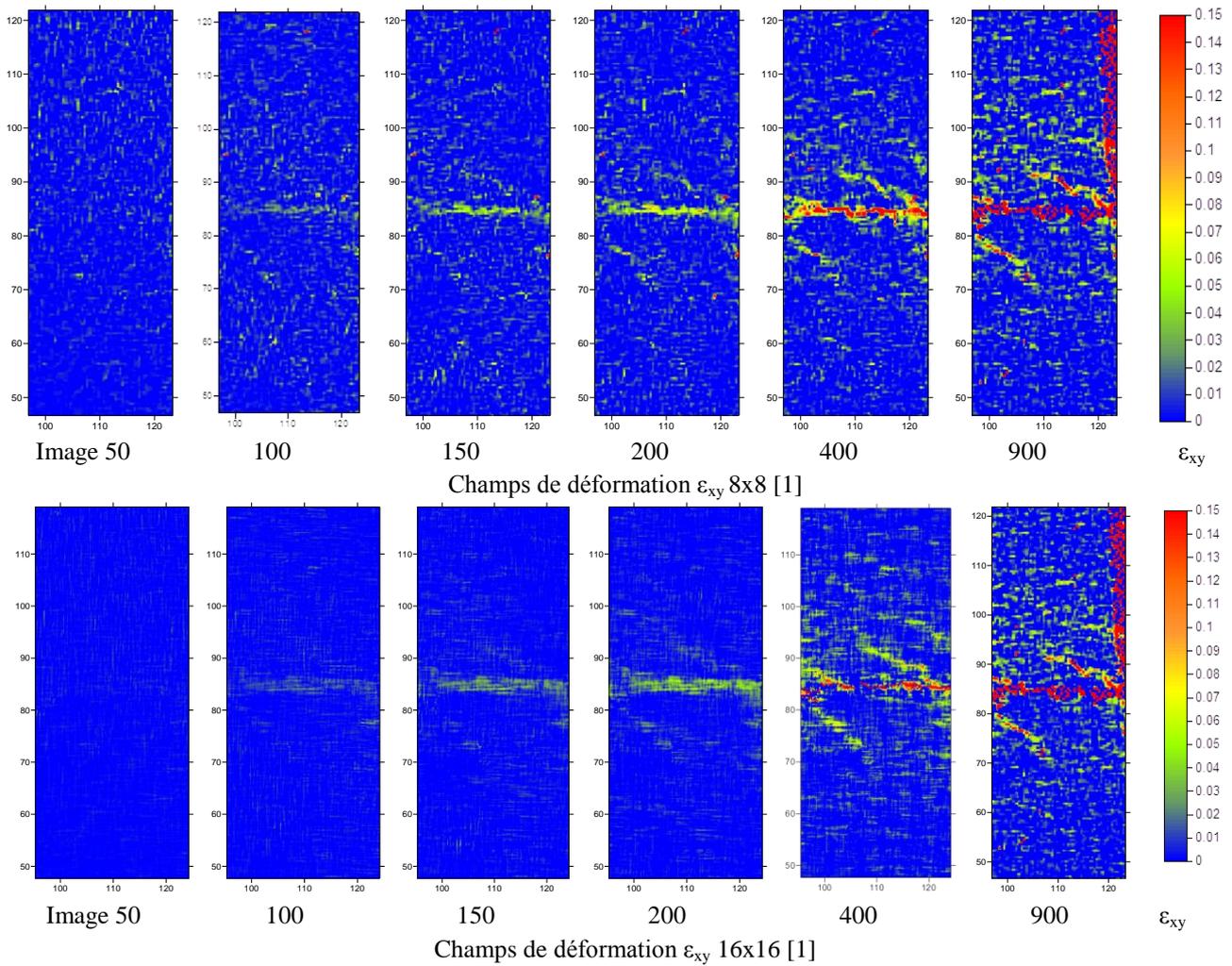


Figure A.2. 27 : Cartographies du champ de déformation ϵ_{xy} de l'éprouvette CF4-CF2, pic à l'image 196

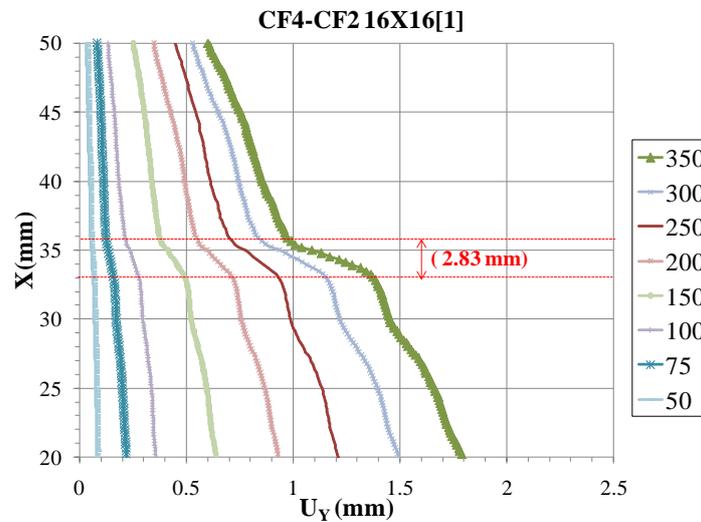


Figure A.2. 28 : Localisation de l'interphase CF4-CF2 16x16[1] pic à l'image 196

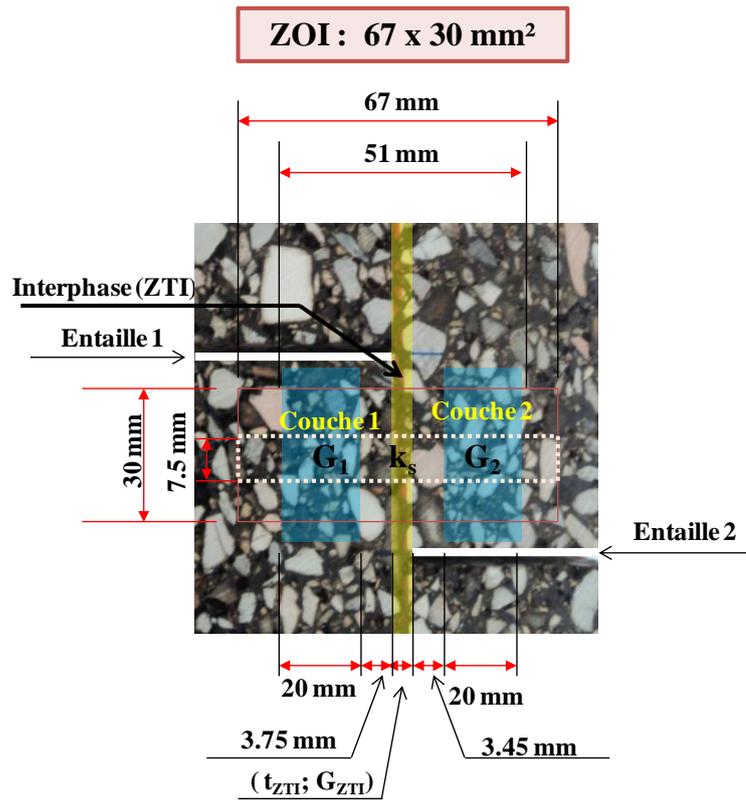


Figure A.2. 29 : Représentation des trois zones identifiées : essai DNST (CF4-GF2)

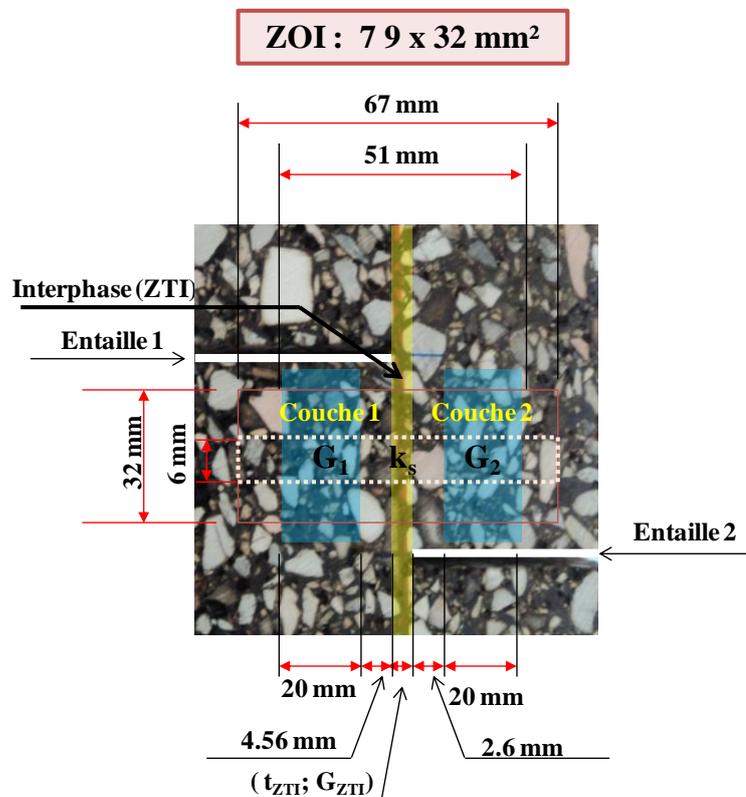
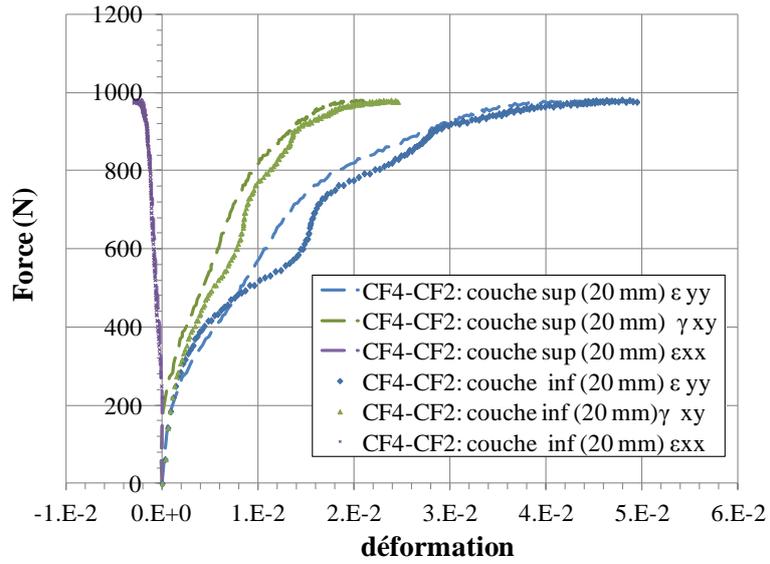
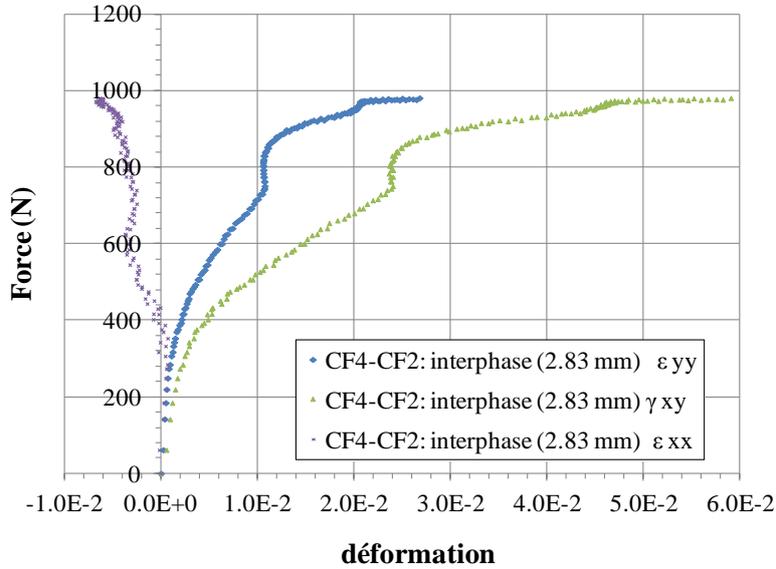


Figure A.2. 30 : Représentation des trois zones identifiées : essai DNST (CF4-CF2)

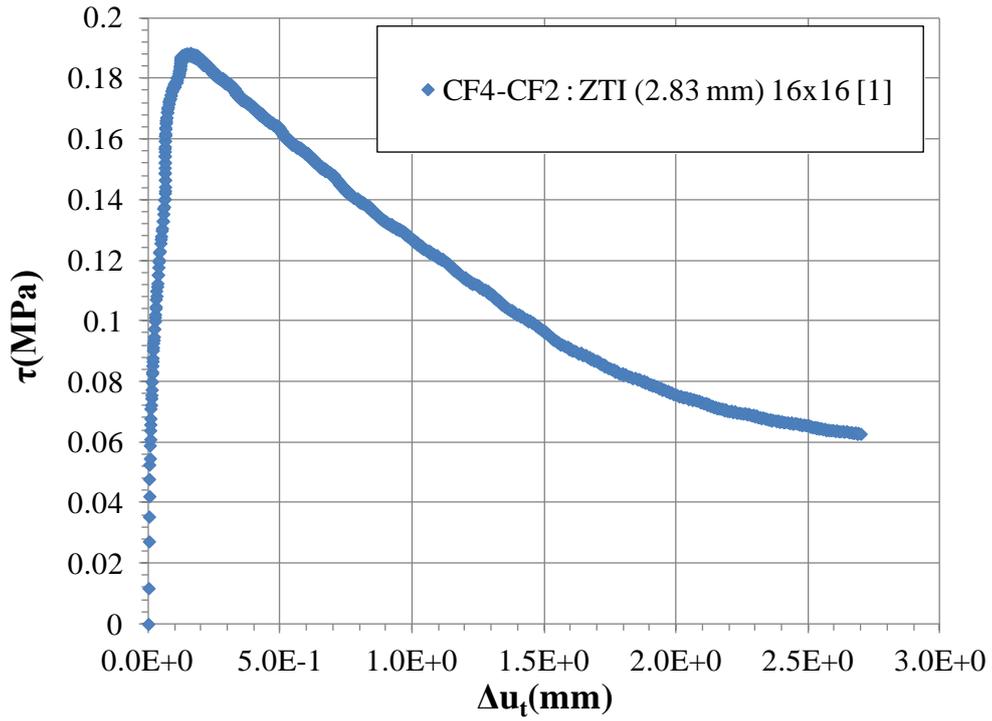


(a)

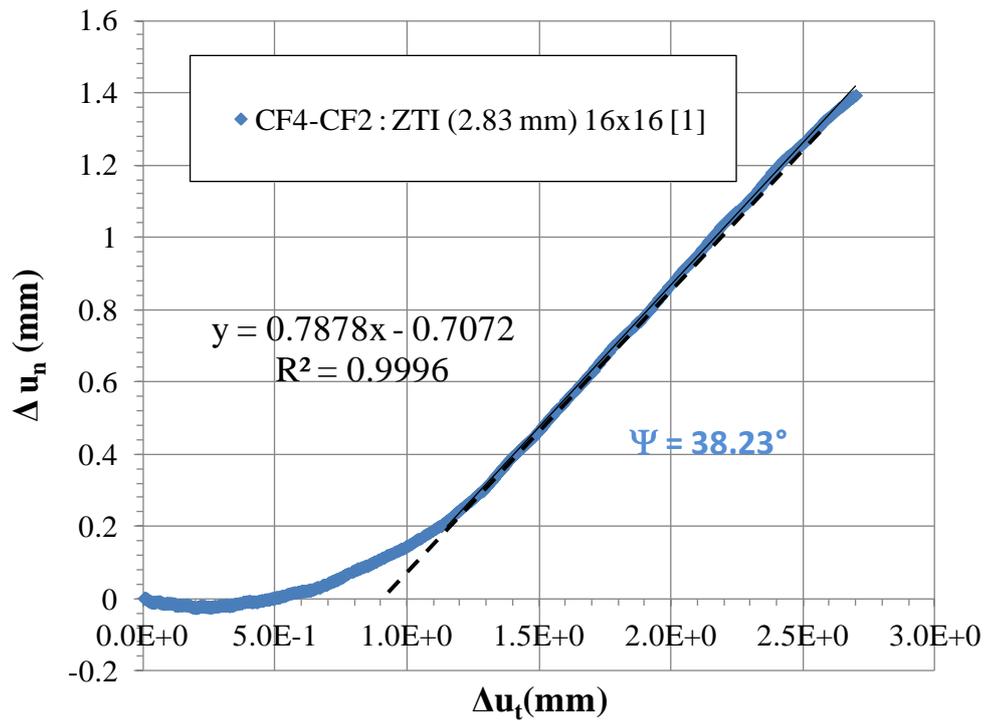


(b)

Figure A.2. 31 : Champs de déformation (CF4-CF2) : (a) dans des zones des couches supérieure et inférieure ; (b) dans la zone transitoire intermédiaire (ZTI) localisée au voisinage de l'interface



(a)



(b)

Figure A.2. 32 : CF4-CF2 (a) Loi de comportement de l'interphase en cisaillement ; (b) courbe de dilatance



➤ Comportement mécanique de l'interface en mode II

Des expressions simplifiées et pratiques des raideurs de l'interface peuvent être obtenues à travers une approche d'homogénéisation simplifiée du comportement mécanique d'un bicouche bitumineux séparée par une interface d'épaisseur considérée nulle.

Les déformations γ_1, γ_2 et γ_{ZPI} ainsi que les modules G_1, G_2 et G_{ZPI} correspondantes respectivement aux couches 1, 2 et l'interphase localisée, sont identifiées expérimentalement à partir des résultats de corrélation d'images DIC dans les différentes zones (cf. figure A. 2.30)

Il est à noter qu'on suppose que les modules de cisaillement des matériaux entourant l'interface qui forment l'interphase, sont égaux à ceux des couches supérieure et inférieure avec une hauteur de 20 mm supérieur à la taille de grains maximale (12.5 mm) de part et d'autre de l'interphase localisée.

Hypothèse : Les contraintes en cisaillement dans les différentes couches (supérieure et inférieure) ainsi dans l'interphase localisée sont supposées égales, du fait que des contraintes τ imposées sur l'ensemble puisque les zones sont proches de l'interphase.

Les modules de cisaillement des deux couches et de l'interphase s'expriment donc suivant :

$$G_1 = \frac{\tau}{\gamma_1}, G_2 = \frac{\tau}{\gamma_2}, G_{ZPI} = \frac{\tau}{\gamma_{ZPI}}$$

Ces paramètres sont injectés ensuite dans le model d'interphase constituée par les deux couches bitumineuses et de l'interface (cf. Figure II.46 du chapitre II) :

$$(\Delta u_t)_{ZPI} = [U_t] + (\Delta u_t)_1 + (\Delta u_t)_2$$

Le saut de déplacement tangentiel de cette interface sans épaisseur est :

$$[U_t] = \frac{\tau}{k_s}$$

Les distorsions induites dans les couches bitumineuses et l'interphase localisée sont déduites des angles de cisaillement déterminés par les expressions suivantes :

$$\gamma_1 = \frac{\Delta u_{t_1}}{t_1}, \gamma_2 = \frac{\Delta u_{t_2}}{t_2}, \gamma_{ZPI} = \frac{\Delta u_{t_{ZPI}}}{t_{ZPI}}$$

La déformation totale en cisaillement de l'interphase:

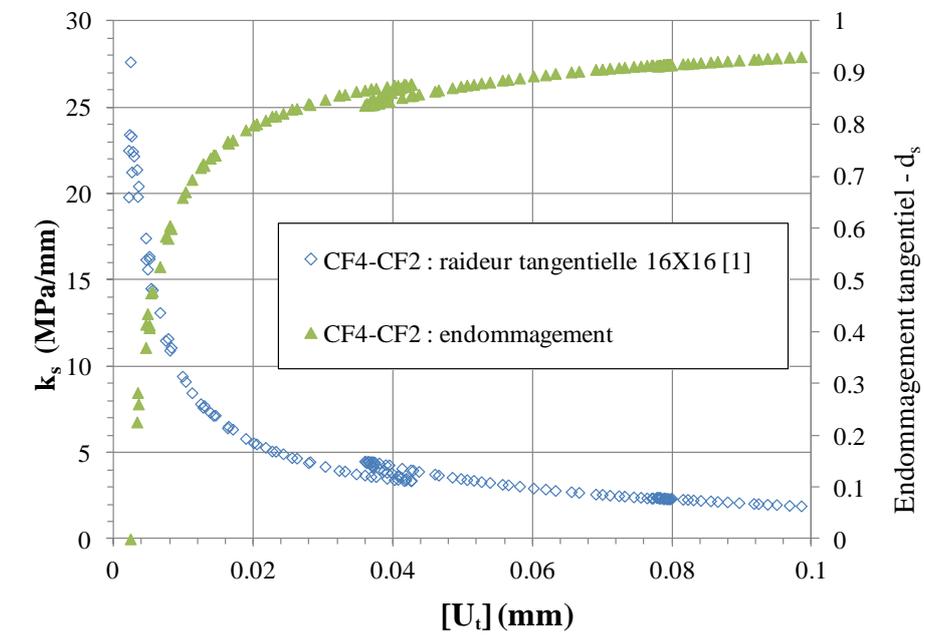
$$\gamma_{ZPI} = \frac{[U_t] + t_1 \gamma_1 + t_2 \gamma_2}{t_{ZPI}} \text{ avec } t_{ZPI} = t_1 + t_2 \text{ et } t_1 = t_2$$

Finalement, nous obtenons :

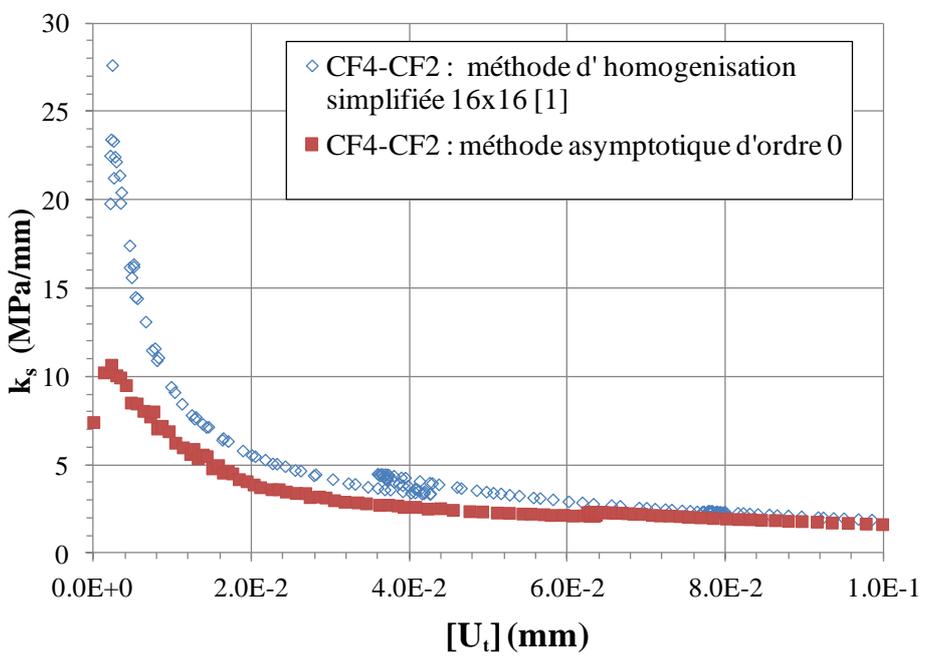
$$\frac{1}{k_s} = \left[\frac{1}{G_{ZPI}} - \frac{1}{2} \left(\frac{1}{G_1} + \frac{1}{G_2} \right) \right] t_{ZPI} \quad ; \quad [U_t] = (\Delta u_t)_{ZPI} - (\Delta u_{t_2} + \Delta u_{t_1})$$

Et enfin :

$$k_s^{(2)} = \frac{G_{ZII} G_1 G_2}{t_{ZII} \left(G_1 G_2 - \frac{1}{2} (G_1 G_{ZII} + G_2 G_{ZII}) \right)} ; [U_i]^{(2)} = \gamma_{ZII} t_{ZII} - (\gamma_1 t_1 + \gamma_2 t_2) ; d_s = 1 - \frac{k_s}{k_s^0}$$



(a)



(b)

Figure A.2. 33: (a) Evolution de la rigidité tangentielle de l'interface et de l'endommagement en fonction de déplacement relatif à l'interface ; (b) Comparaison des deux approches



Table des illustrations

Figure I. 1 : Représentation multi-échelle de l'interface/ interphase (Espeche and León, 2011)	5
Figure I.2: Représentation muti-échelle de l'interface imparfaite (Li and Kim, 2009)	5
Figure I. 3 : Schéma des concepts d'adhésion et d'adhérence (Roy, 2008)	6
Figure I.4 : Principaux mécanismes d'adhésion mis en jeu lors du processus de collage (Schindel-Bidinelli, 1992).....	7
Figure I. 5 : Représentation schématique du mouillage	8
Figure I.6 : Effet de la rugosité et du mouillage sur l'ancrage mécanique (Monternot et al., 1978)	8
Figure I. 7 : Représentation schématique du modèle électrostatique: modèle condensateur plan.....	9
Figure I. 8 : Energie d'adhérence.....	11
Figure I. 9 : Différents modes de rupture	11
Figure I. 10 : Schéma des principaux types de ruptures (Light and Hegeon, 1989)	12
Figure I. 11 : Coordonnées polaires d'une pointe de fissure	17
Figure I. 12 : Intégrale de Rice (Budiansky and Rice, 1973)	18
Figure I. 13 : Contour d'intégration traversant deux matériaux (Bouchard, 2000).....	19
Figure I. 14 : Plasticité en point de fissure (Wen, 2012).....	21
Figure I. 15 : Principe du modèle de zone cohésive.....	22
Figure I. 16 : Fissure cohésive (Contrainte cohésive R et ouverture critique δ_c).	24
Figure I. 17 : Géométrie du problème P_ϵ (Khaoua et al., 1996).....	29
Figure I. 18 : Problème de redimensionnement: (a) système initial, (b) système rééchelonné (c) système limite (Fouchal et al., 2014).....	32
Figure I. 19 : Structure de chaussée (LCPC-SETRA, 1994) , d'après (Pouteau, 2004).....	34
Figure I. 20 : Dégradations relatives à des défauts de collage (Asphalt Technology News, 2015)	34
Figure I. 21 : Comparaison des valeurs de déformation horizontale dans les cas d'interface (a) collée ; (b) décollée (Asphalt Technology News, 2015).....	35
Figure I. 22 : Processus de dégradation d'une structure de chaussée	36
Figure I. 23 : Chemin de propagation de fissures a) horizontale de liaison b) verticale à travers l'interface	36
Figure I. 24: Principales dégradations associées aux défauts de collage.....	37
Figure I. 25 : Représentation multi-échelle de la Zone de Transition Interfaciale (ZTI)	38
Figure I. 26 : Mécanismes d'adhésion et d'adhérence mécanique	38
Figure I. 27 : Illustration schématique des principaux facteurs de l'adhésion bitume-granulat (Jolicoeur and Otis, 2006)	40
Figure I. 28 : Angle de contact et énergie de surface d'adhésion (Kucharek, 2012).....	42

Figure I. 29 : Tests de mesure de l'adhésion (a) Essai d'arrachement (b) Essai de traction direct	43
Figure I. 30 : (a) Echelle microscopique : Interface granulat/bitume/ granulat, (b) Les différentes phases d'un essai de rupture locale (Nguyen, 2008)	43
Figure I. 31 : Mise en œuvre d'une couche d'accrochage (Destrée A. and Brichant P.-P, 2012)	44
Figure I. 32 (a) Arrachement de la couche de collage (b) Exemple de solution: application du lait de chaux (Laboratoire des chaussées and MTQ, 2009).....	45
Figure I. 33 : Illustration de la micro-texture et macro-texture	45
Figure I. 34 : Différents type de texture à la surface PCC (Leng et al., 2009)	46
Figure I. 35: Modes de sollicitations de l'interface (Raab and Partl, 2004).	52
Figure I. 36 : Conditions aux limites lors de l'essai de cisaillement (Zofka et al., 2015).....	57
Figure I. 37 : Principes d'essais de cisaillement cycliques	61
Figure I. 38: Essais de flexion pour le décollement des interfaces entre couches de chaussées	61
Figure I. 39 : Dispositif de l'essai retrait-flexion, d'après (Dumas, P. and Vecoven, J., 1993), (Millien et al., 2012).....	62
Figure I. 40 : Modélisation du contact à l'interface	64
Figure I. 41 : Modes de déformation de l'interface (Desai et al., 1984) ; (Bencheikh, 1991)	64
Figure I. 42 : Type d'élément d'interface Isoparamétrique, (Desai et al., 1984)	65
Figure I. 43 : Représentation de l'interface : a) représentation physique b) entité surfacique entre deux couches.....	66
Figure I. 44 : Différents types d'éléments joints d'épaisseur nulle	67
Figure I. 45 : Modèle de joint dilatant.....	68
Figure II. 1 : Coupe transversale de la planche de prélèvement : épaisseur des couches et matériaux bitumineux.....	73
Figure II. 2 : Différentes phases du chantier de fabrication des plaques (Canestrari et al., 2013a)	74
Figure II. 3 : (a) Plan de disposition des plaques sur chaque sous-section; (b) Détail sur les plaques préparées de la sous-section UN, c) Plaques en bicouche (52 x 52 x 10 cm ³)	74
Figure II. 4 : Courbe granulométrique des couches supérieure et inférieure de la planche expérimentale du Projet RILEM.....	75
Figure II. 5 : Principe, géométrie et conditions aux limites de l'essai de traction directe (DTT)	77
Figure II. 6 : Principe, géométrie et conditions aux limites de l'essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST)	79
Figure II. 7 : Eprouvette et schéma de principe de l'essai DST.....	80
Figure II. 8 : Procédure de préparation des éprouvettes de l'essai DST, par (Diakhate, 2007)	80
Figure II. 9 : Dispositif expérimental de l'essai de traction directe	82
Figure II. 10 : Appareillage de l'essai DST : (a) Machine d'essai servohydraulique MTS et dispositif d'essai ; (b) Détails sur l'extensomètre (Diakhate, 2007).....	82

Figure II. 11 : (a) Zone d'étude (référence, marqueurs, grille de corrélation) (b) Principe de la suivi de marqueurs (c) Principe de la corrélation d'images	84
Figure II. 12 : Texture de surface pour la corrélation d'images (Besnard et al., 2010)	85
Figure II. 13 : (a) Fonction d' Heaviside ; (b) Exemple de résultat de X-Correl.....	88
Figure II. 14 : Courbe contrainte σ - déformation ε_{yy} et faciès de rupture correspondant à chaque essai	89
Figure II. 15 : a) Zone d'étude (ZOI) (référentiel, marqueurs et grille de corrélation) b) Champs globaux du bicouche.....	91
Figure II. 16 : Cartographies de déformation ε_{yy} pour différents tailles de fenêtres de corrélation à différentes phases de chargement par les méthodes DIC et H-DIC (Valle et al., 2014)	92
Figure II. 17 : Exemple d'évolution de \bar{U}_y en fonction de Y, 16x16 pixels ² [1]	94
Figure II. 18 : Discrétisation de la ZOI pour le calcul du déplacement moyen.....	94
Figure II. 19 : Zoom sur la localisation de l'Interphase (ZTI) : déplacement (\bar{U}_y) en fonction de la y-position pour les différentes tailles de fenêtres de corrélation.	95
Figure II. 20 : Epaisseurs de localisation de l'interphase en fonction de la taille de fenêtre.....	96
Figure II. 21: (a) Superposition des courbes de comportement globale et locale, (b) Zoom sur le début de l'essai.....	96
Figure II. 22 : Représentation des trois zones identifiées sur le bicouche.....	97
Figure II. 23 : Calcul des déformations en traction : essai DTT	98
Figure II. 24 Incertitude type de mesure en fonction de la taille de fenêtres de corrélation	98
Figure II. 25 : Evolutions des modules sécants des couches supérieure et inférieure et de l'interphase.....	99
Figure II. 26 : Coefficient de Poisson: ε_{xx} en fonction de ε_{yy}	100
Figure II. 27: Plan de sciage et dimensions des éprouvettes prismatiques pour l'essai (DT-PR)	101
Figure II. 28 : Courbe maitresse à $T_R = 20$ °C pour l'essai (DT-PR).....	102
Figure II. 29 : Comparaison des modules sécants à $T = 20$ °C et à 1 s	102
Figure II. 30: Comparaison des modules sécants obtenus par les essais DT-PR et DTT.....	103
Figure II. 31: Modélisation de l'interface	105
Figure II. 32 : (a) Comparaison des rigidités normales des deux méthodes ; (b) Zoom	106
Figure II. 33 : Evolution de $[U_y]^{(1)}$ en fonction de $[U_y]^{(2)}$	107
Figure II.34 : Loi de traction séparation de l'interface : σ - $[U_n]$ et évolution de la densité d'énergie dissipée cumulée.....	108
Figure II. 35: Evolution de la rigidité normale $k_n^{(2)}$ et de l'endommagement en fonction du déplacement relatif à l'interface.....	108
Figure II. 36 : a) Analyse de la vitesse de déformation dans les différentes zones du bicouche, b) Zoom sur la phase 0 et 1 de la vitesse de déformation.....	110

Figure II. 37: Faciès de rupture de l'essai DNST.....	112
Figure II. 38: Courbe de contrainte de cisaillement (τ) en fonction du déplacement tangentiel relatif à l'interphase ΔU_y	112
Figure II. 39 : a) Référentiel choisi et la zone d'étude par corrélation (CIN) ; b) Champs globaux: Courbe force - déplacement tangentiel à l'interface par la méthode de suivi des marqueurs et les données de machine.....	113
Figure II. 40: Cartographies de déformation ε_{xy} à différentes phases de chargement en comparaison avec la méthode H-DIC.....	114
Figure II. 41: Fissurations macroscopiques au voisinage de l'interface.	114
Figure II. 42: a) Déplacement (\bar{U}_y) en fonction de l'abscisse X pour la taille de fenêtre de corrélation 16x16 [1] b) Zoom sur la localisation de l'Interphase (ZTI)	115
Figure II. 43 : Calcul des déformations en cisaillement : essai DNST.....	116
Figure II. 44 : Champs de déformation : (a) dans des zones des couches supérieure et inférieure ; (b) dans la zone transitoire intermédiaire (ZTI) localisée au voisinage de l'interface	117
Figure II. 45: (a) Loi de comportement de l'interphase en cisaillement ; (b) courbe de dilatance	118
Figure II. 46 : (a) Schéma de l'essai de cisaillement double entaillé sur le bicouche bitumineux, (b) schéma de l'approche d'homogénéisation simplifiée de l'interphase (ZTI)	120
Figure II. 47 : (a) Evolution de la rigidité tangentielle k_s de l'interface et de l'endommagement en fonction de déplacement relatif à l'interface ; (b) Comparaison des deux approches	120
Figure II. 48 : Mode de rupture de l'interface: (a) interface UN ; (b) 2x3 maille FV8.....	121
Figure II. 49 : Loi de comportement de l'interface en cisaillement : contrainte de cisaillement τ en fonction du saut de déplacement $[U]$	123
Figure II. 50: a) Evolution de la raideur tangentielle k_s en fonction du déplacement relatif de l'interface b) Evolution de l'endommagement d_s en fonction du temps	124
Figure II. 51 : Préparation des plaques pour le test de rugosité.....	125
Figure II. 52: Principe de mesure de la Profondeur Moyenne de la Texture (PMT).....	126
Figure II. 53: Dispositif expérimental de l'essai de projection de franges	127
Figure II. 54 : Champ discret de phase continue et relief de la surface d'étude (Léandry et al., 2015)	127
Figure II. 55 : Cartographie 3D fournies par le logiciel Mountains Map®.....	133
Figure II. 56 : Comparaison des résultats de localisation en mode I et II avec la macrotecture de surface	134
Figure II. 57 : Paramètres spatiaux : spectre polaire et directions privilégiées de la texture de la plaque UN5	135
Figure II. 58 : Courbe d'Abbott de la plaque UN5	135
Figure II. 59: Exemple de profil Px extrait de la plaque UN5.....	136
Figure II. 60 : Exemple de résultat de courbe d'Abbott du profil Px2 de la plaque UN5.....	137

Figure II. 61 : Méthode de calcul de Profondeur Moyenne de Profil (PMP) (ISO 13473-1).....	138
Figure II. 62 : Corrélation entre la méthode profilométrique de projection de Franges et volumétrique (PMT).....	139
Figure II. 63 : Profils de surface des plaques UN4, UN5 et UN13	139
Figure II. 64 : Comparaison entre les paramètres de la texture en (3D) et les résultats de la (PMT) de la méthode volumétrique.....	140
Figure II. 65 : Modélisation 2D de la rugosité réelle (RR) par des profils de rugosité périodiques....	141
Figure II. 66: Algorithme de la démarche de l'étude expérimentale	142
Figure III. 1 : Courbe de contrainte vs. déplacement pour le mode I (Gornet and Ijaz, 2011).....	147
Figure III. 2 : Description des paramètres physiques liés à l'amorçage et à la propagation (Vandellos, 2009).....	149
Figure III. 3 : Contact entre deux couches : maillage à l'interface (Pandraud, 2004)	150
Figure III. 4 : Maillage maître-esclave	151
Figure III. 5: Schéma de l'algorithme d'intégration sous Cast3M du modèle d'endommagement quasi-statique	152
Figure III. 6 : Schéma de l'algorithme d'intégration avec effet de retard sous Cast3M du modèle d'endommagement	153
Figure III. 7: Maillage et conditions aux limites de l'essai de Traction Directe (DTT) : (a) interface lisse (IL) ; (b) interface avec rugosité réelle (IRR)	156
Figure III. 8 : Profil de rugosité réelle (identifiée par la méthode de projection de franges)	156
Figure III. 9 : Maillage grossier des deux modélisations : (a) macro (IL) et(b) méso (IRR) pour l'essai DTT	157
Figure III. 10 : Répartition des valeurs de contraintes à l'échelle globale (\bar{x}, \bar{y}) , de la contrainte normale (σ_n) SMN et la contrainte tangentielle de cisaillement SMSN (τ) avec le repère local (\vec{n}, \vec{t}) à $t = 6.7$ s	157
Figure III. 11 : Champs de contraintes de Von Mises des deux modélisations : a) macro (lisse) et b) méso (rugo) dans le bicouche	158
Figure III. 12 : Loi de comportement en mode I	158
Figure III. 13: Effet de pas de temps pour deux temps caractéristiques : (a) Taux d'endommagement $k = 1s^{-1}$; (b) Taux d'endommagement $k = 10 s^{-1}$	160
Figure III. 14 : Effet du module E des deux couches bitumineuses	160
Figure III. 15 : Effet du coefficient de Poisson (ν) des deux couches bitumineuses.....	161
Figure III. 16 : Influence du paramètre n sur la loi de comportement en mode I $\tau_c = 0.1$ s	162
Figure III. 17 : Influence du temps caractéristique τ_c de l'endommagement sur la loi de comportement	163
Figure III. 18 : Influence du paramètre Y_c avec $\gamma=0.1$; $k_n = 500$ et $k_s = 100$ MPa/mm	164

Figure III. 19 : Influence du paramètre γ avec $Y_c = 30 \text{ J/m}^2$	164
Figure III. 20: Influence de rigidité normale k_n sur la loi du comportement de l'interface en mode I	165
Figure III. 21 : Influence de la rigidité tangentielle k_s sur la loi du comportement de l'interface en mode I.....	166
Figure III. 22: Evolution de la résistance maximale (F_{max}) à la rupture en traction en fonction de l'évolution de : (a) la rigidité normale ; (b) la rigidité tangentielle	167
Figure III. 23 : Evolution du taux de restitution d'énergie critique G_c (avec $Y_c = 30 \text{ J/m}^2$) en fonction de l'évolution de : a) la rigidité normale ; b) la rigidité tangentielle.....	168
Figure III. 24 : Evolution de l'endommagement au niveau de l'interface avec $\eta_n = 0.25$ et $\eta_s = 0.05$: (a) à $t=1 \text{ s}$ (b) au pic à $t=6.7 \text{ s}$	168
Figure III. 25 : Essai double cisaillement (DST) : (a) macro modélisation; (b) méso modélisation...	169
Figure III. 26 : Maillages des deux modélisations: (a) macro (IL) et (b) méso (IRR)	170
Figure III. 27 : Comparaison des modélisations à deux échelles: Répartition des contraintes de cisaillement σ_{xy} , normale σ_{xx} à l'échelle globale (\vec{x}, \vec{y}) ; de contraintes normale SMN (σ_n) et tangentielle SMSN (τ) avec le repère local (\vec{n}, \vec{t}) à $t=22.5\text{s}$	170
Figure III. 28 : Champs de contraintes de Von Mises des deux modélisations : (a) macro et (b) méso	171
Figure III. 29 : Les déformées de DST: (a) macro (lisse) et (b) méso (rugo).....	171
Figure III. 30 : Courbe de dilatance point OM : saut de déplacement normal $[U_n]$ vs $[U_t]$	172
Figure III. 31 : Loi de comportement de l'interface à l'échelle globale : Force résultante F_t vs. Saut de déplacement tangentiel aux casques $[U_t]$	172
Figure III. 32 : Loi de comportement de l'interface à l'échelle locale : Contrainte moyenne τ vs. Saut de déplacement tangentiel moyen $[U_t]$	173
Figure III. 33 : Effet du module E des deux couches bitumineuses	174
Figure III. 34 : Influence du paramètre n sur la loi du comportement en mode II	174
Figure III. 35 : Influence du temps caractéristique τ_c sur : (a) loi de comportement en mode II ; (b) Endommagement d_s vs. taux de restitution d'énergie équivalent Y	175
Figure III. 36 : Effet d' Y_c en mode II avec $\gamma=0.1$	176
Figure III. 37 : Effet du paramètre de couplage avec $Y_c = 30 \text{ J/m}^2$	177
Figure III. 38 : Influence de la rigidité normale élastique initiale k_n	178
Figure III. 39 : Influence de la rigidité normale k_n sur la loi du comportement de l'interface en cisaillement.....	179
Figure III. 40 : Effet des rigidités sur la force maximale en cisaillement directe : a) rigidité normale ; b) rigidité tangentielle	180
Figure III. 41 : (a) Joint à rugosité régulière ; (b) Enveloppe linéaire pour les interfaces. Critère de rupture de Mohr-Coulomb ; (c) Enveloppe bilinéaire pour les joints tenant compte des aspérités (Goodman et al., 1968).....	180

Figure III. 42 : Enveloppe de Griffith-Coulomb	181
Figure III. 43 : Effet des rigidités (k_n et k_s) sur le taux de restitution d'énergie en cisaillement.....	181
Figure III. 44 : Evolution de l'endommagement pour l'essai DST (en mode II) au niveau de l'interface avec $\eta_n = 0.25$ et $\eta_s = 0.05$: (a) à $t=1$ s (b) au pic à $t = 22.5$ s.....	182
Figure III. 45 : Présentation du repère global (\vec{x}, \vec{y}) et local (\vec{n}, \vec{t}) pour une aspérité d'angle α	184
Figure III. 46: Effet de la raideur normale et tangentielle sur la raideur élastique équivalente de la loi de comportement de l'interface IL et IRR en mode I et II	185
Figure III. 47: Raideurs élastiques couplées en fonction de la raideur normale et tangentielle : (a) DTT ; (b) DST.....	186
Figure III. 48 : Evolution de l'endommagement en fonction du temps – $d_n = f(t)$	190
Figure III. 49 : Superposition des lois de comportement de l'interface à $T \approx 20$ °C (méthode de calage 1).....	192
Figure III. 50 : Comparaison entre les résultats expérimentaux avec : (a) effort normal global en fonction de déplacement normal relatif à l'interface ; (b) évolution d'endommagement en fonction du taux de restitution de l'énergie équivalent (méthode de calage 2)	193
Figure III. 51 : Résultats expérimentaux et méso modélisation avec $Y_c = 30$ J/m ² et $\tau_c = 0.1$ s	194
Figure III. 52 : Résultats expérimentaux et méso modélisation : UN (méthode de calage 1)	195
Figure III. 53 : Résultats expérimentaux et méso modélisation : CF (méthode de calage 1)	196
Figure III. 54 : Profil de rugosité réelle et différentes formes périodiques ($\lambda=5.45$ et $R_c=1.35$ mm). 199	
Figure III. 55 : Effet du maillage sur la loi de comportement en cisaillement avec différents maillages de l'éprouvette DST symétrique avec rugosité périodique : trapézoïdale-triangulaire PR-3	200
Figure III. 56: Effet de la largeur moyenne λ pour : (a) le cas IRP-1 : triangulaire ; (b) pour le cas IRP-2 : trapézoïdale ; (c) pour le cas IRP-3 : triangulaire (creux)-trapézoïdale (pic) avec $R = 1.35$ mm ...	201
Figure III. 57 : Effet de la hauteur d'aspérité (R) pour le cas le cas IRP-3 avec $\lambda = 5$ mm	202
Figure III. 58: Comparaison entre les résultats du MZC et le calcul analytique	203
Figure III. 59 : Comparaison de l'évolution de Y_c / G_{IIc} pour les différentes formes de rugosité périodique.....	203
Figure III. 60 : Comparaison des rugosités périodiques avec la rugosité réelle	204
Figure III. 61 : Choix d'un profil de rugosité périodique équivalent	205
Figure III. 62: Modélisation multi-échelle des raideurs élastiques de l'interface entre couches de chaussées	206
Figure III. 63 : Présentation du schéma de raideur équivalente : hypothèses de calcul et schéma de passage du repère local d'une aspérité au repère global.....	207
Figure III. 64: Raideurs équivalente aux rugosités périodiques en fonction de l'angle d'aspérité.....	210
Figure III. 65 : Comparaison des modélisations macro-méso avec les résultats expérimentaux avec $\gamma = 0.25$	213

Figure III. 66 : Comparaison des modélisations macro-méso avec les résultats expérimentaux avec $\gamma = 0.6$	214
Figure III. 67 : Identification d'un motif périodique 2D à partir des données de terrain	216
Figure III. 68 : Indicateur de forme de rugosité périodique	216
Figure III. 69 : Mise en évidence de l'effet de l'engrènement par différentes formulations et textures	217
Figure III. 70 : Mise en évidence de l'effet de l'adhésion par différents type de couche d'accrochage	218
Figure III. 71: Démarche de l'approche de modélisation de l'interface endommageable rugueuse des chaussées	220
Figure A.1. 1 : Méthode d'extraction (à froid, SMM) et référence normative.....	240
Figure A.1. 2 : Courbe granulométrique des extractions (2014) du complexe bicouche	241
Figure A.1. 3 : Pourcentage de vides des éprouvettes	246
Figure A.1. 4: Principe de l'essai MAER ("IFSTTAR: Catalogue des Matériels MLPC® de Laboratoire Pour Enrobés" 2015).....	247
Figure A.1.5 : Isothermes du module sécant moyen des six éprouvettes des couches inférieure et supérieure	248
Figure A.1. 6 : Détermination de la courbe maitresse : annexe G de la norme 12697-26.....	249
Figure A.1. 7 : Courbes maitresses moyenne à différentes température de -5°C jusqu'à 20°C , reconstituées à partir des différentes isothermes du module sécant	250
Figure A.1.8 : Loi de traction séparation de l'interface : $\sigma - [U_n]$ et évolution de la densité d'énergie dissipée cumulée: CF4-2	264
Figure A.2. 1: Déplacement des casques de l'éprouvette CF4-2.....	254
Figure A.2. 2 : Déplacement des casques de l'éprouvette CF4-3.....	255
Figure A.2. 3 : Champs globaux UN5-1 : Comportement mécanique global du bicouche.....	255
Figure A.2. 4 : Champs global de l'éprouvette UN5-1 et faciès de rupture	256
Figure A.2. 5 : Champs de déformation ε_{yy} : UN5-1 (16x16 pixels ² [1]).....	256
Figure A.2. 6 : Champs de déformation ε_{yy} : 32x32 [8]	256
Figure A.2. 7 : Localisation de l'interphase pic à l'image 41 : H-DIC 4x4 pixels ² [1].....	257
Figure A.2. 8 : Localisation de l'interphase pic à l'image 41 : DIC 16x16 pixels ² [1]	257
Figure A.2. 9 : Superposition des courbes de comportement globale et locale.....	258
Figure A.2. 10 : Propriétés mécaniques des couches de l'éprouvette UN5-1 (DTT) : 16x16 [1]	259
Figure A.2. 11 : Evolution de la raideur normale en fonction du saut de déplacement normal de UN5-1 (DTT)	260
Figure A.2. 12 : Champs globaux CF4-2 : Comportement mécanique global du bicouche.....	260

Figure A.2. 13 : Processus de localisation de l'interphase CF4-2 16X16 [1] pic à l'image 55.....	261
Figure A.2. 14 : Identification de l'épaisseur de l'interphase CF4-2 : 16X16 [1].....	261
Figure A.2. 15 : Superposition des courbes de comportement globale et locale CF4-2 : 16X16 [1]..	262
Figure A.2. 16 : Modules d'Young et coefficient de Poisson (ν) CF4-2 : 16X16 [1].....	263
Figure A.2. 17 : DTT : CF4-2 (a) Comparaison des rigidités normales des deux méthodes ; (b) Evolution de $[U_y]^{(1)}$ en fonction de $[U_y]^{(2)}$	263
Figure A.2. 18 : Evolution de la rigidité normale k_n et de l'endommagement en fonction de $[U_n]$: CF4- 2.....	264
Figure A.2. 19 : Champ global : (a) Zone d'étude (référentiel, marqueurs et grille de corrélation ; (b) Comportement mécanique global	265
Figure A.2. 20 : CF4-3 (a) : Champs déplacement U_y ; (b) profils de déplacement moyen en fonction de l'ordonnée Y pour les différents images (pic à l'image 48)	266
Figure A.2. 21 : CF4-3 : Cartographies de champ de déformation ϵ_{xx} ; 16x16 pixels ² [1].....	266
Figure A.2. 22 : Zoom sur la localisation de l'ITZ : Déformation de l'interphase en fonction de la déformation globale du bicouche dans la zone d'étude (ZOI)	267
Figure A.2. 23 : Module d'Young des différentes zones dans le bicouche pour deux tailles de fenêtres de corrélation de l'éprouvette CF4-3.....	267
Figure A.2. 24: Coefficient de Poisson pour les différentes tailles de fenêtres de corrélation.....	268
Figure A.2. 25 : Suivis de marqueurs, DNST CF4-GF2	270
Figure A.2. 26 : Suivis de marqueurs, DNST CF4-CF2	271
Figure A.2. 27 : Cartographies du champ de déformation ϵ_{xy} de l'éprouvette CF4-CF2, pic à l'image 196.....	272
Figure A.2. 28 : Localisation de l'interphase CF4-CF2 16x16[1] pic à l'image 196	272
Figure A.2. 29 : Représentation des trois zones identifiées : essai DNST (CF4-GF2)	273
Figure A.2. 30 : Représentation des trois zones identifiées : essai DNST (CF4-CF2).....	273
Figure A.2. 31 : Champs de déformation (CF4-CF2) : (a) dans des zones des couches supérieure et inférieure ; (b) dans la zone transitoire intermédiaire (ZTI) localisée au voisinage de l'interface	274
Figure A.2. 32 : CF4-CF2 (a) Loi de comportement de l'interphase en cisaillement ; (b) courbe de dilatance	275
Figure A.2. 33: (a) Evolution de la rigidité tangentielle de l'interface et de l'endommagement en fonction de déplacement relatif à l'interface ; (b) Comparaison des deux approches	277

Table des tableaux

Tableau I. 1 : Différents tests d'adhérence.....	13
Tableau I. 2 : Différents modèles de zone cohésive (MZC).....	25
Tableau I. 3 : Lois d'interface par la méthode asymptotique (Khaoua, 1995).....	30
Tableau I. 4 : Affinité émulsion-granulats	40
Tableau I. 5 : Méthodes de caractérisation de la rugosité	47
Tableau I. 6 : Méthodes de caractérisation qualitatives du niveau de collage in situ.....	51
Tableau I. 7 : Essais de caractérisation de l'interface en mode I pur	54
Tableau I. 8 : Essais de caractérisation de l'interface en mode II pur sans confinement.....	57
Tableau I. 9 : Essais de cisaillement avec confinement	59
Tableau II. 1 : Propriétés de l'émulsion cationique modifiée 69% par SBS en tant que couche d'accrochage	73
Tableau II. 2 : Caractéristiques des géogrilles.....	73
Tableau II. 3 : Résultats de caractérisation du liant.....	75
Tableau II. 4 : Formulation du bicouche RILEM –SIB-TG4 (valeurs moyennes).....	76
Tableau II. 5 : Dimensions des éprouvettes de l'essai de traction directe.....	77
Tableau II. 6: Dimensions des éprouvettes et température de l'essai DNST	79
Tableau II. 7: Dimensions des six éprouvettes UN et CF testés.....	81
Tableau II. 8: Résultats de l'essai de traction directe des champs globaux	90
Tableau II. 9 : Incertitude de mesure sur le déplacement et le champ de déformation 16x16 pixels ² [1]	99
Tableau II. 10 : Chute de module pendant les différentes phase de déformation du bicouche en traction monotone.....	111
Tableau II. 11 : Résultats de l'essai DTT par l'analyse DIC.....	111
Tableau II. 12: Résultats de l'essai DNST	121
Tableau II. 13: Résultats de l'essai DST.....	124
Tableau II. 14 : Paramètres de hauteur, paramètres spatiaux et paramètres fonctionnels d'un état de surface linéique (2D) selon la norme ISO 4287	129
Tableau II. 15 : Paramètres de hauteur, paramètres spatiaux et paramètres fonctionnels d'un état de surface surfacique (3D) selon la norme ISO 25178	131
Tableau II. 16 : Paramètres de hauteur (3D)	133
Tableau II. 17 : Paramètres fonctionnels (3D)	136
Tableau II. 18 : Paramètres de hauteur (2D)	137

Tableau II. 19: Paramètres spatiaux (2D).....	137
Tableau II. 20 : Paramètres fonctionnels.....	138
Tableau II. 21 : Résultats de la méthode volumétrique.....	139
Tableau III. 1 : Description des paramètres du modèle d'interface.....	154
Tableau III. 2 : Paramètres du maillage pour les simulations.....	155
Tableau III. 3: Paramètres de rugosité périodiques des éléments du profil 2D.....	156
Tableau III. 4 : Rigidités (normale et tangentielle) pour un film de liant à 20°C et 1 Hz.....	189
Tableau III. 5 : Identification du paramètre de propagation et de couplage.....	190
Tableau III. 6 : Comparaison entre les paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux en mode I.....	191
Tableau III. 7 : Comparaison entre les paramètres d'entrée du modèle et les résultats expérimentaux en mode II.....	197
Tableau III. 8 : Raideurs élastiques équivalente aux cas IL-REE.....	205
Tableau III. 9 : Raideurs élastiques équivalente aux cas IL-REE.....	213
Tableau III. 10 : Raideurs élastiques équivalente aux cas IL-REE.....	214
Tableau III. 11 : Caractéristiques de textures des revêtements routiers (Beautru, 2012).....	215
Tableau III. 12 : Résultats du macro modèle pour les différentes formulations.....	218
Tableau III. 13 : Résultats du macro modèle pour les deux types de couche d'accrochage.....	219
Tableau A.1. 1 : Courbes granulométriques de l'enrobé.....	241
Tableau A.1. 2 : Masse volumique réelle des granulats (2011).....	242
Tableau A.1. 3 : Coefficient d'absorption d'eau des granulats (2011).....	242
Tableau A.1. 4 : Teneur en liant par la méthode d'extraction SMM.....	243
Tableau A.1. 5 : Résultats des essais de caractérisation du bitume.....	244
Tableau A.1. 6 : Spécifications des bitumes routiers (EN 12591).....	245
Tableau A.1. 7 : Masse volumique réelle de l'enrobé.....	245
Tableau A.1. 8 : Caractéristiques des éprouvettes de la couche inférieure CF4 : 2014.....	246
Tableau A.1. 9 : Caractéristiques des éprouvettes de la couche supérieure CF4 : 2014.....	247
Tableau A.1. 10 : Modules sécants (en MPa) de la couche inférieure de la plaque CF4 (2014).....	251
Tableau A.1. 11 : Modules sécants (en MPa) de la couche inférieure de la plaque CF4 (2014).....	252

Table des matières

Remerciements	iv
Rayonnement et travaux scientifiques.....	v
Droits d’auteurs	vi
Sommaire	vii
Nomenclature	viii
Exposant.....	ix
Indices	ix
Abréviations	ix
Paramètres des modèles.....	ix
Introduction générale.....	1
Chapitre I. Etat de l'art sur le comportement mécanique des interfaces: application dans les structures de chaussées	3
Introduction	4
I.1. Aspects liés aux interfaces	4
I.1.1. Définition de l’interface	4
I.1.2. Interfaces à l’échelle Micro : Adhésion	6
I.1.3. Interfaces à l’échelle Méso-Macro : Adhérence	10
I.1.4. Tests mécaniques d’adhérence.....	12
I.1.5. Besoin en termes de modélisation.....	14
I.2. Modélisations des interfaces dans les matériaux et les structures.....	14
I.2.1. Modèles de la mécanique de la rupture.....	15
I.2.2. Modèles de zone cohésive.....	21
I.2.3. Modèles asymptotiques.....	28
I.2.4. Bilan sur les approches de modélisation	32
I.3. Interfaces entre couches de chaussées.....	33
I.3.1. Constations in situ	33
I.3.2. Aspects phénoménologiques.....	37
I.3.3. Caractérisation de l'adhérence des interfaces de couches de chaussées	50
I.4. Modélisations des interfaces dans les couches de chaussées	62
I.4.1. Contact à l’interface	63
I.4.2. Modélisations numériques du comportement de l’interface	65
I.4.3. Bilan.....	69
Conclusion.....	69
Chapitre II. Caractérisation expérimentale du comportement mécanique des interfaces de chaussées	71
Introduction	72
II.1. Complexes testés	72
II.2. Essais et corps d’épreuves	76
II.2.1. Essai de traction directe sur une éprouvette bicouche enrobé/enrobé (DTT).....	76
II.2.2. Essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST).....	78
II.2.3. Essai de double cisaillement (DST).....	79

II.3. Moyens et méthodes	81
II.3.1. Conditions de chargement	81
II.3.2. Analyse des champs cinématiques : un outil de caractérisation par méthodes optiques de mesures de champs.....	82
II.4. Caractérisation mécanique de l'interphase/interface	88
II.4.1. Essai de traction directe (DTT) : mode I	88
II.4.2. Essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST).....	111
II.4.3. Essai de double cisaillement (DST) : mode II	121
II.5. Caractérisation physique de l'interface : macro-texture de surface.....	124
II.5.1. Méthodes et corps d'épreuve	125
II.5.2. Paramètres normatifs de caractérisation d'un état de surface	127
II.5.3. Analyse des résultats.....	132
Conclusion.....	141
Chapitre III. Modélisation multi-échelle des interfaces endommageables de chaussées	143
Introduction	144
III.1. Présentation du modèle utilisé et analyse des paramètres	146
III.1.1. Modèle d'interface endommageable de type MZC	146
III.1.2. Mise en œuvre numérique	149
III.1.3. Bilan sur les paramètres du modèle.....	153
III.2. Etude paramétrique et apport de l'analyse à deux échelles : macro-méso	155
III.2.1. Mode I : Traction, essai Direct Tensile Test (DTT)	155
III.2.2. Mode II : Cisaillement, essai DST	169
III.2.3. Effet des raideurs en mode I et II	182
III.2.4. Bilan sur l'étude paramétrique en mode I et II.....	187
III.3. Validation du modèle d'interface par les résultats expérimentaux en mode I et II	188
III.3.1. Identification des paramètres du MZC	188
III.3.2. Mode I : essai de traction directe DTT	191
III.3.3. Mode II : Essai double cisaillement DST	193
III.3.4. Bilan sur la confrontation des résultats expérimentaux et numériques	197
III.4. Modélisation des interfaces périodiques mésoscopiques	197
III.4.1. Introduction des paramètres de rugosité périodique pour la méso-modélisation	197
III.4.2. Effet des paramètres des motifs périodiques	199
III.4.3. Recherche du profil périodique équivalent.....	204
III.4.4. Bilan	205
III.5. Retour à l'échelle macroscopique pour la modélisation des chaussées.....	206
III.5.1. Changement d'échelle meso à macro	206
III.5.2. Identification des paramètres globaux.....	208
III.5.3. Comparaison des modélisations	212
III.5.4. Application à plusieurs cas de chaussées	215
Conclusion.....	219
Conclusion générale et perspectives.....	221
Références bibliographiques	223
Annexes.....	238
Annexe 1. Caractérisation de l'enrobé constitutif des deux couches	239
Annexe 1.1. Caractérisation physico-chimique de l'enrobé.....	239
Annexe 1.2. Caractérisation mécanique de l'enrobé (DT-PR).....	247
Annexe 2. Caractérisation mécanique de l'interphase/interface par DIC	253

Annexe 2.1. Essai de traction directe (DTT) : mode I.....	253
Annexe 2.2. Essai de cisaillement sur éprouvette double entaillée (DNST) : mode II	269
Table des illustrations.....	278
Table des tableaux.....	287
Table des matières.....	289



Mécanismes et modélisations de dégradation et décollement des interfaces de couches de chaussées

Si, pour les matériaux composites élaborés, de nombreuses études expérimentales ainsi que des modèles locaux de comportement ont été développés, la maîtrise du comportement des interfaces entre couches de surface ou d'assise de chaussées est actuellement un réel verrou scientifique. La méthode de dimensionnement française actuelle ne prend en compte, aux interfaces, que des conditions conventionnelles de collage ou de glissement parfait. Afin d'appréhender le comportement local de l'interphase/interface, les outils de la photomécanique apparaissent incontournables. La présente thèse propose une modélisation de l'interface rugueuse et endommageable par un modèle de zone cohésive en mode mixte. Ce manuscrit de thèse comporte trois chapitres. D'abord, le chapitre I présente un état de l'art sur les interfaces dans les matériaux et les structures et en particulier dans les couches de chaussées. Ensuite dans le chapitre II, une identification expérimentale des paramètres mécaniques et géométriques du modèle d'interface est proposée à travers des essais de traction et de cisaillement et des mesures de la texture (PMT et projections de franges). Les résultats obtenus (adhésion, rugosité,...) seront les paramètres d'entrée d'un modèle d'endommagement d'interface. Enfin, le chapitre III aborde la modélisation des interfaces entre couches de chaussées sous l'angle des modèles de zones cohésives avec la prise en compte de la rugosité géométrique. A l'issue de cette étude, une loi est proposée permettant de prendre en compte l'effet de la rugosité à une échelle locale dans une interface lisse équivalente à l'échelle globale.

Mots-clés : Interface, corrélation d'images numérique (CIN), mesure de champs, rugosité, modèle de zone cohésive (MZC), endommagement

Damage interface and debonding modeling in multilayered asphalt pavements

Interface between bituminous layers is an important parameter for the pavement computational design. New pathologies in pavement structure require today rational methods taking into account the interfaces behavior. Due to these concerns, the current study is based on a damage cohesive zone model (CZM) in mixed mode of the rough interfaces. The model was initially proposed by Allix-Ladevèze. This thesis presents a comprehensive interface modeling including delay effect, based on damage energy release rate. The process of the present study is presented in three chapters. The first chapter present the stat of art of interfaces. The second devoted to identify the parameters of the interface model and material properties through advanced optical method as Digital Image Correlation (DIC) and (H-DIC). In the third chapter, a study of the influence of the elastic normal and tangential stiffness and coupling parameters in the mixed mode on the debonding interfacial energy is presented. An analytical model provides relations between the interfaces stiffness, the coupling parameter of the CZM and the interfacial roughness. Then, a parametric numerical analysis is conducted to study the roughness effect on the interface constitutive law. Results show clearly the roughness influence in this kind of structures. The damage behaviours predicted by the proposed model for pure mode I, pure mode II and for mixed mode with taking into account of roughness are found in good agreement with experimental results.

Keywords : interface/interphase, Digital Image Correlation (DIC), cohesive zone model (CZM), roughness, damage

